

Influencia del modelo de vehículo en la predicción del comportamiento a flexión de puentes isostáticos de ferrocarril para tráfico de alta velocidad

ALEJANDRO DOMÉNECH MONFORTE

**EDITORIAL
UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE VALÈNCIA**



UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA

Departamento de ingeniería de la construcción
y de proyectos de obra civil

**Influencia del modelo de vehículo en la predicción del
comportamiento a flexión de puentes isostáticos de
ferrocarril para tráfico de alta velocidad**

TESIS DOCTORAL

Autor:

Alejandro Doménech Monforte

Directores:

Pedro Museros Romero
Doctor Ingeniero Industrial

María Dolores Martínez Rodrigo
Doctor Ingeniero Industrial

Valencia, febrero de 2014

Colección Tesis Doctorales

© Alejandro Doménech Monforte

© 2014, de la presente edición: Editorial Universitat Politècnica de València
Telf.: 963 877 012 / www.lalibreria.upv.es

ISBN: 978-84-9048-221-6 (versión CD)

Queda prohibida la reproducción, distribución, comercialización, transformación, y en general, cualquier otra forma de explotación, por cualquier procedimiento, de todo o parte de los contenidos de esta obra sin autorización expresa y por escrito de sus autores.

A mi madre

Resumen

En el marco de esta tesis doctoral se investiga el problema de la interacción vertical vehículo-estructura en puentes de ferrocarril para alta velocidad. El estudio de los efectos dinámicos que aparecen en puentes ante la circulación de composiciones ferroviarias ha sido abordado tradicionalmente empleando modelos de cargas móviles, en los que el vehículo se representa como una serie de fuerzas concentradas de módulo constante e igual a la carga estática de cada uno de sus ejes. Mediante este modelo no se reproducen por tanto ninguno de los movimientos internos que el vehículo puede experimentar al interactuar con las oscilaciones del tablero, despreciándose los efectos inerciales debidos a las masas de la composición, y la consecuente disipación de energía a través de los sistemas de suspensión.

Al emplear un modelo de vehículo de mayor complejidad, capaz de reproducir los mecanismos de interacción con la estructura, los desplazamientos y las aceleraciones verticales del tablero en resonancia pueden reducirse de manera considerable, con la consecuente repercusión que ello puede conllevar en la verificación de los Estados Límite de Servicio. Como alternativa a los modelos de interacción, y para poder reproducir de forma simplificada la atenuación de la respuesta del puente debido a ésta, el Eurocódigo 1 permite incrementar el valor del amortiguamiento estructural considerado en el cálculo realizado con modelos de cargas puntuales, en un porcentaje que depende de la luz de la estructura.

El trabajo realizado está orientado en dos direcciones complementarias: (i) valorar el efecto beneficioso mínimo y máximo que puede derivarse de la incorporación de los efectos de interacción en el cálculo de la respuesta del puente, considerando para ello el conjunto de situaciones de proyecto que pueden presentarse y los modelos de interacción más comunes; y (ii) establecer si es posible adoptar un método simplificado que incorpore los efectos de interacción en el diseño o reacondicionamiento de puentes isostáticos.

Se ha realizado en primer lugar un análisis de sensibilidad exhaustivo, en base a un planteamiento analítico, que ha permitido detectar el conjunto de parámetros adimensionales que rige la respuesta dinámica del puente, y cuyo objetivo es conseguir cuantificar la influencia del fenómeno de interacción vertical teniendo en cuenta todos los posibles escenarios. Como ejemplo de aplicación de los resultados teóricos

obtenidos se han estudiado, en segundo lugar, una serie de casos representativos que permiten reproducir las principales tendencias observadas, así como establecer la importancia práctica del fenómeno de la interacción en la verificación del estado límite de servicio de aceleración vertical de los tableros, uno de los requisitos más restrictivos en el proyecto de puentes isostáticos de alta velocidad.

La principal conclusión que se extrae a partir de los trabajos realizados es que debido a la variabilidad de las características mecánicas de las composiciones y de las estructuras ferroviarias, la consideración de los efectos de interacción puede llegar a afectar de manera muy poco significativa a la respuesta máxima del puente en el rango de velocidades de proyecto, por lo que no se puede proponer el uso generalizado de un método simplificado que prediga la atenuación de la respuesta del puente debido a la interacción estando del lado de la seguridad. El análisis de los efectos de interacción requiere pues del uso de modelos de interacción, de mayor o menor complejidad en función de las pretensiones del estudio, particularizados a cada situación concreta de proyecto.

La investigación efectuada ha sido financiada parcialmente gracias al Proyecto de Investigación (PI) BIA2008-04111 del Ministerio de Ciencia e Innovación, con título *Modelos numéricos avanzados para el análisis de vibraciones detectadas en puentes de ferrocarril pertenecientes a líneas convencionales acondicionadas para Alta Velocidad*. Este proyecto fue concedido a la Universidad de Granada en noviembre de 2008, siendo el Investigador Responsable D. Pedro Museros Romero, actualmente Profesor Titular en el Departamento de Mecánica de los Medios Continuos y Teoría de Estructuras de la Universitat Politècnica de València.

El autor y los directores desean expresar su agradecimiento por toda la ayuda y el apoyo prestado durante el desarrollo de la tesis a D. Jorge Nasarre y de Goicoechea y D. Alejandro Castillo Linares, así como a las empresas españolas INECO y la CAF.

Abstract

In the context of this Doctoral Thesis the problem of vertical vehicle-structure interaction in High-Speed simply-supported railway bridges is addressed. The analysis of the dynamic effects experienced by bridges under the circulation of railway vehicles has been classically approached using models of constant moving loads. In these models the vehicle axles are represented using concentrated forces with constant modulus, equal to each of the static axle loads. This implies neglecting the vehicle-structure interaction effects (*i. e.*, vehicle masses inertial effects and suspension systems energy dissipation mechanisms) that couple the vehicle internal degrees of freedom with the bridge deck oscillations.

When interaction models of the vehicles are used, the resonant response of the bridge, in terms of the deck vertical displacement and acceleration, may be substantially reduced, entailing an important repercussion on the verification of the Serviceability Limit States of the structure. As an alternative to the use of complex interaction models, Eurocode 1 proposes a simplified methodology based on increasing the overall structural damping of the bridge in order to take into account the attenuation of its resonant response due to vehicle-structure interaction effects, while using constant moving load models for the vehicle representation. The amount of additional structural damping to be considered when calculating the bridge response depends on the bridge span according to this methodology.

The research work developed in this Thesis pursues two complementary objectives: (i) to assess the minimum and maximum beneficial effects associated to the vehicle-structure interaction on the bridge response, taking into account the space of possible design situations and the most common vehicle interaction models; and (ii) to determine if it is possible to adopt a simplified model which incorporates the vehicle-structure interaction effects in the design of new simply-supported structures or in the retrofit of existing ones from a conservative standpoint.

First, a thorough sensitivity analysis, based on an analytical formulation, has been performed, with the aim of determining the set of nondimensional parameters that govern the bridge dynamic response, and quantifying the influence of the vehicle-structure interaction effects on the bridge resonant amplification in an extensive space of possible scenarios. Then, in order to show the practical application of the nondi-

mensional study, a set of representative cases is selected. The principal tendencies detected in the previous study are shown in several bridge models under the circulation of different commercial trains, and the relevance of the interaction effects in the verification of the Serviceability Limit States, in particular on the deck transverse acceleration, is highlighted.

The principal conclusion derived from the work developed is that due to the variability in the mechanical characteristics of the railway vehicles and bridge structures, vehicle-structure interaction may nearly not affect the maximum bridge response in the range of velocities of study. Therefore it is not recommendable to propose a simplified methodology to take into account the bridge resonant response attenuation due to the interaction effects from a safety perspective. The analysis of the interaction effects on a bridge structure would require the use of an interaction model, with the level of complexity demanded by each actual study, particularized to each project scenario.

This research line has been partially funded through the Research Project BIA2008-04111 of the Spanish Ministry of Science and Innovation, with title *Advanced numerical models for the analysis of vibrations in railway bridges belonging to conventional railway lines upgraded for High-Speed traffic*. This project was awarded to the University of Granada in November of 2008, and has been led by the Principal Investigator D. Pedro Museros Romero, nowadays Professor at the Department of Continuum Mechanics and Structural Analysis of the Universitat Politècnica de València.

The author and the supervisors wish to gratefully acknowledge the help and support provided during the development of the thesis by Mr. Jorge Nasarre y de Goicoechea and Mr. Alejandro Castillo Linares, as well as the Spanish companies INECO and CAF.

Resum

En el marc d'aquesta tesi doctoral s'investiga el problema de la interacció vertical vehicle-estructura en ponts de ferrocarril per a alta velocitat. L'estudi dels efectes dinàmics que apareixen en ponts davant la circulació de composicions ferroviàries ha estat abordat tradicionalment emprant models de càrregues mòbils, en què el vehicle es representa com una sèrie de forces concentrades de mòdul constant i igual a la càrrega estàtica de cada un dels seus eixos. Mitjançant aquest model no es reprodueixen per tant cap dels moviments interns que el vehicle pot experimentar al interaccionar amb les oscil·lacions del tauler, menyspreant els efectes inercials deguts a les masses de la composició, i la consegüent dissipació d'energia a través dels sistemes de suspensió.

En emprar un model de vehicle de més complexitat, capaç de reproduir els mecanismes d'interacció amb l'estructura, els desplaçaments i les acceleracions verticals del tauler en ressonància es poden reduir de manera considerable, amb la consegüent repercussió que això pot comportar en la verificació dels Estats Límit de Servei. Com a alternativa als models d'interacció, i per poder reproduir de forma simplificada l'atenuació de la resposta del pont a causa d'aquesta, l'Eurocodi 1 permet incrementar el valor del amortiment estructural considerat en el càlcul realitzat amb models de càrregues puntuals, en un percentatge que depèn de la longitud de l'estructura.

El treball realitzat està orientat en dues direccions complementàries: (i) valorar l'efecte beneficiós mínim i màxim que es pot obtenir al incorporar els efectes d'interacció en el càlcul de la resposta del pont, considerant per a això el conjunt de situacions de projecte que poden presentar-se i els models d'interacció més comuns, i (ii) establir si és possible adoptar un mètode simplificat que incorpori els efectes d'interacció en el disseny o recondicionament de ponts isostàtics.

S'ha realitzat en primer lloc una anàlisi de sensibilitat exhaustiu, d'acord amb un plantejament analític, que ha permès detectar el conjunt de paràmetres adimensionals que regeix la resposta dinàmica del pont, i l'objectiu és aconseguir quantificar la influència del fenomen d'interacció vertical tenint en compte tots els possibles escenaris. Com a exemple d'aplicació dels resultats teòrics obtinguts s'han estudiat, en segon lloc, una sèrie de casos representatius que permeten reproduir les principals tendències observades, així com establir la importància pràctica del fenomen de la in-

teracció en la verificació de l'estat límit de servei de acceleració vertical dels taulers, un dels requisits més restrictius en el projecte de ponts isostàtics d'alta velocitat.

La principal conclusió que s'extreu a partir dels treballs realitzats és que a causa de la variabilitat de les característiques mecàniques de les composicions i de les estructures ferroviàries, la consideració dels efectes d'interacció pot arribar a afectar de manera molt poc significativa a la resposta màxima del pont en el rang de velocitats de projecte, de manera que no es pot proposar l'ús generalitzat d'un mètode simplificat que predigui l'atenuació de la resposta del pont a causa de la interacció estant del costat de la seguretat. L'anàlisi dels efectes d'interacció requereix doncs de l'ús de models d'interacció, de major o menor complexitat en funció de les pretensions de l'estudi, particularitzats a cada situació concreta de projecte.

Aquesta investigació ha estat finançada parcialment gràcies al Projecte d'Investigació BIA2008-04111 del Ministeri de Ciència i Innovació, amb títol *Models numèrics avançats per a l'anàlisi de vibracions detectades en ponts de ferrocarril pertanyents a línies convencionals condicionades per Alta Velocitat*. Aquest projecte va ser concedit a la Universitat de Granada al novembre de 2008, sent el Investigador Responsable D. Pedro Museros Romero, actualment Professor Titular al Departament de Mecànica dels Mitjans Continus i Teoria d'Estructures de la Universitat Politècnica de València.

L'autor i els directors volen expressar el seu agraïment per tota l'ajuda i el suport prestat durant el desenvolupament de la tesi a D. Jorge Nasarre i de Goicoechea i D. Alejandro Castillo Linares, així com a les empreses espanyoles INECO i la CAF.

*Si he logrado ver más lejos,
ha sido porque he subido a hombros de gigantes.*

- Isaac Newton

Agradecimientos

Esta tesis doctoral es el resultado de casi cinco años de esfuerzo y dedicación. Una intensa etapa de mi vida que no podría dar por concluida sin tratar de expresar públicamente todo mi agradecimiento a las personas que han permitido que este documento vea la luz:

A mis directores de tesis, Pedro Museros Romero y M^a Dolores Martínez Rodrigo. Su valía en el campo científico está más que probada por la excelencia que caracteriza todos sus trabajos y el rumbo de sus trayectorias profesionales. Para quienes no tengan el privilegio de conocerles en el plano personal, debo añadir que su tremenda calidad humana no ha dejado de sorprenderme durante estos años, especialmente en los momentos más duros. Gracias por vuestra confianza y apoyo, por creer en mí cuando yo menos lo hacía, por haber compartido conmigo vuestros conocimientos. Gracias Pedro, por tus ideas, origen y razón de ser de esta tesis doctoral, por tantas horas de trabajo. Gracias Lola por tu dedicación y entusiasmo, por tanto. Gracias a ambos.

Quiero también expresar toda mi gratitud a Jorge Nasarre, Pepe Lavado y Alejandro Castillo por el apoyo prestado durante estos años, por toda su colaboración y el enorme valor añadido que aportan a nuestro grupo con su experiencia, profesionalidad y curiosidad científica. Asimismo, mi agradecimiento a las empresas españolas INECO y CAF, por la colaboración que nos han brindado en la ardua tarea de caracterizar el material rodante de alta velocidad.

Deseo asimismo transmitirle mi gratitud a Pedro Company, por las numerosas ocasiones en que me ha escuchado y tan certeramente ha sabido aconsejarme desde mis inicios como estudiante de ingeniería. Por su ayuda y colaboración, siempre desinteresadas e incondicionales. A Pascual Martí, por haber tenido la enorme deferencia de recibirme en uno de los momentos más difíciles de la tesis, por los buenos consejos

que me brindó y que me ayudaron a encauzar de nuevo el rumbo de los trabajos.

Gracias a mis compañeros en la UJI, José Manuel, Emma, David, Leo, Lola y el resto, por vuestra amistad, por haberme escuchado y dejar que yo os escuche, por todo vuestro apoyo. Mi agradecimiento también a todo el equipo de CEL-RAS Arquitectura, por el privilegio de haber compartido juntos algunas horas de despacho, y tantas de amistad. A todos los anteriores, todo mi reconocimiento por vuestro buen hacer, calidad humana y el gran rumbo profesional que lleváis.

Quiero también expresar mi agradecimiento a mis grandes amigos y compañeros de cordada, por tanto que hemos compartido, y por tanto que estoy seguro nos queda por compartir: a Víctor, Polo, Andris, Juanjo, Jorge, David, y Michael.

A Santi, Lidón y Luis, por abrirme las puertas de sus casas y hacerme sentir como si estuviera en la mía. Por todo lo que hay en los *tuppers* de los lunes. Gracias, con todo mi cariño, por todo vuestro cariño.

A mis hermanos, José Luis y Carlos. Cada palabra queda vacía al tratar de expresar lo que significáis para mí. Gracias, desde siempre, porque hemos aprendido juntos a vivir, porque formáis parte de todo. A mis hermanas, Paula y Kim, por ampliar y sumar tanto en la esfera donde la vida cobra su más grato sentido.

A ti, Irene, por ser esa gran compañera de viaje, en este y en todos, cada día, el viento bajo mis alas. Por todo tu amor, porque has sido mi rumbo en los días más duros, por ese sueño en el que tan despiertos estamos.

Esta tesis se la dedico a mi madre. El camino de la vida es mucho más sencillo si tienes la suerte de contar con el ejemplo de unos padres extraordinarios. Tú has sido los dos. Nuestra deuda contigo es toda una vida de felicidad.

Por último, a todas esas personas que ya no están, pero que siempre están con nosotros. A ti, abuelito Vicente, que tanto me enseñaste. Sé que nadie lo disfrutará tanto como tú. Y a ti papá, que nos disfrutas cada día.

Alejandro

Índice general

Resumen	v
Abstract	vii
Resum	ix
Lista de abreviaturas y definiciones	xix
1 Introducción y objetivos	1
1.1 Introducción	2
1.1.1 Caso de estudio: valoración de la interacción vehículo-estructura	8
1.1.2 Simplificación del problema: análisis de la interacción en el puente de estudio sometido al paso de un solo eje	10
1.1.3 Fenómenos resonantes e interacción	14
1.2 Objetivos	20
1.3 Contenido de la tesis doctoral	21
2 La interacción vehículo-estructura en puentes de ferrocarril: Estado del arte	23
2.1 Orígenes y evolución del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril	23
2.2 Principales contribuciones al estudio del comportamiento dinámico del puente ferroviario considerando modelos de cargas constantes . . .	29

2.3	Principales contribuciones al estudio del comportamiento dinámico del puente ferroviario considerando modelos de interacción	35
2.4	Conclusiones	40
3	Análisis de sensibilidad en sistemas vehículo-estructura: formulación y planteamiento	43
3.1	Introducción	43
3.2	Formulación original del comité ERRI D214 sobre la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos	45
3.3	Modelos matemáticos implementados	51
3.3.1	Características de los modelos implementados	51
3.3.2	Ecuación adimensional de movimiento para el modelo TLM	66
3.3.3	Ecuación adimensional de movimiento para los modelos SIM y DIM	67
3.4	La formulación de semejanza en la reducción de la respuesta del puente	71
3.4.1	Fórmulas de semejanza y parámetros fundamentales de los modelos	71
3.4.2	Aplicación de las fórmulas de semejanza a la reducción de la respuesta del puente	74
3.4.3	Aplicación de las fórmulas de semejanza al cálculo del amortiguamiento adicional	75
3.4.4	Aplicación de las fórmulas de semejanza a las fuerzas de interacción normalizadas	77
3.4.5	Análisis del método del amortiguamiento adicional del Eurocódigo 1	79
3.5	Definición del análisis de sensibilidad	93

3.5.1	Catálogo de coches convencionales representativos para alta velocidad	93
3.5.1.1	Aspectos normativos que condicionan el catálogo	94
3.5.1.2	Datos de trenes reales de alta velocidad	97
3.5.1.3	Colaboración con empresas del sector ferroviario	98
3.5.1.4	Justificación del catálogo	98
3.5.2	Catálogo de puentes isostáticos representativos para alta velocidad	108
3.5.3	Combinaciones realistas de los parámetros fundamentales .	119
3.5.3.1	Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: caso simplificado	120
3.5.3.2	Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: caso completo	121
3.5.4	Marco general del análisis de sensibilidad	124
3.5.4.1	Discretización de los parámetros fundamentales y configuraciones vehículo-estructura consideradas	124
3.5.4.2	Casos excluidos por cancelación de resonancia . .	126
3.5.4.3	Consideraciones sobre las velocidades de cálculo analizadas	132
4	Análisis de sensibilidad en sistemas vehículo-estructura: interpretación de resultados	135
4.1	Introducción	135
4.2	Análisis de la interacción a partir de una configuración de referencia	137
4.2.1	Fenómenos de interacción asociados al problema del oscilador móvil amortiguado	137
4.2.2	La configuración de referencia del modelo DIM	141
4.3	Influencia del número de modos y del modelo de vehículo	152

4.4	Influencia del orden de resonancia	155
4.5	Influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches	159
4.6	Influencia de los parámetros fundamentales secundarios	164
4.6.1	Modelo SIM	165
4.6.2	Modelo DIM	165
4.7	Conclusiones	173
5	Análisis de casos reales	177
5.1	Introducción	177
5.2	ELS de aceleración vertical en el catálogo de puentes	179
5.3	Composiciones convencionales	187
5.3.1	Resultados representativos	187
5.3.2	Contraejemplos al ADM	193
5.3.3	Casos complementarios y adicionales	200
5.3.3.1	Influencia de la cancelación parcial de resonancia por geometría de la composición	201
5.3.3.2	Influencia de las locomotoras	208
5.3.3.3	Casos de estudio en primera resonancia	210
5.3.3.4	Influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches	221
5.3.3.5	Influencia de la disipación de la suspensión primaria	223
5.3.3.6	Influencia de los parámetros de la caja	228
5.4	Composiciones articuladas y regulares	246
5.4.1	Resultados representativos	246
5.4.2	Contraejemplos al ADM	249

5.4.3	Casos complementarios y adicionales	260
5.5	Conclusiones	264
6	Conclusiones y desarrollos futuros	271
6.1	Resumen del trabajo realizado	271
6.2	Aportaciones originales	273
6.3	Conclusiones	274
6.4	Líneas de investigación propuestas	278
Anexo A	Formulación del modelo TLM	281
Anexo B	Solución analítica del modelo TLM	289
Anexo C	Formulación de los modelos de interacción	293
C.1	Equilibrio dinámico de la viga B-E simplemente apoyada sometida a una sucesión de fuerzas de interacción	293
C.2	Equilibrio dinámico de un coche convencional	294
C.2.1	Particularización del equilibrio dinámico del coche para el modelo DIM	295
C.2.2	Particularización del equilibrio dinámico del coche para el modelo SIM	297
C.3	Equilibrio dinámico del sistema vehículo-estructura	298
Anexo D	Desglose de la ecuación de movimiento adimensional para los modelos SIM y DIM	303
D.1	Modelo SIM	304
D.2	Modelo DIM	307

Anexo E Trenes reales para alta velocidad	313
E.1 ICE 2	315
E.2 ETR500Y	316
E.3 Virgin	317
E.4 Shinkansen S300	318
E.5 Pioneer	319
E.6 AVE-S103 (ICE 3)	320
E.7 Eurostar	321
E.8 Talgo AV	323
Anexo F Obtención de combinaciones realistas de parámetros fundamentales para el modelo DIM	325
F.1 Combinación realista de parámetros fundamentales: distancias . . .	326
F.2 Combinación realista de parámetros fundamentales: masas	334
F.3 Combinación realista de parámetros fundamentales: frecuencias . .	339
Bibliografía	345

Lista de abreviaturas y definiciones

ADM: Additional damping method (método del amortiguamiento adicional)

B-E: Bernoulli-Euler

DIM: Detailed interaction model (modelo de interacción completo)

ELS: Estado límite de servicio

ERRI: European rail research institute (instituto de investigación ferroviaria europeo)

IAPF: Instrucción relativa a las acciones a considerar en el proyecto de puentes de ferrocarril

LB: Lower bound (envolvente inferior)

ORE: Office de recherches et d'essais (oficina de investigaciones y ensayos)

SIM: Simplified interaction model (modelo de interacción simplificado)

TLM: Travelling load model (modelo de cargas móviles)

UB: Upper bound (envolvente superior)

Introducción y objetivos

El sector ferroviario ha experimentado un vertiginoso desarrollo durante las últimas décadas al tratarse de una alternativa altamente competitiva frente a los crecientes retos y desafíos que plantea nuestra sociedad: los medios de transporte demandados deben ser eficientes, seguros y rentables, sin perjuicio del respeto al medio ambiente y del crecimiento sostenible de su entorno. Estas son las premisas a partir de las que la Comisión Europea presenta su *libro blanco* sobre el futuro de los transportes para 2050 [CE, 2011], estableciendo una hoja de ruta en la que el sector ferroviario juega un rol determinante que exige la continuación de su proceso de expansión y desarrollo.

La consecución de los objetivos marcados, ya sea en el ámbito español o europeo, está supeditada a que el transporte ferroviario mantenga y amplíe su ventaja competitiva en desplazamientos medios, siendo para ello determinante elevar la velocidad de explotación de las infraestructuras con el fin de incrementar el aprovechamiento de las mismas. Las exigencias de diseño, construcción y mantenimiento tanto en materia de infraestructura como de material móvil deben responder al incremento de velocidades demandado sin que aspectos tan importantes como el confort y la seguridad de las composiciones se vean comprometidos.

En el contexto de la investigación aplicada al ámbito ferroviario se debe proseguir en la labor de dar soporte al sector, para satisfacer así sus exigencias y detectar las necesidades potenciales que puedan derivarse de la envergadura de los cambios que está experimentando el ferrocarril. Las metodologías de cálculo empleadas, los diversos modelos de simulación conocidos y las normativas disponibles deben estar en continuo proceso de revisión, adaptación y mejora de modo que los proyectistas dispongan de las mejores herramientas posibles para la toma de decisiones.

En ese sentido las singularidades que presenta el proyecto y mantenimiento de los puentes de ferrocarril, debidas a la circulación de trenes más rápidos y pesados, han

propiciado que se trate de un ámbito de investigación y revisión normativa con amplia trayectoria. Esta tesis se inscribe dentro de la temática general que atañe al estudio del comportamiento dinámico de los puentes isostáticos de ferrocarril, pretendiendo dar respuesta a una cuestión con indudable interés científico y normativo, como es determinar la influencia que adquiere el fenómeno de interacción vehículo-estructura en la predicción del comportamiento a flexión de dichas infraestructuras.

1.1. Introducción

El estudio de los efectos dinámicos producidos en un puente por el paso de una composición ferroviaria ha sido abordado tradicionalmente empleando un modelo de cargas móviles (TLM¹), en el que el vehículo se representa como una serie de cargas concentradas de valor constante e igual a la carga estática de cada uno de sus ejes. Mediante este modelo no se reproducen por tanto ninguno de los movimientos que el vehículo puede experimentar al interactuar con las oscilaciones del tablero, despreciándose los efectos inerciales debidos a las masas de la composición y la consecuente disipación de energía a través de sus sistemas de suspensión.

Según se desprende de los trabajos [Klasztorny y Langer, 1990; ERRI D214, 1999b; Museros, 2002], los fenómenos de interacción vehículo-estructura no resultan de especial relevancia salvo que la velocidad de circulación de la composición se aproxime a una *velocidad de resonancia*, entendida como aquella en la que el intervalo de tiempo transcurrido entre el paso de dos grupos de cargas consecutivos de la composición es múltiplo del periodo fundamental de la estructura. Sin embargo en situación de resonancia la aproximación introducida por el TLM puede resultar inadecuada si además contribuyen simultáneamente los siguientes factores: (i) la frecuencia de las masas suspendidas del vehículo se aproxima a la frecuencia fundamental del puente; y (ii) la masa suspendida es relativamente alta en relación con la masa de la estructura [Klasztorny y Langer, 1990; Museros y Alarcón, 2002; Yang y otros, 2004b; Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012; Goicolea y otros, 2012; Arvidsson y otros, 2014]. En tales circunstancias los efectos inerciales de la composición pueden jugar un papel determinante que conduce a una previsión menos pe-

¹TLM: travelling load model. A lo largo del documento se emplearán este y otros acrónimos derivados de sus siglas en inglés, con el fin de adaptar la nomenclatura del documento a los estándares internacionales comúnmente utilizados.

simista de la respuesta estructural si el modelo de cálculo empleado es capaz de reproducir el fenómeno de interacción vehículo-estructura. Según las referencias indicadas, el nivel de oscilaciones máximas experimentadas en puentes isostáticos de luces cortas y amortiguamientos moderados puede verse reducido hasta en un 30 % debido a los efectos de interacción.

El nivel de reducciones señalado pone de manifiesto la relevancia que puede tener la interacción vehículo-estructura en la verificación de los estados límites de servicio durante el predimensionado o la comprobación de tableros, siendo estos requisitos unos de los más restrictivos en el diseño de puentes isostáticos de alta velocidad. En concreto la verificación del estado límite de servicio de aceleración máxima (0.35 g y 0.5 g en puentes de vía con balasto² y vía en placa respectivamente [MFOM, 2007]) ha pasado a ser el factor clave de diseño de los puentes isostáticos³ desde la aparición de la alta velocidad [ERRI D214, 1999b]. Por este motivo, la influencia de la interacción en la valoración de las aceleraciones máximas del puente ha sido tratada con mayor detenimiento a lo largo del documento. De manera adicional se presentan, aunque menos detalladamente, los principales resultados y conclusiones relativos a los efectos de interacción en términos de desplazamientos y en la valoración de las fuerzas de contacto rueda-carril.

Para acometer los estudios realizados se han utilizado los dos modelos de interacción más comúnmente empleados: el modelo de interacción completo (DIM⁴) y el modelo de interacción simplificado (SIM⁵). En el DIM el vehículo se representa como

²La limitación indicada para puentes de vía sobre balasto tiene su origen en los problemas detectados en algunos de los puentes isostáticos de luces cortas pertenecientes a la pionera línea de alta velocidad París-Lyon (primera línea de alta velocidad europea inaugurada en 1981). Pudo constatarse que cuando las aceleraciones verticales del tablero alcanzaban valores del orden de 0.7–0.9 g comenzaba el proceso de pérdida de la capacidad portante del balasto: algunas de sus partículas, y especialmente las situadas en la capa superior, eran proyectadas fuera de la banqueta. La consecuente pérdida de rigidez de la capa de balasto provocaba la desestabilización de la vía y el deterioro de su geometría, con el consiguiente riesgo para la circulación de las composiciones. El estudio en profundidad llevado a cabo permitió concluir que el comportamiento anómalo era debido a situaciones de resonancia, cuyos efectos dinámicos no estaban adecuadamente valorados siguiendo el criterio de diseño vigente [UIC Code 776-1 R, 1979] basado en el coeficiente de impacto.

³En otros tipos de estructuras, como viaductos continuos, arcos o puentes-marco las amplificaciones debidas a la resonancia no condicionan el diseño de la misma manera que en los puentes isostáticos, y este es el principal motivo que ha encaminado las investigaciones que se presentan en esta tesis doctoral al estudio particular de estos últimos.

⁴Detailed interaction model

⁵Simplified interaction model

una serie de masas conectadas por elementos elásticos lineales y disipadores viscosos. Las masas representan las cajas, con inercia a la traslación vertical y al cabeceo, los bogies, también con ambos tipos de comportamiento y, por último, los ejes, con inercia únicamente a la traslación vertical. En el SIM cada eje de la composición se representa como un oscilador simple que incluye una masa suspendida, equivalente a la parte proporcional de la masa del bogie correspondiente, una masa no suspendida, igual a la masa nominal del eje, y un sistema de suspensión con rigidez y amortiguamiento iguales a los del sistema de suspensión primario del DIM. En este modelo se desprecian por tanto los efectos inerciales de las cajas, quedando estas representadas como la sobrecarga estática proporcional en cada bogie. Además el cabeceo del bogie se reproduce sólo de manera simplificada, suponiendo que la mitad de su masa vibra únicamente en traslación vertical sobre el eje correspondiente. El esquema del vehículo de ambos modelos particularizado para las composiciones de tipo convencional se puede consultar en las figuras 1.1 y 1.2. También se ha incluido la figura 1.3 con el esquema correspondiente para el TLM. Por conveniencia, en lo que respecta al desarrollo del documento, se ha indicado en cada caso las variables que definen al modelo, siendo:

- b, r empate del bogie y empate entre pivotes de bogies.
- $k_{p,s}, c_{p,s}$ rigidez y amortiguamiento de la suspensión primaria p y secundaria s .
- $m_{c,b,w}$ masa nominal de la caja c , del bogie b y del eje w .
- $J_{c,b}$ momento de inercia frente al cabeceo de la caja y del bogie.
- $z_{w_k}, k = 1..4$ desplazamiento vertical del k -ésimo eje del coche.
- $z_{b_k}, k = 1..4$ desplazamiento vertical del k -ésimo bogie del coche (modelo SIM).
- $z_c, z_{b_{f,r}}$ desplazamiento vertical del centro de gravedad de la caja, del bogie delantero b_f y del bogie trasero b_r respecto a su posición de equilibrio estático (modelo DIM).
- $\psi_c, \psi_{b_{f,r}}$ movimiento de rotación alrededor del centro de gravedad de la caja, del bogie delantero y del bogie trasero respecto a su posición de equilibrio estático (modelo DIM).

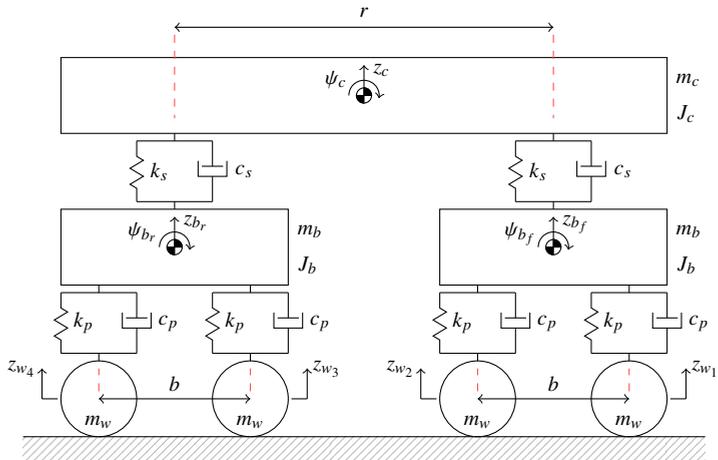


Figura 1.1: Modelo de vehículo empleado en el DIM (coche convencional)

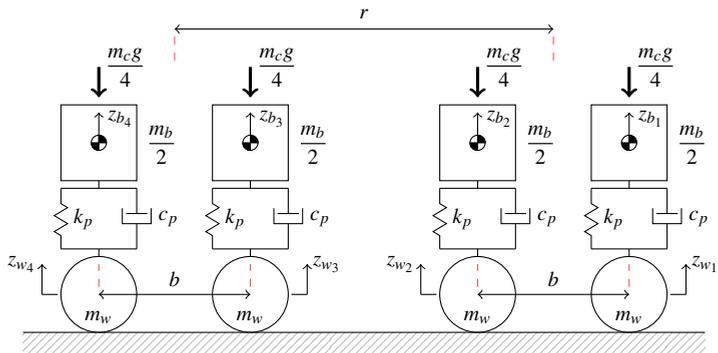


Figura 1.2: Modelo de vehículo empleado en el SIM (coche convencional)

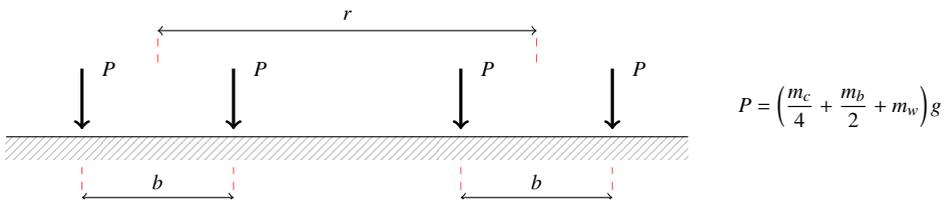


Figura 1.3: Modelo de vehículo empleado en el TLM (coche convencional)

La selección del SIM frente al DIM para realizar el cálculo dinámico de un puente de ferrocarril se ha justificado tradicionalmente por la baja frecuencia de oscilación que suele tener la caja de la composición en relación con la frecuencia natural de los puentes isostáticos [ERRI D214, 1997], particularmente cuando el análisis se realiza en puentes de luces cortas y medias. Esta consideración, pese a ser razonable en primera aproximación, no ha sido corroborada mediante un estudio completo de sensibilidad que permita determinar las situaciones de proyecto en las que el modelo de vehículo empleado puede influir de manera significativa en el cálculo de la respuesta del puente. Es esta una de las cuestiones a las que se ha pretendido dar respuesta mediante el estudio en profundidad del fenómeno de interacción llevado a cabo a lo largo de esta tesis doctoral.

Otras dos cuestiones han sido examinadas con detenimiento: la primera de ellas concierne a la deducción del efecto beneficioso mínimo y máximo que puede aportar la interacción en la predicción de la respuesta de un puente, considerando para ello el conjunto de situaciones de proyecto que puede presentarse y los principales modelos de interacción disponibles; la segunda se centra en la aplicación práctica de los resultados obtenidos para establecer si es posible adoptar un método simplificado que considere los efectos de interacción en el diseño o reacondicionamiento de puentes isostáticos teniendo en cuenta todos los posibles escenarios de forma conservadora.

Este último enfoque del trabajo guarda relación con los esfuerzos que se han venido realizando desde el ámbito normativo para incorporar un método simplificado que permita considerar los efectos de interacción en el TLM. El Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004] prescribe a tal efecto el denominado método del amortiguamiento adicional (ADM⁶), consistente en incrementar el valor del amortiguamiento considerado para la estructura en un porcentaje que depende de la luz de la misma. Según se describe en el tercer capítulo del documento, el ADM fue desarrollado en la segunda mitad de los años 90 mediante un procedimiento que no posee la necesaria generalidad, por lo que su análisis y revisión son necesarios y de indudable interés a nivel nacional⁷ e internacional. Mediante los trabajos realizados se pretende determinar si el ADM es suficientemente conservador en la valoración de

⁶Additional damping method.

⁷El ADM no se incluye en la versión actual de la española instrucción relativa a las acciones a considerar en el proyecto de puentes de ferrocarril (IAPF) [MFOM, 2007], y a raíz de conversaciones mantenidas con miembros de la Comisión Redactora de la IAPF, se ha podido saber que tampoco está previsto que nuestro país incluya el ADM en el futuro anexo nacional del Eurocódigo 1.

los efectos de interacción, considerando la amplia variabilidad de las características mecánicas de los puentes y trenes de alta velocidad existentes.

Antes de dar por concluido este capítulo introductorio mediante la formulación de los objetivos de la tesis y la descripción del contenido del documento, se van a dedicar los siguientes apartados a ejemplificar el alcance de los efectos de la interacción con el estudio de un caso práctico, y a estudiar con detenimiento ciertos aspectos particulares del mecanismo de interacción vehículo-estructura.

1.1.1. Caso de estudio: valoración de la interacción vehículo-estructura

En este apartado se valoran los efectos de interacción en un puente isostático de hormigón pretensado de 16 m, con una masa lineal y una frecuencia fundamental de $16.25 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$ y 9.97 Hz, respectivamente, idealizado como una viga Bernoulli-Euler (B-E). Se ha determinado su respuesta dinámica por superposición modal considerando la contribución de los tres primeros modos de vibración de la estructura, asignándoles a cada uno de ellos un amortiguamiento del 1.28 % según prescribe el Eurocódigo [Comité Europeo de Normalización, 2004] para puentes con la luz y tipología descritas. El cálculo dinámico se ha realizado por integración directa en el tiempo ante el paso de una composición ICE 2 con locomotoras situadas en cabeza y en cola, además de 12 coches intermedios, a velocidades comprendidas entre 200 y 420 km/h⁽⁸⁾ en incrementos de 0.5 km/h. Se ha registrado la aceleración vertical máxima de la estructura para cada velocidad de cálculo considerando cuatro modelos: el TLM, el DIM, el SIM y el TLM/ADM (este último es el modelo TLM en el que se ha incrementado el amortiguamiento estructural en un 0.64 % según prescribe el ADM para luces de 16 m). Para ello se han tomado 19 secciones uniformemente distribuidas de la luz del puente, $x/L = \{0.05, 0.10, 0.15, 0.20, \dots, 0.95\}$, y se ha calculado el máximo global de las aceleraciones experimentadas en cada una de ellas.

Según se aprecia en la figura 1.4 los valores máximos de aceleración experimentados son 4.20 m/s^2 , 3.41 m/s^2 , 3.37 m/s^2 y 3.02 m/s^2 para el TLM, el DIM, el SIM y el TLM/ADM, respectivamente. Considérese la siguiente relación para evaluar la reducción obtenida en el nivel de aceleraciones al emplear un modelo de interacción o en su caso el método simplificado que propone el Eurocódigo 1

$$R = \frac{a_{TLM} - a_{iM}}{a_{TLM}} \quad (1.1)$$

siendo a_{TLM} la aceleración máxima que se obtiene mediante el TLM y a_{iM} el valor correspondiente al DIM, el SIM o el TLM/ADM. La aceleración máxima se ve reducida en un 18.77 %, un 19.69 % y un 28.16 % al emplear el DIM, el SIM y el TLM/ADM, respectivamente. Se ha representado en el gráfico el límite normativo de 0.35 g, pudiéndose apreciar que tanto los modelos de interacción como el TLM/ADM

⁸Se ha tomado como velocidad máxima de cálculo $V_s = 1.2V = 420 \text{ km/h}$, donde $V = 350 \text{ km/h}$ es la velocidad de proyecto en las líneas de alta velocidad más recientes construidas en España.

conducen a una previsión de la respuesta estructural por debajo de dicho valor. En el caso analizado la diferencia obtenida entre el DIM y el SIM es despreciable, prediciéndose en ambos casos un nivel de aceleraciones máximas cercano al límite que establece la normativa vigente para puentes de vía sobre balasto. Sin embargo en este ejemplo introductorio ya puede constatararse cómo en algunos casos el ADM valora en exceso el efecto beneficioso de la interacción, y por tanto se requiere un estudio en profundidad que permita validar su utilización.

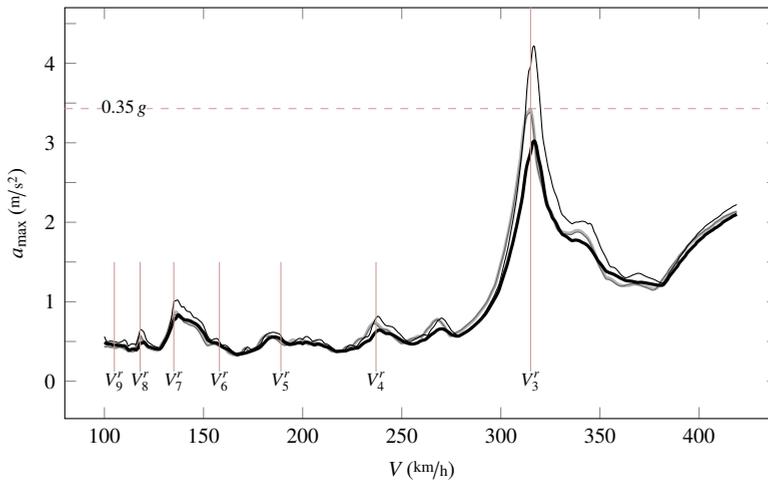


Figura 1.4: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2.
 $L = 16 \text{ m}$, $m = 16.25 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 9.97 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 1.28 \%$.
 — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

El caso analizado permite también ilustrar cómo, tanto el acoplamiento dinámico entre el vehículo y la estructura como el efecto del sobre-amortiguamiento estructural, tienen una influencia despreciable a no ser que se esté produciendo una amplificación resonante de la respuesta del puente. En este ejemplo, no obstante, el incremento del amortiguamiento estructural conduce a un nivel de reducciones excesivo respecto al que se alcanza con los modelos SIM y DIM a la velocidad crítica de cálculo, correspondiéndose esta con una *tercera* resonancia (*i. e.*, la composición recorre la longitud de un coche de pasajeros, distancia que caracteriza el espaciamiento regular de los grupos de cargas de la composición, durante *tres* oscilaciones del modo fundamental de la estructura).

De manera general la velocidad de resonancia j -ésima V_j^r se caracteriza a partir de

la frecuencia del modo fundamental de flexión de la estructura, n_0 , y la distancia característica o causante de la resonancia, d , según

$$V_j^r = \frac{n_0 d}{j}, \quad \text{con } j = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (1.2)$$

En el ejemplo seleccionado, siendo 26.4 m la longitud de los coches de la composición y 9.97 Hz la frecuencia propia del tablero, se obtiene una velocidad de tercera resonancia del modo fundamental $V_3^r = 315.85 \text{ km/h}$. La aceleración pico se alcanza a 317 km/h y 315 km/h en los modelos TLM y DIM respectivamente. Esta ligera desviación entre la velocidad de resonancia teórica y real se debe a la contribución de los modos distintos al que resuena, y a la presencia de amortiguamiento estructural. Además se observa una ligera disminución de las frecuencias propias de la estructura con el modelo de interacción empleado. Este hecho redundará en un leve descenso de la velocidad de aceleración o desplazamiento máximo respecto a la obtenida a partir de un modelo sin interacción.

En la figura 1.5 se ha representado el registro temporal de aceleraciones a la velocidad de tercera resonancia. Para facilitar la interpretación de la figura se ha señalado mediante círculos el instante de entrada de los ejes sobre la estructura. Se aprecia cómo el tablero experimenta tres ciclos de oscilación vertical entre el paso de dos grupos de cargas consecutivos, de manera que las vibraciones libres que induce cada uno de ellos entran en fase con la oscilación del tablero, y es la periodicidad de este fenómeno la que origina el incremento progresivo de la respuesta del puente.

1.1.2. Simplificación del problema: análisis de la interacción en el puente de estudio sometido al paso de un solo eje

Puesto que el fenómeno de resonancia provocado por el paso de cargas puntuales constantes se ha explicado frecuentemente a partir de las denominadas *vibraciones libres* (aquellas que produce un único eje al circular sobre el puente, una vez que ha salido del mismo) [ERRI D214, 1999b; Savin, 2001; Museros y otros, 2013], se pretende ahora interpretar el fenómeno de interacción en términos similares para de ese modo clarificar el mecanismo que conduce a la reducción de la respuesta en resonancia. Se ha realizado para ello el cálculo de la estructura analizada en el apartado

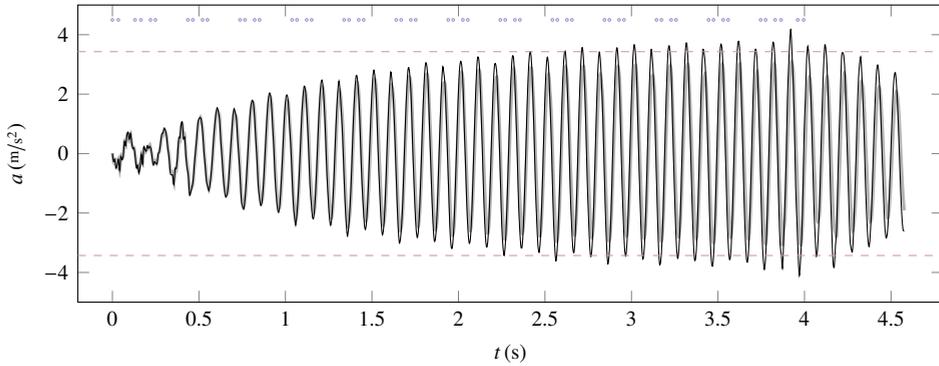


Figura 1.5: Registro de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2. $V_3^r = 315.85$ km/h.
 $L = 16$ m, $m = 16.25 \cdot 10^3$ kg/m, $n_0 = 9.97$ Hz, tres modos y $\zeta_0 = 1.28$ %.
 — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

anterior ante el paso de *un solo eje* perteneciente a los coches de la composición ICE 2, a distintas velocidades, registrando para cada una de ellas la aceleración máxima que experimenta el tablero en vibración libre para los modelos SIM y TLM. El gráfico resultante se representa en la figura 1.6, indicándose en el mismo las velocidades de paso para las que se producirían las distintas resonancias con la composición ICE 2 completa.

Puede observarse una ligera reducción en el régimen de aceleraciones máximas en vibración libre al emplear el modelo con interacción. La diferencia entre las respuestas depende exclusivamente de los parámetros que determinan el comportamiento dinámico del modelo SIM empleado; esto es, la masa del eje, la frecuencia propia de su sistema de suspensión, la disipación de energía en el mismo y el valor de la masa suspendida.

Por otra parte es interesante constatar cómo la envolvente de aceleraciones representada, pese a aumentar en valor medio con la velocidad de la composición, experimenta oscilaciones que la aproximan a un valor nulo para ciertas velocidades de paso del eje. Este hecho se aprecia por igual en ambos modelos, tratándose del fenómeno de cancelación de vibraciones libres [Savin, 2001; Pesterev y otros, 2003b; Museros y otros, 2013]. En las referencias indicadas se predicen las velocidades para las que, en un caso teórico sin amortiguamiento estructural, las vibraciones libres del n -ésimo modo de vibración de una viga frente al paso de una carga puntual quedan completamente canceladas. En un puente con luz L y frecuencia fundamental n_0 , la expresión

que permite calcular la velocidad de cancelación de las vibraciones libres del modo fundamental es

$$V_{j_c}^c = \frac{2Ln_0}{2j_c + 1}, \quad \text{con } j_c = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (1.3)$$

Puesto que la amplitud total en resonancia es el resultado de la adición sucesiva de las vibraciones libres inducidas en la estructura por cada uno de los grupos de cargas, el estudio sintetizado en la figura 1.6 permite predecir la *intensidad* de una resonancia, ya que la amplificación dinámica en esta situación será mayor, a priori, cuanto más amplitud tengan las vibraciones libres correspondientes a la velocidad de resonancia. Cabe esperar, por ejemplo, que si el amortiguamiento estructural toma valores moderados, el pico resonante a la velocidad V_5^r tenga mayor amplitud que el correspondiente a la velocidad V_4^r , ya que esta última se encuentra muy próxima a la zona de cancelación de vibraciones libres, no produciéndose por tanto amplificación significativa de la respuesta estructural, mientras que la primera esta en una zona de máximos.

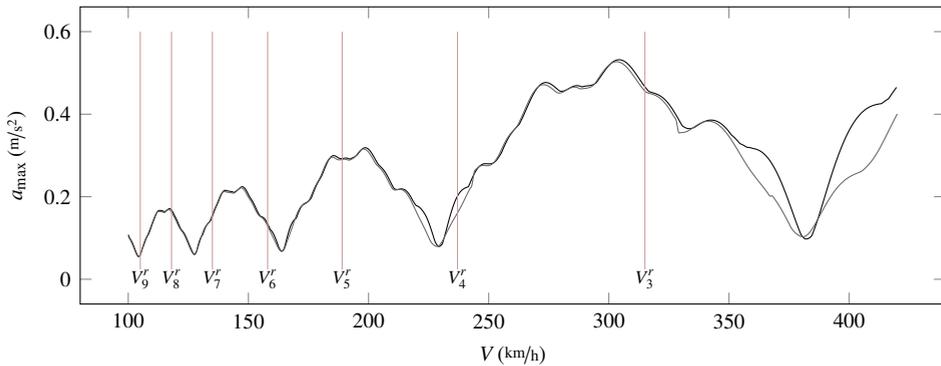


Figura 1.6: Envolvente de aceleraciones en vibración libre y puente isostático. Un eje coche ICE 2. $L = 16 \text{ m}$, $m = 16.25 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 9.97 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 1.28 \%$.
— TLM, — SIM

Si se considera un tren de cargas completo, la respuesta del tablero en el caso del TLM queda determinada conocida la respuesta frente al paso de una de sus cargas, ya que el registro total frente al paso de los sucesivos ejes puede obtenerse por superposición a partir de la respuesta de uno de ellos, considerando para ello el desfase entre cargas y

la proporcionalidad existente entre la respuesta del puente y el valor de la carga. Esta linealidad no se satisface en los modelos con interacción, ya que el comportamiento dinámico del vehículo se encuentra acoplado con el de la estructura a través de las fuerzas de contacto, que dejan de tener un valor constante y se ven afectadas por los efectos inerciales de las distintas masas del vehículo, la disipación de energía en sus sistemas de suspensión y la respuesta de la estructura. Las vibraciones libres que deja un grupo de cargas en un determinado puente estarán por tanto condicionadas por el régimen dinámico inicial en el que se encuentran ambos sistemas cuando empiezan a interactuar, y por el propio transitorio que experimentan hasta que el grupo de cargas abandona la estructura.

Las consideraciones anteriores se ilustran a continuación mediante el análisis de la aceleración que experimenta un puente isostático de 15 m, con una masa lineal y una frecuencia fundamental de $10 \cdot 10^3$ kg/m y 6 Hz, respectivamente, idealizado como una viga B-E, frente al paso de 20 ejes representados según los modelos TLM y SIM. Para simplificar al máximo el ejemplo se ha tomado un único modo de vibración en el cálculo y se ha considerado un amortiguamiento estructural nulo, lo cual permite sumar directamente las amplitudes de la vibración libre sin necesidad de tener en cuenta la atenuación de las mismas en el tiempo. Los ejes se encuentran espaciados uniformemente con una separación de 15 m. La masa suspendida de los osciladores es 2500 kg, su frecuencia propia 6 Hz y la disipación energética del amortiguador 20 %. Se ha asignado un valor nulo a la masa no suspendida de los osciladores con objeto de simplificar el sistema e inducir la mínima perturbación posible en la velocidad crítica del modelo de interacción adoptado. Se obtiene así que la carga estática equivalente de los ejes del TLM tiene un valor de 2500 g N. La velocidad de cálculo adoptada se corresponde con una situación de primera resonancia del modo fundamental que, siendo 15 m el espaciamiento regular entre las cargas y 6 Hz la frecuencia propia del tablero, tiene lugar cuando la composición circula a 324 km/h.

En la parte superior de la figura 1.7 se ha representado el registro temporal de aceleraciones que experimenta la sección central del puente. Puede apreciarse la amplificación resonante debida al paso de cada una de las cargas, tanto en el TLM como en el SIM. Se observa cómo la respuesta entre los modelos analizados empieza a diferir significativamente a partir de cierto número de oscilaciones: cada grupo de cargas del SIM (compuesto por un solo eje en el caso simplificado analizado) origina un nivel menor de oscilaciones en el tablero, lo cuál se hace más patente según se suceden los ciclos de vibración en la estructura. Este hecho puede corroborarse gracias al gráfico

que se muestra en la parte inferior de la figura 1.7, donde se ha representado el *incremento de la amplitud* de las vibraciones libres en términos de aceleraciones que experimenta la sección central del tablero tras el paso de cada uno de los ejes.

Puede apreciarse cómo el incremento del nivel de oscilaciones del tablero que induce cada eje del TLM es constante y la aceleración máxima del puente frente al paso de los 20 ejes puede obtenerse aplicando superposición ($a_{\max} = 8.72 \text{ m/s}^2 = 20 \cdot 0.436 \text{ m/s}^2$). Sin embargo en el modelo con interacción el incremento de vibraciones disminuye progresivamente con cada oscilación del tablero (o ciclo de resonancia), y esto conlleva un incremento del nivel de reducciones experimentado por la respuesta del puente (en el caso analizado dicho nivel pasa del 1.83 % con el primer eje al 26.26 % tras el paso de toda la composición). La interpretación física del fenómeno reside en que el progresivo incremento del nivel de vibraciones del puente en situación de resonancia posibilita que aumente el intercambio energético con el vehículo, materializado este a partir de la disipación energética en el amortiguador y el nivel de energía cinética y potencial que tiene la masa suspendida a la salida del puente.

En el caso límite del ejemplo anterior considerando una sucesión infinita de cargas, llega un instante en el que la respuesta predicha con el modelo de interacción se estabiliza ya que cada nuevo oscilador no incrementa el nivel de oscilaciones del puente. Este fenómeno puede apreciarse con claridad en la figura 1.8, en la que el número de cargas se ha limitado a 200 puesto que para números inferiores de ejes la respuesta tiende ya de manera asintótica a un valor estable en el modelo de interacción.

1.1.3. Fenómenos resonantes e interacción

Antes de dar por concluida esta introducción, se profundiza a continuación en el estudio de la relación existente entre los fenómenos de interacción y la respuesta en resonancia de la estructura. Para ello en la figura 1.9 se representa el registro temporal de aceleraciones que experimenta el puente tomado como ejemplo en el apartado 1.1.1, según los modelos TLM y DIM a distintas velocidades de circulación de la composición ICE 2. Para facilitar la interpretación del fenómeno resonante se ha representado mediante círculos la entrada de los distintos ejes de la composición, se ha normalizado la escala de tiempos indicándose en la misma el instante de entrada de cada una de las locomotoras y coches de la composición, y se ha indicado el instante

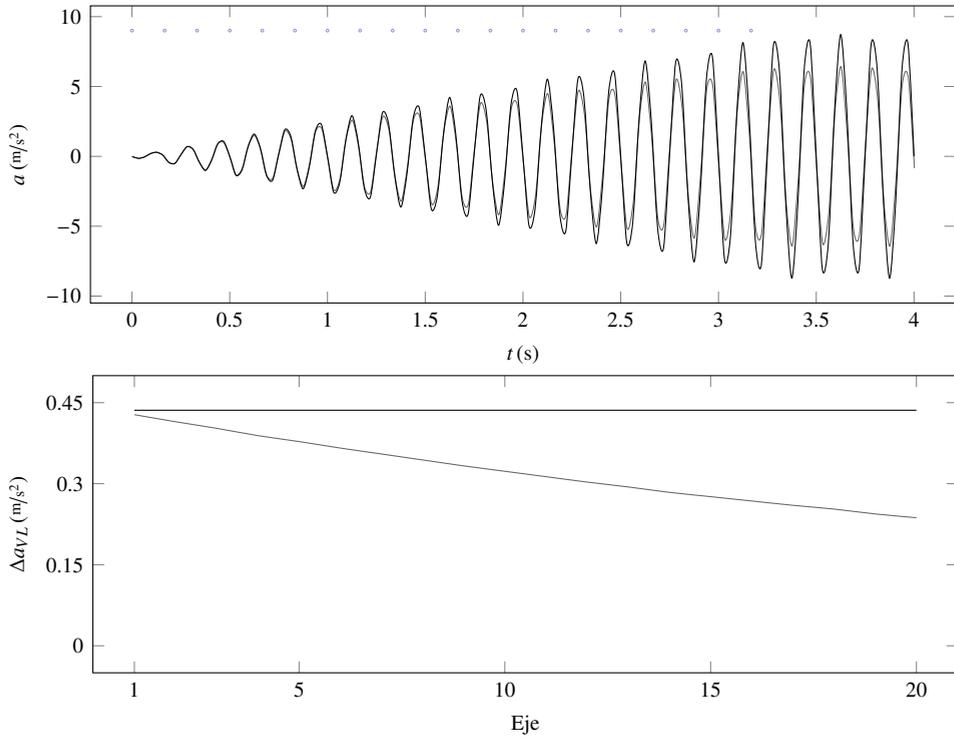


Figura 1.7: *Parte superior:* Registro de aceleraciones en puente isostático. 20 ejes. $V_1^r = 324 \text{ km/h}$.
Parte inferior: Incremento de la amplitud de las vibraciones libres tras el paso de cada eje.
 $L = 15 \text{ m}$, $m = 10 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 6 \text{ Hz}$, un modo y $\zeta_0 = 0\%$. — TLM, — SIM

en el que el último eje de la misma sale del puente.

El interés del estudio radica en manifestar, como se expuso en el apartado 1.1.1, que los efectos de interacción adquieren únicamente relevancia bajo situación de resonancia. Asimismo se pretende dejar patente que el fenómeno resonante puede no estar teniendo lugar a una velocidad esperada en dos situaciones: (i) si la velocidad de resonancia se aproxima a una de las zonas de mínima aceleración en vibración libre; y (ii) si las vibraciones libres que inducen los distintos ejes de la composición se anulan entre sí para determinadas configuraciones del espaciamiento entre estos, no siendo posible por tanto su adición en fase para dar lugar al fenómeno resonante.

En la parte superior de la figura 1.9 se muestra el registro temporal de aceleraciones

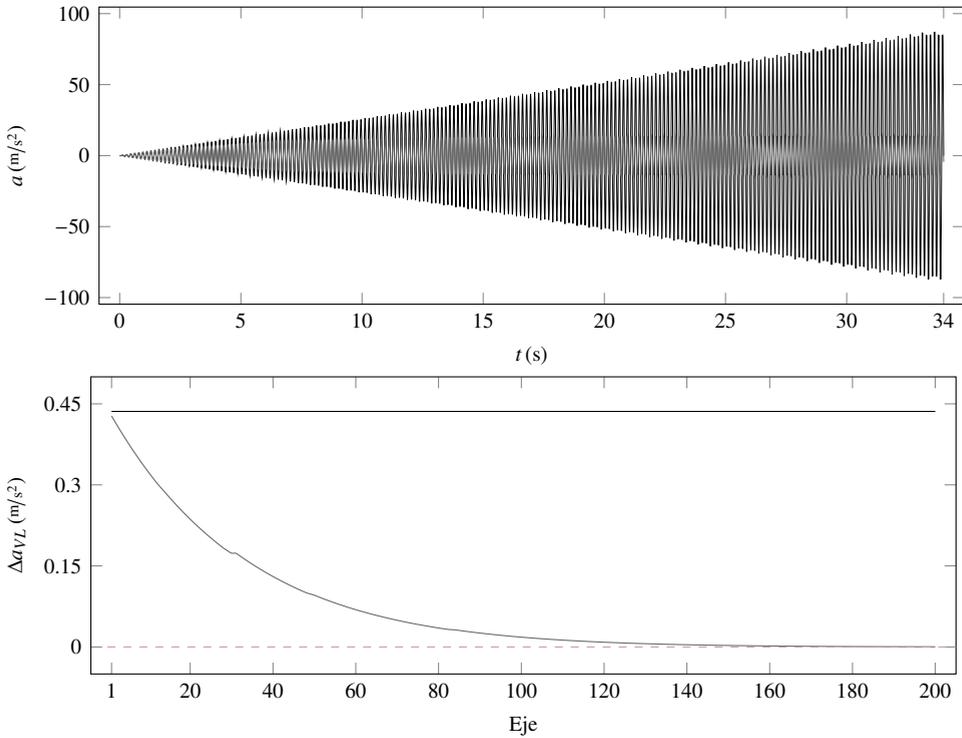


Figura 1.8: *Parte superior:* Registro de aceleraciones en puente isostático. 200 ejes. $V_1^r = 324$ km/h. *Parte inferior:* Incremento de la amplitud de las vibraciones libres tras el paso de cada eje. $L = 15$ m, $m = 10 \cdot 10^3$ kg/m, $n_0 = 6$ Hz, un modo y $\zeta_0 = 0$ %. — TLM, — SIM

a una velocidad alejada de situación de resonancia. Puede apreciarse cómo, al no depender la respuesta del puente de la entrada rítmica de los grupos de cargas, los efectos de interacción no son significativos. En los dos modelos la respuesta máxima del puente está determinada por la acción de los ejes más pesados de la composición, que de ordinario corresponden a las locomotoras, y no por la acumulación de efectos debidos a cargas sucesivas. Es interesante además constatar la mayor contribución de los modos distintos al fundamental en la estimación de la respuesta.

En la figura 1.9 se ha representado también la evolución temporal de las aceleraciones para los órdenes de resonancia V_4^r a V_9^r . Se trata de un mero ejercicio teórico pues los valores de aceleración experimentados distan del determinante para el caso estudiado; sin embargo la representación de estos registros permite ilustrar cómo la

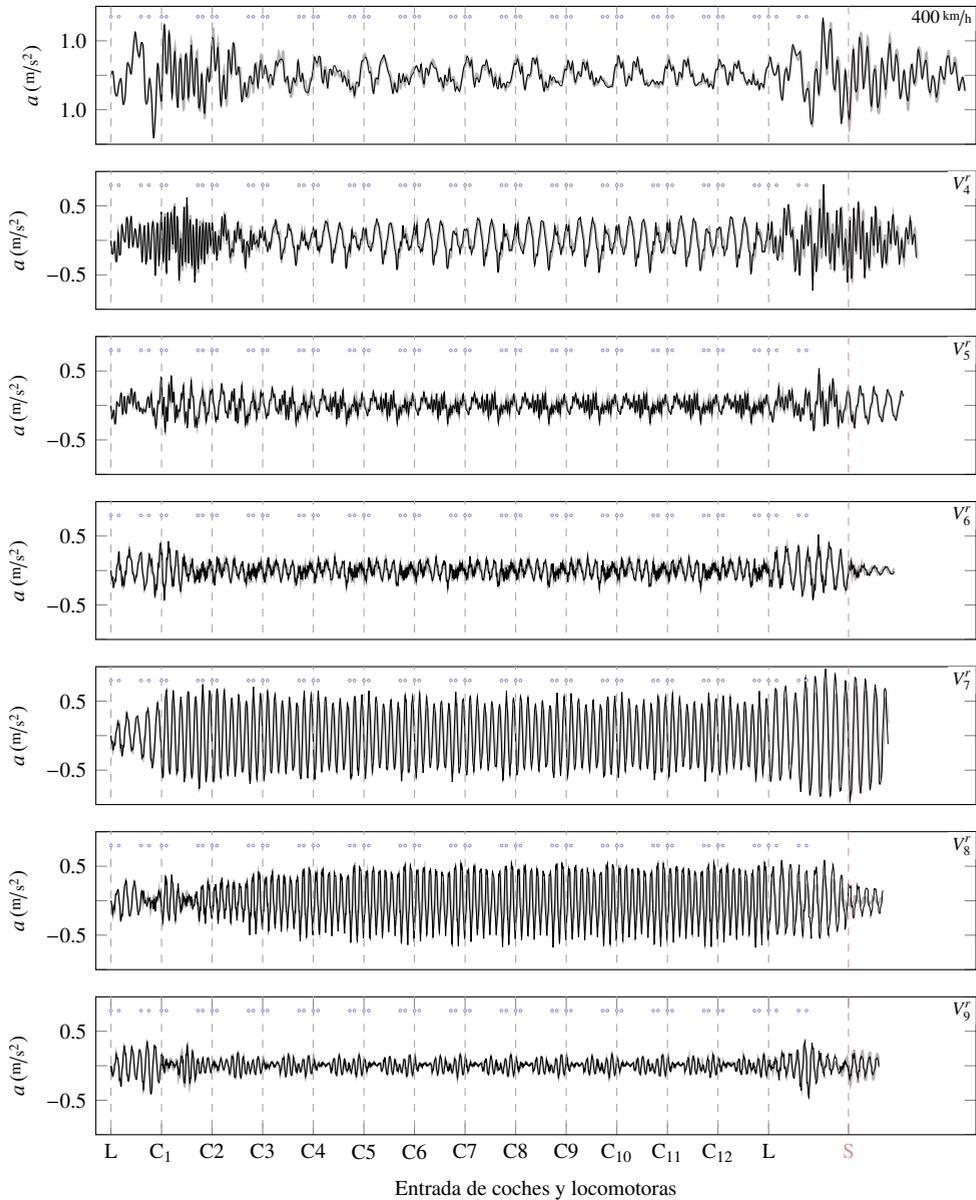


Figura 1.9: Registro de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2. Varias velocidades.

$L = 16 \text{ m}$, $m = 16.25 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 9.97 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 1.28 \%$.

Eje de tiempos normalizado a la entrada de las locomotoras y coches de la composición.

— TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

amplificación resonante de la respuesta puede no estar teniendo lugar a las velocidades predichas por la expresión (1.2), y que, en tales circunstancias, los efectos de interacción tampoco son significativos.

En los registros correspondientes a las velocidades V_7^r y V_8^r se aprecia cierta amplificación resonante. Sin embargo, puesto que se trata de órdenes de resonancia elevados, se están sucediendo varios ciclos de oscilación de la estructura entre el paso de dos grupos de cargas consecutivos, por lo que existe mucha disipación de energía antes de que las vibraciones libres se adicione y esto imposibilita que la amplificación dinámica sea significativa.

Los registros señalados se diferencian además por los efectos resonantes locales que producen las locomotoras a la velocidad V_7^r : las vibraciones libres que dejan los dos bogies de las locomotoras se acoplan entre sí en una situación de tercera resonancia, y además lo hacen en fase con las oscilaciones derivadas del resto de cargas. Este hecho puede constatarse a partir del aumento claramente resonante que experimenta la respuesta a la entrada y salida de la composición, y se traduce en el ligero aumento de la respuesta experimentado en el entorno de la velocidad V_7^r .

Los efectos de las cargas de las locomotoras se aprecian también en los registros V_4^r , V_5^r , V_6^r y V_9^r . Todos ellos están caracterizados por la ausencia del fenómeno resonante derivado de los coches de pasajeros, quedando determinada la respuesta máxima por la acción de las cargas más pesadas de las locomotoras. En todas las curvas se aprecia cómo, dada la ausencia del fenómeno resonante periódico que inducen los coches de la composición, la interacción vehículo-estructura resulta despreciable.

Tal como se aprecia en la figura 1.6, las velocidades V_4^r , V_6^r y V_9^r están próximas a la zona de cancelación de la respuesta. Esto justifica la ausencia de resonancia clara en los registros asociados. Sin embargo, según se deduce también de la figura 1.6, cabría esperar la presencia de una resonancia clara en el gráfico correspondiente a V_5^r . Un nuevo mecanismo de cancelación, que depende exclusivamente del espaciamiento entre los ejes del vehículo, se produce en este caso: se trata de la *cancelación de resonancia por geometría de la composición*⁹, en la que las vibraciones libres inducidas por dos ejes distintos de la composición se cancelan entre sí al adicionarse en oposición de fase.

⁹La formulación y deducción de las condiciones para las que se produce este tipo de cancelación de resonancia se recoge en el tercer capítulo del documento.

Siendo $d = 19$ m la distancia entre pivotes de bogies pertenecientes a un coche de la composición ICE 2, puede comprobarse cómo cuando ésta circula a velocidad V_5' , se suceden 3.59 ciclos de oscilación del periodo fundamental de la estructura entre el paso de los dos bogies del mismo coche. Las vibraciones libres resultantes se suman por tanto casi en perfecta *oposición de fase*¹⁰, por lo que la resonancia queda cancelada al suprimirse entre sí los efectos que inducen los dos bogies de un mismo coche. Si bien este hecho adquiere poca relevancia en los ejemplos seleccionados al tratarse de órdenes de resonancia elevados, es interesante constatar que, según se desarrolla en el tercer capítulo del documento, la cancelación por geometría de la composición puede tener lugar también para la segunda resonancia del modo fundamental de la estructura, teniendo esta un interés mucho mayor desde un punto de vista práctico.

¹⁰La perfecta oposición de fase se da cuando la distancia que separa dos ejes de una composición es tal que en el intervalo de tiempo transcurrido entre el paso de uno y otro se ha sucedido un número impar de semiperiodos de vibración.

1.2. Objetivos

En el apartado introductorio del documento se han expuesto las bases conceptuales sobre las que justificar la presente tesis doctoral, realizada con miras a la consecución de los siguientes objetivos concretos:

- Desarrollar una metodología que permita analizar, de forma rigurosa y exhaustiva, los fenómenos de interacción vehículo-estructura.
- Llevar a cabo un estudio completo de la interacción, basado en la metodología desarrollada, para evaluar la influencia del modelo de vehículo en la predicción del comportamiento a flexión de puentes isostáticos de ferrocarril, de manera que sus resultados sean aplicables al marco actual del sistema ferroviario de alta velocidad.
- Determinar las situaciones de proyecto en las que el modelo de vehículo empleado puede afectar de manera significativa en el cálculo de la respuesta del puente.
- Realizar un análisis de la metodología de cálculo simplificada que propone la normativa europea [Comité Europeo de Normalización, 2004] para la consideración de los efectos de interacción en un cálculo realizado mediante un modelo de cargas puntuales. Convalidar el método del amortiguamiento adicional propuesto o, en su caso, poner de manifiesto sus limitaciones, proponiendo las medidas correctivas necesarias o un método simplificado alternativo si ello se considera adecuado.
- Evaluar si una estrategia conservadora en la valoración de los efectos beneficiosos de interacción puede ser adoptada considerando la variabilidad de las características mecánicas de los puentes y trenes de alta velocidad existentes.
- Obtener una primera aproximación sobre las condiciones y tendencias en la construcción de vehículos y puentes que pudieran favorecer una disminución excesiva de la fuerza de contacto vertical entre rueda y carril en situación de resonancia.

1.3. Contenido de la tesis doctoral

El documento de tesis se ha estructurado en cinco capítulos, cuyo contenido se sintetiza a continuación.

En este primer capítulo introductorio se presenta el origen y la razón de ser de la línea de investigación. Para ello, los efectos de interacción en situaciones de resonancia se han ejemplificado analizando el comportamiento dinámico de un puente determinado. Se ha detallado la diferencia obtenida entre los modelos de interacción en la valoración de la respuesta de un puente, poniendo de manifiesto los distintos agentes que intervienen y su relación con el fenómeno resonante. La respuesta de la estructura a distintas velocidades resonantes se ha analizado en detalle, ilustrando posibles situaciones de cancelación en las que, al igual que la amplificación dinámica de la respuesta del puente, los efectos de interacción asociados se desvanecen.

En el segundo capítulo del documento se recoge un estudio del estado del conocimiento sobre la dinámica de puentes de ferrocarril, centrado en el efecto de la circulación de cargas verticales sobre puentes isostáticos. Además de describir la evolución de la disciplina desde sus orígenes, se aporta un resumen de las principales contribuciones científicas al problema, desglosado según el modelo de vehículo sea de cargas constantes o permita la consideración, en mayor o menor medida, de los mecanismos de interacción con la estructura.

En el tercer capítulo se presentan las bases sobre las que se ha desarrollado el estudio de los fenómenos de interacción que constituye el núcleo central de esta tesis doctoral. El enfoque analítico seguido permite detectar el conjunto de parámetros que determina la respuesta dinámica de los diferentes modelos empleados. Se demuestra además que la reducción de respuesta debida a los efectos de interacción, tanto en términos de aceleraciones como de desplazamientos, depende exclusivamente de dichos parámetros. De esta forma se justifica su selección para realizar el estudio de sensibilidad que, abarcando el conjunto de combinaciones potenciales vehículo-estructura, ha permitido analizar la influencia del fenómeno de la interacción en la predicción del comportamiento a flexión de los puentes isostáticos de alta velocidad.

Los resultados del análisis de sensibilidad (o estudio de sensibilidad) realizado se presentan en el cuarto capítulo del documento. Los efectos de la interacción han sido valorados a partir de la reducción del nivel de aceleraciones y de desplazamientos que se obtiene para cada combinación de parámetros, y se ha prestado especial atención

a las reducciones mínimas calculadas por su relación con la predicción de los efectos de interacción desde una posición conservadora. Al inicio del capítulo se ha incluido un estudio de los fenómenos de interacción asociados al problema del oscilador móvil amortiguado, poniendo así de manifiesto los principales efectos de la interacción empleando una configuración vehículo-estructura más sencilla que las asociadas a los modelos SIM y DIM.

En el capítulo quinto se desarrolla la selección y el análisis de una serie de casos representativos del fenómeno de interacción vehículo-estructura, en los que se ha empleado la aceleración vertical del tablero como variable de estudio. En el propio capítulo se estudian una serie de casos prácticos en los que el ADM da lugar a una predicción no conservadora de la máxima respuesta del puente, cuya detección se realiza empleando la metodología desarrollada y los resultados obtenidos en los capítulos tercero y cuarto. Mediante los casos estudiados se reproducen las principales tendencias del análisis de sensibilidad y se determina la importancia práctica del modelo de vehículo empleado en el dimensionado de puentes isostáticos de alta velocidad.

Para finalizar, en el capítulo sexto se presentan las conclusiones principales de la tesis doctoral y se proponen líneas de investigación futuras que permitan completar el trabajo llevado a cabo hasta el momento.

La investigación efectuada ha sido financiada parcialmente gracias al Proyecto de Investigación (PI) BIA2008-04111 del Ministerio de Ciencia e Innovación, con título *Modelos numéricos avanzados para el análisis de vibraciones detectadas en puentes de ferrocarril pertenecientes a líneas convencionales acondicionadas para alta velocidad*. Este proyecto fue concedido a la Universidad de Granada en noviembre de 2008 siendo el Investigador Responsable D. Pedro Museros Romero, actualmente Profesor Titular en el Departamento de Mecánica de los Medios Continuos y Teoría de las Estructuras de la Universitat Politècnica de València.

El autor y los directores desean expresar su agradecimiento por toda la ayuda y el apoyo prestado durante el desarrollo de la tesis a D. Jorge Nasarre y de Goicoechea y D. Alejandro Castillo Linares, así como a las empresas españolas INECO y la CAF.

La interacción vehículo-estructura en puentes de ferrocarril: Estado del arte

2.1. Orígenes y evolución del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril

El 24 de mayo de 1847 se produjo el colapso del puente sobre el río Dee, situado a las afueras de Chester, Inglaterra, perteneciente a la línea ferroviaria que unía Londres y Holyhead. La estructura de vigas de hierro forjado con uniones remachadas falló de manera inesperada, mientras estaba siendo atravesada por un tren de pasajeros. Tan solo habían pasado seis meses desde la inauguración del puente y el acontecimiento puso en entredicho la seguridad del resto de estructuras de la red ferroviaria británica, por entonces en plena expansión [Lewis y Gagg, 2004].

Por mandato de la reina Victoria se constituyó una comisión real con el cometido de esclarecer la causa del fatal accidente y evitar sucesos similares en estructuras existentes o de nueva construcción. Los estudios llevados a cabo por la comisión constituyen las primeras referencias históricas que abordan el comportamiento dinámico de los puentes de ferrocarril desde una perspectiva teórica y experimental, siendo los trabajos [Stokes, 1849] y [Willis, 1849] los más representativos de la disciplina en su etapa incipiente.

En las referencias anteriores destaca la solución mediante desarrollos en serie propuesta por Stokes al problema de una masa desplazándose a velocidad constante sobre una viga simplemente apoyada sin considerar su peso propio. Por su parte la contribución de Willis es significativa puesto que, además de simplificar la solución de Stokes, lleva a término junto con James y Galton los primeros ensayos experimentales conocidos, solicitando un puente a escala mediante un carretón acelerado desde

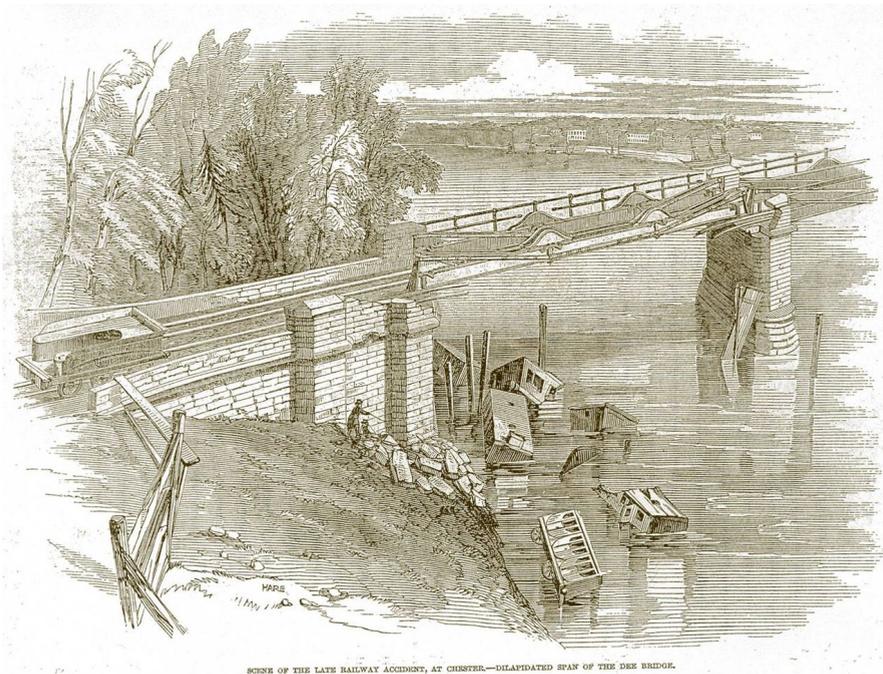


Figura 2.1: Ilustración del colapso del puente sobre el Río Dee en Chester, Inglaterra. Grabado publicado originalmente en el *Illustrated London News* dos semanas después del accidente.

Fuente: Wikipedia. Extraído el 19 de septiembre de 2013.

http://en.wikipedia.org/wiki/Dee_bridge_disaster

una rampa adyacente¹ a velocidades de hasta 45 km/h.

Los esfuerzos de estos y otros investigadores de la época se centraron en dar respuesta, de forma exacta o aproximada, a los problemas fundamentales de la disciplina. La primera formulación teórica definitiva se alcanza a principios del siglo XX, al publicarse la solución analítica al problema de una viga isostática sometida a la circulación de una carga móvil [Kryloff, 1905].

De entre las aportaciones que siguieron a los primeros estudios del problema de la carga móvil, cabe destacar tres contribuciones: [Bleich, 1924], [Jeffcot, 1929] y [Lo-

¹Puede consultarse un esquema del dispositivo empleado en el capítulo introductorio de la tesis doctoral [Álvarez, 1984], donde se incluye además interesante información histórica sobre la época inicial del desarrollo del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril.

wan, 1935]. Paralelamente se seguían sucediendo distintos trabajos de campo con los que respaldar los resultados analíticos. Valgan como ejemplo los ensayos llevados a cabo en puentes de acero [Robinson, 1887], y las diversas campañas experimentales emprendidas por la American Railway Engineering Association (AREA), en la primera mitad del siglo XX [Turneure, 1911; Hunley, 1936].

Con los estudios teóricos recogidos en [Timoshenko, 1922] e [Inglis, 1932] se produce un impulso en el ámbito del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril y se asientan las bases para el posterior desarrollo de la disciplina. Timoshenko investiga el comportamiento de una viga simplemente apoyada frente al paso de una masa móvil a velocidad constante, analizando la influencia que adquiere la relación entre las masas en el comportamiento dinámico del sistema. Por su parte Inglis estudia los efectos dinámicos en un puente derivados del paso de una locomotora de vapor empleando modelos de carga puntual, masa móvil y masa suspendida. El análisis del fenómeno dinámico desde una perspectiva teórica y experimental llevado a cabo por Inglis influyó de manera decisiva en el desarrollo posterior de la disciplina.

Años más tarde en la tesis doctoral [Hillerborg, 1951] se recogen los casos más elementales de interacción dinámica entre vehículo y estructura, a partir de una serie de modelos numéricos y ensayos de laboratorio. Los posteriores trabajos [Biggs y otros, 1957] y [Fleming y Romualdi, 1961] profundizan en el tratamiento del problema, siendo sus autores, junto con Hillerborg, los precursores de los actuales modelos de interacción.

El curso de las investigaciones en materia de cálculo dinámico de puentes ferroviarios experimenta un cambio importante con la llegada de los ordenadores y las estaciones de trabajo a mediados de los años 50, al hacerse posible la resolución de problemas empleando modelos con un mayor grado de complejidad. También en esa época se produce un impulso en la labor ejercida por la Unión Internacional de Ferrocarriles (UIC²), asociación profesional fundada en 1922 con el objetivo de promover el transporte ferroviario a nivel mundial, mediante la estandarización y la mejora de los sistemas de construcción y explotación de ferrocarriles interoperables³.

²Union Internationale des Chemins de Fer

³Según consta en sus estatutos, la UIC tiene como objetivos:

1. Asegurar la cooperación ferroviaria internacional a nivel mundial.
2. Reforzar la competitividad y el desarrollo global del transporte ferroviario.
3. Representar y promover los intereses del transporte ferroviario a nivel mundial.

Los esfuerzos realizados por la UIC en el marco de la consecución de su misión fundacional se han visto sintetizados desde sus orígenes en las fichas UIC, que son documentos técnicos profesionales de aplicación obligatoria o recomendada para el diseño, validación y mantenimiento de los distintos componentes del sistema ferroviario, desde el material rodante hasta los sistemas de telecomunicación. Además las fichas UIC se han tomado frecuentemente como base para la elaboración de las diversas normativas nacionales e internacionales, siendo estas de aplicación, en función de su contenido, por las empresas ferroviarias y de obras públicas o por los gestores de las infraestructuras.

La labor de la UIC, iniciada durante la segunda mitad del siglo XX, resultó primordial para reconstruir un sistema de transporte ferroviario europeo que se encontraba al borde del colapso tras el fin de la Segunda Guerra Mundial. El fuerte proceso de expansión y crecimiento experimentado gracias a las políticas liberales adoptadas, y el orden financiero e internacional establecido en los tratados de posguerra, hacía imperiosa la necesidad de contar con un sistema de transportes eficiente y capaz de operar internacionalmente sin obstáculos técnicos.

En 1950 la UIC puso en funcionamiento su oficina de estudios ORE⁴ con el objetivo de incrementar la productividad, la seguridad y la interoperabilidad del nuevo material rodante. El aumento de la velocidad de explotación de las líneas constituía un desafío adicional en la reconstrucción del sistema ferroviario europeo, por lo que se realizaron numerosas investigaciones con el objetivo de adaptar las infraestructuras a los nuevos requerimientos de tráfico de la manera más eficiente, sin que la seguridad de las composiciones se viese comprometida.

La UIC formó en 1955 el comité de expertos D23 dependiente de la ORE para analizar el comportamiento dinámico de los puentes de ferrocarril. Los estudios desarrollados por dicho comité, validados teórica y experimentalmente por su sucesor D128, se convirtieron en un punto de referencia obligada en el sector ferroviario de la época. La labor de ambos comités se sintetizó en la ficha [UIC Code 776-1 R, 1979], documento que fue adoptado por un gran número de administraciones ferroviarias para el proyecto de sus infraestructuras, y que ha sido desde entonces la referencia fundamental en la elaboración de las distintas normativas internacionales para el cálculo

4. Fomentar las sinergias entre las distintas entidades globales para el desarrollo del transporte ferroviario.

⁴Office de recherches et d'essais

de puentes de ferrocarril⁵.

Las nuevas posibilidades de cálculo numérico que empezaban a ofrecer los ordenadores de la época, permitió que los expertos de los comités D23 y D128 realizaran sus estudios empleando modelos de vehículo y de estructura con una complejidad mayor, y siendo capaces de reproducir los diferentes factores que determinan el comportamiento dinámico del sistema acoplado, tales como los efectos inerciales del vehículo, la disipación de energía en los sistemas de suspensión, el amortiguamiento estructural o las irregularidades de vía.

En los informes técnicos de los comités D23 y D128, publicado el primero de ellos en 1957, se describían los métodos de cálculo empleados, los resultados obtenidos y el grado de ajuste de estos con los derivados de las diversas campañas experimentales abordadas. El compendio de todos los trabajos elaborados constituye la mencionada ficha [UIC Code 776-1 R, 1979], destacando de entre sus aportaciones al sector ferroviario la propuesta de una metodología simplificada para valorar los efectos dinámicos realizando un cálculo estático.

La metodología referida consiste en valorar la respuesta dinámica de un puente frente al paso de una composición aplicando un coeficiente de impacto Φ a la envolvente de esfuerzos obtenidos con un cálculo estático. El coeficiente escogido, calibrado por los expertos de los comités D23 y D128 tras analizar las mediciones efectuadas en una serie de puentes isostáticos frente al paso de seis trenes de cargas de referencia, debía ser tal que al mayorar la respuesta del puente sometido al tren de cargas estático UIC-71⁶, las solicitaciones obtenidas superaran a las producidas por la circulación de los trenes reales.

El método basado en el coeficiente de impacto fue adoptado por un gran número de administraciones ferroviarias para el proyecto de sus infraestructuras, ofreciendo buenos resultados hasta que ciertos problemas de desconsolidación de balasto detectados en la línea París-Lyon desataron la voz de alarma. Como se describe en las referencias [Dominguez, 2001] y [Museros, 2002], el coeficiente de impacto había sido definido por los comités D23 y D128 considerando la posible aparición de fenómenos de re-

⁵En la tesis doctoral [Dominguez, 2001] se incluye un estudio comparativo de distintas normativas internacionales del que se desprende la repercusión de la ficha [UIC Code 776-1 R, 1979].

⁶El tren de cargas UIC-71 o *load model 71* se recoge originalmente en la Ficha [UIC Code 702-O, 1974].

sonancia; sin embargo, como consecuencia de algunas de sus hipótesis de partida⁷ se proyectaron algunos puentes no seguros ante las nuevas condiciones de explotación de las líneas derivadas de la evolución del sector ferroviario.

Las principales conclusiones y aportaciones de la ORE pueden consultarse en la primera edición del conocido *Vibration of solids and structures under moving loads* [Frýba, 1972], cuyo autor fue uno de los miembros destacados de las distintas comisiones de la UIC, y es una referencia obligada sobre la evolución que ha experimentado la disciplina del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril durante la segunda mitad del siglo XX. La obra indicada ha sido reeditada en dos ocasiones, siendo [Frýba, 1999] la más reciente.

En 1992 la ORE cambió de nombre para convertirse en el ERRI⁸, conservando los mismos principios fundacionales pero adoptando un enfoque más comercial dirigido a satisfacer las necesidades de los clientes del sector⁹. El estudio del origen de los problemas detectados en algunos puentes de alta velocidad europeos fue encomendado al comité ERRI D214, cuyos miembros centraron sus esfuerzos en el desarrollo de métodos de cálculo dinámico capaces de valorar adecuadamente los fenómenos resonantes en los puentes de alta velocidad.

Los trabajos del comité ERRI D214 se sintetizan en su informe final [ERRI D214, 1999b] y en las distintas revisiones de la Ficha UIC 776-1, cuya última edición es la [UIC Code 776-1 R, 2006]. Este comité ha influido significativamente en la reciente evolución del cálculo dinámico de puentes de ferrocarril, y sus principales resultados y avances se han incorporado en los métodos de cálculo dinámico recogidos por

⁷En [Museros, 2002] se detalla como el método basado en el coeficiente de impacto tiene limitada su aplicación en el proyecto de puentes de alta velocidad por las siguientes hipótesis adoptadas durante la elaboración de la metodología:

- La longitud de los trenes se ha visto incrementada respecto a la de los seis trenes tipo estudiados.
- Se consideraron valores de amortiguamiento estructural superiores a los medidos en estructuras actuales.
- El coeficiente Φ se calibró a partir de los efectos dinámicos en términos de esfuerzos y desplazamientos, sin considerar las aceleraciones verticales del tablero, factor que ha resultado ser finalmente clave en el dimensionado de las estructuras.

⁸European rail research institute

⁹Una descripción de las principales tareas de la ORE y del ERRI puede consultarse en [Korpanec, 1996].

el Eurocódigo 1 y la IAPF. En el citado informe final del comité ERRI D214 se recoge también el ADM¹⁰ como método simplificado para tener en cuenta los efectos debidos a la interacción vehículo-estructura en un cálculo realizado con un modelo de cargas puntuales¹¹.

El estado del arte recogido en este capítulo se completa, en los siguientes apartados, con un resumen de las principales contribuciones científicas más recientes en el ámbito de la dinámica vertical del puente ferroviario. Por su relación con el contenido de esta tesis doctoral, se ha desglosado el resumen indicado según el modelo de vehículo sea de cargas constantes o permita la consideración, en mayor o menor medida, de los mecanismos de interacción con la estructura.

2.2. Principales contribuciones al estudio del comportamiento dinámico del puente ferroviario considerando modelos de cargas constantes

Los modelos de cargas constantes han sido empleados mayoritariamente desde los orígenes de la disciplina del cálculo dinámico de los puentes ferroviarios por un doble motivo: (i) la simplicidad que introducen en el análisis al despreciar los efectos inerciales del vehículo, que implica una reducción del número de parámetros que definen el modelo a la par que posibilita su tratamiento analítico en algunos casos; y (ii) salvo en situación de resonancia, se obtiene una predicción suficientemente adecuada de la respuesta estructural, estando en todo caso del lado de la seguridad en los casos para los que el comportamiento dinámico del vehículo puede influir significativamente en el cálculo.

La solución analítica al problema de una carga móvil constante circulando sobre la viga isostática de Bernoulli a una determinada velocidad de paso, propuesta originalmente en [Kryloff, 1905] y posteriormente en [Timoshenko, 1922; Inglis, 1932], se ha tomado como punto de partida en investigaciones posteriores para dar respuesta a un gran número de aspectos relacionados con la dinámica vertical de la estructura. Esta solución clásica se ha adoptado asimismo como base teórica de algunas normativas, tales como el Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004].

¹⁰Según se ha indicado en el capítulo introductorio del documento este método se incluye en la versión actual del Eurocódigo 1.

¹¹En el siguiente capítulo se incluye un análisis crítico del procedimiento seguido para la elaboración del ADM que pone de manifiesto ciertas limitaciones del mismo.

Además de algunas de las referencias clásicas citadas en el apartado anterior, cabe destacar algunas contribuciones más recientes [Olsson, 1991] y [Pesterev y otros, 2003b] al problema de la carga móvil según la concepción original de Kryloff. Olsson formula las ecuaciones de movimiento del sistema haciendo hincapié en las hipótesis de partida y sus implicaciones. La validez de los resultados obtenidos está limitada a casos en los que la velocidad de circulación de la carga no sea excesivamente elevada, de manera que los modos superiores no se exciten significativamente y sea despreciable la inercia a rotación de las secciones. La solución analítica del problema en la forma habitual de serie infinita se compara con la obtenida mediante diversos modelos de elementos finitos. Una de las aportaciones más interesantes de Olsson en la referencia indicada es la relación entre la máxima amplificación dinámica de la respuesta y la velocidad de la carga móvil, expresada ésta de manera adimensional al dividirla entre la frecuencia propia de la viga y dos veces su longitud. Gracias a la formulación adimensional empleada se concluye que, cuando la frecuencia propia de la estructura es comparativamente menor que la de la excitación, su respuesta máxima se produce cuando la carga deja el puente, por lo que la acción de esta se asemeja a un impacto dinámico.

Pesterev profundiza en el problema de la carga móvil desarrollando en la referencia citada expresiones analíticas de la máxima amplificación esperable en vigas con distintas condiciones de sustentación, en función de la velocidad de circulación de la carga, en ausencia de amortiguamiento estructural y para las distintas contribuciones modales. Concluye que la aproximación introducida al adoptar un único modo de vibración resulta adecuada para calcular el máximo desplazamiento vertical de la viga, estableciendo que el error introducido no excede el 1 % en el caso de la viga isostática cuando la velocidad de circulación es tal que ésta alcanza su máxima respuesta.

La extensión del planteamiento de la carga móvil aislada, y su repercusión en la predicción y valoración de los efectos resonantes, ha concentrado los esfuerzos de prestigiosos investigadores. Destacan en este sentido las contribuciones [Frýba, 1972] y [Bolotin, 1964], al ser las primeras en establecer que la relación entre el espaciamiento temporal de las cargas y el periodo fundamental de la estructura es uno de los parámetros fundamentales del sistema que determina la aparición del fenómeno resonante, y por tanto la máxima amplificación dinámica de la respuesta del puente.

Empleando un planteamiento menos simplificado, que aporta también información sobre cómo tener en cuenta los efectos de inercia de rotación de las secciones y de

deformación por cortante, en [Savin, 2001] se proponen expresiones aproximadas para valorar el desplazamiento y aceleración vertical de la estructura basadas en la impronta dinámica asociada a un tren de cargas¹². La propuesta de Savin se fundamenta en el análisis de las vibraciones libres producidas tras el paso de una carga móvil aislada en un puente isostático. En las gráficas facilitadas se muestra con claridad la oscilación que experimenta la amplitud máxima de las vibraciones libres de la estructura con la velocidad de paso de la carga, entre valores máximos y nulos o de cancelación. Savin indica en su artículo las relaciones que deben existir entre la luz del puente, L , y la distancia entre grupos de cargas del tren, d , para que la amplificación dinámica derivada de la resonancia del modo fundamental de la estructura se desvanezca al coincidir la velocidad con una situación de cancelación de vibraciones libres. En la ya citada referencia [Pesterev y otros, 2003b] puede consultarse un tratamiento análogo al problema, limitado en tal caso a la oscilación del valor del máximo de amplitudes libres con la velocidad de paso de una única carga. El desarrollo adimensionalizado de expresiones y gráficas empleado por Pesterev y sus colaboradores permite detectar rápidamente la relación existente entre la velocidad de la carga y la máxima amplitud de la respuesta.

Siguiendo un planteamiento analítico y admitiendo ciertas hipótesis simplificadoras, las relaciones L/d necesarias para que se anulen las situaciones de resonancia del primer modo de vibración de una viga isostática habían sido publicadas originalmente en [Yang y otros, 1997]. Algunas inexactitudes en los valores de L/d facilitados fueron corregidas posteriormente en el citado artículo de Savin. Recientemente en [Museros y otros, 2013] se han completado estas contribuciones, obteniendo expresiones de la condición de cancelación y máxima resonancia de vigas isostáticas, simplemente apoyadas o dispuestas sobre apoyos elásticos, para los distintos modos de vibración.

¹²La impronta dinámica de un tren caracteriza su agresividad en relación a los efectos dinámicos inducidos en un puente de ferrocarril. El ERRI en su comité D214 sobre puentes de ferrocarril para velocidades superiores a 200 km/h [ERRI D214, 1999b] desarrolló dos metodologías que introducen esta herramienta de cálculo: el método simplificado basado en la descomposición de la excitación en resonancia (DER) y el método simplificado basado en la línea de influencia residual (LIR). La impronta dinámica del tren, introducida en ambas metodologías, ha sido de gran importancia para establecer las especificaciones de interoperabilidad del sistema ferroviario europeo. Los métodos LIR y DER, pese a tener limitado su campo de aplicación a puentes isostáticos en los que la respuesta se debe principalmente a la contribución del modo fundamental de flexión, se han adoptado como base en las metodologías de cálculo dinámico prescritas por el Eurocódigo 1. Además de en el citado informe del ERRI, una descripción de ambas metodologías de cálculo simplificadas puede consultarse en [Dominguez, 2001].

Tal y como detallan estos autores el conocimiento de las condiciones de cancelación y máxima vibración libre de una estructura tiene gran interés en la planificación e interpretación de campañas experimentales, particularmente en lo que respecta a la evaluación de magnitudes que dependen de la amplitud de las vibraciones libres, como es el caso del amortiguamiento estructural¹³.

El empleo de modelos sencillos de cargas constantes sobre vigas isostáticas ha permitido el desarrollo de interesantes expresiones de aplicación en el proyecto de puentes de ferrocarril que ofrecen una predicción aproximada de su comportamiento. Destacan en este sentido las fórmulas simplificadas propuestas en [Fryba, 2001] para valorar la respuesta del puente frente al paso de un tren de cargas móviles en términos de flecha máxima, momento flector y aceleración vertical cuando tiene lugar la primera resonancia del modo fundamental. El autor formula criterios de interoperabilidad de redes ferroviarias, e incluye los resultados de medidas realizadas con composiciones TGV, que muestran una buena concordancia con los previstos por las expresiones sencillas. En la misma línea se ha citado la contribución [Savin, 2001] y los métodos simplificados basados en la impronta dinámica del tren desarrollados por el comité ERRI D214 y amparados por el marco normativo actual. También en la referencia [Museros y otros, 2013] se propone una fórmula aproximada para estimar la máxima aceleración originada por resonancias del modo fundamental de la estructura. La expresión facilitada se basa en el fenómeno de adición de vibraciones libres, y tiene en consideración los desfases existentes entre las vibraciones libres producidas por los ejes de un mismo bogie, así como el efecto de las resonancias de primer, segundo, tercer orden, etc. Su empleo en la valoración inicial del comportamiento dinámico de una estructura está validado por una batería de ejemplos numéricos mostrando un excelente grado de ajuste.

La validez de las expresiones y resultados aportados en las referencias citadas en el párrafo anterior se satisface siempre que, tal y como se afirma en [Biggs, 1964; Smith, 1988; Yang y otros, 1997; Li y Su, 1999], la contribución del modo fundamental de flexión sea predominante en la respuesta dinámica del puente. En [Museros y Alarcón, 2005] se corrobora esta clásica suposición analizando el comportamiento resonante de puentes isostáticos frente al paso de trenes de cargas puntuales equidis-

¹³Es muy común emplear un único vehículo como excitación en las campañas experimentales de los puentes, por lo que resulta conveniente evitar situaciones de cancelación y, por el contrario, obtener las mayores amplitudes de vibración posibles para poder estimar adecuadamente las características dinámicas de la estructura.

tantes. Los autores concluyen que, a velocidades por debajo de 116.67 m/s (420 km/h), la consideración exclusiva del modo fundamental es suficiente para valorar adecuadamente la máxima respuesta del puente en términos de desplazamientos, mientras que algunas resonancias del segundo modo de flexión hacen que su influencia en el valor de las aceleraciones máximas no pueda ser despreciada. En [Yau y Yang, 2006], empleando un planteamiento más analítico, se obtienen conclusiones similares en cuanto a la contribución de los modos de alta frecuencia en la valoración de la respuesta del puente y a la influencia del amortiguamiento estructural.

En todos los trabajos citados anteriormente se emplean modelos planos para estudiar el comportamiento dinámico de los puentes sometidos a la circulación de trenes de cargas puntuales. Existen también modelos tridimensionales que incorporan la deformación transversal del tablero y permiten considerar la contribución de los modos tridimensionales en el cálculo de la respuesta del puente. El tratamiento analítico de este tipo de problemas está reducido a unos pocos casos simplificados. En este sentido es digno de mención el compendio de soluciones analíticas que recoge el libro [Frýba, 1999] al problema de la placa isótropa y las soluciones a placas rectangulares con diferentes condiciones de contorno ante un número arbitrario de cargas y masas móviles que se aportan en [Gbadeyan y Oni, 1995]. También destaca la contribución [Zhu y Law, 2003], en la que se investiga el comportamiento dinámico de una placa ortótropa ante la circulación de una única carga móvil, y en los que se concluye que la sensibilidad de los resultados obtenidos a los efectos de las cargas excéntricas depende de la relación entre las rigideces a flexión y torsión del tablero.

Los avances computacionales unidos a la versatilidad del método de los elementos finitos han permitido que algunos investigadores desarrollen modelos numéricos complejos para simular el comportamiento dinámico del sistema cuando no es posible su tratamiento analítico. En la literatura abundan los modelos numéricos tridimensionales empleados para representar diferentes tipologías estructurales, tales como puentes arco metálicos [Calçada y otros, 2002], puentes cajón de hormigón pretensado isostáticos [Xia y Zhang, 2005] y continuos [Kwark y otros, 2004], puentes atirantados [Xu y otros, 2004] o puentes colgantes [Karoumi, 1998].

Es habitual que los modelos tridimensionales basados en el uso de los elementos finitos incluyan el comportamiento dinámico del vehículo. Algunos investigadores han empleado no obstante estos modelos para estudiar el comportamiento de puentes sometidos a la circulación de trenes de cargas constantes, como es el caso de

las tesis doctorales [Martínez-Rodrigo, 2009] y más recientemente [Moliner, 2012]. En [Martínez-Rodrigo, 2009] el tablero se modeliza como una placa ortótropa, discretizada con elementos finitos triangulares. Mediante este modelo, que considera también la rigidez vertical de los apoyos de neopreno, es posible reproducir el comportamiento tridimensional de tableros esviados, de vía múltiple o con excentricidad. En la misma línea se incluye la tesis doctoral de Moliner, quien empleando un modelo de elementos finitos espaciales, basado en la aproximación de la placa ortótropa e incluyendo la rigidez vertical de los apoyos elásticos, estudia la conveniencia de emplear modelos tridimensionales frente a los tradicionales de tipo viga, además de evaluar la influencia de los neoprenos en el cálculo dinámico desde un punto de vista práctico.

Moliner analiza un conjunto representativo de puentes isostáticos de luces medias-cortas y tres tipologías distintas (losa maciza, losa aligerada y puentes de vigas, todos ellos de vía doble y sin esviaje), concluyendo que, en todos los casos, la aceleración máxima se produce en la sección central del tablero, lo cual muestra el predominio de la contribución de la respuesta dinámica de formas modales que adoptan mayor amplitud en centro de vano, tales como el primer modo de flexión recta o el primero de torsión. Estas dos formas modales son los dos primeros modos de vibración de todos los tableros analizados, siendo el modo de flexión el de menor frecuencia. En los estudios descritos se comprueba que la contribución del modo fundamental de flexión del puente predomina, salvo en casos muy particulares¹⁴, en el cálculo de la aceleración vertical de los tableros.

¹⁴En la contribución [Moliner, 2012] se concluye que, en los tableros isostáticos de vía doble y sin esviaje, constituidos por losas macizas o aligeradas, la verificación del ELS ligado a la aceleración vertical puede llevarse a cabo con seguridad incluyendo únicamente la contribución del primer modo de flexión longitudinal en el cálculo dinámico, con lo que resulta aceptable el empleo de un modelo numérico plano para la predicción del comportamiento dinámico de estos tableros. En los puentes de vigas isostáticos analizados, todos ellos también de vía doble y sin esviaje, la contribución del primer modo de flexión longitudinal resulta también determinante salvo en los tableros de mayores luces analizados con apoyos elásticos muy flexibles, si bien, tal y como sostiene Moliner, en situaciones reales no es previsible encontrar rigideces tan reducidas en los aparatos de apoyo.

2.3. Principales contribuciones al estudio del comportamiento dinámico del puente ferroviario considerando modelos de interacción

El comportamiento del vehículo tiene influencia en una gran variedad de problemáticas relacionadas con el sector ferroviario, como son el análisis de la interacción rueda-carril, el diseño de sistemas de suspensión relacionados con la estabilidad de la composición o el confort de los viajeros, la simulación y validación de sistemas ferroviarios mecánicos y eléctricos, la interacción con la infraestructura o los problemas de generación de ruidos entre otros. Todos estos aspectos han sido abordados desde los inicios del transporte ferroviario empleando distintas técnicas analíticas y numéricas, siendo también el objeto de publicaciones y libros especializados [Garg y Dukkipati, 1984; Iwnicki, 2006]. Existe además una extensa normativa relacionada con los requisitos de diseño de las composiciones y la certificación de sus distintos componentes que, en lo que respecta al marco europeo, está sintetizada en las diferentes especificaciones técnicas de interoperabilidad del material rodante.

El modelo de vehículo más sencillo que permite considerar la interacción con la estructura es el de masa móvil, en el que la acción del tren se representa como una sucesión de masas situadas en las posiciones de los ejes, desplazándose a la velocidad de circulación y vibrando en movimiento solidario con la estructura. Este modelo, empleado en destacadas contribuciones clásicas [Stokes, 1849; Willis, 1849; Timoshenko, 1922; Jeffcot, 1929; Inglis, 1932; Ayre y otros, 1950] y más recientes [Frýba, 1972; Stanisic y otros, 1974; Stanisic, 1985; Sadiku y Leipholz, 1987; Klastorny y Langer, 1990; Lee, 1996; Yang y otros, 1997; Michaltsos, 2001; Yang y otros, 2004b], supone una mejora respecto a los de cargas constantes en lo que a la representación de la influencia del vehículo se refiere, ya que permite considerar, aunque de manera muy simplificada, los efectos inerciales de la composición.

El alcance de un modelo de masas móviles es considerablemente limitado puesto que: (i) no permite representar los mecanismos de intercambio energético con la estructura; y (ii) no reproduce los movimientos de las distintas masas del vehículo. Aumentando el número de grados de libertad del vehículo se consigue una mejor representación de los efectos anteriores a expensas de una mayor complejidad del modelo y de un incremento de su coste computacional. Los modelos planos de vehículo empleados en el DIM (figura 1.1) y el SIM (figura 1.2), contando con diez y ocho grados de libertad respectivamente cuando representan un coche de tipo convencional, han sido utilizados tradicionalmente para reproducir con un mejor grado de detalle la

dinámica vertical del sistema vehículo-estructura.

En el modelo SIM la acción del tren se simula mediante una serie de osciladores simples. Como se explica en el capítulo de introducción, este modelo reproduce de forma aproximada los movimientos de cabeceo del bogie, suponiendo que su parte proporcional de masa vibra verticalmente sobre el eje. Además se desprecian los efectos inerciales de las cajas, quedando estas representadas como una sobrecarga estática proporcional en cada bogie.

Una variante simplificada del modelo de vehículo descrito la constituye el modelo de masa suspendida, en el cual cada eje está compuesto únicamente por un elemento elástico y una masa oscilante. En [Biggs, 1964] se presenta una solución semi-analítica del problema dinámico de una viga isostática recorrida por este oscilador. En la referencia [Pesterev y Bergman, 1997] se muestra un procedimiento para llegar a la solución exacta del problema del oscilador móvil circulando sobre un medio continuo unidimensional, si bien dicho procedimiento implica la resolución de un sistema de ecuaciones diferenciales con coeficientes variables para el que dichos autores no proporcionan solución analítica.

En este modelo se incorporan los dos mecanismos que se considera tienen un papel más destacado en la interacción con la estructura: la frecuencia propia del sistema de suspensión primario y la masa del bogie [Klasztorny y Langer, 1990; ERRI D214, 1999b; Museros, 2002; Goicolea y otros, 2012; Arvidsson y otros, 2014]. El cociente entre la primera y la frecuencia fundamental de la estructura determinará si existe acoplamiento dinámico entre los subsistemas vehículo-estructura. En caso afirmativo, la relación entre la masa del puente y la del bogie hará que los efectos inerciales se aprecien en mayor o menor medida. De acuerdo con las citadas referencias, y también a partir de la experiencia adquirida durante la elaboración de esta tesis doctoral, los mecanismos de interacción pueden cobrar una especial relevancia cuando, tal y como ha sido reiterado en la introducción del documento, la composición circula a velocidad de resonancia, la frecuencia de las masas suspendidas del vehículo se aproxima a la frecuencia fundamental del puente y la masa suspendida es relativamente alta en relación con la masa de la estructura.

El estudio del comportamiento asintótico del sistema masa suspendida-viga isostática ante la variación de la frecuencia propia del oscilador se analiza con detenimiento en [Pesterev y otros, 2003a]. Se demuestra cómo al hacer tender la rigidez de la suspensión a cero, el problema tratado equivale al de una carga puntual circulando

sobre una viga isostática. Sin embargo cuando la frecuencia propia del oscilador toma valores muy elevados, el problema del oscilador no es equivalente en sentido estricto al de la masa móvil en términos de los esfuerzos internos que aparecen en la viga, pero sí en el cómputo de los desplazamientos. La discrepancia entre los resultados se debe a los términos de alta frecuencia introducidos por el oscilador, aunque no se indica si dichos términos pueden afectar en el cálculo de aceleraciones.

El empleo del oscilador simple abunda en la literatura específica del problema de interacción vehículo-estructura [Yang y otros, 1997; Yau y otros, 1999; Zhang y otros, 2001; Yang y otros, 2004b; Biondi y otros, 2005]. Este modelo ha sido empleado recientemente en [Goicolea y otros, 2012], donde se aporta un amplio estudio de sensibilidad sobre la influencia de la interacción vehículo-estructura considerando dos tipos de suspensión con características mecánicas diferentes y varias categorías de puentes en función de su luz, su masa y su frecuencia fundamental.

La selección del modelo simplificado de vehículo se ha justificado tradicionalmente por la baja frecuencia de oscilación que suele tener la caja de la composición en relación con la frecuencia natural de los puentes isostáticos, particularmente cuando el análisis se realiza en puentes de luces cortas y medias. Sin embargo son escasos los estudios en los que se analiza la validez de dicho modelo frente a representaciones de vehículo que incluyan un mayor número de grados de libertad. En esta línea cabe destacar la tesis doctoral [Museros, 2002], en la que se realizan algunas comparativas entre el SIM y el DIM, concluyendo que la diferencia aportada por el segundo resulta despreciable salvo en casos de puentes con grandes luces y frecuencias propias cercanas al límite inferior del Eurocódigo. Cabe resaltar sin embargo que, tal y como afirma el autor, los resultados apuntados son solo preliminares pues derivan del análisis en exclusiva de la primera resonancia, sin haberse considerado tampoco la influencia de otros aspectos, tales como el número de coches de la composición o la tasa de amortiguamiento estructural.

En la tesis doctoral de Museros destaca el tratamiento adimensional de las ecuaciones de movimiento del sistema vehículo-estructura, siguiendo un planteamiento similar al que se recoge en [Klasztorny y Langer, 1990] para tratar el problema de la interacción frente a los modelos de masas suspendidas y masas móviles. En esta última referencia además se consideran las irregularidades de vía, por lo que la formulación empleada incluye los términos de velocidad y aceleración asociados a la pendiente y

a la curvatura de la deformada¹⁵. En caso de no incluirse en el modelo las irregularidades de vía, es habitual despreciar los términos convectivos asociados a la velocidad de avance del eje en el estudio del comportamiento dinámico de los puentes de ferrocarril de alta velocidad, ya que se considera que las estructuras cuentan con suficiente rigidez como para despreciar su contribución [Yang y otros, 1997, 2004b], de manera que la velocidad y la aceleración vertical del eje se aproximan a la velocidad y la aceleración vertical que experimenta la sección del puente sobre la que se encuentra.

Existen pocos estudios en los que se evalúe la influencia de los términos convectivos asociados a la velocidad de avance de la composición. Como se decía, en ausencia de irregularidades de vía dichos términos se suelen despreciar aludiendo a la elevada rigidez del tablero (y por tanto a que su pendiente y curvatura no alcanzan valores significativos) y al rango actual de las velocidades de circulación de las composiciones, para el que no se espera que los efectos convectivos puedan llegar a influir en el cálculo de la respuesta del sistema. En el reciente estudio [Lou y Au, 2013] se realizan algunas comparativas entre los resultados obtenidos con el modelo DIM al considerar o no los términos de velocidad y aceleración asociados a la pendiente y a la curvatura de la deformada. A partir de los casos analizados puede concluirse que estos términos convectivos tienen una influencia despreciable en caso de que las irregularidades de vía no se estén considerando.

En cambio, en presencia de irregularidades de vía es habitual considerar los términos convectivos con el objetivo de obtener una adecuada representación del comportamiento del sistema. Esto se debe a que la pendiente y la curvatura de las irregularida-

¹⁵La velocidad vertical del eje de la composición, evaluada en una sección del puente, se debe, por una parte, a la velocidad vertical del puente en dicha sección, y, por otra, a la componente vertical de la velocidad debida a la pendiente de la deformada del puente (incluyendo la pendiente de las irregularidades del carril en caso de que estas hayan sido consideradas). Este segundo término convectivo se debe a que la posición horizontal del eje cambia en cada instante de tiempo. En caso de que la velocidad de avance longitudinal del eje fuese nula, su velocidad vertical sería equivalente a la de la sección del tablero en la que se encuentre. De la misma manera, la aceleración vertical del eje se debe a la aceleración vertical de la sección del tablero, y también a los términos convectivos originados por la velocidad de avance del eje, que en este caso son la aceleración de Coriolis y la aceleración centrípeta. La primera de ellas se debe a la variación temporal de la pendiente de la sección y a la variación espacial de la velocidad vertical, por lo que no está asociada a la presencia de las irregularidades de vía (la pendiente de las irregularidades es constante y las velocidades verticales debidas a la variación en el tiempo de la irregularidad son nulas). Estas sí que intervienen en el cálculo del término centrípeto de la aceleración, ya que este se debe a la curvatura total de la sección sobre la que se encuentra el eje (*i. e.*, la propia curvatura del tablero y, en su caso, la de las irregularidades).

des son elevadas, por lo que la componente de la velocidad y la aceleración vertical del eje asociada a ellas puede influir significativamente en el cálculo dinámico de la respuesta del puente a las velocidades de proyecto actuales. Así por ejemplo en las contribuciones [Zhang y otros, 2008, 2010; Guo y otros, 2012] se contrastan resultados experimentales con los obtenidos a partir de complejos modelos numéricos en los que se han considerado *únicamente* los términos convectivos que dependen de las irregularidades del carril, pero no aquellos que dependen de la deformada y la curvatura del tablero¹⁶. Esta simplificación corrobora la hipótesis señalada en [Yang y otros, 1997, 2004b] y los resultados que se recogen en [Lou y Au, 2013], de manera que, en la práctica de la ingeniería ferroviaria y siempre y cuando en el modelo numérico no se consideren las irregularidades de vía, los términos convectivos asociados a la velocidad de avance de la composición no influyen de manera significativa en el cálculo dinámico de la respuesta del sistema.

La complejidad del modelo numérico empleado está condicionada por el problema a tratar. Así por ejemplo numerosas investigaciones hacen uso del modelo DIM para evaluar aspectos relacionados con el confort de los viajeros, la estabilidad de la composición ferroviaria y la influencia de las irregularidades de vía, tanto empleando modelos bidimensionales [Wu y Yang, 2003; Yang y otros, 2004b; Biondi y otros, 2005] como tridimensionales [Zhang y otros, 2001; Song y otros, 2003; Yang y otros, 2004b; Dinh y otros, 2009; Kim y Seok, 2010; Xia y otros, 2012]. Son también numerosas las contribuciones en las que se emplea este modelo para comparar los resultados numéricos con los obtenidos mediante campañas experimentales, destacando las contribuciones [Xia y otros, 2003; Liu y otros, 2009b; Antolín y otros, 2013] además de las ya citadas. [Zhang y otros, 2008, 2010; Guo y otros, 2012]. El modelo DIM se ha empleado además recientemente para analizar la necesidad de utilizar modelos completos de la estructura en viaductos de vanos isostáticos múltiples, a causa del acoplamiento *débil* que introduce entre vanos adyacentes la presencia de la vía y el balasto [Liu y otros, 2014]. Asimismo, algunos autores han investigado, mediante modelos tridimensionales con acoplamiento de elementos finitos y elementos de contorno, la necesidad de incluir en el análisis el efecto de interacción suelo-estructura,

¹⁶En la formulación que acompaña las referencias [Zhang y otros, 2008, 2010; Guo y otros, 2012] no es posible distinguir si se consideran todos los términos convectivos asociados a la velocidad de la composición o solamente aquellos relacionados con las irregularidades de vía. Tras una consulta directa realizada a los autores de las citadas referencias se ha verificado que, efectivamente, el modelo implementado tiene en cuenta exclusivamente los términos convectivos debidos a la pendiente y curvatura de la irregularidad de los carriles.

el cual puede introducir una flexibilidad y una disipación energética adicionales y afectar por tanto significativamente a los valores de respuesta máxima [Romero y otros, 2013].

El número de grados de libertad del vehículo puede aumentar también significativamente en la práctica de la ingeniería ferroviaria. Sirva como ejemplo el modelo dinámico simplificado de una locomotora de dos bogies y seis ejes con 63 grados de libertad de [Levy y Wilkinson, 1976] o también, según se recoge en los apuntes del profesor Manuel Melis sobre dinámica vertical de la vía [Melis, 2008], el modelo dinámico completo de un solo bogie que puede llegar a tener decenas de grados de libertad para tratar con suficiente detalle aspectos relacionados con el diseño óptimo del mismo y el guiado de la composición. Sin embargo y según se indica en la citada referencia, no es necesario emplear modelos de tan elevada complejidad y consecuente coste computacional para obtener una adecuada representación del comportamiento del sistema en el tratamiento de la dinámica vertical vehículo-estructura cuando la composición circula sobre un puente recto a velocidad constante.

2.4. Conclusiones

Una vez presentadas algunas de las principales contribuciones en materia de cálculo dinámico de puentes ferroviarios y, habiéndose prestado especial atención a aquellas que tratan el problema de la interacción vehículo-estructura, es posible extraer las siguientes conclusiones:

- La disciplina del cálculo dinámico de puentes ferroviarios ha suscitado desde sus orígenes un interés considerable entre científicos y técnicos, cuyos esfuerzos se han centrado en satisfacer las exigencias que el sector ha ido experimentando a lo largo de su evolución. Sobre las bases de los primeros estudios teóricos y experimentales de la etapa incipiente, cuyo objetivo era dar respuesta de forma exacta o aproximada a los problemas fundamentales del sector, la disciplina del cálculo dinámico de los puentes ferroviarios ha ido evolucionando y enfrentándose a los desafíos derivados de las cambiantes condiciones de explotación de las infraestructuras.
- Pueden encontrarse en la literatura contribuciones que tratan el problema empleando modelos numéricos de diferente complejidad, desde los más simples

modelos de vigas recorridos por sucesiones de cargas o masas puntuales, hasta los modelos más sofisticados en los que se representa con un elevado grado de detalle el comportamiento tridimensional del tablero y los vehículos. Algunos de estos modelos complejos se emplean para contrastar datos experimentales o bien estudiar aspectos específicos relacionados con la estabilidad de la composición o el confort de los viajeros. En los casos en los que el interés del estudio se centra en la predicción de la respuesta estructural, se han proporcionado algunas referencias que sostienen que, en la gran mayoría de estructuras simplemente apoyadas y sin esviaje, el cálculo de las aceleraciones verticales del tablero puede llevarse a cabo con seguridad incluyendo únicamente la contribución del primer modo de flexión longitudinal en el cálculo dinámico. Este hecho justifica el enfoque adoptado en los capítulos 3 y 4, en los que el análisis del fenómeno de interacción se realiza despreciando inicialmente los modos superiores al fundamental, pasándose a continuación a estudiar dicho fenómeno de nuevo mediante un modelo que incluye un mayor número de contribuciones modales.

- Los fenómenos de resonancia en puentes isostáticos, derivados de la circulación de trenes más rápidos y pesados con la aparición de la alta velocidad, constituyen uno de los problemas de máxima prioridad, tal y como se desprende de las numerosas contribuciones científicas al estudio del fenómeno. Se han descrito algunas de las investigaciones con mayor repercusión en cuanto a la predicción y la valoración de los efectos resonantes, y también aquellas que estudian las condiciones de su máxima intensidad y de su cancelación.
- Existe una gran variedad de modelos de interacción vehículo-estructura, capaces de reproducir con un elevado grado de detalle el comportamiento de cada uno de los componentes del sistema. Sin embargo son muy pocos los autores que estudian la influencia del modelo de vehículo en la predicción del comportamiento en resonancia de puentes isostáticos de ferrocarril para tráfico de alta velocidad. En las contribuciones que tratan este problema se extraen conclusiones parciales derivadas de la evaluación de una serie de casos discretos, por lo que es necesario, dado el interés científico y normativo de la interacción, realizar un estudio en profundidad que permita valorar la conveniencia de emplear un modelo de vehículo u otro en función de su repercusión en el cálculo de la respuesta del puente, considerando para ello el conjunto de combinaciones potenciales de sistemas vehículo-estructura que puedan presentarse en las

líneas de alta velocidad.

Análisis de sensibilidad en sistemas vehículo-estructura: formulación y planteamiento

3.1. Introducción

En este capítulo se presentan las bases sobre las que se ha desarrollado el estudio de los fenómenos de interacción que constituye el núcleo central de la tesis doctoral. El enfoque analítico seguido se basa en la formulación de la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos desarrollada por el comité ERRI D214. La escritura adimensional de las ecuaciones de movimiento de los modelos empleados (TLM, SIM, DIM) permite generalizar la formulación original del ERRI y así detectar el conjunto de parámetros que determina la respuesta dinámica de cada sistema. Se demuestra además que la reducción de respuesta derivada del empleo de un modelo de interacción, tanto en términos de aceleraciones como de desplazamientos, depende exclusivamente de dichos parámetros. De esta forma es posible justificar su selección para realizar un estudio de sensibilidad exhaustivo que, abarcando el conjunto de combinaciones potenciales vehículo-estructura, permita analizar la influencia del fenómeno de la interacción en la predicción del comportamiento a flexión de los puentes isostáticos de alta velocidad.

El apartado 3.2 recoge la formulación del comité ERRI D214 que permite establecer la semejanza entre las respuestas de vigas isostáticas sometidas a la circulación de una sucesión de cargas puntuales de valor constante. Han sido incluidos algunos ejemplos de la utilización de la formulación de semejanza en el proyecto de puentes isostáticos de ferrocarril, quedando patente que la metodología propuesta por el comité ERRI D214 parte de la detección previa de los parámetros del sistema vehículo-estructura

que determinan su comportamiento dinámico. A los parámetros de un sistema que cumplen dicha propiedad se les denomina en lo sucesivo *parámetros fundamentales*.

La descripción matemática de los modelos implementados se presenta en el apartado 3.3. Algunos de los desarrollos matemáticos seguidos para dar contenido a esta y otras secciones han sido trasladados a los anexos en aras de la brevedad y concisión del cuerpo del documento. En la sección 3.3.1 se describen las características comunes a los modelos matemáticos implementados, haciendo hincapié en las hipótesis adoptadas y el conjunto de limitaciones admitidas. La ecuación de movimiento del modelo TLM y de los modelos de interacción empleados (SIM y DIM) se ha expresado de manera adimensional en las secciones 3.3.2 y 3.3.3, respectivamente, para poder generalizar la formulación de semejanza y así detectar sus parámetros fundamentales. Tal ha sido el objeto del apartado 3.4.1. Si bien en el caso de los modelos TLM y SIM, los desarrollos realizados no constituyen una aportación original de esta tesis doctoral¹, su inclusión resulta de interés como marco conceptual que justifica la formulación empleada y sirve como punto de partida para generalizar la formulación de semejanza en el modelo DIM y, consecuentemente, detectar los parámetros fundamentales que determinan su comportamiento dinámico.

Los efectos de interacción se valoran en esta tesis doctoral a partir de la reducción de la respuesta que experimenta el puente al emplear en el cálculo el modelo SIM o DIM en lugar del TLM. La selección de los parámetros empleados en el estudio de sensibilidad llevado a cabo a tal efecto se justifica en el apartado 3.4.2, donde se demuestra que la reducción obtenida, tanto en términos de desplazamientos como de aceleraciones, depende de manera unívoca del valor que adquieran los parámetros fundamentales del modelo de interacción empleado. Se demuestra asimismo, apartado 3.4.3, que el incremento del amortiguamiento estructural a considerar en el TLM para obtener la reducción de la respuesta asociada a un modelo de interacción, está también determinado por el valor de los parámetros fundamentales. Por último, en el apartado 3.4.4 se desarrolla la expresión matemática de la fuerza de interacción normalizada entre el k -ésimo eje y el carril (*i. e.*, la fuerza de contacto rueda-carril dividida por la carga estática del eje) expresada en función del tiempo adimensional y los parámetros fundamentales de los modelos SIM y DIM. Estos parámetros determinan asimismo el valor de las fuerzas de interacción normalizadas, cuyo estudio se ha abordado con el objetivo de validar los resultados del análisis de las reducciones y

¹La generalización de la formulación de semejanza y la detección de los parámetros fundamentales de los modelos TLM y SIM se recoge originalmente en la tesis doctoral [Museros, 2002].

detectar situaciones potenciales en las que el fenómeno de despegue de eje deba ser analizado rigurosamente.

Tras haber determinado los parámetros fundamentales que determinan el efecto beneficioso de la interacción (entendido como la reducción de la respuesta experimentada por el sistema o el incremento de amortiguamiento necesario a aplicar en un modelo de cargas constantes para obtenerlo), se incluye en el apartado 3.4.5 un análisis crítico del procedimiento seguido en la elaboración del ADM por parte del comité ERFRI D214 en la segunda mitad de los años noventa. Este método simplificado, propuesto actualmente en el Eurocódigo 1 para incluir el efecto beneficioso de la interacción en un análisis con cargas constantes, fue desarrollado mediante un procedimiento que no contempla con la suficiente generalidad la influencia de todos los parámetros fundamentales del sistema.

Finalmente, en la sección 3.5 se define el estudio de sensibilidad llevado a cabo para valorar la reducción de la respuesta que experimenta el puente al considerar los efectos de interacción. En los apartados 3.5.1 y 3.5.2 se establecen los rangos de variación y las relaciones que definen las características de los coches convencionales y los puentes isostáticos actuales empleados en el sector ferroviario de la alta velocidad. El procedimiento empleado para garantizar que cada conjunto de parámetros fundamentales incluido en los análisis sea representativo de al menos un sistema real vehículo-estructura se detalla en la sección 3.5.3. La discretización adoptada para los parámetros fundamentales y el resto de consideraciones que completan la definición del estudio de sensibilidad se incluyen en el punto 3.5.4 con el que se da por concluido este capítulo.

3.2. Formulación original del comité ERFRI D214 sobre la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos

El diseño y la validación del comportamiento dinámico de puentes isostáticos basado en las condiciones de semejanza se propone originalmente en el sexto informe del comité ERFRI D214 [1999a], como método simplificado para calcular la máxima aceleración y el máximo desplazamiento de un determinado puente, conocidos los correspondientes valores para un conjunto de puentes de referencia. La metodología forma parte también del compendio de métodos de cálculo simplificados propuestos por el citado organismo en su informe final [ERFRI D214, 1999b].

Puede demostrarse que, si dos puentes isostáticos idealizados como vigas B-E tienen la misma luz y se les asigna el mismo amortiguamiento estructural en cada modo de vibración, el cálculo de la respuesta de los mismos por superposición modal frente al paso de una determinada secuencia de cargas deriva en resultados proporcionales en términos de desplazamientos y aceleraciones según

$$y_{\max 1}(\lambda, L, \zeta, m_1, n_{01}) = \frac{m_2}{m_1} \left(\frac{n_{02}}{n_{01}} \right)^2 y_{\max 2}(\lambda, L, \zeta, m_2, n_{02}) \quad (3.1)$$

$$a_{\max 1}(\lambda, L, \zeta, m_1) = \frac{m_2}{m_1} a_{\max 2}(\lambda, L, \zeta, m_2) \quad (3.2)$$

En las expresiones anteriores $y_{\max 1}$ y $a_{\max 1}$ representan el desplazamiento y la aceleración vertical máxima que experimenta una sección del puente debido al paso de un tren de cargas que circula a velocidad V_1 . Mediante $y_{\max 2}$ y $a_{\max 2}$ se designan los valores correspondientes que experimenta la misma sección de un segundo puente sobre el cual circula el tren de cargas a una velocidad V_2 . Las variables m_1 y n_{01} representan la masa por unidad de longitud y frecuencia fundamental del primer puente, mientras que m_2 y n_{02} representan las mismas propiedades para el segundo; L y ζ son la luz y el amortiguamiento estructural de ambos puentes.

La expresión (3.1) puede formularse de manera alternativa empleando la relación existente entre la frecuencia propia, la luz, la masa lineal y la rigidez a flexión EI de una viga B-E simplemente apoyada

$$n_0 = \frac{\pi}{2L^2} \sqrt{\frac{EI}{m}} \quad (3.3)$$

de modo que

$$y_{\max 1}(\lambda, L, \zeta, EI_1) = \frac{EI_2}{EI_1} y_{\max 2}(\lambda, L, \zeta, EI_2) \quad (3.4)$$

El parámetro λ se denomina *longitud de onda*, y representa el avance experimentado

por un tren de cargas por cada ciclo de oscilación del puente, es decir

$$\lambda = \frac{V}{n_0} \quad (3.5)$$

Para que se pueda aplicar la relación de proporcionalidad dada por las expresiones (3.1)/(3.4) y (3.2), la evaluación de los desplazamientos y aceleraciones máximas en los dos sistemas descritos debe realizarse para el mismo valor de longitud de onda λ . Considerando la expresión (3.5), las velocidades y frecuencias fundamentales de cada sistema deben pues satisfacer entre sí la siguiente relación

$$\frac{V_1}{n_{01}} = \frac{V_2}{n_{02}} \quad (3.6)$$

Por tanto, conocido el registro de desplazamientos y aceleraciones para el primer puente, es posible obtener los registros equivalentes para el segundo sin más que aplicar el siguiente cambio de escala en el eje de velocidades

$$V_1 = \frac{n_{01}}{n_{02}} V_2 \quad (3.7)$$

En las expresiones (3.1)/(3.4) y (3.2) se establece que los registros de desplazamientos y aceleraciones máximos de un determinado puente varían respecto a los calculados en otro de forma inversamente proporcional a las rigideces y masas por unidad de longitud, respectivamente. En lo sucesivo se emplea la designación de *fórmulas de semejanza* para referirse a las expresiones anteriores, de acuerdo con la nomenclatura empleada en la tesis doctoral [Museros, 2002].

Esta formulación permite detectar que la luz, el amortiguamiento estructural del puente, la composición ferroviaria empleada y la longitud de onda del sistema son los parámetros fundamentales del modelo (*i. e.*, aquellos que determinan su comportamiento dinámico). Si se analiza el conjunto de combinaciones potenciales de estos parámetros se están cubriendo todas las situaciones de proyecto que pueden presentarse, ya que los registros de desplazamientos y de aceleraciones en los casos no estudiados pueden extrapolarse simplemente aplicando las condiciones de semejanza

(3.1)/(3.4) y (3.2). De este modo es posible reducir el número de variables del problema de seis a cuatro, puesto que no es necesario estudiar la sensibilidad del modelo a variaciones de la masa lineal del puente y su frecuencia propia.

Dos sistemas vehículo-estructura caracterizados por un mismo conjunto de parámetros fundamentales se denominarán en lo que sigue *sistemas semejantes*, ya que el comportamiento dinámico de ambos será *semejante* (proporcional) y estará determinado por el valor de los precitados parámetros.

A continuación se incluye un ejemplo de aplicación de las mencionadas condiciones de semejanza. Para ello se ha seleccionado un puente de referencia con una luz de 15 m y un amortiguamiento estructural del 1 % asignado a los tres modos de vibración que han sido considerados. Los valores de la masa lineal y la frecuencia propia del puente de referencia son $m_{ref} = 15000 \text{ kg/m}$ y $n_{0ref} = 10 \text{ Hz}$ respectivamente. En las figuras 3.1 y 3.2 se representa la envolvente de aceleraciones y desplazamientos máximos que experimenta la estructura frente al paso de la composición ICE 2, esquematizada como una sucesión de cargas puntuales constantes y circulando a velocidades comprendidas entre 200 y 420 km/h. Con objeto de determinar de forma precisa los valores máximos de las respuestas se ha tomado un espaciamiento entre las velocidades de cálculo de 0.5 km/h, y la luz del puente se ha discretizado en 19 secciones uniformemente repartidas, $x/L = \{0.05, 0.10, 0.15, 0.20, \dots, 0.95\}$, calculándose el máximo global de las aceleraciones experimentadas para cada sección y velocidad de cálculo.

Según se aprecia en la figura 3.1, la aceleración máxima calculada en el puente de referencia es de 4.64 m/s^2 cuando la composición ICE 2 circula a 318 km/h, valor que sobrepasa el ELS de 0.35 g establecido por la normativa para puentes de vía sobre balasto. Si las aceleraciones en un determinado puente superan el valor máximo permitido, las soluciones a adoptar podrían pasar por aplicar, de manera combinada o independiente, alguna de las siguientes soluciones: (i) aumentar la rigidez del puente de manera que la velocidad para la que se alcanza la aceleración no permitida quede fuera del rango de velocidades de proyecto; y (ii) incrementar la masa lineal del puente para reducir el valor de las aceleraciones máximas experimentadas.

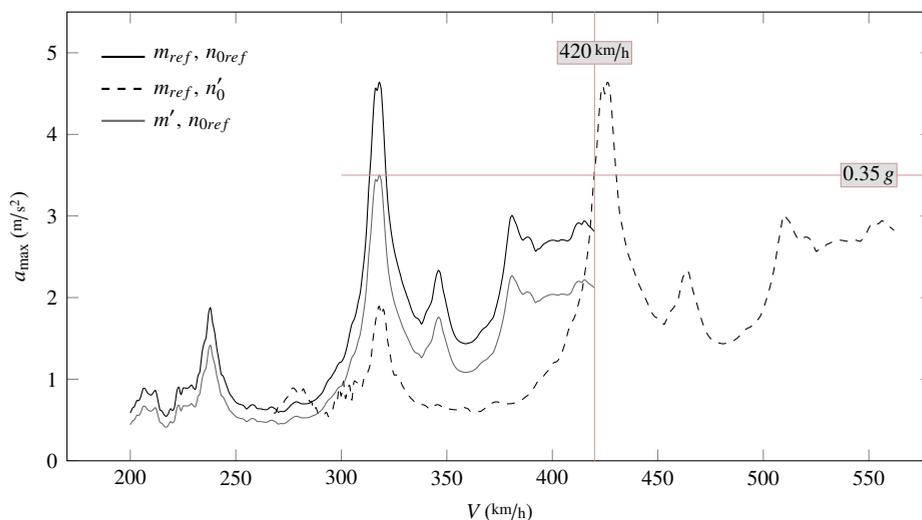


Figura 3.1: Proyecto de puentes isostáticos basado en condiciones de semejanza: aceleraciones

Una vez obtenida la respuesta en el puente de referencia se ha mantenido constante la masa lineal del tablero m_{ref} y se ha determinado el incremento de frecuencia propia necesario para que el valor límite normativo no se vea superado dentro del rango de velocidades analizadas ($V_s = 420 km/h$). En el puente de referencia el valor de $0.35 g$ se supera por primera vez cuando el tren circula a $V_{ref} = 313.5 km/h$. Puesto que las longitudes de onda deben ser las mismas en ambos sistemas, mediante la ecuación (3.6) se puede calcular la frecuencia fundamental que debe tener el puente para que la aceleración máxima permitida quede fuera del rango de velocidades de proyecto según

$$n'_0 = n_{0ref} \frac{V_s}{V_{ref}} = 10 \frac{420}{313.5} = 13.39 \text{ Hz} \quad (3.8)$$

En segundo término se mantiene la frecuencia fundamental de referencia en el nuevo puente y se varía únicamente la masa lineal del mismo. De acuerdo con la fórmula de semejanza (3.2), la masa lineal mínima que debe tener el puente para que no se

alcanza el límite de aceleraciones establecido es

$$m' = m_{ref} \frac{a_{max,ref}}{a_{max}} = 15000 \frac{4.64}{3.5} = 19880 \text{ kg/m} \quad (3.9)$$

En la figura 3.1 se representan las envolventes de aceleraciones resultantes tras aplicar los cambios de escala en los ejes de velocidades y aceleraciones establecidos por las expresiones (3.8) y (3.9) respectivamente.

El efecto que tienen estos cambios de escala en la envolvente de desplazamientos puede apreciarse en la figura 3.2. En la primera variante del puente de referencia, en la cual se modifica exclusivamente la frecuencia propia del mismo, se aprecia un cambio de escala en el eje de velocidades, análogo al que experimenta en tal caso la curva de aceleraciones. El factor de escala en ambos casos es igual al cociente entre la nueva frecuencia fundamental del puente y el valor de referencia:

$$\frac{n'_0}{n_{0ref}} = \frac{13.39}{10} = 1.339 \quad (3.10)$$

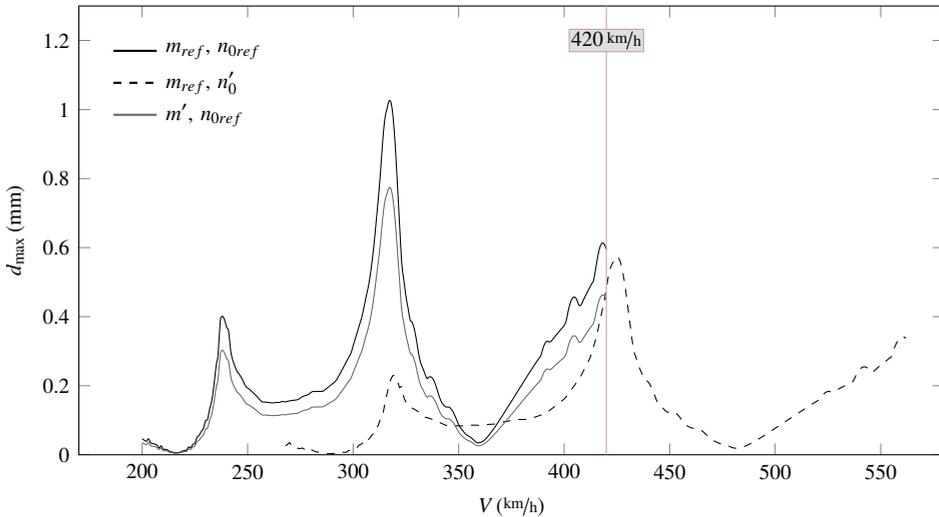


Figura 3.2: Proyecto de puentes isostáticos basado en condiciones de semejanza: desplazamientos

Al modificar la frecuencia propia del puente manteniendo la masa lineal, resulta también alterada la rigidez a flexión del mismo y por tanto los desplazamientos máximos correspondientes a cada velocidad de cálculo. Si se considera la fórmula de semejanza (3.4), el cambio de escala en el eje de ordenadas puede calcularse según

$$\frac{EI}{EI_{ref}} = \left(\frac{n_{0ref}}{n'_0} \right)^2 = \left(\frac{10}{13.39} \right)^2 = 0.557 \quad (3.11)$$

con lo que el desplazamiento máximo experimentado pasa de 1.026 mm en el puente de referencia a 0.571 mm en la primera variante.

En la segunda situación se altera únicamente la masa lineal del puente. El factor de escala que altera los valores de desplazamientos máximos viene de nuevo dado por el cociente entre las rigideces a flexión de los puentes, que en este caso es igual a

$$\frac{EI}{EI_{ref}} = \frac{m_{ref}}{m'} = \frac{15000}{19880} = 0.754 \quad (3.12)$$

El desplazamiento máximo en esta situación toma un valor de 0.774 mm y tiene lugar a la velocidad crítica del puente de referencia, 318 km/h, al haberse mantenido constante su frecuencia fundamental.

3.3. Modelos matemáticos implementados

3.3.1. Características de los modelos implementados

Antes de desarrollar la formulación de los modelos numéricos utilizados en el marco de esta tesis doctoral, se describen en este apartado las características comunes que presentan todos ellos, así como las hipótesis adoptadas y el conjunto de limitaciones admitidas.

Se han empleado tres modelos para valorar la influencia de la idealización del vehículo en la predicción del comportamiento a flexión de puentes isostáticos: el DIM, el SIM

y el TLM. En todos los casos se trata de modelos bidimensionales en los que la estructura se asimila a una viga B-E, por lo que las diferencias entre uno y otro modelo vienen dadas por la representación del vehículo adoptada. Puede el lector dirigirse a las figuras 1.1, 1.2 y 1.3 del capítulo introductorio donde encontrará los esquemas del vehículo correspondiente a cada modelo.

Tal y como se indica en el apartado 1.1 del documento, en el DIM el vehículo se representa como una serie de masas conectadas por elementos elásticos lineales y disipadores viscosos, donde las masas representan las cajas, con inercia a la traslación vertical y al cabeceo, los bogies, también con ambos tipos de comportamiento y, por último, los ejes, con inercia únicamente a la traslación vertical. En el SIM cada eje de la composición se representa como un oscilador simple que incluye una masa suspendida, equivalente a la parte proporcional de la masa del bogie, una masa no suspendida, igual a la masa nominal del eje, y un sistema de suspensión con rigidez y amortiguamiento iguales a los del sistema de suspensión primario del DIM. En este modelo se desprecian por tanto los efectos inerciales de las cajas, quedando estas representadas como la sobrecarga estática proporcional en cada bogie. Además el cabeceo del bogie se reproduce sólo de manera simplificada, suponiendo que la mitad de su masa vibra únicamente en traslación vertical sobre el eje correspondiente. Por último, mediante el modelo de vehículo empleado en el TLM, y que consiste en una serie de cargas concentradas de valor constante e igual a la carga estática por eje, no se reproducen ninguno de los movimientos que el vehículo puede experimentar al interactuar con las oscilaciones del tablero, despreciándose por tanto los efectos inerciales debidos a las masas de la composición y la consecuente disipación de energía a través de sus sistemas de suspensión.

A continuación se enumeran las hipótesis que han sido adoptadas en la formulación de los tres modelos descritos. Dichas hipótesis, habitualmente empleadas en algunas de las principales contribuciones científicas al problema de la interacción vehículo-estructura [ERRI D214, 1997; Dominguez, 2001; Museros, 2002; Yang y otros, 2004b], suponen una aproximación al comportamiento real del sistema. Se enuncian y justifican ahora cada una de ellas con el objetivo de acotar las limitaciones admitidas durante la investigación y el alcance de los resultados obtenidos.

1. El fenómeno de interacción se analiza empleando modelos planos del vehículo y de la estructura, en los que no se representan los fenómenos transversales que pueden derivarse de la aplicación excéntrica de las cargas respecto al plano

longitudinal de simetría de la estructura², tales como la torsión del tablero y los movimientos laterales y de balanceo de los distintos grados de libertad del vehículo. El efecto del esvía de la estructura, que produce efectos similares, tampoco se contempla en el estudio llevado a cabo.

En primer lugar cabe remarcar que la investigación está orientada al estudio en exclusiva de la dinámica vertical del sistema vehículo-estructura, por lo que se ha prescindido de emplear un modelo que permita reproducir su interacción lateral. Para analizar estos fenómenos, esenciales en la valoración de aspectos tan importantes como la seguridad de la composición y el confort de los viajeros, es necesario recurrir a modelos tridimensionales, en los que, habitualmente, el comportamiento de las estructuras se reproduce mediante modelos de elementos finitos, y el de los vehículos mediante sistemas multicuerpo con un alto número de grados de libertad. La elevada complejidad de estos modelos y su coste computacional asociado no están justificados cuando se pretende obtener una adecuada representación del comportamiento vertical de un sistema en el que la composición circula sobre un puente recto a velocidad constante [Melis, 2008].

Existen sin embargo situaciones de proyecto, relacionadas con el estudio de la dinámica vertical del sistema vehículo-estructura, en las que se debe valorar si se considera la contribución de los modos tridimensionales. Tal es el caso de algunos puentes de luces medias y cortas (10 – 25 m) como, por ejemplo, las losas macizas (o con cierto grado de aligeramiento), las pseudolosas y los tableros de vigas prefabricadas de hormigón pretensado con losa superior. En tales casos las frecuencias naturales del primer modo de torsión y de flexión transversal pueden estar próximas en ciertas ocasiones a la frecuencia fundamental, intercalándose entre las de los modos de flexión recta, por lo que es deseable incluir los efectos producidos por la excentricidad de las cargas, bien sea mediante el uso de un modelo tridimensional, bien sea a través de un método simplificado, como el propuesto en [ERRI D214, 1999b], que permita combinar los efectos de flexión y torsión en un modelo plano.

²Se admite que en la gran mayoría de puentes de ferrocarril existe dicho plano longitudinal de simetría.

En el método simplificado que recoge el anexo F del informe [ERRI D214, 1999b], la máxima aceleración y el máximo desplazamiento que experimenta el puente debidos a la consideración en exclusiva de la flexión longitudinal del tablero se suman, en valor absoluto, con los correspondientes valores debidos únicamente a los efectos de torsión, obteniéndose así una predicción conservadora de la respuesta de la estructura. Este método es de aplicación cuando el modelo de vehículo es de cargas constantes, ya que en tal caso las contribuciones de los distintos modos son independientes entre sí y pueden calcularse por separado³. Sin embargo cuando el modelo empleado es de interacción no es posible desacoplar el comportamiento dinámico del vehículo y de la estructura para cada uno de los modos considerados en el cálculo, por lo que para incorporar los efectos de torsión en la valoración del comportamiento estructural del SIM y el DIM hubiese sido necesario recurrir a (i) un modelo tridimensional del vehículo y de la estructura; o (ii) determinar los modos de torsión e incorporarlos en el modelo plano, desglosando además los movimientos del vehículo para considerar en el modelo el desplazamiento transversal, balanceo y lazo de sus distintas masas. En los dos casos se incurre en un incremento del número de grados de libertad del modelo y, consecuentemente, en un aumento de su coste computacional. Ambos aspectos deben estar justificados por el incremento en la precisión de los resultados obtenidos.

En esta tesis doctoral se ha decidido prescindir de los efectos de torsión en los diferentes modelos planos utilizados ya que la influencia del modelo de vehículo en la predicción de la respuesta de la estructura es significativa únicamente en situación de resonancia y, según se apunta en numerosas contribuciones, la respuesta máxima de los tableros en tal caso

³En este método simplificado, la respuesta máxima del puente debida únicamente a los efectos de torsión se puede obtener aplicando las fórmulas de semejanza (3.1) y (3.2) a la máxima aceleración y el máximo desplazamiento del puente debidos a la consideración en exclusiva de la flexión longitudinal. En [Dominguez, 2001] se comparan las aceleraciones verticales máximas obtenidas mediante la aplicación de esta metodología simplificada con los correspondientes valores a partir de un modelo de elementos finitos tridimensional. Se constata que el método simplificado es conservador en cuanto a la valoración de los efectos combinados de flexión y torsión. En el caso con rigidez a torsión más reducida de entre los analizados, la desviación de las aceleraciones máximas predichas con el modelo simplificado y el modelo de elementos finitos tridimensional es del orden del 5 %, y el incremento del nivel de aceleraciones verticales al considerar la contribución del modo de torsión es inferior al 3 %.

está dominada por la contribución del primer modo de flexión longitudinal [Biggs, 1964; Smith, 1988; Li y Su, 1999; Museros y Alarcón, 2005; Moliner, 2012]⁴.

2. La viga recta con que se idealiza la estructura tiene masa lineal y rigidez a flexión constantes a lo largo de su longitud. Para definir su ley de comportamiento se emplea la hipótesis cinemática de B-E, por la que las secciones planas inicialmente perpendiculares al eje de la viga, siguen siendo planas y perpendiculares al eje de la viga una vez curvado.

En esta tesis doctoral se analiza el comportamiento dinámico de tableros isostáticos rectos suponiendo un reparto uniforme de la masa del puente y de su rigidez. No se tiene en cuenta por tanto la pérdida de rigidez del tablero por fisuración⁵.

Por otra parte la selección del modelo de viga de B-E se justifica a partir de la esbeltez que tienen los puentes analizados. En todo caso, y según es habitual en los puentes de ferrocarril, la relación luz/canto de los tableros supera el ratio 10/1 considerado tradicionalmente como el límite que determina la validez del modelo de viga de B-E frente al modelo de viga de Timoshenko.

El efecto de la deformación por cortante de las secciones y su inercia a rotación da lugar a frecuencias propias inferiores en el caso de la viga de Timoshenko. Esta reducción aumenta con la frecuencia propia del modo de vibración, pudiendo alcanzar valores significativos cuando la viga presenta relaciones luz/canto reducidas [Humar, 2002].

⁴En la citada tesis de Moliner se emplea un modelo de elementos finitos para analizar una serie de puentes isostáticos que podrían resultar especialmente sensibles a la contribución de los modos tridimensionales. Se concluye que en la gran mayoría de estructuras simplemente apoyadas y sin esviaje, la verificación del estado límite de servicio ligado a la aceleración vertical del tablero puede llevarse a cabo con seguridad incluyendo únicamente la contribución del primer modo de flexión longitudinal en el cálculo dinámico.

⁵Esta simplificación del comportamiento del sistema se basa en la limitación de la apertura de fisura para los tableros de puentes de hormigón para alta velocidad. Desde que empezó a proyectarse la línea de alta velocidad Madrid-Sevilla, se ha exigido que los puentes pretensados fueran de la denominada *clase cero*, lo cual implica a efectos prácticos que el hormigón no alcance el estado de descompresión ante las cargas de servicio, por lo que no es esperable la aparición de fisuras en tableros situados en líneas de alta velocidad. Esta información ha sido transmitida personalmente por el director de proyecto de uno de los tramos de la línea Madrid-Sevilla a los directores de esta tesis doctoral.

Sin embargo en la práctica ferroviaria la discrepancia entre los resultados obtenidos mediante la viga de Timoshenko y la viga de B-E suele ser despreciable salvo en casos particulares que presenten luces y esbelteces reducidas (en [ERRI D214, 1999b] se indica que las condiciones críticas son una relación luz/canto menor que 10 y una luz inferior a 8 m aproximadamente), por lo que, siguiendo con la práctica habitual [Frýba, 1996], se ha optado por emplear el modelo de viga de B-E para analizar el comportamiento del sistema.

3. La estructura está en estado de reposo inicialmente y su comportamiento permanece en régimen elástico y lineal durante todo el análisis.

Las únicas acciones que se consideran en el cálculo son las debidas al paso de la composición ferroviaria, por lo que la estructura se encuentra en estado de reposo hasta que el primer eje de la composición entra en contacto con ella.

Se acepta además que la estructura permanece en régimen elástico y lineal durante todo el análisis, siendo este un requisito de diseño de las actuales líneas de alta velocidad al estar muy limitada la fisuración de las estructuras de hormigón en estado límite de servicio (véase la nota número 5 en el pie de la página 55). Por tanto la integración temporal de las ecuaciones de movimiento de los sistemas se puede realizar en espacio modal con la consiguiente reducción del número de grados de libertad del sistema.

4. Se ha asignado un amortiguamiento viscoso cada modo de vibración para considerar los mecanismos de disipación energética en la estructura.

En oposición al movimiento oscilatorio del tablero pueden diferenciarse dos tipos de amortiguamiento [Humar, 2002], según si su origen es externo al sistema, como podría ser la resistencia que ejerce el aire sobre la viga al oscilar y las pérdidas por rozamiento en los apoyos, o interno, caso de la disipación de energía por fricción en la capa de balasto y el amortiguamiento viscoso debido a las fuerzas que ejercen unas partículas sobre otras en contra de la variación temporal de la curvatura de la viga en cada sección⁶. Ambos fenómenos, disipación externa e interna, dan

⁶Dada la limitación de la apertura de fisura, se considera que toda la disipación de energía en la

lugar a pérdidas energéticas, disipándose parte de la energía cinética y potencial elástica de la viga en forma de calor y sonido.

En la práctica es habitual introducir la disipación de energía en la estructura mediante un amortiguamiento viscoso proporcional a la velocidad de vibración, ya que este resulta más sencillo de implementar que el amortiguamiento de Coulomb (proporcional a los desplazamientos), y el comportamiento dinámico del sistema depende principalmente del valor de amortiguamiento considerado, y no tanto del modelo matemático seleccionado [ERRI D214, 1999b].

5. No se considera la rigidez debida a la presencia de la vía y los elementos característicos que la forman (el carril y sus sujeciones, las traviesas y el balasto), ni tampoco el efecto de reparto de cargas debido a la presencia de estos componentes ni a la distancia que separa la cara superior del tablero del eje neutro.

El carril, sus sujeciones y, en su caso, las traviesas y la capa de balasto, se representan en los modelos como una carga muerta distribuida a lo largo de la luz del puente que vibra solidariamente con él. Se está por tanto simplificando el modelo puesto que la rigidez de estos componentes, debida mayoritariamente a la continuidad del carril, afecta a la vibración del puente, reduciendo la amplitud de las vibraciones experimentadas y modificando las frecuencias propias del sistema.

Una representación más ajustada del comportamiento de estos elementos consiste en modelizar la vía como una viga continua sobre un apoyo elástico, idealizado este como una serie de masas suspendidas unidas entre sí con amortiguadores elásticos. No se ha empleado esta representación por un doble motivo: (i) la variación que introducen la vía y sus componentes en las frecuencias propias del puente es inapreciable en la práctica ferroviaria⁷; y (ii) el efecto de reducción debido a la conti-

estructura es de tipo viscoso. Cuando la fisuración del tablero es significativa, el principal mecanismo de disipación de energía en el puente se debe a las pérdidas por fricción que resultan de los movimientos relativos entre las armaduras de acero y el hormigón al variar la apertura de la fisura con las oscilaciones del puente [ERRI D214, 1999b].

⁷En la tesis doctoral [Dominguez, 2001] se emplea un modelo de elementos finitos para evaluar la variación de las frecuencias propias del puente en función de que se incluya o no la rigidez debida a la presencia de la vía y los elementos característicos que la forman. Empleando los datos de los carriles, de sus sujeciones, de las traviesas y del balasto que facilita el comité ERRI D214, y considerando puentes

nidad del carril, con cierta relevancia únicamente para puentes cortos⁸ ($L < 10 - 15$ m), habría quedado superpuesto a la influencia del modelo de vehículo en la interpretación de los resultados. Dado el interés *per se* de este último aspecto, se ha preferido no considerar la rigidez debida a la continuidad del carril, obteniendo de ese modo una valoración conservadora de la respuesta de la estructura, y pudiendo extraer conclusiones más precisas en lo que a la influencia del modelo de vehículo se refiere.

Por el mismo motivo no se ha tenido en cuenta el efecto del reparto de cargas debido a la presencia de la vía, de sus componentes (siendo la capa de balasto el principal causante del reparto), y del tablero. Se admite por tanto que las fuerzas de contacto entre las ruedas y los carriles actúan de manera concentrada sobre el eje neutro de la sección de la viga, y no sobre una longitud de 2 – 3 m como sucede en realidad [Museros, 2002]. Esta hipótesis es conservadora en la predicción de la respuesta de los puentes más cortos [ERRI D214, 1999b; Museros, 2002], y ha sido admitida para no falsear innecesariamente la interpretación de los resultados relacionados con la influencia del modelo vehículo.

Por último, mediante la representación simplificada de la vía y de sus componentes se está también aproximando el mecanismo de disipación energética debido fundamentalmente a la fricción entre los distintos elementos, y en especial en la capa de balasto. Esta disipación energética se supone incluida, como es habitual, en el amortiguamiento estructural del puente⁹.

6. La viga isostática con que se idealiza la estructura está simplemente apoyada en sus extremos.

de luces iguales a 5, 15 y 30 m, se comprueba que, efectivamente, la variación de las frecuencias propias del sistema es despreciable, incluso para el caso crítico con luz igual a cinco metros y mayor frecuencia fundamental.

⁸En el informe [ERRI D214, 1999b] se indica que la respuesta en un puente de 5 m puede reducirse en un 20 % debido a la continuidad del carril, mientras que en puentes con luces iguales o superiores a 20 m no debe aplicarse ninguna reducción. Para puentes de luces intermedias la reducción se obtiene interpolando entre los valores anteriores. Esta propuesta se basa en la utilización de modelos de cargas constantes, por lo que se desconoce si el valor de las reducciones es el mismo empleando modelos de interacción.

⁹En las medidas obtenidas en puentes reales no es posible diferenciar el porcentaje de amortiguamiento estructural del debido a los elementos no estructurales del sistema.

Se desprecia por tanto el efecto de la posible presencia de apoyos elásticos (neoprenos). En los puentes isostáticos de luces cortas, este tipo de apoyos da lugar a (i) una reducción de las frecuencias naturales del tablero (y por tanto de las velocidades de resonancia); y (ii) una modificación de las amplitudes en resonancia del puente debido a la alteración que inducen en los modos de vibración [Yang y otros, 2004a; Martínez-Rodrigo, 2009; Moliner, 2012; Museros y otros, 2013].

Las tendencias señaladas han sido verificadas en los estudios citados empleando modelos de cargas constantes. Es de suponer que efectos similares se reproduzcan en caso de considerar la interacción vehículo-estructura. Sin embargo se desconoce si en tal caso las frecuencias del tablero y las amplitudes en resonancia quedarán alteradas en la misma medida, por lo que la presencia de los apoyos elásticos en el modelo hubiese incrementado el número de variables a analizar en el estudio de sensibilidad. Se ha optado de nuevo por simplificar el modelo de cálculo, centrando el interés de los análisis en la influencia de los distintos grados de libertad del vehículo y las propiedades mecánicas del puente.

7. La composición ferroviaria circula a velocidad constante durante todo el análisis.

Se analiza el comportamiento en resonancia del puente, no siendo objeto del estudio considerar la influencia de las variaciones de velocidad de la composición ni las acciones horizontales inducidas en la estructura debido a las fuerzas de arranque y frenado del tren.

8. La formulación de los modelos se particulariza para las composiciones de tipo convencional (véanse las figuras 1.1 a 1.3 incluidas en el capítulo de introducción) en las que cada coche vibra de manera independiente a los coches adyacentes.

Las composiciones ferroviarias de alta velocidad se pueden clasificar en función de su configuración en: (i) trenes articulados; (ii) trenes convencionales; y (iii) trenes regulares. En los trenes articulados existe un bogie de dos ejes entre cada dos coches de pasajeros. En los trenes convencionales, sin embargo, cada coche está soportado por dos bogies independientes, también de dos ejes cada uno. Por último, en los trenes regulares, los

coches de pasajeros descansan sobre una unión articulada, produciéndose el apoyo en un eje único entre cada dos coches, sin que exista un bogie como tal, sino una columna de suspensión que conecta el eje con las cajas.

En esta tesis doctoral se ha optado por el empleo de las composiciones de tipo convencional (ICE 2, ETR500Y, Virgin) para formular los distintos modelos y llevar a cabo el estudio de sensibilidad de los fenómenos de interacción basado en la formulación de semejanza. Los trabajos realizados suponen la continuación de la tesis doctoral [Museros, 2002] en la que, al igual que en numerosas contribuciones [Zhang y otros, 2001; Yang y otros, 2004b; Zhang y otros, 2008; Liu y otros, 2009b,a; Dinh y otros, 2009], el análisis de la interacción vehículo-estructura ha sido abordado empleando composiciones de tipo convencional.

Con el objetivo de ampliar el alcance de los trabajos realizados, se ha dedicado parte del capítulo 5 del documento a la validación de las conclusiones alcanzadas a partir del estudio de sensibilidad, considerando para ello composiciones de tipo articulado (Eurostar) y regular (Talgo AV).

9. En la composición ferroviaria no se incluyen las locomotoras y se considera que todos los coches tienen las mismas propiedades mecánicas.

Puesto que, según se ha ejemplificado en el capítulo introductorio del documento, los efectos de interacción tienen únicamente relevancia en situación de resonancia, y este fenómeno se debe a la acción repetitiva de los grupos de cargas pertenecientes a los coches de pasajeros, las ecuaciones de equilibrio que se plantean para los diferentes modelos describen el comportamiento de un sistema vehículo-estructura en el que todos los coches de la composición ferroviaria tienen las mismas características mecánicas. En el capítulo 5 se estudian algunos casos reales que, incluyendo las locomotoras de la composición, permiten validar los resultados del estudio confirmando que los principales efectos de la interacción pueden estudiarse admitiendo que existe regularidad en las características mecánicas de los coches.

10. Las suspensiones del vehículo presentan un comportamiento lineal.

Uno de los aspectos que limita el empleo de los modelos de interacción

es, tal como se detalla en el apartado 3.5.1, la escasez de datos reales de las características de las composiciones. En lo que se refiere a los sistemas de suspensión del vehículo, los datos disponibles se limitan al valor de su rigidez y de su constante de amortiguamiento, no siendo por tanto posible reproducir un eventual comportamiento no lineal.

Se ha simplificado por tanto el comportamiento de las suspensiones del vehículo admitiendo que estas presentan una ley de comportamiento lineal, siendo esta la hipótesis habitual empleada en las contribuciones que tratan el fenómeno de interacción [Frýba, 1972; Klasztorny y Langer, 1990; Aida y otros, 1990; Yang y otros, 1997; ERRI D214, 1999b; Pesterev y otros, 2003a; Yang y otros, 2004b; Brady y otros, 2006; Liu y otros, 2009b; Lou y Au, 2013].

11. Los modelos de interacción no incluyen los efectos ocasionados por las irregularidades del carril y de las ruedas.

En esta tesis doctoral se valora el efecto beneficioso que puede derivarse del empleo de los modelos de interacción sin la consideración de las irregularidades de la vía y las imperfecciones de las ruedas, ya que el incremento que originan en los efectos dinámicos calculados se contempla a nivel normativo [Comité Europeo de Normalización, 2004; MFOM, 2007], tanto en los modelos de interacción como en los de cargas constantes, mediante el coeficiente φ'' . Se ha optado por dar respuesta al problema de la interacción vehículo-estructura en ausencia de irregularidades, siguiendo así el planteamiento del comité ERRI 214 y supeditando el estudio de su influencia a los resultados obtenidos: en caso de que el efecto beneficioso asociado a los efectos de interacción sea suficientemente significativo como para justificar su consideración en el proyecto de puentes de ferrocarril, será conveniente valorar la influencia de las irregularidades en el efecto beneficioso asociado a los modelos de interacción.

En caso de haber evaluado aspectos tales como la estabilidad de la composición o el confort de los viajeros, hubiese sido necesario incluir las irregularidades de la vía y de las ruedas en los modelos de interacción ya que: (i) la pérdida de contacto entre las ruedas y el vehículo es más susceptible de presentarse en las zonas en las que la convexidad del ca-

rril es acusada, tal y como sucede cuando la vía presenta irregularidades, por lo que estas pueden influir significativamente en la estabilidad de la composición [ERRI D214, 1999b]; y (ii) en presencia de irregularidades se produce un incremento en el nivel de vibraciones que experimentan las masas suspendidas del vehículo, y esto repercute en el confort de los viajeros [Yau y otros, 1999].

12. En los modelos de interacción no se considera la contribución de la pendiente y curvatura de la deformada de la viga en el cálculo de la velocidad y la aceleración vertical de los ejes de la composición.

Los términos convectivos asociados a la pendiente y curvatura no se suelen incluir en el análisis del comportamiento dinámico de los puentes de ferrocarril de alta velocidad, siempre y cuando no se estén considerando las irregularidades de vía, admitiéndose que las estructuras cuentan con rigidez suficiente como para despreciar su contribución [Yang y otros, 1997, 2004b]. Esta habitual hipótesis ha sido corroborada en el reciente estudio [Lou y Au, 2013], donde se realizan algunas comparativas entre los resultados obtenidos con el modelo DIM al considerar o no los términos de velocidad y aceleración asociados a la pendiente y a la curvatura de la deformada, concluyéndose que su influencia es despreciable si no se incluyen en el modelo las irregularidades de vía.

Como se explica en el segundo capítulo del documento, tras consulta directa a los autores de las contribuciones [Zhang y otros, 2008, 2010; Guo y otros, 2012], en las que se contrastan resultados experimentales con los obtenidos a partir de complejos modelos numéricos, se ha verificado que en la formulación empleada en dichos artículos se consideran *únicamente* los términos convectivos que dependen de las irregularidades del carril, y no los que dependen de la deformada y la curvatura del tablero, aspecto este que no es posible discernir a partir de la información facilitada en las citadas referencias. Esta simplificación corrobora nuevamente la hipótesis señalada en [Yang y otros, 1997, 2004b] y los resultados que se recogen en [Lou y Au, 2013], pudiendo afirmarse a partir de la información recopilada que, en la práctica de la ingeniería ferroviaria, los términos convectivos asociados a la pendiente y a la curvatura de la deformada de la viga no influyen de manera significativa en el cálculo dinámico de la

respuesta del sistema.

13. En los modelos de interacción no se produce pérdida de contacto entre las ruedas del vehículo y la estructura.

La formulación matemática de los modelos de interacción empleados establece que durante todo el análisis las ruedas estén en contacto con el puente. Sin embargo, a partir de cierto nivel de vibraciones del tablero puede llegar a producirse el fenómeno de despegue de eje, circunstancia que, en los modelos implementados, se traduce en una inversión del signo de la fuerza de interacción entre las ruedas y los carriles. Este hecho invalidaría los resultados obtenidos en el análisis, por lo que en la interpretación de los resultados del estudio de sensibilidad se ha prestado especial atención a los valores mínimos alcanzados por las fuerzas de interacción.

Una representación mejorada del fenómeno de contacto entre las ruedas y el carril puede implementarse de acuerdo con la teoría de Hertz, permitiendo así el despegue del eje y su posterior impacto contra la estructura. Este tratamiento más refinado del fenómeno de contacto, que conlleva un aumento significativo de los tiempos de cálculo, hubiese sido necesario en caso de querer estudiar en profundidad fenómenos como el de la estabilidad de la composición. El análisis de las fuerzas de interacción llevado a cabo en este estudio ha tenido como objetivo, en primer lugar, validar los resultados del estudio de sensibilidad planteado sobre la influencia del modelo de vehículo, siendo *requisito* para ello que no se produzca pérdida de contacto entre las ruedas y los carriles. En segundo término se han detectado las situaciones en las que el valor de las fuerzas de interacción desciende significativamente de manera que la estabilidad de la composición pueda llegar a estar comprometida. Los casos detectados deberán ser estudiados con detenimiento empleando un modelo que permita tratar con mayor nivel de detalle (considerando entre otros aspectos las irregularidades de vía y una representación mejorada del fenómeno de contacto) para poder extraer conclusiones fiables sobre las circunstancias de proyecto que puedan comprometer la seguridad de la composición ferroviaria.

El esquema general de los modelos numéricos implementados, válido tanto para los

modelos de cargas constantes como para los modelos de interacción, se muestra en la figura 3.3. Se ha representado una sucesión de N_w cargas $F_k(t)$ que circulan a velocidad constante V sobre una viga simplemente apoyada con masa lineal m y rigidez a flexión EI constantes a lo largo de su longitud L . En el TLM las cargas se corresponden con el peso estático de cada eje, P_k , $k = 1, \dots, N_w$, mientras que en los modelos SIM y DIM representan la evolución temporal de la fuerzas de contacto entre las ruedas y los carriles, siendo estas fuerzas las que acoplan el comportamiento dinámico del vehículo y de la estructura.

Se ha empleado la notación habitual, $y(x, t)$, para denotar el desplazamiento vertical que experimenta el eje neutro de la viga en la abscisa x y el instante de tiempo t . Mediante $x_k(t)$ se designa la posición que ocupa cada carga en cada instante, y puede expresarse como $x_k(t) = Vt - d_k$, siendo d_k la separación existente entre el origen de la viga y la carga k -ésima en $t = 0$.

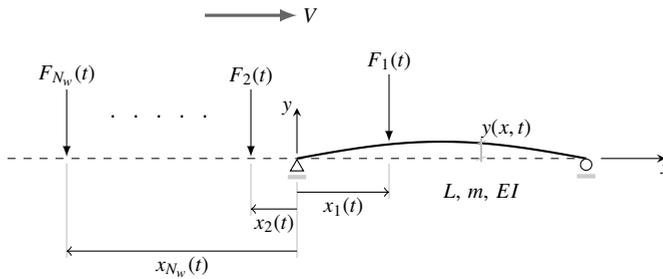


Figura 3.3: Viga simplemente apoyada sometida al paso de una serie de cargas concentradas

Puesto que se admite que el comportamiento de la viga representada en la figura 3.3 es lineal durante todo el análisis, la deformada de su eje neutro se puede aproximar por superposición modal

$$y(x, t) = \sum_{i=1}^{N_m} \xi_i(t) \cdot \phi_i(x) = \sum_{i=1}^{N_m} \xi_i(t) \cdot \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (3.13)$$

donde N_m es el número de modos considerados en la aproximación, $\xi_i(t)$ es la amplitud del i -ésimo modo de vibración y $\phi_i(x) = \sin(i\pi x/L)$ su forma modal para la viga isostática B-E [Clough y Penzien, 1993].

El análisis por superposición modal del puente permite reducir los tiempos de cálculo en el tratamiento de los distintos modelos. En los modelos de cargas constantes se obtienen N_m ecuaciones desacopladas, mientras que en los modelos de interacción el número de ecuaciones inicial se corresponde con la suma del número de modos considerados en la aproximación de la respuesta y el número de grados de libertad del vehículo. En este caso las ecuaciones se encuentran acopladas por las diversas contribuciones modales y los movimientos del vehículo. Como se verá en el apartado 3.3.3, se han expresado los grados de libertad de los ejes del vehículo en función de los movimientos verticales del tablero, reduciendo por tanto el número de grados de libertad del modelo, y permitiendo un planteamiento acoplado de las ecuaciones de movimiento del sistema vehículo-estructura.

Para realizar la integración de las ecuaciones de movimiento de los modelos SIM y DIM se emplea el método β -Newmark de aceleración constante ($\beta = 1/4$, $\gamma = 1/2$). Siguiendo el procedimiento desarrollado en [Museros, 2002], el paso de tiempo seleccionado es el menor de los tres siguientes: (i) 1/60 del periodo de vibración asociado al modo más alto considerado en la aproximación de la respuesta; (ii) 1/60 del periodo correspondiente al grado de libertad del vehículo con mayor frecuencia de vibración; y (iii) 1/100 del tiempo de paso de una carga del vehículo sobre la estructura a la velocidad de cálculo del modelo.

Mediante los criterios (i) y (ii) se asegura que el paso de tiempo sea lo suficientemente bajo como para caracterizar adecuadamente el comportamiento dinámico del puente y del vehículo respectivamente. Por su parte, el criterio (iii) se emplea para obtener una representación suficientemente precisa de las oscilaciones que experimentan las fuerzas de interacción correspondientes a cada uno de los ejes. Se ha verificado la convergencia de los resultados con el paso de tiempo seleccionado, pudiendo considerarse que la estrategia adoptada es suficientemente conservadora como para no tener que adoptar un esquema de tipo iterativo para integrar las ecuaciones dinámicas de los sistemas de interacción.

En el caso del TLM se emplea la solución analítica exacta (ver por ejemplo [Savin, 2001]) y se toma como paso de tiempo el calculado mediante el criterio (i) para obtener así una representación precisa del comportamiento dinámico de la estructura.

3.3.2. Ecuación adimensional de movimiento para el modelo TLM

Se propone en este apartado una formulación adimensional similar a la que recogen diversas contribuciones [Klasztorny y Langer, 1990; Frýba, 1999; Museros, 2002; Pesterev y otros, 2003b; Museros y Alarcón, 2005] con el objeto de analizar el comportamiento dinámico de la estructura en el modelo TLM.

Para ello, el punto de partida es la ecuación diferencial que rige la amplitud correspondiente al i -ésimo modo de vibración de la viga isostática B-E sometida al paso de una sucesión de cargas puntuales de valor constante¹⁰ [Olsson, 1991; Frýba, 1999; Yang y otros, 2004b]

$$\ddot{\xi}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = \frac{-2}{mL} \sum_{k=1}^{N_w} P_k \sin \frac{i\pi x_k(t)}{L} \left(H(x_k(t)) - H(x_k(t) - L) \right) \quad (3.14)$$

donde ω_i y ζ_i denotan la frecuencia propia y la tasa de amortiguamiento estructural asociadas al i -ésimo modo de vibración de la viga. Asimismo se ha empleado la función de Heaviside H para que la contribución de la carga k se considere únicamente al estar está situada sobre la viga, *i. e.*, cuando se satisface que

$$0 \leq x_k(t) \leq L \quad \text{o alternativamente} \quad 0 \leq Vt - d_k \leq L \quad (3.15)$$

Con el objeto de adimensionalizar la ecuación de movimiento (3.14) se definen el tiempo adimensional τ y la velocidad adimensional α . El periodo fundamental de vibración de la estructura que interviene en la definición de ambas magnitudes, se representa con el símbolo habitual T

$$\tau = \frac{t}{T} = n_0 t \quad (3.16)$$

$$\alpha = \frac{VT}{L} = \frac{V}{n_0 L} \quad (3.17)$$

¹⁰En el anexo A puede consultarse el desarrollo matemático que conduce a la obtención de la ecuación (3.14).

De acuerdo con estas definiciones, la condición (3.15) puede expresarse como

$$0 \leq \alpha\tau - \frac{d_k}{L} \leq 1 \quad (3.18)$$

luego $\alpha\tau$ representa la fracción de la luz que se recorre en el tiempo t .

Las derivadas de la coordenada generalizada ξ_i respecto a los tiempos real y adimensional guardan entre sí las siguientes relaciones

$$\dot{\xi}_i(t) = \frac{\omega_0}{2\pi} \cdot \xi'_i(\tau) \quad \ddot{\xi}_i(t) = \left(\frac{\omega_0}{2\pi}\right)^2 \xi''_i(\tau) \quad (3.19)$$

donde los puntos y las primas denotan diferenciación respecto al tiempo real y adimensional respectivamente.

Considerando las expresiones anteriores, se obtiene la ecuación de movimiento adimensional del TLM

$$\frac{1}{8\pi^2} \xi''_i(\tau) + \frac{i^2 \zeta_i}{2\pi} \xi'_i(\tau) + \frac{i^4}{2} \xi_i(\tau) = \frac{-1}{\omega_0^2 m L} \sum_{k=1}^{N_w} P_k h_{k,i} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (3.20)$$

donde la contribución a la i -ésima amplitud modal de la k -ésima carga se ha agrupado en la función $h_{k,i}$ según se muestra a continuación

$$h_{k,i} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) = \sin \left(i\pi \left(\alpha\tau - \frac{d_k}{L} \right) \right) \left(\text{H} \left(\tau - \frac{d_k}{\alpha L} \right) - \text{H} \left(\tau - \frac{d_k}{\alpha L} - \frac{1}{\alpha} \right) \right) \quad (3.21)$$

3.3.3. Ecuación adimensional de movimiento para los modelos SIM y DIM

La ecuación diferencial en formato matricial que rige el comportamiento de un sistema vehículo-estructura puede consultarse en numerosas publicaciones, como por ejemplo [Frýba, 1999; Zhang y otros, 2001; Yang y otros, 2004b; Lou y Au, 2013]. En este documento se ha adoptado la versión que se muestra a continuación como

punto de partida en la obtención de la ecuación de movimiento adimensional de los modelos SIM y DIM

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} M_b + A^T M_{ww} A & 0 \\ 0 & M_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\xi}(t) \\ \ddot{z}_t(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_b + A^T C_{ww} A & A^T C_{wt} \\ C_{tw} A & C_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\xi}(t) \\ \dot{z}_t(t) \end{bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} K_b + A^T K_{ww} A & A^T K_{wt} \\ K_{tw} A & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi(t) \\ z_t(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A^T (\mathbf{F}_{gw} - \mathbf{K}_{wt} \mathbf{K}_{tt}^{-1} \mathbf{F}_{gt}) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.22)$$

donde se ha empleado el criterio habitual para designar los términos incluidos en las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento mediante las letras mayúsculas M, C y K. Los subíndices *b*, *w* y *t* (*beam*, *wheel*, *train*) indican que la matriz a la que acompañan se refiere al puente, a los ejes de la composición o a sus masas suspendidas, respectivamente (el subíndice se duplica en el caso del vehículo indicando el acoplamiento entre sus diferentes grados de libertad). La matriz A relaciona los movimientos verticales de los ejes de la composición con la amplitud de los distintos modos considerados. Por último los vectores de carga \mathbf{F}_{gw} y \mathbf{F}_{gt} recogen respectivamente la acción gravitatoria de las masas de los ejes y de las masas suspendidas del vehículo, mientras que $\xi(t)$ y $z_t(t)$ representan la amplitud de los modos de vibración del puente y la posición vertical de las masas suspendidas del vehículo, medida esta última respecto a su posición inicial de equilibrio estático.

El procedimiento matemático seguido para la obtención de la ecuación (3.22) y la expresión detallada de sus diferentes términos pueden consultarse en el anexo C del documento. Se trata de un sistema de ecuaciones diferenciales lineales con coeficientes variables en el que se plantea de forma acoplada el tratamiento de los sistemas vehículo-estructura. Para ello los grados de libertad correspondientes a los ejes de la composición han sido expresados en función de los grados de libertad correspondientes a los movimientos verticales del tablero.

Siguiendo el mismo procedimiento desarrollado en la sección anterior, se emplea la definición del tiempo adimensional τ dada en la ecuación (3.16) para establecer la relación entre las derivadas de los desplazamientos con respecto a esta variable y al

tiempo real t

$$\begin{bmatrix} \dot{\xi}(t) \\ \dot{\mathbf{z}}_t(t) \end{bmatrix} = \left(\frac{\omega_0}{2\pi} \right) \begin{bmatrix} \xi'(\tau) \\ \mathbf{z}'_t(\tau) \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} \ddot{\xi}(t) \\ \ddot{\mathbf{z}}_t(t) \end{bmatrix} = \left(\frac{\omega_0}{2\pi} \right)^2 \begin{bmatrix} \xi''(\tau) \\ \mathbf{z}''_t(\tau) \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Se define ahora una serie de parámetros que van a permitir expresar la ecuación (3.22) de manera adimensional. En primer lugar, la luz del puente y las distancias del vehículo se combinan en las siguientes *relaciones de distancia*

$$\beta_d = \frac{L}{d} \quad \beta_r = \frac{L}{r} \quad \beta_b = \frac{L}{b} \quad (3.24)$$

donde se recuerda que r y b son el empate entre pivotes de bogies y el empate del bogie, respectivamente, mientras que d es la distancia entre ejes correspondientes situados en dos coches consecutivos, conocida como *distancia característica* (o causante de las resonancias principales).

De manera análoga, la masa total del puente mL se combina a continuación con la masa del bogie m_b , la masa de la caja m_c , y la masa del eje m_w , dando lugar a las *relaciones de masa* del sistema

$$\mu_b = \frac{mL}{m_b} \quad \mu_c = \frac{mL}{m_c} \quad \mu_w = \frac{mL}{m_w} \quad (3.25)$$

Cuatro *relaciones de frecuencia* han sido definidas para asociar las frecuencias verticales y de cabeceo de los sistemas de suspensión primario y secundario, $(n_p, n_{\theta p})$ y $(n_s, n_{\theta s})$ respectivamente, con la frecuencia fundamental del puente n_0

$$\eta_p = \frac{n_0}{n_p} \quad \gamma_p = \frac{n_0}{n_{\theta p}} \quad (3.26)$$

$$\eta_s = \frac{n_0}{n_s} \quad \gamma_s = \frac{n_0}{n_{\theta s}} \quad (3.27)$$

donde las frecuencias de los sistemas de suspensión primario y secundario se expresan en las ecuaciones (3.28) y (3.29) en función de las propiedades mecánicas del sistema de suspensión de la manera habitual

$$n_p = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2k_p}{m_b}} \quad n_{\theta p} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_p b^2}{2J_b}} \quad (3.28)$$

$$n_s = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2k_s}{m_c}} \quad n_{\theta s} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_s r^2}{2J_c}} \quad (3.29)$$

Por último las tasas de disipación de energía de los sistemas de suspensión primario y secundario completan el conjunto de parámetros necesarios para expresar la ecuación (3.22) de manera adimensional

$$\zeta_p = \frac{c_p}{\sqrt{2k_p m_b}} \quad \zeta_s = \frac{c_s}{\sqrt{2k_s m_c}} \quad (3.30)$$

Las simplificaciones introducidas en el modelo de vehículo del SIM hacen que no todos los parámetros definidos anteriormente intervengan en la escritura adimensional de su ecuación de movimiento. En concreto se prescinde de todas las relaciones que emplean las características mecánicas de la caja en su definición (*i. e.*, la relación de masas μ_c , las relaciones de frecuencias η_s , γ_s y la tasa de disipación energética ζ_s) y también de la relación asociada a la frecuencia de cabeceo del bogie γ_p .

Al sustituir las relaciones (3.24) a (3.27) y (3.30) en la expresión (3.22), se obtiene la ecuación de movimiento adimensional del sistema vehículo-estructura (SIM o DIM),

cuya expresión matricial compacta es

$$\begin{aligned} & \frac{1}{4\pi^2} \begin{bmatrix} \tilde{M}_{11} & 0 \\ 0 & \tilde{M}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi''(\tau) \\ \mathbf{q}_t''(\tau) \end{bmatrix} + \frac{1}{2\pi} \begin{bmatrix} \tilde{C}_{11} & \tilde{C}_{12} \\ \tilde{C}_{21} & \tilde{C}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi'(\tau) \\ \mathbf{q}_t'(\tau) \end{bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} \tilde{K}_{11} & \tilde{K}_{12} \\ \tilde{K}_{21} & \tilde{K}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi(\tau) \\ \mathbf{q}_t(\tau) \end{bmatrix} = \frac{-P}{\omega_0^2 mL} \begin{bmatrix} \mathbf{f}\left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L}\right) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.31)$$

La expresión particularizada de las matrices y vectores que forman parte de la ecuación anterior para los modelos SIM y DIM puede consultarse en los anexos D.1 y D.2 respectivamente.

3.4. La formulación de semejanza en la reducción de la respuesta del puente

3.4.1. Fórmulas de semejanza y parámetros fundamentales de los modelos

En esta sección se analiza la semejanza de la respuesta de dos sistemas, cada uno de ellos consistente en un puente isostático y un tren formado por una sucesión de N_c coches idénticos de tipo convencional. Los subíndices 1 y 2 han sido empleados en la notación para distinguir entre el primer y el segundo sistema vehículo-estructura.

La ecuación (3.20) muestra que en el TLM la respuesta del puente es proporcional a la carga por eje P e inversamente proporcional a la rigidez del modo fundamental del puente $\omega_0^2 mL/2$. Para los dos sistemas considerados, esta relación se puede expresar como

$$y_1(x_1, t_1) = f\left(\frac{x_1}{L_1}, \frac{t_1}{T_1}, \alpha_1, \zeta_{i1}, \frac{d_{k1}}{L_1}\right) \frac{P_1}{\omega_{01}^2 m_1 L_1} \quad (3.32)$$

$$y_2(x_2, t_2) = f\left(\frac{x_2}{L_2}, \frac{t_2}{T_2}, \alpha_2, \zeta_{i2}, \frac{d_{k2}}{L_2}\right) \frac{P_2}{\omega_{02}^2 m_2 L_2} \quad (3.33)$$

donde la constante de proporcionalidad se multiplica por una función temporal f del resto de parámetros que intervienen en la ecuación (3.20) y de la abscisa adimensionalizada x/L , que determina la amplitud del modo de vibración según la ecuación (3.13). Considerando el mismo número de contribuciones modales en la aproximación de la respuesta del puente, queda demostrado a partir de las ecuaciones (3.32) y (3.33) que los registros temporales evaluados en una sección x/L del puente son semejantes cuando los valores de α , ζ_i y d_k/L son iguales en ambos sistemas. En tal caso se cumple que:

$$y_2(x_2, t_2) = \kappa_y \cdot y_1(x_1, t_1) \quad (3.34)$$

donde

$$\kappa_y = \frac{P_2 \omega_{01}^2 m_1 L_1}{P_1 \omega_{02}^2 m_2 L_2} \quad (3.35)$$

y debe satisfacerse que

$$\frac{x_1}{L_1} = \frac{x_2}{L_2} \wedge \frac{t_1}{T_1} = \frac{t_2}{T_2} \quad (3.36)$$

Si la ecuación (3.34) se deriva dos veces con respecto al tiempo adimensional τ , se obtiene una relación similar entre las aceleraciones verticales $a(x, t)$ de los dos sistemas

$$a_2(x_2, t_2) = \kappa_a \cdot a_1(x_1, t_1) \quad (3.37)$$

donde

$$\kappa_a = \frac{P_2 m_1 L_1}{P_1 m_2 L_2} \quad (3.38)$$

debiéndose mantener igualmente las condiciones dadas en la expresión (3.36).

A partir de las ecuaciones (3.34) y (3.37), las respuestas máximas de dos sistemas vehículo-estructura semejantes, representados según el TLM, quedan relacionadas por las siguientes expresiones

$$y_{2TLM} = \kappa_y \cdot y_{1TLM} \quad a_{2TLM} = \kappa_a \cdot a_{1TLM} \quad (3.39)$$

donde $y_{1,2TLM}$ y $a_{1,2TLM}$ representan el máximo valor de los registros de desplazamientos y de aceleraciones respectivamente, evaluados en una fracción dada de la luz del puente, en los sistemas vehículo-estructura TLM 1 y 2. En caso de querer evaluarse la mínima respuesta (el desplazamiento o la aceleración máxima negativa), la relación dada por la ecuación (3.39) se mantiene igualmente.

Las ecuaciones (3.34), (3.37) y (3.39) son las fórmulas de semejanza generalizadas del TLM. Las mismas expresiones pueden obtenerse para los modelos de interacción. En tal caso, los parámetros de la función temporal f que multiplica la constante de proporcionalidad son los términos incluidos en las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento en la parte izquierda de la ecuación (3.31).

Siguiendo el razonamiento anterior, el subíndice 'TLM' de la ecuación (3.39) se sustituye por 'iM' para indicar que la semejanza entre los registros de aceleraciones y desplazamientos máximos se establece empleando un modelo de interacción:

$$y_{2iM} = \kappa_y \cdot y_{1iM} \quad a_{2iM} = \kappa_a \cdot a_{1iM} \quad (3.40)$$

donde κ_y y κ_a son las constantes de proporcionalidad definidas en las ecuaciones (3.35) y (3.38).

Al igual que en el caso del TLM, las fórmulas de semejanza son de aplicación para el

SIM y el DIM si la velocidad adimensional α , el número de modos considerado N_m , los porcentajes de amortiguamiento estructural ζ_i y las relaciones d_k/L se conservan entre los dos sistemas. Por otra parte, los cocientes d_k/L pueden expresarse en términos de las relaciones de distancias β_d, β_b y β_r , de manera que estas tres relaciones de distancias tienen que tomar el mismo valor en cada sistema. Las relaciones de masas μ_b y μ_w , la relación de frecuencias η_p y el porcentaje de amortiguamiento ζ_p completan el conjunto de parámetros que rigen la respuesta dinámica del SIM. En el caso del modelo DIM, la relación derivada de la frecuencia de cabeceo del bogie γ_p además de las cuatro relaciones que dependen directamente de los parámetros de la caja del coche, μ_c, η_s, γ_s y ζ_s , deben ser parámetros comunes en los dos sistemas para que las fórmulas de semejanza sean de aplicación.

Por tanto, la respuesta máxima de un puente sometido a la circulación de un tren formado por una serie de coches convencionales idénticos depende de un número de parámetros variable según el modelo de vehículo seleccionado. En el caso del DIM, si la respuesta se calcula en una sección concreta del puente expresada como fracción de la luz, queda determinada por el valor que toman 16 parámetros: las tres relaciones de distancias dadas en la ecuación (3.24), las tres relaciones de masas de la ecuación (3.25), las cuatro relaciones de frecuencias indicadas en las ecuaciones (3.26) y (3.27), las dos tasas de amortiguamiento de la ecuación (3.30), el número de coches del tren N_c , la velocidad adimensional α , el número de modos considerado N_m y los porcentajes de amortiguamiento estructural asociados ζ_i .

El número de parámetros fundamentales que debe mantenerse para que dos sistemas SIM sean semejantes se reduce a 11, ya que los efectos dinámicos de las cajas del coche se desprecian y el movimiento de cabeceo del bogie se considera únicamente de manera simplificada.

3.4.2. Aplicación de las fórmulas de semejanza a la reducción de la respuesta del puente

Las reducciones de las aceleraciones verticales del puente, R , y de los desplazamientos, R' , debidas al fenómeno de interacción pueden definirse como sigue

$$R = \frac{a_{TLM} - a_{iM}}{a_{TLM}} \quad R' = \frac{y_{TLM} - y_{iM}}{y_{TLM}} \quad (3.41)$$

donde a_{TLM} e y_{TLM} indican la aceleración y el desplazamiento máximos calculados con el TLM, mientras que a_{iM} y y_{iM} son los valores correspondientes obtenidos empleando un modelo de interacción (SIM o DIM).

Según lo expuesto en el apartado anterior, las reducciones del nivel de aceleraciones y desplazamientos del puente toman exactamente los mismos valores en sistemas semejantes. Esto puede demostrarse fácilmente si se consideran dos sistemas semejantes y se sustituyen los coeficientes constantes κ_a y κ_y dados por las ecuaciones (3.35) y (3.38) en la ecuación (3.41)

$$R_2 = \frac{a_{2TLM} - a_{2iM}}{a_{2TLM}} = \frac{\kappa_a \cdot a_{1TLM} - \kappa_a \cdot a_{1iM}}{\kappa_a \cdot a_{1TLM}} = R_1 \quad (3.42)$$

$$R'_2 = \frac{y_{2TLM} - y_{2iM}}{y_{2TLM}} = \frac{\kappa_y \cdot y_{1TLM} - \kappa_y \cdot y_{1iM}}{\kappa_y \cdot y_{1TLM}} = R'_1 \quad (3.43)$$

A partir de las expresiones (3.42) y (3.43) queda pues probado que las reducciones R y R' son iguales en sistemas semejantes. Puede por tanto concluirse que el efecto beneficioso de la interacción, entendido como la reducción del nivel de desplazamientos y aceleraciones del puente con respecto al obtenido mediante un modelo de cargas constantes, depende únicamente del valor que tomen los parámetros fundamentales del sistema.

3.4.3. Aplicación de las fórmulas de semejanza al cálculo del amortiguamiento adicional

Se demuestra en este apartado que el amortiguamiento adicional a aplicar en el TLM, para obtener el efecto beneficioso asociado al SIM o al DIM, depende también exclusivamente del conjunto de parámetros fundamentales correspondiente al modelo de interacción escogido.

Sean dos sistemas semejantes. En el TLM del primer sistema se incrementa el amortiguamiento estructural de manera que la respuesta máxima experimentada coincida

con la predicha por un modelo de interacción¹¹

$$a_{1_{TLM\Delta\zeta}} = a_{1_{iM}} \quad (3.44)$$

donde $a_{1_{TLM\Delta\zeta}}$ indica la máxima aceleración calculada en el sistema 1 con el TLM tras haber incrementado el amortiguamiento estructural de manera que se alcance la respuesta máxima, $a_{1_{iM}}$, obtenida a partir del modelo de interacción (SIM o DIM).

El amortiguamiento adicional calculado, $\Delta\zeta$, se aplica al TLM del sistema 2. Los sistemas $1_{\Delta\zeta}$ y $2_{\Delta\zeta}$ (*i. e.*, los sistemas 1 y 2 en los que se ha aplicado el sobreamortiguamiento estructural) son también sistemas semejantes, puesto que en ambos ha sido incrementado el amortiguamiento estructural en el mismo porcentaje, siendo este el único parámetro modificado.

La relación (3.39) puede por tanto formularse empleando el TLM de los sistemas semejantes $1_{\Delta\zeta}$ y $2_{\Delta\zeta}$

$$a_{2_{TLM\Delta\zeta}} = \kappa_a \cdot a_{1_{TLM\Delta\zeta}} \quad (3.45)$$

y también si los sistemas semejantes 1 y 2 se representan según un modelo de interacción

$$a_{2_{iM}} = \kappa_a \cdot a_{1_{iM}} \quad (3.46)$$

Al dividir miembro a miembro las expresiones (3.45) y (3.46) se obtiene

$$\frac{a_{2_{TLM\Delta\zeta}}}{a_{2_{iM}}} = \frac{a_{1_{TLM\Delta\zeta}}}{a_{1_{iM}}} \quad (3.47)$$

Puesto que el amortiguamiento adicional $\Delta\zeta$ ha sido calibrado de manera que $a_{1_{TLM\Delta\zeta}} =$

¹¹Se emplea la respuesta en términos de aceleraciones para los desarrollos efectuados en aras de la brevedad, siendo la exposición válida igualmente para los desplazamientos.

$a_{1_{iM}}$ se concluye que

$$a_{2_{TLM\Delta\zeta}} = a_{2_{iM}} \quad (3.48)$$

Por tanto, ha quedado demostrado que el incremento de amortiguamiento estructural requerido para reproducir el efecto beneficioso de un modelo de interacción en el TLM es el mismo para todos los sistemas que sean semejantes entre sí, por lo que el amortiguamiento adicional necesario está determinado por los parámetros fundamentales del sistema.

3.4.4. Aplicación de las fórmulas de semejanza a las fuerzas de interacción normalizadas

La expresión matemática del vector de fuerzas de interacción se ha obtenido en el anexo C del documento como paso intermedio para poder escribir la ecuación de movimiento del sistema vehículo-estructura (3.22). Se trata de la ecuación (C.30), que se incluye de nuevo a continuación para facilitar el desarrollo del presente apartado

$$\mathbf{F}(t) = -\mathbf{F}_{gw} + \mathbf{M}_{ww}\mathbf{A}\ddot{\xi}(t) + \mathbf{C}_{wt}\dot{\mathbf{y}}_t(t) + \mathbf{C}_{ww}\mathbf{A}\dot{\xi}(t) + \mathbf{K}_{wt}\mathbf{y}_t(t) + \mathbf{K}_{ww}\mathbf{A}\xi(t) \quad (3.49)$$

En lo que sigue se particulariza la ecuación anterior para los modelos SIM y DIM y se emplean las relaciones (3.24) a (3.27) y (3.30) para obtener la expresión adimensional de la fuerza de interacción normalizada, entendida como el cociente entre la fuerza de interacción correspondiente al k -ésimo eje de la composición y su valor estático, que para los coches de las composiciones de tipo convencional viene dado por

$$P = \frac{m_c g}{4} + \frac{m_b g}{2} + m_w g \quad (3.50)$$

La expresión matemática de la fuerza de contacto entre el k -ésimo eje y el carril, particularizada para los modelos SIM y DIM, y suponiendo para abreviar la notación matemática empleada que el desplazamiento del puente se representa mediante el

modo fundamental, se puede expresar según las ecuaciones (3.51) y (3.52) respectivamente

$$F_{k,1}(t) = P + A_{k,1} \left(m_w \ddot{\xi}(t) + c_p \dot{\xi}(t) + k_p \xi(t) \right) - c_p \dot{z}_{b_k}(t) - k_p z_{b_k}(t) \quad (3.51)$$

$$F_{k,1}(t) = P + A_{k,1} \left(m_w \ddot{\xi}(t) + c_p \dot{\xi}(t) + k_p \xi(t) \right) - c_p \dot{z}_{b_k}(t) - k_p z_{b_k}(t) - \frac{(-1)^k b}{2} \left(c_p \dot{\psi}_{b_k}(t) + k_p \psi_{b_k}(t) \right) \quad (3.52)$$

Dividiendo las expresiones (3.51) y (3.52) por el valor estático de la carga por eje, P , y empleando las definiciones dadas en el apartado 3.3.3, la fuerza de interacción normalizada del k -ésimo eje se puede expresar de forma conveniente en función del tiempo adimensional para los modelos SIM y DIM según se muestra en las siguientes ecuaciones

$$\begin{aligned} \bar{f}_{k,1}(\tau) = & 1 \\ & + \frac{\omega_0^2 mL}{2P} h_{k,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \left(\frac{1}{2\pi^2 \mu_w} \xi''(\tau) + \frac{\zeta_p}{\pi \eta_p \mu_b} \xi'(\tau) + \frac{1}{\eta_p^2 \mu_b} \xi(\tau) \right) \\ & - \frac{\omega_0^2 mL}{2P} \left(\frac{\zeta_p}{\pi \eta_p \mu_b} z'_{b_k}(\tau) + \frac{1}{\eta_p^2 \mu_b} z_{b_k}(\tau) \right) \end{aligned} \quad (3.53)$$

$$\begin{aligned}
\bar{f}_{k,1}(\tau) &= 1 \\
&+ \frac{\omega_0^2 mL}{2P} h_{k,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \left(\frac{1}{2\pi^2 \mu_w} \xi''(\tau) + \frac{\zeta_p}{\pi \eta_p \mu_b} \xi'(\tau) + \frac{1}{\eta_p^2 \mu_b} \xi(\tau) \right) \\
&- \frac{\omega_0^2 mL}{2P} \left(\frac{\zeta_p}{\pi \eta_p \mu_b} z'_{b_k}(\tau) + \frac{1}{\eta_p^2 \mu_b} z_{b_k}(\tau) \right) \\
&- (-1)^k \frac{\omega_0^2 mL}{2P} \left(\frac{\zeta_p}{2\pi \beta_b \eta_p \mu_b} \psi_{b_k}^{*'}(\tau) + \frac{1}{\beta_b \eta_p^2 \mu_b} \psi_{b_k}^*(\tau) \right)
\end{aligned} \tag{3.54}$$

En las ecuaciones (3.52) y (3.54) correspondientes al modelo DIM, si se calcula la fuerza de interacción del primer y segundo eje del coche ($k = 1, 2$) las variables $z_{b_k}(t)$ y $\psi_{b_k}(t)$ contienen el desplazamiento vertical y la rotación a partir de la posición de equilibrio estático del bogie delantero del coche. Si el cálculo se realiza para el tercer y cuarto eje del coche ($k = 3, 4$) las variables anteriores se refieren a los correspondientes valores para el bogie trasero del coche. Además se ha señalado con un asterisco que las variables de cabeceo del bogie han sido multiplicadas por la luz del puente, L , para garantizar la coherencia del sistema de unidades en la ecuación (3.31).

La presencia del factor $\omega_0^2 mL/P$ multiplicando a los distintos grados de libertad del sistema y a sus derivadas en las expresiones (3.53) y (3.54) garantiza que la fuerza de interacción normalizada asociada a k -ésimo eje de una composición es idéntica en sistemas vehículo-estructura semejantes en cada instante del tiempo adimensional τ .

3.4.5. Análisis del método del amortiguamiento adicional del Eurocódigo 1

En los apartados anteriores se ha demostrado que los efectos de interacción vehículo-estructura relativos tanto a la reducción de la respuesta del puente, como al amortiguamiento adicional asociado y al valor de las fuerzas de interacción normalizadas, están determinados por el valor que toman los parámetros fundamentales del modelo de interacción empleado. En lo que sigue se presenta el método del amortiguamiento

adicional que contempla actualmente el Eurocódigo 1 y se analizan, a partir de la formulación teórica desarrollada, sus posibles carencias, fruto de las cuales no se puede garantizar que el método sea conservador en el conjunto de situaciones de proyecto que puedan presentarse.

El Eurocódigo 1 permite incrementar el valor de la tasa de amortiguamiento considerado en proyecto con el objeto de incluir los efectos de interacción en un cálculo realizado empleando un modelo de vehículo de cargas constantes. El amortiguamiento total a utilizar en cada modo, ζ , viene dado por

$$\zeta = \zeta_0 + \Delta\zeta \quad (3.55)$$

donde ζ_0 es el límite inferior del porcentaje de amortiguamiento crítico aconsejado y $\Delta\zeta$ es el amortiguamiento adicional aplicado, con el que se pretende incluir en el sistema una disipación de energía equivalente a los fenómenos de interacción vehículo-estructura. El valor de $\Delta\zeta$ a considerar depende de la luz del puente y puede calcularse mediante la siguiente expresión matemática

$$\Delta\zeta = \frac{0.0187L - 0.00064L^2}{1 - 0.0441L - 0.0044L^2 + 0.000255L^3} \quad (3.56)$$

cuya representación gráfica se muestra en la figura 3.4

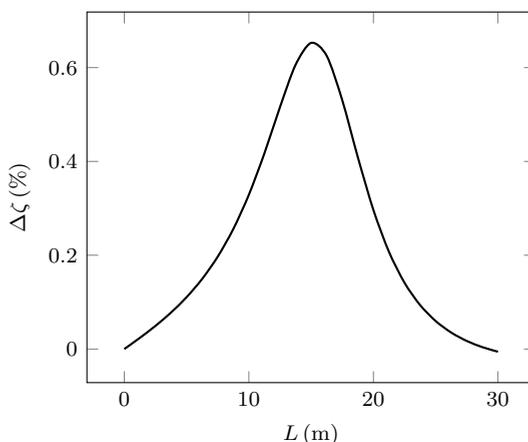


Figura 3.4: Curva del amortiguamiento adicional del Eurocódigo 1

El método propuesto, al que se ha hecho referencia en varias ocasiones a lo largo del documento refiriéndose a él como método del amortiguamiento adicional o ADM (*additional damping method*), fue desarrollado en la segunda mitad de los años noventa por el comité ERRI D214, y se recoge en el informe [ERRI D214, 1997] que elaboró dicho comité con el objetivo de tratar específicamente la problemática del fenómeno de interacción vehículo-estructura, y también en el informe final [ERRI D214, 1999b]. Actualmente el ADM forma parte del Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004] y también de la ficha [UIC Code 776-2 R, 2009].

Mediante los ejemplos analizados en el capítulo introductorio ha quedado patente que, tanto el amortiguamiento estructural como los efectos de interacción, ambos adquieren importancia significativa únicamente en situación de resonancia. Esto explica la selección del amortiguamiento de la estructura como variable a modificar para incluir en un cálculo con cargas constantes los mecanismos de disipación de energía debidos al acoplamiento vehículo-estructura. El objetivo es por tanto analizar la metodología seguida en la calibración del método simplificado propuesto para así determinar si la curva representada en la figura 3.4 es conservadora teniendo en cuenta la variedad de situaciones de proyecto que pueden presentarse en la práctica ferroviaria.

Para formular el ADM se calculó el amortiguamiento adicional $\Delta\zeta$ necesario para producir la misma reducción de respuesta, en términos de aceleraciones, que la aso-

ciada al fenómeno de interacción vehículo-estructura en un conjunto de puentes isostáticos representativos, con luces comprendidas entre 10 m y 30 m, y sometidos al paso de las composiciones ICE 2 y Eurostar. El montaje de la composición ICE 2 consistía en las locomotoras de cabeza y de cola, además de doce coches intermedios. El tren Eurostar era doble, con los nueve coches E_{C1} a E_{C9} y sin locomotoras intermedias. En el anexo E pueden consultarse las características mecánicas de las locomotoras y los coches de ambas composiciones. Como modelo de interacción se empleó una variante del modelo SIM en la que no se incluyen los ejes de la composición y el peso estático de los mismos se suma a la fuerza Q' , aplicada sobre la masa suspendida, que incluye por tanto la masa nominal del eje de la rueda y la parte proporcional de la masa de la caja. En la figura 3.5 se ha representado un eje del modelo descrito, designado en lo sucesivo como SIM* para diferenciarlo de la versión del modelo simplificado que sí incluye la masa del eje.

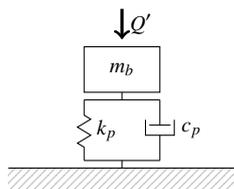


Figura 3.5: Eje del modelo de vehículo empleado en el SIM*

En la tabla 3.1 se recoge el catálogo de puentes isostáticos empleados en la formulación del ADM. Tal y como se aprecia se consideró un único valor de la masa lineal para todos los puentes de una misma luz y se emplearon tres valores de rigidez correspondientes a relaciones luz-flecha $L/f = 1000, 1500$ y 2000 , obtenidas a partir del esquema de cargas UIC-71 (en la tabla se ha indicado el valor resultante de la frecuencia fundamental del puente). Por último la influencia del amortiguamiento estructural en la valoración de los efectos de interacción se tuvo en cuenta considerando tasas del 0.5% , 1% y 2% . Estos valores fueron asignados a todos los modos incluidos en el cálculo (tres como máximo, empleando una frecuencia de corte de 30 Hz) en los puentes con rigidez L/f igual a 1000 y 2000. En el caso de los puentes con rigidez $L/f = 1500$ se consideró únicamente un amortiguamiento estructural del 0.5% .

También en la tabla 3.1 se recogen las velocidades críticas de cálculo que se indican en el informe [ERRI D214, 1997] para cada uno de los puentes analizados en función

L (m)	m (kg/m)	L/f	n_0 (Hz)	ζ_0 (%)	$V_{ICE\ 2}^{cr}$ (km/h)	$V_{Eurostar}^{cr}$ (km/h)
5	$7 \cdot 10^3$	1000	11.93	0.5, 1, 2	284 (R_4)	203 (R_4)
		1500	14.61	0.5	347 (R_4)	248 (R_4)
		2000	16.87	0.5, 1, 2	321 (R_5)	286 (R_4)
10	$10 \cdot 10^3$	1000	6.85	0.5, 1, 2	217 (R_3)	228 (R_2)
		1500	8.39	0.5	266 (R_3)	280 (R_2)
		2000	9.69	0.5, 1, 2	308 (R_3)	323 (R_2)
15	$15 \cdot 10^3$	1000	4.28	0.5, 1, 2	199 (R_2)	297 (R_1)
		1500	5.24	0.5	244 (R_2)	350 (R_1)
		2000	6.05	0.5, 1, 2	191 (R_3)	340 (?)
20	$20 \cdot 10^3$	1000	3.07	0.5, 1, 2	289 (R_1)	212 (R_1)
		1500	3.76	0.5	350 (R_1)	260 (R_1)
		2000	4.34	0.5, 1, 2	203 (R_2)	301 (R_1)
25	$22.5 \cdot 10^3$	1000	2.51	0.5, 1, 2	239 (R_1)	174 (R_1)
		1500	3.07	0.5	293 (R_1)	213 (R_1)
		2000	3.55	0.5, 1, 2	337 (R_1)	246 (R_1)
30	$25 \cdot 10^3$	1000	2.12	0.5, 1, 2	203 (R_1)	343 (?)
		1500	2.60	0.5	246 (R_1)	314 (?)
		2000	3.01	0.5, 1, 2	286 (R_1)	320 (?)

Tabla 3.1: Catálogo de puentes empleados en la formulación del ADM [ERRI D214, 1997]

de la composición ferroviaria. Al lado de cada velocidad se ha indicado entre paréntesis el orden de resonancia correspondiente, R_j , que puede calcularse reformulando la expresión (1.2) con la que se calcula la velocidad de resonancia j -ésima según

$$j = \frac{n_0 d}{V_j^r} \quad (3.57)$$

donde $d = 26.4$ m y $d = 18.7$ m son las distancias características de las composiciones ICE 2 y Eurostar respectivamente, y V_j^r es la velocidad crítica facilitada por el comité ERRI D214. En algunos casos se ha sustituido la información correspondiente al orden de resonancia analizado por un signo de interrogación. Esto se debe a que la velocidad crítica indicada no se corresponde (asumiendo una desviación razonable como en el resto de casos) con ninguna de las velocidades de resonancia predichas mediante la expresión (1.2). Considérese por ejemplo el caso de la composición Eurostar circulando sobre el puente de luz igual a 30 m, frecuencia propia de 2.12 Hz y amortiguamiento estructural del 0.5 %. Las velocidades de resonancia asociadas son: $V_1^r = 142.72$ km/h, $V_2^r = 71.36$ km/h, $V_3^r = 47.57$ km/h ..., distantes todas ellas de la velocidad crítica indicada en la tabla 3.1 (343 km/h). En la figura 3.6 se ha representado la envolvente de aceleraciones máximas para este caso considerando los modelos TLM, SIM*, DIM y TLM/ADM. Las curvas correspondientes a los modelos TLM y TLM/ADM se encuentran superpuestas en este caso particular ya que el amortiguamiento adicional a aplicar en puentes de luz igual a 30 m es nulo según la propuesta del comité ERRI. Puede observarse también la escasa diferencia en la respuesta del puente derivada del empleo de los modelos SIM* o DIM. Mediante un trazo continuo se ha indicado la velocidad de primera resonancia, V_1^r , siendo esta la única que tiene lugar dentro del rango de velocidades analizadas, $V \in [100, 440]$ km/h. También se ha indicado la velocidad crítica considerada por el comité ERRI D214 y un caso adicional con $V = 310$ km/h, situado en la zona de transición con tendencia plana entre dos máximos de respuesta. Las oscilaciones experimentadas por las diferentes curvas se deben a distintos fenómenos de acoplamiento entre las vibraciones libres que inducen los distintos grupos de cargas. Se ha constatado además, que en la zona de transición entre los picos debidos a estas *resonancias parciales*, caso por ejemplo de la velocidad $V = 310$ km/h, la respuesta máxima del puente tiene lugar en vibración forzada, *i. e.*, cuando al menos un eje de la composición se encuentra sobre la estructura. El cambio de pendiente que marca el inicio de los picos de resonancia parcial coincide

con el instante en que la respuesta en vibración libre del puente empieza a superar a la respuesta en vibración forzada.

Llama la atención en la figura 3.6 la escasa relevancia que tiene el máximo de respuesta correspondiente a la velocidad de primera resonancia. Este hecho se debe a que la velocidad V_1^r se encuentra relativamente próxima de una de las velocidades de cancelación de las vibraciones libres [Savin, 2001; Pesterev y otros, 2003b; Museros y otros, 2013]. Si se emplea la expresión (1.3), la primera velocidad de cancelación de las vibraciones libres en el modo fundamental del puente analizado se da a $V_1^c = 152.64$ km/h, muy próxima a la velocidad V_1^r , para la que por tanto cada carga estará induciendo en el puente una vibración libre de escasa amplitud, por lo que el fenómeno resonante esperado no llega a ser significativo. Para facilitar la interpretación de este fenómeno se ha indicado en el gráfico la velocidad de cancelación mediante un trazo discontinuo.

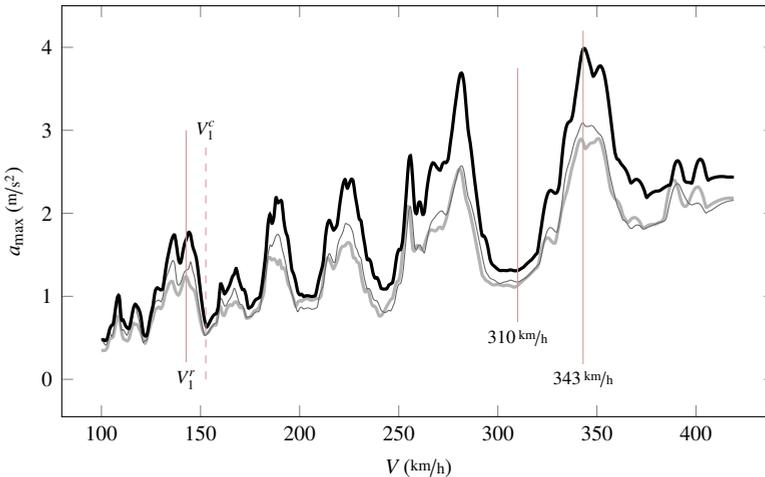


Figura 3.6: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren Eurostar.

$L = 30$ m, $m = 25 \cdot 10^3$ kg/m, $n_0 = 2.12$ Hz, tres modos y $\zeta_0 = 0.5$ %.

— TLM, — DIM, — SIM*, — TLM/ADM

Según se indica en el informe del ERRI 214, la curva del ADM representada en la figura 3.4 se obtuvo como envolvente inferior del conjunto de valores de $\Delta\zeta$ calculados para los casos indicados de la tabla 3.1 con amortiguamiento estructural del 0.5 %. Esta selección se justifica en el informe dado que el efecto de $\Delta\zeta$ es más importante cuando el amortiguamiento estructural del puente estudiado es bajo. También se in-

dica en el informe que, pese a que el amortiguamiento de partida, ζ_0 , del puente a estudiar sea distinto del 0.5 %, la curva del ADM se puede emplear igualmente ya que el valor de ζ_0 empleado en la calibración del método tuvo escasa influencia en los valores de $\Delta\zeta$ calculados. Esta justificación se analiza más en detalle al final de este apartado.

Por último en la tabla indicada se han resaltado en gris los valores de estudio excluidos por el comité ERRI D214, según cita el informe elaborado, al *no presentar los casos analizados una situación de resonancia física*. En el caso descartado correspondiente a la composición ICE 2 y el puente de 20 m con rigidez $L/f = 2000$ esto se debe a la proximidad entre la velocidad de segunda resonancia y una de las velocidades de cancelación de vibraciones libres (figura 3.7). Puede apreciarse la ausencia de amplificación resonante de la respuesta a la velocidad V_2^r . Esta sí tiene en cambio lugar a la velocidad de resonancia de primer orden que, pese a no haber sido analizada por el comité ERRI D214, ocurre a 412.47 km/h, inferior al límite de 420 km/h adoptado habitualmente en proyecto.

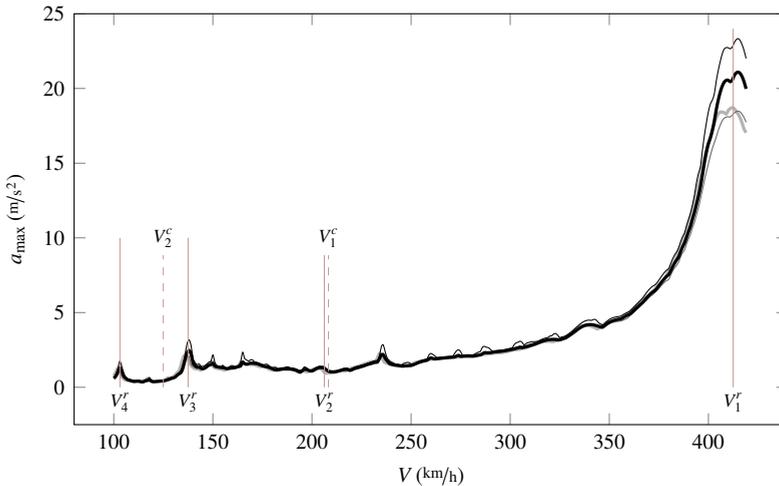


Figura 3.7: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2.

$L = 20$ m, $m = 20 \cdot 10^3$ kg/m, $n_0 = 4.34$ Hz, tres modos y $\zeta_0 = 0.5$ %.

— TLM, — DIM, — SIM*, — TLM/ADM

En la figura 3.8 se representa la envolvente de aceleraciones máximas correspondiente al caso excluido para el ICE 2 en el puente de 15 m y rigidez $L/f = 1000$.

En este caso sí se observa cierta amplificación de la respuesta a velocidad de segunda resonancia. Sin embargo la curva envolvente está dominada por la amplificación dinámica que tiene lugar a velocidad de primera resonancia (no considerada en la elaboración del ADM y produciéndose también por debajo de 420 km/h). Por otra parte la segunda resonancia de los coches convencionales siempre está parcialmente atenuada como consecuencia del mecanismo de cancelación de la resonancia por geometría de la composición, ya mencionado en el capítulo de introducción y que se analiza con detenimiento en la sección 3.5.4.2 del documento¹².

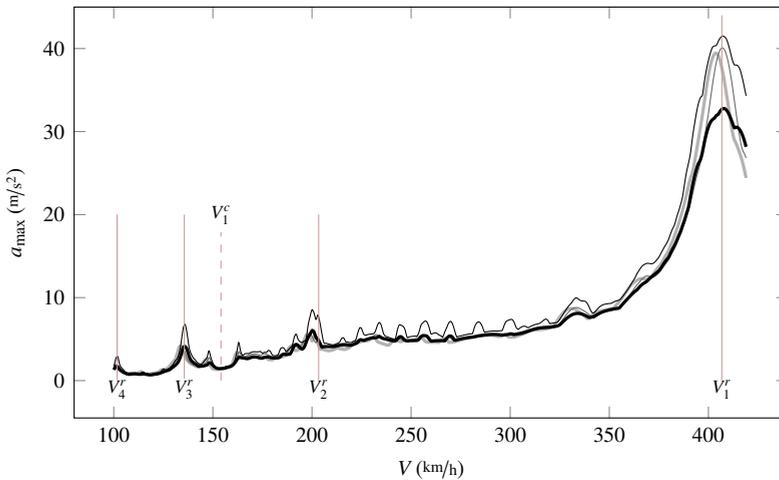


Figura 3.8: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2.
 $L = 15 \text{ m}$, $m = 15 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 4.28 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 0.5 \%$.
 — TLM, — DIM, — SIM*, — TLM/ADM

Se desconoce el motivo por el que el caso representado en la figura 3.8 quedó descartado durante la formulación del ADM. En caso de haber considerado que en la situación de segunda resonancia, la amplificación dinámica de la respuesta no era suficientemente significativa debido al mecanismo de cancelación parcial de la resonancia por geometría de la composición, se debería haber descartado también el caso correspondiente a la composición ICE 2 en el puente de 15 m y rigidez $L/f = 1500$. Las envolventes correspondientes a este caso se han representado en la figura 3.9.

¹²En función de la relación entre la distancia característica de la composición, d , y el empuje entre pivotes de bogies, r , las vibraciones libres al paso del segundo bogie de un coche convencional se encuentran en mayor o menor oposición de fase con las del primero, por lo que la amplificación de la respuesta en segunda resonancia está parcialmente atenuada en los coches convencionales.

La respuesta del TLM y el TLM/ADM puede calcularse en este caso empleando la formulación de semejanza del comité ERRI D214 explicada en la sección 3.2. En ambas situaciones se produce únicamente un cambio de escala en el eje de velocidades igual al cociente entre la frecuencia fundamental del puente con rigidez $L/f = 1500$ y el valor correspondiente al puente con rigidez $L/f = 1000$. El valor de la aceleración máxima en el TLM se mantiene en 8.55 m/s^2 . En los modelos con interacción los parámetros fundamentales de frecuencias cambian, y esto hace que no se puedan aplicar las fórmulas de semejanza para calcular el nuevo valor de la aceleración máxima. Se aprecia un ligero descenso del efecto beneficioso de la interacción, pasando la reducción de la respuesta del 34.50 % al 32.28 % (la diferencia entre las respuestas obtenidas mediante el SIM* y el DIM es despreciable en ambos casos).

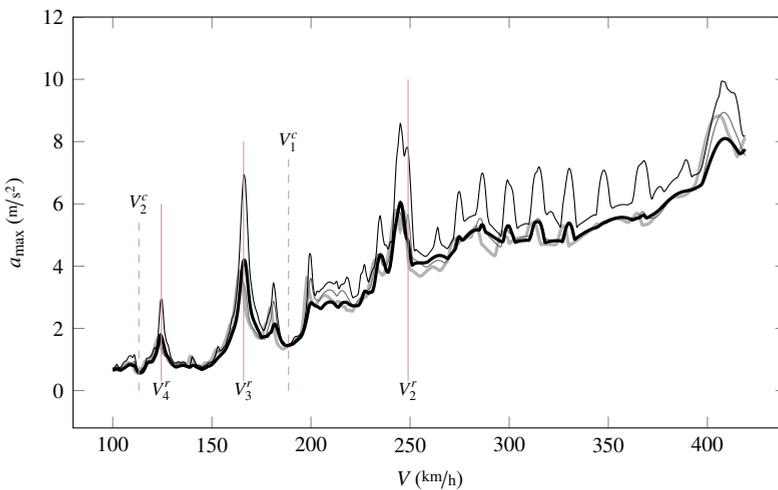


Figura 3.9: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2.

$L = 15 \text{ m}$, $m = 15 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 5.24 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 0.5 \%$.

— TLM, — DIM, — SIM*, — TLM/ADM

Por último en la figura 3.10 se muestra la envolvente de aceleraciones máximas para el caso excluido de la composición Eurostar. En esta ocasión la velocidad crítica considerada de 340 km/h no se aproxima a ninguna de las velocidades de resonancia del sistema ($V_1^r = 407.29 \text{ km/h}$, $V_2^r = 203.64 \text{ km/h}$...).

Tras haber explicado el procedimiento seguido para elaborar el ADM y haber analizado algunos casos particulares de interés, se enumeran y detallan a continuación

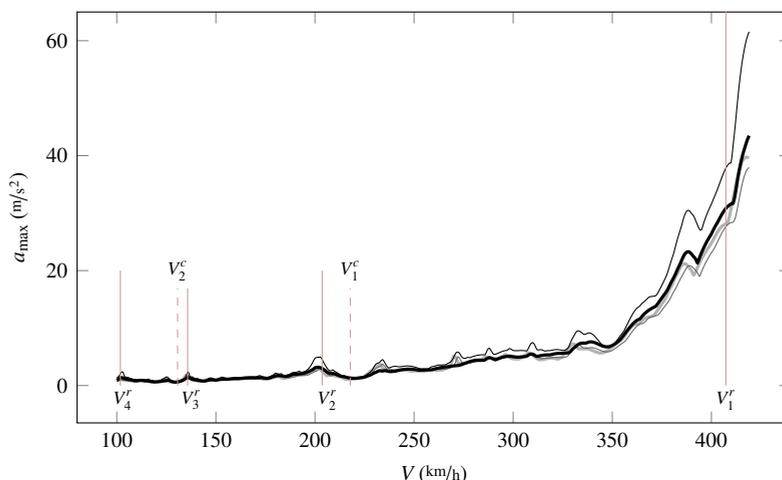


Figura 3.10: Envolvente de aceleraciones en puente isostático. Tren ICE 2.

$L = 15 \text{ m}$, $m = 15 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$, $n_0 = 6.05 \text{ Hz}$, tres modos y $\zeta_0 = 0.5 \%$.

— TLM, — DIM, — SIM*, — TLM/ADM

las razones por las que se considera que este método simplificado propuesto por el Eurocódigo 1 podría no resultar conservador en la valoración de los efectos de interacción.

1. Se empleó un modelo simplificado de vehículo.

La primera puntualización responde a la selección del modelo de vehículo empleado: el SIM*. Mediante este modelo se desprecian algunos de los mecanismos de interacción que sí pueden ser tenidos en cuenta empleando el DIM, tales como los efectos inerciales de la caja de la composición, la disipación de energía en el sistema de suspensión secundario de los coches y los efectos inerciales debidos al cabeceo de los bogies y a las oscilaciones verticales de los ejes.

Los miembros del comité ERRI D214 escogieron el modelo SIM* estudiando previamente una serie de casos concretos en los que, al igual que en los ejemplos analizados en este apartado, el SIM* ofrecía un buen ajuste respecto a los resultados obtenidos con el DIM. La selección del modelo de vehículo simplificado comportó una reducción considerable del número de grados de libertad del sistema y por tanto de los costes

computacionales asociados a cada caso de estudio.

El aumento de las velocidades de cálculo que han experimentado los ordenadores desde la década de los noventa, hace que, siempre y cuando sea posible conocer las características del modelo completo de vehículo, la selección del SIM* para valorar de los efectos de la interacción no esté justificada. No obstante, tiene un interés indudable poder realizar un estudio en profundidad que permita afirmar si, tal y como intuyeron los miembros del comité ERRI D214, el modelo simplificado de vehículo es suficiente para reproducir los mecanismos de interacción vehículo-estructura o, por el contrario, existen situaciones en los que la desviación de los resultados obtenidos respecto al modelo completo es significativa.

2. No se consideraron variaciones de la masa lineal del puente.

El valor de la masa lineal considerado es relativamente bajo si se compara con los valores habituales que presentan los puentes de alta velocidad (en la sección 3.5.2 se indica el rango de variación esperable de la masa en función de la luz). A partir de varios estudios [Klasztorny y Langer, 1990; Museros y Alarcón, 2002; Yang y otros, 2004b; Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012] es posible afirmar que, cuanto mayor sea la masa total del puente respecto a la masa del bogie, menor es la influencia de los efectos de interacción. Es por tanto razonable esperar que el ADM esté sobrevalorando el amortiguamiento adicional necesario para puentes cuya masa sea superior a la de los puentes empleados en la calibración del método.

3. El método se ha desarrollado a partir de los puentes con menor amortiguamiento estructural.

Anteriormente en este apartado se ha indicado que en el propio informe [ERRI D214, 1997] se justifica la asignación de la menor tasa de amortiguamiento de partida, $\zeta_0 = 0.5 \%$, dado que los efectos de interacción son más significativos en los puentes con menor amortiguamiento estructural. Parece por tanto que, para cada puente de estudio, debería haberse considerado el mayor valor de ζ_0 para de ese modo, obtener una predicción más conservadora de la curva del ADM.

4. Se han considerado únicamente dos composiciones de alta velocidad.

El estudio de sensibilidad llevado a cabo incluye por tanto una escasa variabilidad de los parámetros fundamentales del modelo de interacción empleado. Este hecho está además acentuado por el reducido número de puentes analizados, con frecuencias fundamentales relativamente bajas si se comparan con los valores actuales (que tienden a estar en la mitad superior de la banda de frecuencias prescrita por el Eurocódigo 1 para la aplicación de los métodos simplificados [Comité Europeo de Normalización, 2004]), y en los que se ha considerado un único valor de la masa lineal (véase el punto 2 anterior).

Por ejemplo, el valor de la frecuencia vertical de la suspensión primaria varía mucho entre la composición ICE 2 empleada ($n_p = 5.84$ Hz) y la ETR500Y ($n_p = 3.85$ Hz)¹³. En caso de haberse considerado esta última composición, el rango considerado en los estudios del ERRI de la relación entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia vertical de la suspensión primaria habría sido mayor, hecho este significativo puesto que se sabe que la relación indicada tiene una especial relevancia en la valoración de los efectos de interacción.

Por otra parte el estudio realizado se limitó a las composiciones convencionales y articuladas, así que se desconoce si el método del ADM es conservador en la valoración de los efectos de interacción debidos a una composición regular.

5. En las composiciones empleadas se consideró siempre un mismo número de coches.

El número de coches de la composición forma parte del grupo de parámetros fundamentales de los modelos de interacción¹⁴ y, por tanto, debería haberse considerado su variación dentro de los rangos habituales que presentan los trenes de alta velocidad. Por ejemplo se consideró una composición ICE 2 compuesta por locomotoras situadas en cabeza y en cola, además de doce coches intermedios. La variante con ocho coches es

¹³En el anexo E pueden consultarse las características mecánicas conocidas de una serie de composiciones de alta velocidad.

¹⁴Pese a que la formulación empleada se ha particularizado para las composiciones convencionales, esta afirmación es válida para todos los tipos de composición, tal y como puede desprenderse de la ecuación de movimiento adimensionalizada para el modelo SIM.

también habitual para este tipo de composiciones. Al reducirse el número de ciclos de carga baja la respuesta en los modelos de cargas constantes y también en los modelos con interacción, y, según la experiencia adquirida en el transcurso de estas investigaciones, también desciende el efecto beneficioso de la interacción asociado. Debido a esto, la curva del ADM calculada al emplear composiciones con un mayor número de coches, puede estar ofreciendo valores más altos de amortiguamiento adicional de los que se obtendrían empleando composiciones con menor número de coches.

6. Falta generalidad en los órdenes de resonancia analizados y las situaciones de cancelación no consideradas.

La curva del ADM ha sido calibrada considerando resonancias de distinto orden y tomando un único valor de V' para cada uno de los puentes considerados. No se ha tenido por tanto en cuenta la influencia del orden de resonancia del sistema en la valoración de los efectos de interacción, ni tampoco, tal y como se desprende de los ejemplos analizados en este apartado, se han justificado adecuadamente los casos excluidos por incurrir en un fenómeno de cancelación de resonancia.

3.5. Definición del análisis de sensibilidad

Siguiendo la formulación propuesta, se ha llevado a cabo un análisis de sensibilidad exhaustivo con el propósito de estudiar la influencia de los parámetros fundamentales en la predicción de la respuesta del puente. Además se ha prestado especial atención a la evolución experimentada por las fuerzas de contacto normalizadas con el objetivo de (i) validar los resultados del estudio en caso de que no se esté produciendo despegue de rueda; y (ii) extraer conclusiones sobre las condiciones que favorecen una disminución excesiva de las fuerzas de contacto rueda-carril.

El objetivo de esta sección es definir el estudio de sensibilidad realizado. Para ello se han delimitado, en primer lugar, los rangos de variación y las relaciones existentes entre las características mecánicas de los coches convencionales de alta velocidad (apartado 3.5.1). A continuación se ha hecho lo propio con las características de los puentes isostáticos de alta velocidad (apartado 3.5.2). En el siguiente punto, 3.5.3, se describe el procedimiento empleado para escoger las combinaciones de parámetros fundamentales a analizar en el estudio de sensibilidad, siendo el requisito que cada una de ellas sea representativa de al menos un sistema real vehículo-estructura según las características de los mismos definidas en los apartados 3.5.1 y 3.5.2. En el último punto de esta sección y del capítulo, 3.5.4, se detalla la discretización de cada una de las variables estudiadas. Se aporta además la información adicional necesaria para completar la definición del estudio llevado a cabo.

3.5.1. Catálogo de coches convencionales representativos para alta velocidad

En la tabla 3.2 se muestran los rangos de variación estimados para las características mecánicas de coches convencionales actuales. También se incluyen ciertas relaciones que, de acuerdo con el análisis de los datos efectuado, se satisfacen entre algunas de las variables. Los valores y las relaciones indicadas en la tabla 3.2 son el resultado de analizar un conjunto de datos representativo, obtenido a partir de cuatro fuentes distintas: (i) Las especificaciones técnicas de interoperabilidad de material rodante [UIC Code 776-2 R, 2009]; (ii) un sumario de recomendaciones facilitadas por parte de INECO (www.ineco.es), empresa responsable de la homologación del material rodante en España, durante la elaboración de esta tesis doctoral; (iii) las características mecánicas de diversas composiciones de alta velocidad según se indica en el apartado

3.5.1.2; y (iv) estimaciones de datos de material rodante de alta velocidad empleado en la actualidad y acorde con las tendencias futuras, facilitados al equipo investigador al que pertenece el autor de esta tesis por el fabricante CAF (www.caf.es).

Parámetro	Unidades	mín	máx
d	m	23.5	27
$r^{(15)}$		$0.68 d$	$0.73 d$
b		2.5	3
$m_c^{(16)}$	kg	$1280 d$	$1780 d$
m_b		2300	3000
m_w		1500	2000
n_s	Hz	0.5	1.1
$n_{\theta_s}^{(17)}$		$n_s + 0.06$	$1.1 n_s + 0.16$
n_p		3.8	7.3
n_{θ_p}		6.0	8.4
ζ_s	-	4 %	15 %
ζ_p		11 %	23 %

Tabla 3.2: Catálogo de coches convencionales para alta velocidad: características mecánicas

3.5.1.1. Aspectos normativos que condicionan el catálogo

Como primera fuente de información se ha recurrido a las especificaciones técnicas de interoperabilidad¹⁸ relativas al material rodante. En ellas se definen unos criterios

¹⁵Valor en m con d expresada en m.

¹⁶Valor en kg con d expresada en m.

¹⁷Valor en Hz con n_s expresada en Hz.

¹⁸Las especificaciones técnicas de interoperabilidad, impulsadas por la Directiva 91/440/CEE sobre el desarrollo de los ferrocarriles comunitarios, están divididas en siete ámbitos de aplicación relacio-

mínimos de diseño que deben satisfacer los trenes de alta velocidad para que puedan circular de manera segura por los diferentes puentes y viaductos pertenecientes a la red transeuropea de alta velocidad, esto es, de manera que los efectos dinámicos producidos por el tren se encuentren cubiertos por el modelo de carga HSLM [Comité Europeo de Normalización, 2004; MFOM, 2007].

En concreto se establecen los siguientes requisitos:

1. La carga estática por eje de los coches convencionales debe ser menor o igual a 170kN.

$$P \leq 170\text{kN} \quad (3.58)$$

2. Los coches convencionales tendrán una longitud mínima de 18 m y máxima de 27 m.

$$18\text{ m} \leq d \leq 27\text{ m} \quad (3.59)$$

3. La longitud total de la composición no será en ningún caso superior a 400 m ni su peso total excederá los 10000 kN.

$$L_{tot} \leq 400\text{m} \quad P_{tot} \leq 10000\text{kN} \quad (3.60)$$

4. Para asegurar que los trenes convencionales estén cubiertos por los articulados del HSLMA, la siguiente desigualdad debe satisfacerse

$$4P \cos\left(\pi \frac{d-r}{d}\right) \cos\left(\pi \frac{b}{d}\right) \leq 2P_{HSLMA} \cos\left(\pi \frac{b_{HSLMA}}{d_{HSLMA}}\right) \quad (3.61)$$

nados con los diferentes subsistemas que componen el sistema ferroviario: infraestructuras, energía, control-mando y señalización, material rodante, explotación y gestión del tráfico, mantenimiento y aplicaciones telemáticas al servicio de los pasajeros y del transporte de mercancías [Segado y otros, 2012]. La finalidad de las especificaciones es garantizar la circulación segura de los trenes pertenecientes a los países miembros por cualquier tramo de la red ferroviaria Europea. Todas ellas se encuentran recogidas en las Directivas de la Unión Europea 96/48/EC y 2001/16/EC modificadas por la directiva 2004/50/EC.

donde P , d , r y b representan la carga estática por eje del coche convencional, su longitud, el empate entre pivotes de bogies y el empate del bogie, respectivamente, según el esquema facilitado en la figura 1.1. Por su parte P_{HSLMA} , d_{HSLMA} y b_{HSLMA} denotan la carga estática por eje de los coches articulados del modelo de carga HSLMA, su longitud y el empate de sus bogies.

El anexo E del Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004] incluye también algunas especificaciones técnicas de interoperabilidad con el objeto de establecer los límites de validez del modelo de carga HSLM. Se añaden dos condiciones adicionales que deben satisfacer los trenes de pasajeros para que sea válido el modelo de carga HSLM:

1. El empate del bogie b debe cumplir

$$2.5 \text{ m} \leq b \leq 3.5 \text{ m} \quad (3.62)$$

2. La masa máxima no suspendida por eje no superará los 2000 kg

$$m_w \leq 2000 \text{ kg} \quad (3.63)$$

Cualquier tren convencional que satisfaga los requisitos indicados por las expresiones (3.58) a (3.63) puede operar en las líneas del sistema ferroviario transeuropeo de alta velocidad. Es necesario sin embargo establecer los rangos de variación del resto de las características mecánicas que definen los coches de la composición, y también determinar las dependencias que puedan existir entre ellas. No existe en ese sentido información en las diferentes especificaciones técnicas de interoperabilidad, materializadas estas en varias fichas UIC y directivas de la Unión Europea, ya que se trata de parámetros propios de los fabricantes de trenes para los que existe una reducida cantidad de información disponible. Por tanto se ha realizado un trabajo de búsqueda bibliográfica, sintetizado en el siguiente apartado, para poder así elaborar el catálogo de coches convencionales que recoge la tabla 3.2.

3.5.1.2. Datos de trenes reales de alta velocidad

La tabla 3.3 recoge las composiciones convencionales de alta velocidad para las que ha sido posible obtener algunas de sus características mecánicas. Junto al nombre de la composición se indica la referencia bibliográfica a partir de la cuál se han obtenido los datos, y el modelo de vehículo con el que se corresponden. En el anexo E pueden consultarse los datos de las composiciones de la tabla, y también los correspondientes a los trenes Eurostar (articulado) y Talgo AV (regular) que han sido empleadas en algunos de los casos prácticos analizados en el capítulo 5 del documento.

Composición	Fuente	Modelo de vehículo
ICE 2	ERRI D214 [1997]	Completo
ETR500Y	Liu y otros [2009b]	Completo
Virgin	ERRI D214 [1997]	Cargas constantes
Shinkansen S300	Wu y Yang [2003]	Completo
Pioneer	Antolín y otros [2013]	Completo
AVE-S103 (ICE 3)	Nguyen Gia [2013]	Completo

Tabla 3.3: Datos recopilados de composiciones convencionales de alta velocidad

El catálogo de coches convencionales que recoge la tabla 3.2 ha sido elaborado empleando los datos del modelo completo de vehículo para las composiciones ICE 2 y ETR500Y, además de los valores de distancias y cargas por eje de la composición Virgin. Durante la elaboración del catálogo no se tuvo acceso a los datos correspondientes a las composiciones Pioneer¹⁹ y AVE-S103; de hecho la disponibilidad de dichos datos ha coincidido con la fase final de la investigación, por lo que estos han sido utilizados con el objetivo de validar los resultados del estudio de sensibilidad.

La composición Shinkansen²⁰ S300, para la cual sí se conocían las características mecánicas al iniciar los trabajos, ha sido empleada sólo parcialmente en la elaboración del catálogo de trenes. Esto se debe a la desviación observada en algunas de sus características mecánicas respecto a las correspondientes a las composiciones europeas. En particular la tasa de disipación energética de los sistemas de suspensión

¹⁹Tren que circula por las líneas chinas de alta velocidad.

²⁰Tren que circula por las líneas japonesas de alta velocidad.

de la Shinkansen S300 ($\zeta_p = 46.28\%$ y $\zeta_s = 42.88\%$) supera en gran medida a los valores de la composición ICE 2 ($\zeta_p = 22.95\%$ y $\zeta_s = 4.21\%$) y ETR500Y ($\zeta_p = 11.23\%$ y $\zeta_s = 14.62\%$). Se ha decidido no incluir en el estudio los valores de la composición Shinkansen S300 que presentan una desviación excesiva respecto a los valores conocidos de las composiciones europeas interoperables y los facilitados por las empresas del sector ferroviario.

3.5.1.3. *Colaboración con empresas del sector ferroviario*

En la elaboración del catálogo de trenes se ha podido contar con la inestimable colaboración de INECO (www.ineco.es) y CAF (www.caf.es). Ambas empresas han facilitado estimaciones de los rangos de variación de las características mecánicas que tienen las composiciones de alta velocidad interoperables. Esta información, que por motivos de confidencialidad no puede ser reproducida en el documento, ha permitido completar los datos disponibles y así establecer los límites de variación de las características mecánicas de los coches convencionales y también las relaciones entre ellas.

3.5.1.4. *Justificación del catálogo*

En este apartado se justifica la toma de decisiones que ha conducido a la elaboración del catálogo de trenes que recoge la tabla 3.2. Se ha procedido de la siguiente manera:

1. En primer lugar se ha establecido el rango de variación de cada una de las características mecánicas que aparecen en la tabla, es decir, las tres distancias que definen la geometría de la composición convencional (d , r , b), sus masas (m_c , m_b y m_w), las frecuencias verticales y de cabeceo de las cajas y los bogies (n_s , n_{θ_s} , n_p , n_{θ_p}) y, por último, las tasas de disipación energética de los sistemas de suspensión (ζ_s , ζ_p). Estas doce variables aparecen de manera directa en la definición de los doce parámetros fundamentales indicados en las ecuaciones (3.24) a (3.27) y (3.30), por lo que han sido elegidas en lugar de emplear las variables indirectas que intervienen en su definición (*i. e.*, las rigideces y las constantes de amortiguamiento viscoso de los sistemas de suspensión).
2. Se ha procedido a continuación a estudiar las posibles dependencias entre las diferentes variables de la composición ferroviaria. Esto se ha realizado tanto

para las características mecánicas que pertenecen a un mismo grupo (por ejemplo estudiando la dependencia entre la longitud del coche y el empate del bogie), como para características mecánicas de categorías distintas (sería el caso del empate del bogie frente su masa). Puesto que el coche convencional queda completamente definido a partir de las doce variables indicadas, se han estudiado $11 + 10 + 9 + \dots + 1 = 66$ relaciones con el objetivo de encontrar patrones dominantes en el diseño de los coches de tipo convencional para alta velocidad.

3. Por último, y a partir de los resultados obtenidos, se han clasificado las variables del sistema en dos grupos, en función de que presenten o no algún tipo de dependencia con el resto. En este punto se ha optado por considerar únicamente las dependencias especialmente evidentes entre variables, motivado esto por la limitación de datos disponibles y la falta de información en relación con las actuales y futuras tendencias en el diseño de trenes de alta velocidad.

Como resultado se ha obtenido un catálogo que, posiblemente, incluya composiciones convencionales que nunca vayan a ser utilizadas en la práctica. Esto añade generalidad desde un punto de vista teórico a los resultados obtenidos. Para comprobar que esta mayor generalidad no resta interés práctico al estudio realizado, en el capítulo 5 se muestra la aplicabilidad del mismo a través del análisis de una serie de casos reales.

Características mecánicas independientes del catálogo de trenes

Son aquellas para las que, en el estudio de relaciones llevado a cabo, no se ha encontrado un patrón dominante suficientemente marcado como para establecer una dependencia con alguna de las restantes características mecánicas del coche. Cada variable independiente puede por tanto tomar cualquier valor dentro de su rango de variación con independencia del que adquieran el resto.

A continuación se enumeran las variables que han sido tomadas como independientes en el catálogo de trenes, y se justifica el rango de variación adoptado por cada una de ellas.

- Distancia característica: $d \in [23.5, 27]$ m

Las especificaciones técnicas de interoperabilidad establecen que la longitud de los coches convencionales debe variar entre los 18 m y los 27 m (ecuación (3.59)). El límite superior está en concordancia con los valores

conocidos para el conjunto de coches convencionales que recoge la tabla 3.3, por lo que se ha tomado también como límite superior del catálogo. Sin embargo el valor de 18 m es excesivamente bajo si se compara con las longitudes de las cajas de los coches convencionales existentes (la caja más corta es la de la composición Virgin, y mide 23.90 m). Las tendencias facilitadas por INECO y CAF apuntan en el mismo sentido. Se ha decidido por tanto tomar un valor de 23.50 m, ligeramente menor que la longitud de la caja de la composición Virgin, como límite inferior en el catálogo.

- Empate del bogie: $b \in [2.5, 3]$ m

También el rango de variación de la distancia entre los ejes de un mismo bogie viene fijado por las especificaciones técnicas de interoperabilidad del material rodante. En tal caso, ecuación (3.62), se establece un valor mínimo de 2.5 m y máximo de 3.5 m. En el catálogo el límite superior se ha reducido hasta 3 m, ya que ninguno de los coches convencionales presenta bogies con mayor empate (a excepción de los bogies de la Shinkansen S300, cuyo empate es de 3.04 m), y de nuevo las tendencias facilitadas por INECO y CAF han corroborado que no es esperable que la distancia entre los ejes de un mismo bogie aumente más allá del límite superior considerado.

- Masa del bogie: $m_b \in [2300, 3000]$ kg

El rango de variación de la masa del bogie se ha fijado de acuerdo a los datos de las composiciones ICE 2 ($m_b = 2373$ kg) y ETR500Y ($m_b = 2760$ kg), y también considerando las indicaciones de INECO y CAF. Los bogies más pesados del catálogo son 500 kg más ligeros que los bogies de la composición interoperable AVE-S103 ($m_b = 3500$ kg), por lo que los mínimos valores del cociente mL/m_b empleados en el estudio de sensibilidad son un 14.28 % superiores a los que se habrían obtenido en caso de haber conocido las características mecánicas del ICE 3 al inicio de la investigación. Puesto que cuanto menor es el cociente entre la masa del puente y la masa del bogie, mayor es el beneficio asociado a la interacción vehículo-estructura [Klasztorny y Langer, 1990; Museros y Alarcón, 2002; Yang y otros, 2004b; Liu y otros, 2009a; Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012], cabe esperar que el efecto be-

neficioso máximo asociado a la interacción que se ha obtenido sea algo inferior. Esta limitación no altera la importancia de las conclusiones que se extraen, ya que el principal interés de las investigaciones llevadas a cabo es obtener una predicción conservadora de la respuesta del puente debida a la consideración de los efectos de interacción. La composición ICE 3 ha sido además empleada en el capítulo quinto, junto con el resto de composiciones ferroviarias interoperables de las que se conocen las características mecánicas de los modelos DIM y SIM, en el estudio de casos reales que ha permitido validar los principales resultados y las tendencias observadas durante el análisis de sensibilidad.

Por otra parte las tendencias observadas en las composiciones con tracción distribuida apuntan a que la masa de los bogies remolcados puede ser inferior al valor mínimo considerado. En concreto los bogies no motores o remolcados de la composición Pioneer tienen una masa de 1700 kg, y por tanto comportarán menores niveles de reducción. No obstante, las mínimas reducciones que se han obtenido, tanto en el análisis de sensibilidad como en su validación mediante el estudio de casos reales, son ya considerablemente bajas y ello hace cuestionable la incorporación de la interacción en el cálculo de la respuesta del puente, de manera que no se ha estimado necesario realizar comprobaciones posteriores.

- Masa del eje: $m_w \in [1500, 2000]$ kg

El límite superior queda determinado a partir de la condición de interoperabilidad dada en la ecuación (3.63), que está en concordancia con los datos de las composiciones ICE 2, ETR500Y y AVE-S103. Únicamente los ejes de los bogies motorizados de la composición Pioneer sobrepasan ligeramente el límite normativo en 200 kg, aunque este valor no se ha considerado para establecer los límites del catálogo o en los estudios de validación de los resultados obtenidos a partir de casos reales por no respetar las condiciones de interoperabilidad.

En lo que respecta al valor mínimo de la masa de eje tomado en el estudio de sensibilidad, de nuevo está justificado a partir de los datos conocidos (la composición ETR500Y es la que tiene los ejes más ligeros, y su masa es de 1583 kg) y la información proporcionada por las empresas del sector.

- Frecuencia vertical de la suspensión secundaria: $n_s \in [0.5, 1.1]$ Hz

En la ficha [UIC Code 776-2 R, 2009] se indica que las frecuencias naturales de la suspensión secundaria varían entre 0.7 Hz y 1 Hz, pudiendo llegar a ser de hasta 2 Hz eventualmente.

Estos valores, que la normativa recoge a título informativo, se establecen como objetivo de diseño del sistema de suspensión secundario para que las vibraciones verticales, transmitidas desde las irregularidades de la vía a través de los ejes y los movimientos de los bogies, no estén dentro del rango de frecuencias para las que el cuerpo humano es más sensible²¹

El valor mínimo considerado se ha fijado a partir de la frecuencia vertical del sistema de suspensión secundario de la composición ETR500Y (0.52 Hz). Por su parte el valor máximo supera en 0.4 Hz los valores máximos recopilados, y ha sido establecido considerando los datos facilitados por parte de las empresas del sector ferroviario que han colaborado en la elaboración del catálogo de trenes, y también a partir de las indicaciones de la ficha [UIC Code 776-2 R, 2009].

- Frecuencia vertical de la suspensión primaria: $n_p \in [3.8, 7.3]$ Hz

Junto con la masa del bogie, n_p es la característica mecánica de la composición que, a priori, va a determinar en mayor medida la capacidad de interacción de la composición ferroviaria. En el caso de la masa del bogie, la reducción de la respuesta aumenta siempre con el valor considerado. En cuanto a la frecuencia de la suspensión primaria, es necesario conocer además el valor de la frecuencia fundamental del puente para afirmar si una composición con unas características mecánicas determinadas puede influir significativamente en la respuesta del puente, ya que únicamente cuando la frecuencia vertical de la suspensión primaria se aproxima a la fundamental de la estructura, los efectos inerciales del bogie empiezan a ser significativos [Klasztorny y Langer, 1990; Museros y Alarcón, 2002;

²¹De acuerdo con la ISO 2631 el cuerpo humano es más sensible a las vibraciones verticales en el rango de 4 a 10 Hz. Las frecuencias propias de la caja, tanto la vertical como la de cabeceo, deben estar alejadas de ese rango. Puede observarse en los datos facilitados en el anexo E que las frecuencias propias de las locomotoras son algo superiores a las de los coches de viajeros (0.65 Hz – 1.48 Hz), puesto que en tal caso el confort no es una exigencia de diseño.

Yang y otros, 2004b; Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012; Goicolea y otros, 2012; Arvidsson y otros, 2014].

El rango de variación de n_p debe por tanto ser suficientemente amplio como para reproducir en el estudio de sensibilidad las situaciones en las que, para un mismo puente, el bogie de la composición se encuentre o no dinámicamente acoplado con la estructura.

La frecuencia vertical mínima considerada es ligeramente inferior a la de la composición ETR500Y (3.85 Hz), mientras que la frecuencia vertical máxima de las composiciones para las que ha sido posible obtener características mecánicas es de 5.84 Hz en la composición ICE 2. Se ha aumentado en 1.5 Hz aproximadamente este valor hasta el límite superior considerado siguiendo las recomendaciones de las empresas del sector, con el objetivo de cubrir un mayor número de situaciones de proyecto que puedan presentarse.

- Frecuencia de cabeceo de la suspensión primaria: $n_{\theta p} \in [6.0, 8.4]$ Hz

Los valores mínimos y máximos considerados son similares a los de las composiciones ETR500Y (6.07 Hz) e ICE 2 (8.31 Hz), respectivamente. No se ha considerado en este caso un intervalo mayor de valores ya que los límites conocidos están en línea con los datos facilitados por INECO y CAF.

- Porcentaje de disipación energética de la suspensión secundaria $\zeta_s \in [4, 15]$ % y primaria, $\zeta_p \in [11, 23]$ %.

Tal y como se ha explicado en el apartado 3.5.1.2, los valores de la tasa de disipación energética de las suspensiones primaria y secundaria se han fijado sin considerar los datos de la composición Shinkansen S300, por ser estos significativamente superiores a los valores característicos de las composiciones europeas. Si bien un amortiguamiento elevado en los sistemas de suspensión mejora en principio el confort de los viajeros²², valores elevados pueden originar un incremento excesivo de las fuerzas rueda-carril [Zhou y otros, 2009], derivando en un aumento del desgaste

²²En el sistema de suspensión primario, al aumentar la constante de amortiguamiento dentro de ciertos límites se reducen las vibraciones experimentadas por el bogie, por lo que el coche está más aislado de las irregularidades de vía

de la vía y de los costes de mantenimiento asociados. Por este motivo, y teniendo en cuenta la información aportada por los expertos consultados dentro del sector ferroviario, no parece esperable que las tasas de disipación de los trenes europeos adopten valores similares a la composición japonesa, al menos en el corto/medio plazo.

Recientemente se ha tenido acceso a los datos de las composiciones Pioneer (red china de alta velocidad) y AVE-S103 (ICE 3). La disipación de energía en el sistema de suspensión primario de la composición Pioneer es notablemente más elevada que los valores adoptados en esta investigación, en especial en el caso de los coches remolcados. Estos datos parecen confirmar la tendencia observada en cuanto a la elevada disipación de energía en las composiciones de alta velocidad de los países asiáticos. En cuanto a la composición AVE-S103, la disipación energética en los sistemas de suspensión primario y secundario es también algo más elevada (un 8 % y un 6 % respectivamente), por lo que en el capítulo de validación de los resultados del estudio de sensibilidad se estudia también la repercusión que, en el cálculo de la respuesta del puente, tiene un incremento moderado de la disipación de energía en los sistemas de suspensión.

Dependencias entre las características mecánicas de los trenes

De las doce variables que recoge la tabla 3.2 y tras haber realizado el estudio de relaciones entre ellas, únicamente se han tomado como variables dependientes la distancia entre pivotes de bogies, r , la masa de la caja, m_c , y la frecuencia de cabeceo del sistema de suspensión secundario, n_{θ_s} .

Se ha detectado para las variables r y m_c una dependencia con la longitud del coche d . Se trata de una relación lógica, puesto que cuanto más larga sea la caja de la composición, es esperable que mayor sea también su masa y la distancia entre pivotes de bogies. En cuanto a la frecuencia de cabeceo de la caja, n_{θ_s} , se ha podido establecer una evolución aproximadamente lineal con la frecuencia vertical de la suspensión secundaria, n_s .

El rango de variación del empuje entre pivotes de bogies en función de la longitud de la caja se muestra en la figura 3.11. A partir de los datos representados en la figura, y también las informaciones facilitadas por INECO y CAF, se ha establecido que la distancia r oscila entre el 68 % y el 73 % de la distancia d en los coches de tipo

convencional. Es decir

$$0.68d \leq r(d) \leq 0.73d \quad (3.64)$$

estando r y d expresadas en las mismas unidades.

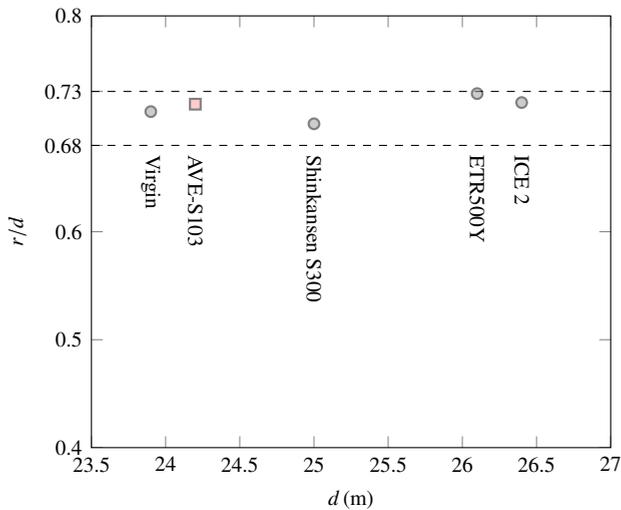


Figura 3.11: Relación entre la longitud de la caja y el empuje entre pivotes de bogies

En la figura 3.11 se ha representado también la composición AVE-S103, para la cual no se disponía de información al inicio de la investigación, pero cuyos datos se han utilizado durante la validación final de los resultados del estudio. Puede observarse cómo el cociente r/d para esta composición está dentro de los límites establecidos para el catálogo de coches convencionales. En cuanto a la composición Pioneer, no ha sido posible conocer el valor de la distancia característica d , por lo que no se ha podido corroborar la relación de dependencia establecida con el empuje entre pivotes de bogies y la masa de la caja.

La relación entre la masa de la caja y su longitud se muestra en la figura 3.12. Según los datos analizados las cajas tienen una masa lineal que oscila entre los 1280 kg/m y los 1780 kg/m , por lo que la masa total de la caja toma valores comprendidos entre los

siguientes límites

$$1280d \leq m_c(d) \leq 1780d \quad (3.65)$$

donde se obtiene un resultado en kg expresando el valor de d en m.

El rango superior ha sido aumentado ligeramente respecto a los valores conocidos y los aportados por las empresas del sector para considerar la masa de las cajas en condiciones de carga. Puede observarse en la figura que, en este caso, la composición AVE-S103 no está representada por el catálogo de coches convencionales considerado y su caja implica una desviación al alza del límite superior de 430 kg/m. Durante la validación de los resultados del estudio de sensibilidad mediante el análisis de casos prácticos se valora la repercusión de las cajas más pesadas en los efectos de interacción.

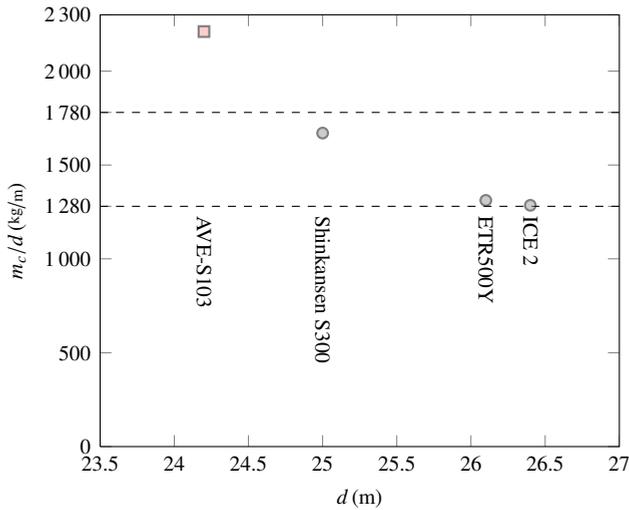


Figura 3.12: Relación entre la longitud de la caja y la masa de la caja

Por último se representa en la figura 3.13 la relación observada entre las frecuencias vertical y de cabeceo de la caja de los coches convencionales. A partir de los datos de las composiciones ETR500Y, ICE 2 y Shinkansen S300, y considerando también las informaciones facilitadas por INECO y CAF, se ha establecido que, para

un determinado valor de la frecuencia vertical de la caja n_s , la frecuencia de cabeceo oscilará entre los valores dados por la siguiente expresión

$$0.06 + n_s \leq n_{\theta_s}(n_s) \leq 0.16 + 1.1n_s \quad (3.66)$$

donde se obtiene un resultado en Hz expresando el valor de n_s en Hz.

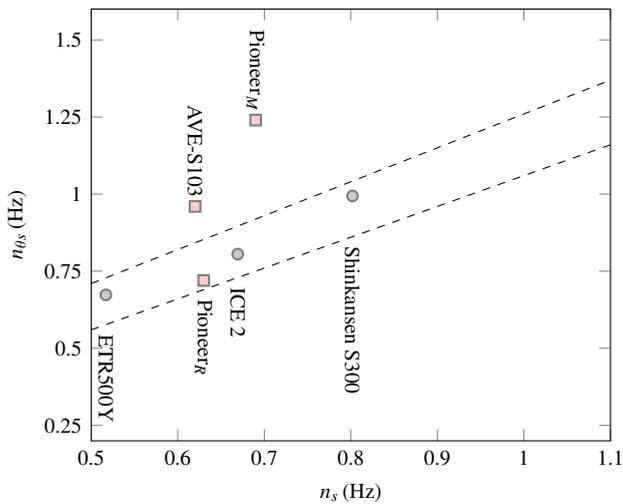


Figura 3.13: Relación entre las frecuencias vertical y de cabeceo de la suspensión secundaria

Puede apreciarse cómo los coches remolcados de la composición Pioneer guardan un buen ajuste con los límites establecidos. No sucede así para los coches motores de la composición Pioneer ni para los coches de la composición AVE-S103²³. De nuevo se estudia en el capítulo de validación de los resultados la repercusión que tiene la desviación observada en la valoración de los efectos de interacción.

Todos los trenes del catálogo cumplen los requisitos indicados por las expresiones (3.58) a (3.63) para que puedan ser consideradas como interoperables. Parte de los requisitos han sido empleados para definir el rango de variación indicado para las distintas variables. Adicionalmente se ha verificado que en ningún caso se sobrepasa

²³En la información a la que se ha tenido acceso de la composición AVE-S103 no se indica si los datos disponibles se corresponden con coches con bogies motores o bogies remolcados.

el valor máximo de la carga por eje dado por la ecuación (3.58), que las características geométricas de la composición y las cargas por eje de la misma satisfacen la condición dada por la expresión (3.61), y que en los distintos montajes de las composiciones analizadas, la longitud y el peso total respetan las restricciones indicadas en la ecuación (3.60).

Existe una serie de relaciones que habría cabido esperar, como por ejemplo un cierto grado de proporcionalidad entre el empuje del bogie y su masa, o bien una dependencia entre las frecuencias vertical y de cabeceo del sistema de suspensión primario. Sin embargo no se ha encontrado un patrón suficientemente claro a partir de los escasos datos disponibles como para admitir más relaciones de dependencia que las tres que se muestran en las figuras 3.11 a 3.13, y cuya expresión matemática puede consultarse en las ecuaciones (3.64) a (3.66).

De este modo, y según se ha comentado anteriormente, se están incluyendo en el estudio de sensibilidad coches convencionales que muy probablemente no lleguen a operar por las líneas europeas de alta velocidad. Como contrapartida, ello implica que los efectos de interacción se valoren desde una perspectiva amplia a partir del estudio de sensibilidad desarrollado, sobrevalorando los efectos beneficiosos máximos e infravalorando también los mínimos con el objetivo de permanecer del lado de la seguridad. Por otra parte, ha quedado también patente que algunas de las características mecánicas de las composiciones convencionales recientemente conocidas no están representadas por el catálogo de trenes considerado, siendo especialmente relevante el caso de la AVE-S103 por ser esta interoperable en Europa. Con el estudio de casos reales llevado a cabo en el quinto capítulo del documento se demuestra que las limitaciones anteriores no restan generalidad e importancia a los resultados obtenidos.

3.5.2. Catálogo de puentes isostáticos representativos para alta velocidad

Para tener en cuenta el conjunto de combinaciones $L - mL - n_0$ (luz-masa total-frecuencia fundamental) que podrían darse en puentes isostáticos de alta velocidad, bien sean estos pertenecientes a líneas de nueva construcción o a líneas que se desee acondicionar para mayores velocidades de circulación, se ha definido la región 3D representada en la figura 3.14. En el resto del documento esta región se denominará *catálogo de puentes* en aras de la brevedad. La luz máxima se ha restringido

intencionadamente a 30 m ya que, tanto algunas contribuciones previas [ERRI D214, 1997; Museros y Alarcón, 2002] como la experiencia adquirida por el autor de la tesis durante el transcurso de las investigaciones [Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012], hacen esperar que los efectos de interacción no sean relevantes para puentes de luces superiores. Respecto a la luz mínima considerada, el valor de 10 m elegido responde a que, en líneas modernas de alta velocidad, es poco habitual encontrar estructuras isostáticas más cortas dada su tendencia a experimentar niveles de vibración excesivos²⁴.

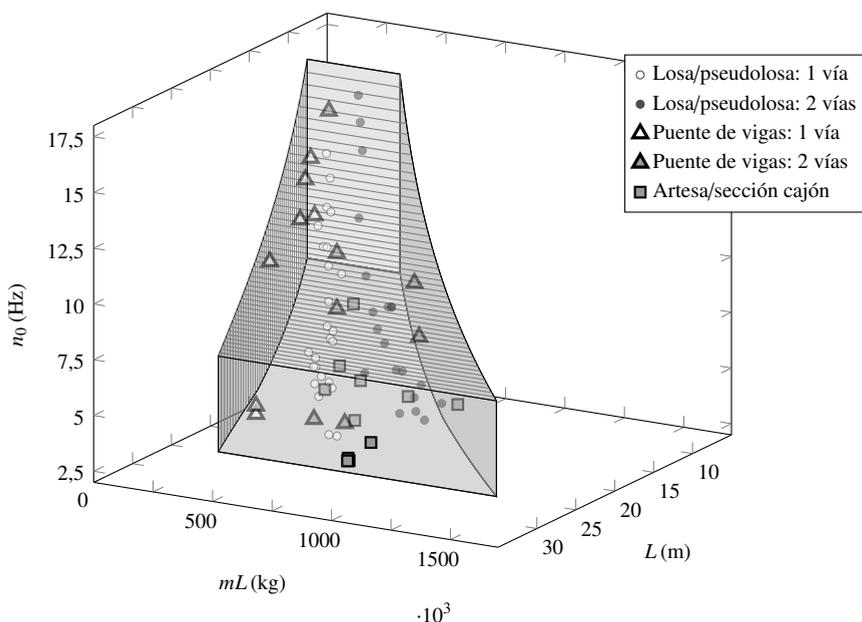


Figura 3.14: Catálogo de puentes isostáticos para alta velocidad

Las marcas en el gráfico representan puentes reales situados en varias líneas europeas de alta velocidad. En concreto las estructuras recopiladas se han agrupado en las siguientes tres categorías atendiendo a su tipología:

1. Losa y pseudolosa, incluyéndose en esta categoría las losas isostáticas, macizas o aligeradas, y las pseudolosas, tanto las constituidas por vigas prefabricadas de hormigón pretensado como las mixtas o *filler beam*.

²⁴De hecho en la actualidad es muy habitual salvar las luces de hasta 12 – 14 m aproximadamente mediante estructuras tipo *marco*.

2. Puentes de losa sobre vigas pretensadas de hormigón (abreviado como *puente de vigas*).
3. Puentes de vigas artesa y sección cajón de hormigón pretensado (abreviado como *artesa/sección cajón*).

La tipología de cada puente y el número de vías se ha indicado en el gráfico. Como puede observarse, no se hace distinción en cuanto al número de vías para la tipología de los puentes artesa y cajón de hormigón pretensado, ya que todos los ejemplos recopilados en tal caso se corresponden con puentes de vía doble. Para facilitar la interpretación del catálogo de puentes, este se ha proyectado según los ejes $mL - L$ y $n_0 - L$ en la figura 3.15.

Con el objetivo de completar la información disponible, se ha realizado el predimensionado de un conjunto adicional de puentes para las tres tipologías del catálogo siguiendo las recomendaciones y ejemplos que se recogen en [Manterola y otros, 1999; del Pozo y Siegrist, 2002; Sobrino y Gómez, 2004; Corres y otros, 2004; Calçada y otros, 2004]:

- Se han considerado puentes losa con esbelteces (relación canto/luz) comprendidas entre 1/12 y 1/14. Para luces inferiores a 15 m se han empleado losas macizas, mientras que para luces superiores se ha optado por la solución aligerada. Los aligeramientos se han dispuesto para respetar un recubrimiento mínimo en la parte superior $\in [11, 15]$ cm e inferior $\in [18, 25]$ cm, siendo el diámetro de los mismos menor o igual al 70 % del canto total de la losa, y verificando que el área total aligerada no supere el 60 % del área total de la sección transversal.
- No se han predimensionado pseudolosas constituidas por vigas prefabricadas o mixtas ya que los valores de luz, masa y frecuencia fundamental de las estructuras de este tipo que han sido recopiladas se ajustan perfectamente con los correspondientes a los puentes losa predimensionados.
- Para los puentes de vigas el predimensionado se ha realizado empleando elementos pretensados de sección doble T tomados de un catálogo comercial. Las esbelteces consideradas corresponden en la mayoría de casos a valores en el intervalo $\in [1/9, 1/11]$, verificándose que no se supere la relación 1/13. El espesor de la losa se ha variado entre 20 y 25 cm en sus extremos y entre 25 y 30 cm en la parte central. Esta tipología de puentes abarca todo el rango de

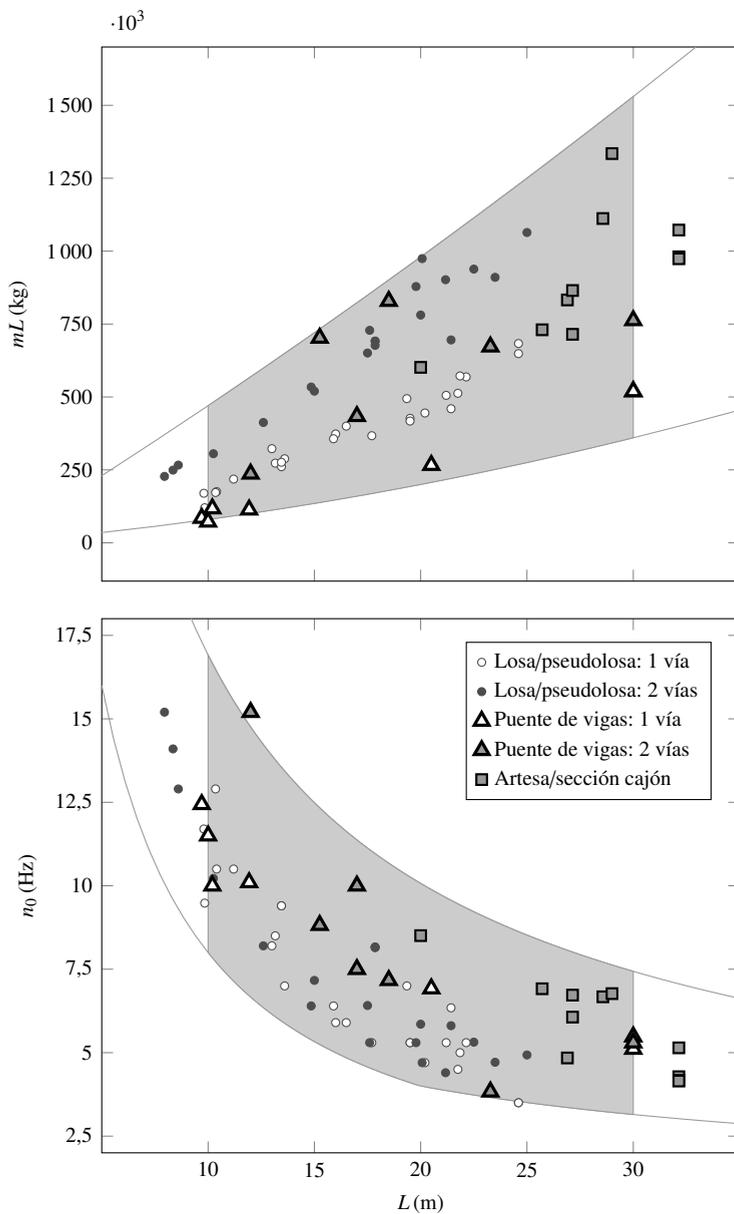


Figura 3.15: Proyecciones del catálogo de puentes

luces considerado en el estudio.

- En los puentes de vigas artesa y sección cajón de hormigón pretensado se han considerado luces comprendidas entre 17.5 y 50 m, manteniendo una sección de canto constante y esbeltez $\in [1/11, 1/15]$. El espesor de la losa en los puentes de vigas artesa se ha variado entre 20 y 25 cm en sus extremos y entre 35 y 40 cm en la parte central.
- El ancho de los tableros se ha hecho variar entre 11 y 14 m en vía doble, y entre 6 y 8 m en vía única.
- El módulo de elasticidad del hormigón se ha estimado empleando resistencias características comprendidas entre 30 y 35 MPa para los elementos hormigonados in situ, y entre 35 y 45 MPa para los elementos prefabricados.
- Siguiendo las recomendaciones de [MFOM, 2007] para anchos de vía ibérico y UIC, se ha considerado un espesor nominal de 50 cm de la capa de balasto, que se ha multiplicado por 0.7 y 1.3 para obtener los valores inferior y superior de la carga permanente asociada. Se ha tomado para ello una densidad de 1800 kg/m^3 , de manera que en un puente cuya plataforma de vía tenga un ancho de 12 m, la masa lineal de balasto toma valores comprendidos entre 7560 kg/m y 14040 kg/m .
- Por último se ha estimado que el peso de los muretes guardabalasto, las aceras, canalizaciones, barandillas e imposta oscila entre 1375 kg/m y 6250 kg/m .

Con el trabajo de predimensionado realizado se ha obtenido una razonable aproximación de las combinaciones $mL - n_0$ que pueden presentarse para puentes de una misma tipología en cada una de las luces consideradas. Como resultado se obtienen las proyecciones del catálogo de puentes de las figuras 3.16, 3.17 y 3.18. En cada una de ellas se han indicado mediante marcas los puentes reales recopilados. Los trazos sombreados representan la envolvente de los puentes predimensionados de la tipología, de manera que, para una determinada luz, puede presentarse cualquier combinación $mL - n_0$ dentro de la región sombreada.

El rango de frecuencias considerado como realista para cada luz se corresponde con la banda prescrita por el Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004] para la aplicación de los métodos simplificados, por lo que la frecuencia propia de la gran mayoría de puentes isostáticos, existentes y potenciales, es de esperar quede incluida dentro de los límites especificados. Así pues la frecuencia fundamental de

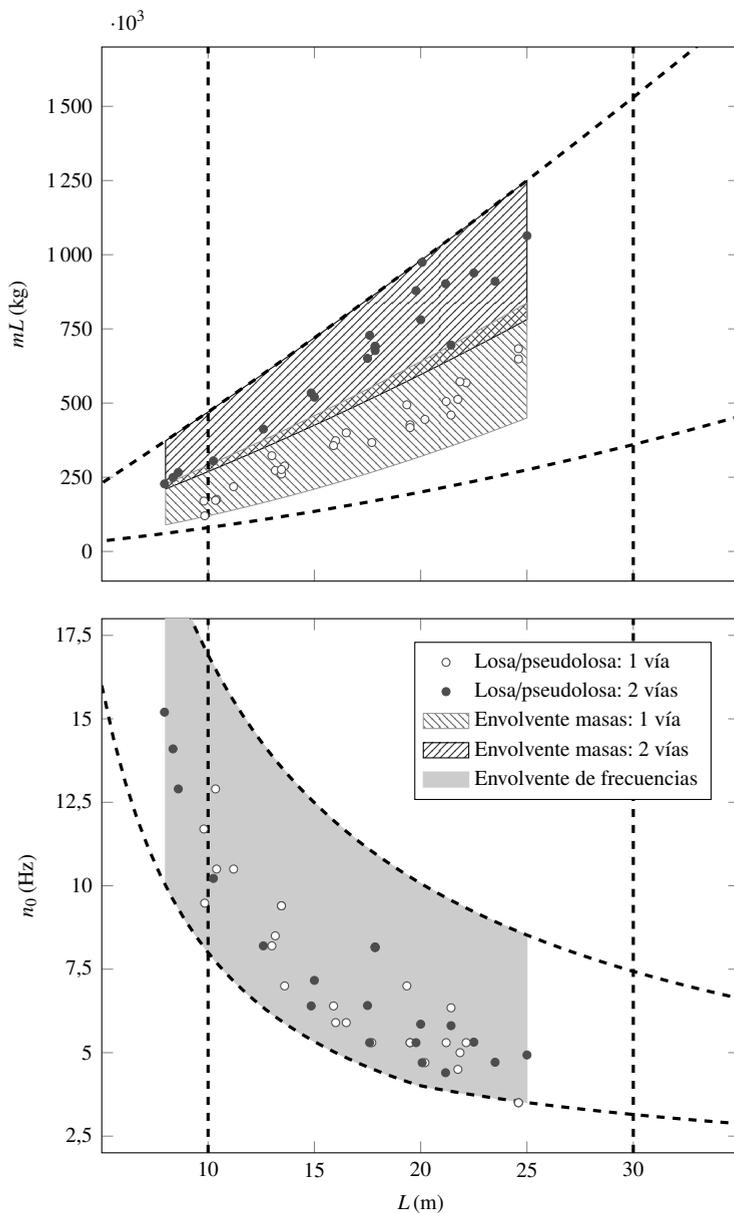


Figura 3.16: Proyecciones del catálogo de puentes: losa y pseudolosa

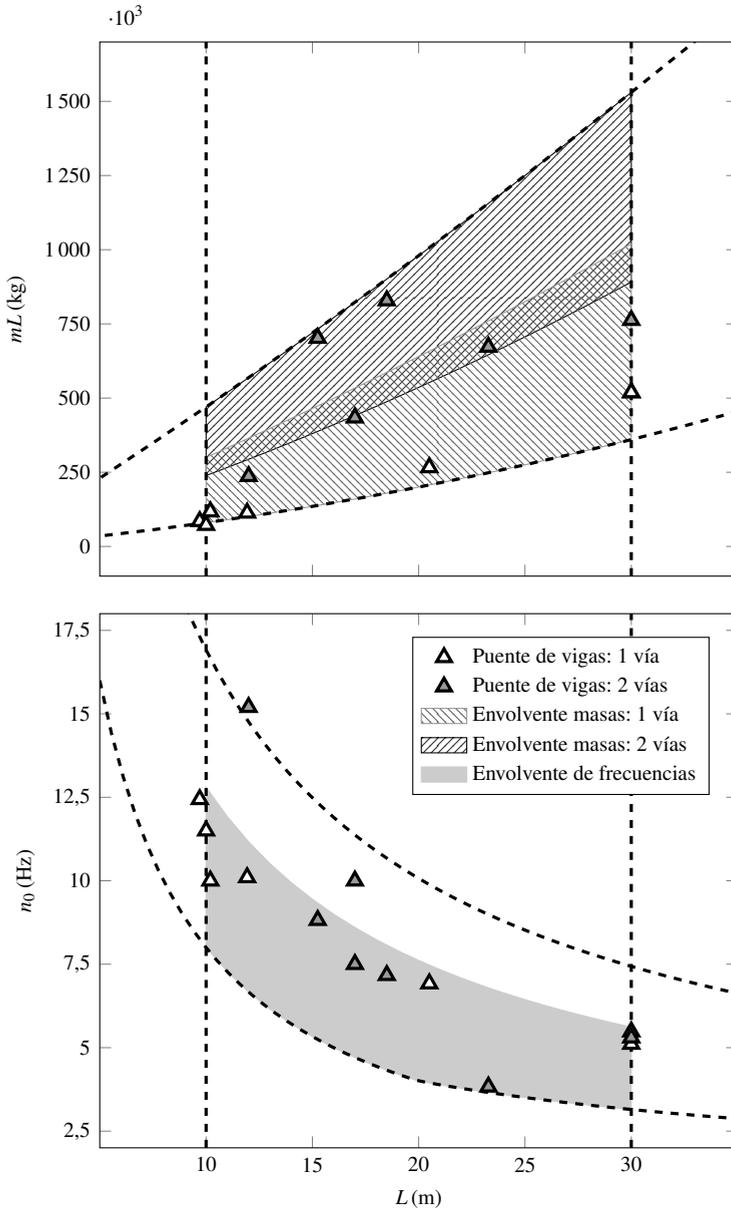


Figura 3.17: Proyecciones del catálogo de puentes: puente de vigas

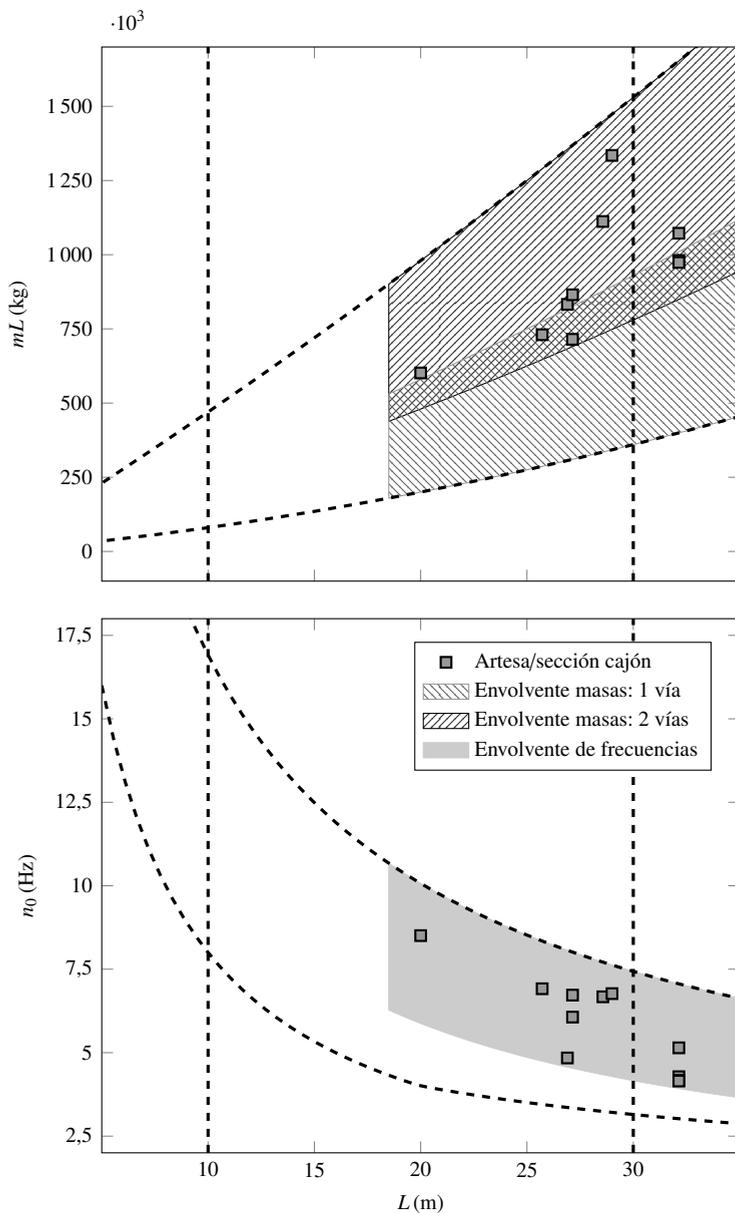


Figura 3.18: Proyecciones del catálogo de puentes: artesa y sección cajón

cualquier puente del catálogo está comprendida entre un valor inferior, n_{0_i} , y superior, n_{0_s} según

$$n_{0_i} = \begin{cases} \frac{80}{L} & \text{para } 4 \text{ m} \leq 20 \text{ m} \\ 23.58L^{-0.592} & \text{para } 20 \text{ m} \leq 100 \text{ m} \end{cases} \quad (3.67)$$

$$n_{0_s} = 94.76L^{-0.748} \quad (3.68)$$

donde se obtiene el valor de la frecuencia fundamental del puente expresada en Hz al operar con la luz en m.

Como puede observarse en las distintas figuras del catálogo de puentes, los ejemplos recopilados de estructuras reales cuya frecuencia esté próxima al límite superior n_{0_s} no son muy abundantes. Sin embargo, sí que aparecen algunos puentes de vigas de frecuencia particularmente elevada (véanse los ejemplos de 12 y 17 m de vía doble), y entre los puentes artesa/cajón también hay algunos cercanos a dicho límite superior. A esto se le suma que los puentes losa y artesa/cajón predimensionados cubren claramente la zona de altas frecuencias, por lo que en conjunto resulta razonable considerar como envolvente superior el valor de n_{0_s} definido en la ecuación (3.68).

En cuanto al rango de masas, en la literatura no se ha encontrado información suficiente como para definir de manera precisa el rango mínimo y máximo de masa que puede asociarse a cada luz del puente o a cada frecuencia propia. Por tanto se ha estimado el rango de masas asociado a cada luz a partir de la información correspondiente a los puentes existentes y los casos adicionales predimensionados.

La expresión matemática que permite calcular los valores mínimo, mL_i , y máximo, mL_s , de la masa total de los puentes del catálogo se indica en las siguientes ecuaciones

$$mL_i = 6000L + 200L^2 \quad (3.69)$$

$$mL_s = 45000L + 200L^2 \quad (3.70)$$

donde se obtiene el valor de la masa del puente expresado en kg al operar con la luz en m.

Como se decía anteriormente, las marcas en las figuras 3.14 a 3.18 muestran los datos correspondientes a puentes reales situados en líneas de ferrocarril para alta velocidad²⁵. Puede observarse que existe una variabilidad significativa en el valor de las masas totales para puentes de la misma luz, lo cual se debe en parte a la posibilidad de optar por una u otra tipología constructiva, pero también a la existencia de puentes de vía única y de vía doble en el catálogo²⁶. Además, como se desprende de los rangos de masa empleados en el predimensionado de los puentes, la masa no estructural de los mismos puede variar significativamente según los elementos constructivos empleados y el espesor de la capa de balasto, haciendo que puentes de la misma tipología y similar luz y frecuencia propia presenten masas muy diferentes. Tal es el caso, por ejemplo, de dos de los puentes con sección cajón recopilados que, con luz y frecuencia propia aproximadamente iguales a 29 m y 6.7 Hz respectivamente, presentan una diferencia en la masa total de $215 \cdot 10^3$ kg (puede encontrarse el ejemplo indicado en la parte derecha de las figuras 3.15 o 3.18). Una situación semejante se produce en los puentes de vigas de 30 m y las losas de luces en torno a 20 m (para frecuencias similares, las de vía doble son mucho más pesadas que las de vía única).

De igual modo, puentes con la misma luz y masas similares pueden tener una frecuencia fundamental claramente diferente. Un buen ejemplo de ello son las losas de vía doble recopiladas con luz aproximadamente igual a 17.5 m, o las losas de vía única de luz cercana a 10 m. En el primer caso la frecuencia fundamental oscila entre 5.3 Hz y 8.2 Hz, teniendo los puentes una masa de aproximadamente $700 \cdot 10^3$ kg. En el segundo caso, las losas tienen una frecuencia fundamental mínima de 9.5 Hz y máxima de 12.9 Hz, siendo el valor de su masa cercano a $125 \cdot 10^3$ kg. La diferencia en este caso viene originada por la esbeltez de la sección estructural que, en el caso de

²⁵Nótese que en los puentes de vigas de vía doble y luces de 17 y 30 m se tienen distintos valores medidos de frecuencia para una misma masa nominal, con lo cual el triángulo representativo es único en la parte superior de las figuras 3.15 y 3.17 pero aparece duplicado en la parte inferior.

²⁶Se ha optado por no elevar aun más el límite superior de masa incluyendo puentes de más de dos vías, ya que los resultados esperables seguirían tendencias que quedan suficientemente bien explicadas restringiendo el catálogo a puentes de vía única o doble, como se verá en el capítulo siguiente.

las losas, oscila habitualmente entre $1/12$ y $1/14$. Los puentes de vigas de vía única de 10 m de luz constituyen otro ejemplo más de estructuras con masa muy similar pero distinta frecuencia propia.

La variabilidad de las características entre las diferentes tipologías hace que se amplíe todavía más el rango de valores $mL - n_0$ que pueden darse para una luz determinada. Así por ejemplo el puente con mayor masa para una cierta luz puede presentar la mayor frecuencia propia. Tal es el caso del puente de 15 m más pesado. Se trata de un puente de vigas y vía doble, y presenta una frecuencia fundamental superior a la del más ligero, que en este caso es una losa de vía doble. En torno a los 24 m la situación se repite entre los puentes losa de vía doble y el puente de vigas; y para luces cercanas a los 29 – 30 m entre los artesa/cajón y los puentes de vigas. Sin embargo, en otros casos ocurre justamente lo contrario: los puentes más pesados cuentan con una frecuencia propia claramente inferior a la de los más ligeros, tal y como sucede con los casos recopilados de losa y vía doble frente a los artesa/cajón para las luces de 20 m y 25 m (aprox.).

Las aclaraciones anteriores ponen de manifiesto que las propiedades mecánicas de los puentes isostáticos de alta velocidad están caracterizadas por una variabilidad notable, lo cual conlleva que para una misma luz exista un amplio rango de combinaciones $mL - n_0$ que podrían presentarse. El trabajo de recopilación de puentes reales llevado a cabo, el análisis de dichos datos y el predimensionado de puentes adicionales permiten considerar que, con un margen de seguridad razonable, cualquier combinación $L - mL - n_0$ incluida en el volumen sombreado de la figura 3.14 podría representar un puente isostático situado en una línea de alta velocidad, bien sea esta de nueva construcción o se trate de una línea convencional adaptada para circulaciones más rápidas.

El margen u holgura que puede presentar este catálogo de puentes, respecto a uno que estuviese formado a partir de una muestra muy numerosa y estrictamente realista de estructuras, se considera adecuado para los fines del estudio de sensibilidad planteado en este capítulo. Los resultados de dicho estudio, recogidos en el capítulo siguiente, pretenden mostrar las tendencias principales que rigen el fenómeno de interacción en resonancia y llegar a conclusiones generales de interés. En el capítulo de validación posterior se verificarán las conclusiones de mayor importancia práctica, asegurándose de que los puentes utilizados para ello, salvo en algunos casos en los que se hará referencia expresa, puedan considerarse ejemplos realistas de estructuras

para alta velocidad.

3.5.3. Combinaciones realistas de los parámetros fundamentales

Puesto que se han encontrado algunas dependencias entre las características mecánicas que definen los coches convencionales, y también los valores de luz, masa y frecuencia fundamental de la estructura deben cumplir ciertas relaciones para que un determinado puente pertenezca al catálogo definido, se deduce que los parámetros fundamentales no pueden ser independientes entre sí. Así pues, es necesario establecer un procedimiento adecuado de selección de los valores discretos de estas variables en el estudio de sensibilidad, de manera que se analicen únicamente combinaciones *realistas* de los parámetros fundamentales, entendiéndose como combinación realista aquella que es representativa de al menos un sistema vehículo-estructura, según los catálogos de puentes y trenes definidos.

En el apartado 3.4.1 se ha demostrado que el comportamiento dinámico del modelo DIM está definido por el valor que tomen 16 parámetros, siendo estos las tres relaciones de distancias dadas en la ecuación (3.24), las tres relaciones de masas de la ecuación (3.25), las cuatro relaciones de frecuencias indicadas en las ecuaciones (3.26) y (3.27), los dos porcentajes de amortiguamiento dados en la ecuación (3.30), el número de coches del tren N_c , la velocidad adimensional α , el número de modos considerado N_m y los porcentajes de amortiguamiento estructural asociados ζ_i .

Para formar una combinación realista de parámetros fundamentales es necesario considerar, de manera simultánea, las relaciones y los límites de los catálogos de coches (tabla 3.2) y puentes (figura 3.14) definidos. En el DIM una secuencia realista de parámetros fundamentales está por tanto determinada a partir de los diez parámetros que relacionan los tres ejes del catálogo de puentes con las características mecánicas de los coches convencionales. Los porcentajes de amortiguamiento de los sistemas de suspensión, el número de coches considerado, la velocidad adimensional, el número de modos y los porcentajes de amortiguamiento estructural asociados se toman como variables independientes, y que pueden por tanto adoptar cualquier valor en una determinada combinación realista de parámetros fundamentales. Esto se debe a que un sistema vehículo-estructura definido a partir de un tren y un puente de los catálogos puede ser analizado a diferentes velocidades de circulación, considerando un número distinto de coches, y variando el número de modos y el amortiguamiento estructural

asociado sin que el sistema deje de ser realista. En cuanto a los porcentajes de amortiguamiento de los sistemas de suspensión del coche, se considera que estos pueden adoptar cualquier valor dentro de los rangos definidos en la tabla 3.2, independientemente del resto de variables.

Por su parte, una secuencia realista de parámetros fundamentales del SIM se define como un subconjunto de la secuencia del DIM, al descartarse los cuatro parámetros que dependen de la caja de la composición y la relación entre la frecuencia fundamental del puente y la de cabeceo del bogie.

3.5.3.1. *Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: caso simplificado*

El procedimiento que se ha seguido para obtener una secuencia o combinación realista de parámetros fundamentales se ilustra en este apartado de manera simplificada considerando únicamente los tres parámetros *principales*, que son la relación de distancias β_d , la relación de masas μ_b y la relación de frecuencias η_p . Esos tres parámetros tienen mayor relevancia en el fenómeno de la interacción según [ERRI D214, 1997] y también según algunos estudios previos llevados a cabo en el marco de esta tesis [Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012].

Cuando se da un valor a cada una de las tres relaciones indicadas, se restringe una región $L - mL - n_0$ del catálogo de puentes según las características mecánicas de los coches convencionales dadas en la tabla 3.2. Por ejemplo, si $\beta_d = 0.8$ el fenómeno de interacción se evalúa en todos los sistemas vehículo-estructura para los que la luz L representa el 80 % de la distancia característica de la composición d . El enfoque que se adopta en lo sucesivo consiste en considerar que, de acuerdo con los límites establecidos en la tabla 3.2, la condición anterior puede satisfacerse en puentes con luces comprendidas entre 18.8 m y 21.6 m (pueden encontrarse ejemplos numéricos análogos para cada parámetro fundamental empleando los datos de los coches convencionales de la tabla 3.2).

Si la región $L - mL - n_0$ restringida a partir de los tres parámetros fundamentales principales y el catálogo de puentes definido en la figura 3.14 se intersectan, la combinación se considera realista. Es esta la única condición que debe respetarse, ya que en el catálogo de coches convencionales elaborado no se ha establecido ninguna relación entre las características mecánicas que intervienen en la definición de los tres

Parámetro	L_l	L_s
$\beta_d = 0.8$	18.8 m	21.6 m
$\beta_b = 7$	17.5 m	21 m
$\beta_r = 1.15$	18.38 m	22.67 m

Tabla 3.4: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de distancia

parámetros fundamentales principales.

Para facilitar la interpretación del procedimiento seguido, se presentan en la figura 3.19 dos ejemplos gráficos, donde las regiones numeradas 1 y 2 están delimitadas, respectivamente, por una combinación realista ($\beta_d = 0.8$, $\mu_b = 300$, $\eta_p = 1.1$) y no realista ($\beta_d = 0.6$, $\mu_b = 500$, $\eta_p = 2.25$) de los tres parámetros fundamentales principales.

3.5.3.2. *Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: caso completo*

Una combinación realista de los parámetros fundamentales del DIM definidos en las ecuaciones (3.24) a (3.27) se ilustra de manera gráfica en la figura 3.20. Los valores de cada parámetro así como los rangos de las características mecánicas del puente asociados se facilitan en las tablas 3.4 a 3.6. Los rangos indicados se han obtenido de acuerdo con los límites recogidos en la tabla 3.2, como se ha explicado en el apartado anterior.

La combinación seleccionada como ejemplo puede ser considerada como realista ya que: (i) todos los parámetros pertenecientes a un mismo grupo (*i. e.*, las tres relaciones de distancia, las tres relaciones de masa o las cuatro relaciones de frecuencia) se intersecan en un rango de valores con la dimensión del puente asociada (*i. e.*, la luz del puente, su masa total o la frecuencia fundamental); (ii) la región $L-mL-n_0$ resultante se interseca con el catálogo de puentes. Estas son las dos condiciones necesarias y suficientes que permiten afirmar que una combinación de parámetros fundamentales es realista, y pueden ser fácilmente verificadas empleando los valores y las relaciones proporcionadas en la tabla 3.2.

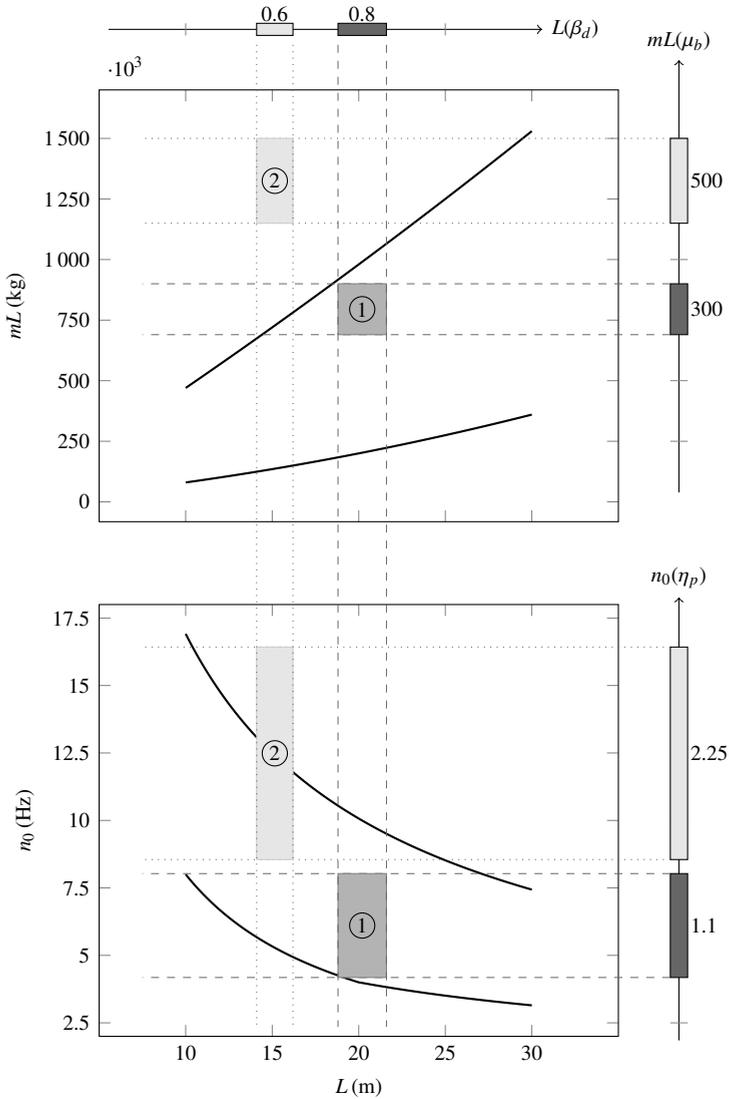


Figura 3.19: Ejemplo gráfico de combinación realista y no realista de los tres parámetros fundamentales principales

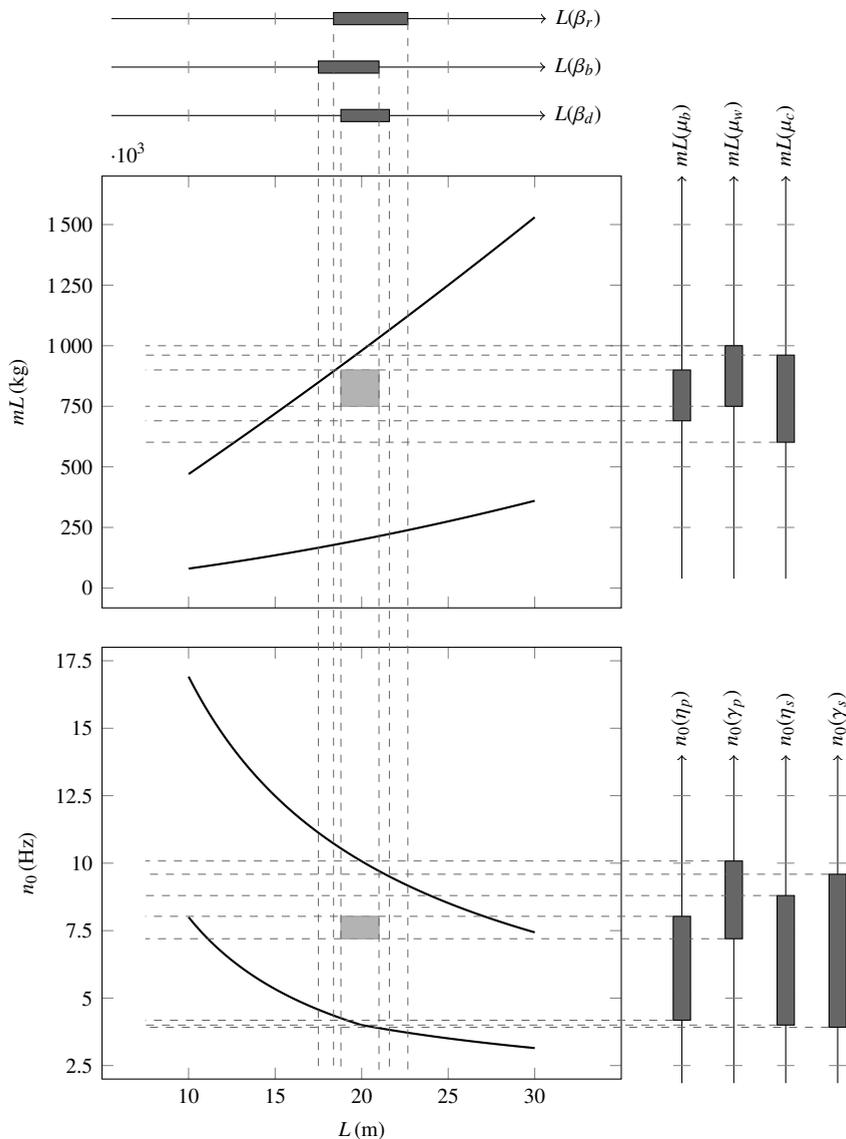


Figura 3.20: Ejemplo gráfico de combinación realista de parámetros fundamentales

Parámetro	mL_l	mL_s
$\mu_b = 300$	$690 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$900 \cdot 10^3 \text{ kg}$
$\mu_w = 500$	$750 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$1000 \cdot 10^3 \text{ kg}$
$\mu_c = 20$	$601.60 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$961.20 \cdot 10^3 \text{ kg}$

Tabla 3.5: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de masa

Parámetro	n_{0_l}	n_{0_s}
$\eta_p = 1.1$	4.18 Hz	8.03 Hz
$\gamma_p = 1.2$	7.2 Hz	10.08 Hz
$\eta_s = 8$	4 Hz	8.8 Hz
$\gamma_s = 7$	3.92 Hz	9.59 Hz

Tabla 3.6: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de frecuencia

En el anexo F del documento se detalla el método empleado para obtener combinaciones realistas de parámetros fundamentales del modelo DIM, acompañándose el ejemplo seleccionado de los gráficos y desarrollos matemáticos necesarios para facilitar la interpretación del procedimiento.

3.5.4. Marco general del análisis de sensibilidad

3.5.4.1. *Discretización de los parámetros fundamentales y configuraciones vehículo-estructura consideradas*

Se ha definido en primer lugar una configuración de referencia que, en lo sucesivo, se denominará también *caso base* de interacción, y que servirá para analizar las principales tendencias del fenómeno. En dicho caso base la composición ferroviaria está compuesta por ocho coches convencionales, se emplean el DIM y el SIM para estudiar la influencia del modelo de vehículo cuando tiene lugar la primera resonancia del modo fundamental, y el cálculo se lleva a cabo considerando únicamente la contribución de dicho modo en la predicción de la respuesta de la estructura. Se trata del caso más simplificado de interacción puesto que, durante cada oscilación

del modo fundamental, el tren avanza una distancia igual a la longitud del coche (*i. e.*, la distancia que separa dos grupos consecutivos de cargas). La complejidad del mecanismo de interacción aumenta si se considera más de un modo en el análisis y/o se incrementa el orden de resonancia (*i. e.*, dos o más oscilaciones del modo fundamental tienen lugar durante el paso de un coche de la composición).

Para analizar si el número de modos considerado afecta de manera distinta a la respuesta del puente calculada con modelos de interacción y con modelos de cargas constantes, se analiza a continuación el efecto de incluir tres modos en el cálculo de la respuesta del puente, lo cual está en línea con las prescripciones normativas que competen al cálculo dinámico de las estructuras ferroviarias [Comité Europeo de Normalización, 2004; MFOM, 2007]. De manera adicional, se han considerado tres valores distintos de amortiguamiento estructural (1 %, 1.5 % y 2 %): cada uno de estos valores se asigna a todos los modos que están siendo empleados en el cálculo de la respuesta del puente. De este modo es posible investigar la influencia que tiene el amortiguamiento estructural sobre los fenómenos de interacción.

Por otra parte, las distintas configuraciones del sistema vehículo-estructura incluidas en el estudio de sensibilidad se han analizado también en situación de segunda resonancia ya que, como se muestra más adelante, de acuerdo con las velocidades de circulación actuales y las dimensiones de los coches convencionales de alta velocidad, es más probable que sea la segunda resonancia la causante de la respuesta máxima del puente. Ello se debe a que la velocidad de primera resonancia es, en la mayoría de ocasiones, superior a la velocidad de proyecto de las actuales líneas de alta velocidad.

Finalmente, el efecto del número de ciclos de carga se evalúa considerando que la composición ferroviaria pueda estar compuesta por cinco, ocho o doce coches convencionales.

En resumen, el fenómeno de interacción se analiza para los modelos DIM y SIM, empleando composiciones de cinco, ocho y doce coches convencionales, cuando resonancias de primer y segundo orden tienen lugar, considerando uno o tres modos de vibración en el análisis y un valor del amortiguamiento estructural del 1 %, 1.5 % y 2 %. El estudio de sensibilidad incluye por tanto $2 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 2 \cdot 3 = 72$ configuraciones del sistema vehículo-estructura.

En lo que respecta a los parámetros fundamentales principales β_d y μ_b , para evaluar

su influencia se han considerado cinco valores uniformemente repartidos dentro de su rango de variación realista. En el caso de η_p , se han tomado dos valores adicionales entre el 0 % y el 25 % de su rango de variación realista ya que, de acuerdo con la experiencia adquirida durante las distintas investigaciones desarrolladas, el beneficio de la interacción tiende a alcanzar su valor máximo cuando η_p toma valores incluidos dentro del intervalo indicado.

Por otra parte, para cada uno de los nueve parámetros fundamentales restantes (β_b , β_r , μ_c , μ_w , γ_p , η_s , γ_s , ζ_p y ζ_s) se han considerado en el análisis sus valores realistas mínimo, medio y máximo. La influencia de todos estos parámetros, denominados en lo que sigue parámetros fundamentales *secundarios*, se evalúa también en el siguiente capítulo del documento.

El rango de variación realista de β_d se ha definido considerando los valores máximos y mínimos de L y d según el catálogo de puentes, y los datos que se recogen en la tabla 3.2 ($L_1/d_s = 0.37$ y $L_s/d_1 = 1.28$). Tres valores intermedios adicionales han sido fijados (0.60, 0.80 y 1.00), los cuales difieren ligeramente de los valores uniformemente repartidos, pero han sido seleccionados en su lugar al facilitar una mejor interpretación física del parámetro. El cálculo del rango de variación del resto de parámetros fundamentales debe realizarse de manera secuencial según el proceso detallado en el anexo F del documento.

Como resultado del proceso de discretización explicado anteriormente, $3^9 = 19\,683$ combinaciones de los parámetros fundamentales secundarios han sido analizadas para cada uno de los $5^2 \cdot 7 = 175$ conjuntos de los tres parámetros principales. Se obtiene un total de 3 444 525 combinaciones realistas de parámetros fundamentales que han sido a su vez combinadas con las 72 configuraciones consideradas del sistema vehículo-estructura.

En las secciones que siguen, y que dan por concluido este capítulo, se recogen algunas consideraciones adicionales que completan la definición del estudio de sensibilidad llevado a cabo.

3.5.4.2. Casos excluidos por cancelación de resonancia

Tanto en los ejemplos incluidos en el capítulo introductorio del documento, como en algunos de los casos expuestos durante el análisis del ADM en la sección 3.4.5, ha

quedado de manifiesto que los efectos de interacción cobran únicamente relevancia en situación de resonancia. Es por tanto necesario considerar si existen situaciones en las que la amplificación resonante de la respuesta pueda no ser suficientemente significativa como para valorar correctamente los efectos de interacción.

Deben por tanto detectarse las situaciones excesivamente próximas a la cancelación de resonancia susceptibles de presentarse en el estudio. Este fenómeno puede tener lugar al darse una de las siguientes circunstancias:

- Cuando la velocidad de resonancia se aproxime a una velocidad de cancelación de las vibraciones libres.
- Al cancelarse la resonancia debido a la geometría de la composición.

El primero de los mecanismos de cancelación enumerados ha sido tratado con detalle en [Savin, 2001; Pesterev y otros, 2003b; Museros y otros, 2013]. Si se igualan las expresiones (1.3) y (1.2), que determinan las velocidades de cancelación y resonancia del sistema

$$\frac{2Ln_0}{2j_c + 1} = \frac{n_0d}{j}, \quad \text{con } j, j_c = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (3.71)$$

se obtiene la siguiente expresión que permite calcular el j_c -ésimo valor de la relación $\beta_d = L/d$ para el que la resonancia j -ésima del sistema queda totalmente cancelada:

$$\left(\frac{L}{d}\right)_{j,j_c}^c = \frac{2j_c + 1}{2j}, \quad \text{con } j, j_c = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (3.72)$$

En la tabla 3.7 se indican los cuatro primeros valores de β_d para los que tiene lugar la cancelación de las cuatro primeras resonancias del modo fundamental. Ninguno de los valores de β_d seleccionados, $\beta_d = \{0.37, 0.60, 0.80, 1.00, 1.28\}$, se encuentra excesivamente próximo a los valores de cancelación de la primera resonancia, $j = 1$, por lo que en este caso los cinco valores de β_d pueden incluirse en el análisis. Sin embargo las relaciones 0.80 y 1.28 han sido excluidas en segunda resonancia dada su proximidad a los valores de cancelación 0.75 y 1.25 en $j = 2$. Se ha verificado en ambos casos que la amplificación resonante de la respuesta no tiene suficiente relevancia para valorar adecuadamente los efectos de interacción.

	$j_c = 1$	$j_c = 2$	$j_c = 3$	$j_c = 4$
$j = 1$	1.500	2.500	3.500	4.500
$j = 2$	0.750	1.250	1.750	2.250
$j = 3$	0.500	0.833	1.167	1.500
$j = 4$	0.375	0.625	0.875	1.125

Tabla 3.7: Valores de L/d correspondientes a la cancelación de las cuatro primeras resonancias del modo fundamental

Es posible mostrar gráficamente la situación de las relaciones β_d para las que se estudian los fenómenos de interacción en resonancia respecto de los valores de cancelación de las vibraciones libres debidas al paso de una carga sobre el puente. En [Museros y otros, 2013] se deduce la siguiente expresión que permite calcular, en ausencia de amortiguamiento estructural, la amplitud de la respuesta debida al modo fundamental en la fase de vibraciones libres. Dicha respuesta, normalizada respecto a la solución estática, se obtiene en función de la velocidad adimensional K de circulación de la carga como sigue:

$$\bar{A} = \frac{\sqrt{2}K}{1 - K^2} \sqrt{1 - \cos(\pi) \cos\left(\frac{\pi}{K}\right)}, \quad K \neq 1 \quad (3.73)$$

donde el valor de K puede calcularse según

$$K = \frac{\alpha}{2} = \frac{V}{2Ln_0} \quad (3.74)$$

y cuya expresión cuando circula una sucesión de cargas a velocidad de resonancia V_j^r es

$$K_j^r = \frac{V_j^r}{2Ln_0} = \frac{n_0 d}{2jLn_0} = \frac{1}{2j\beta_d}, \quad \text{con } j = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (3.75)$$

En la figura 3.21 se ha representado el valor de \bar{A} en función de K , y para cada valor de β_d analizado se ha calculado la velocidad adimensional K_j^r a la que estaría teniendo lugar la resonancia. Se han añadido dos ejes de abscisas adicionales indicando los valores de β_d para los que tienen lugar la primera y segunda resonancia, K_1^r y K_2^r . Se justifica de ese modo que los valores $\beta_d = 1.28$ y $\beta_d = 0.80$ hayan sido descartados en segunda resonancia, ya que el primero coincide prácticamente con la condición de cancelación de 1.25, y el segundo, pese a estar algo más alejado de la de 0.75, da lugar a una segunda resonancia débil en comparación con los restantes valores de β_d . En cuanto a la relación $\beta_d = 0.37$ en primera resonancia, esta no se ha representado para mayor claridad de la figura, pero el valor K_1^r correspondiente sería $1/(2 \cdot 0.37) = 1.35$ según la ecuación (3.75), superior a la unidad y por tanto alejado de las cancelaciones [Pesterev y otros, 2003b].

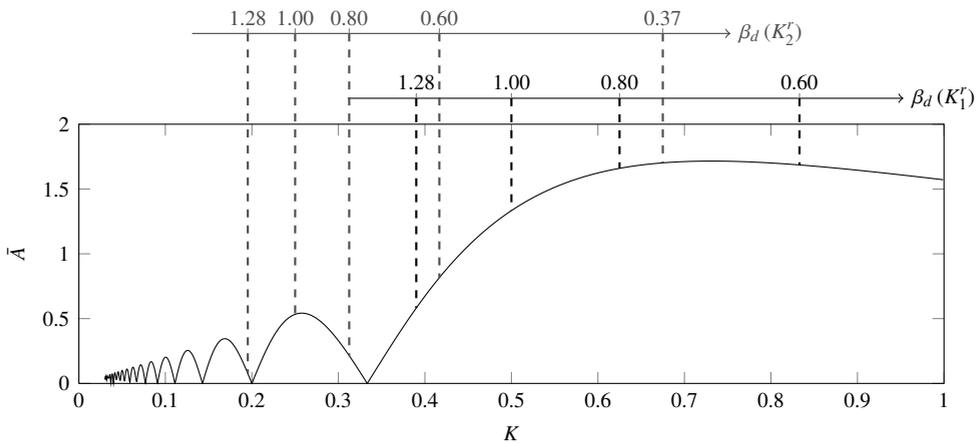


Figura 3.21: Amplitud normalizada en vibraciones libres del modo fundamental y relaciones β_d asociadas a K_1^r y K_2^r .

Siguiendo el mismo enfoque (evaluar los efectos de interacción cuando la respuesta del puente en resonancia sea suficientemente significativa), únicamente los valores de la relación β_r en los que la distancia entre pivotes de bogies r es 0.68 veces la longitud de la caja d (véase la tabla 3.2) han sido incluidos en los análisis de segunda resonancia. Como se demuestra a continuación, si la relación r/d es igual a 0.75, las vibraciones libres que resultan del bogie frontal del coche están en oposición de fase con las del bogie trasero, y por tanto la segunda resonancia queda cancelada. Consecuentemente, las dos relaciones r/d que más se aproximan a 0.75, $r/d = 0.705$,

$r/d = 0.73$, no han sido incluidas en los análisis de la segunda resonancia a fin de que la interacción sea evaluada en un escenario que proporcione el pico de respuesta más definido.

Este efecto es el denominado *fenómeno de cancelación por geometría de la composición* al que se hace referencia en el capítulo introductorio del documento, y se produce cuando el tiempo de paso entre los bogies frontal y trasero de un mismo coche son iguales a un múltiplo impar de medio periodo fundamental del puente. En tal caso, las vibraciones libres que deja el primer bogie están en oposición de fase con las del segundo, por lo que las vibraciones libres que dejan uno y otro se anulan entre sí, de manera que no es posible obtener una amplificación resonante de la respuesta pese a que la composición circule a una velocidad de resonancia teórica. Esta condición se puede formular según se indica a continuación

$$t_{b_f b_r}^c = \frac{1}{2}(2l - 1)T \quad l \geq 1 \quad (3.76)$$

donde $t_{b_f b_r}^c$ representa el tiempo que tiene que transcurrir entre el paso de los bogies frontal y trasero de un mismo coche para que tenga lugar el mecanismo descrito de cancelación por geometría de la composición. Si este valor se iguala al intervalo de tiempo entre el paso de los dos bogies cuando la composición circula a la velocidad de resonancia j -ésima,

$$t_{b_f b_r}^c = \frac{r}{d} \frac{1}{jT} \quad j \geq 1 \quad (3.77)$$

las relaciones r/d que causan la l -ésima cancelación por geometría de la composición del j -ésimo orden de resonancia pueden calcularse según

$$\left(\frac{r}{d}\right)^c = \frac{1}{2j}(2l - 1) \quad l \geq 1, \quad j \geq 1 \quad (3.78)$$

Los valores de las cuatro primeras relaciones r/d que cancelan las cuatro primeras

resonancias se indican en la tabla 3.8. Como puede apreciarse, no hay posibilidad de cancelación por geometría de la composición en primera resonancia para las relaciones r/d que pueden darse de acuerdo con las características actuales de los coches convencionales.

	$l = 1$	$l = 2$	$l = 3$	$l = 4$
$j = 1$	0.500	1.500	2.500	3.500
$j = 2$	0.250	0.750	1.250	1.750
$j = 3$	0.167	0.500	0.833	1.167
$j = 4$	0.125	0.375	0.625	0.875

Tabla 3.8: Valores de r/d correspondientes a la cancelación por geometría de la composición

La influencia de la relación r/d en los fenómenos resonantes puede apreciarse en la figura 3.22. Se ha representado la envolvente de las aceleraciones máximas que experimenta un puente isostático sometido a la circulación de una sucesión de ocho coches convencionales (modelo TLM), en los cuales se ha modificado convenientemente las relaciones β_d y r/d según los valores indicados en el gráfico. En cada caso se ha tomado el valor medio del empuje del bogie, $b = 2.75$ m, completándose de ese modo la definición geométrica de la composición. Respecto a las cargas por eje de la misma, se ha tomado un valor de 1 N. Las envolventes representadas se han normalizado de manera que la amplificación experimentada por la respuesta del puente quede expresada en tanto por uno respecto al valor máximo experimentado en primera resonancia ($\bar{a}_{\max} = 1$). Las aceleraciones normalizadas se representan en función de la velocidad adimensional de cálculo, K , para la que se han considerado valores comprendidos entre $0.1/(2\beta_d)$ y $1.15/(2\beta_d)$, con un espaciado de $0.005/(2\beta_d)$, con el objetivo de considerar las resonancias más significativas de cada modelo. En el puente de estudio²⁷ se ha asignado un porcentaje de amortiguamiento del 1 % al modo fundamental, siendo este el único modo considerado en el cálculo.

En la columna derecha de gráficos de la figura 3.22 se han restringido convenientemente los ejes de abscisas y ordenadas para obtener una mejor representación de la

²⁷La formulación adimensional empleada y la representación normalizada de los resultados, hacen que las características mecánicas del puente no tengan influencia en los resultados obtenidos. A título informativo se ha considerado un puente con una luz de 20 m, una masa lineal de $20 \cdot 10^3$ kg/m y una frecuencia del modo fundamental de 8.64 Hz.

segunda resonancia²⁸, y así facilitar la interpretación de la cancelación por geometría de la composición. Puede apreciarse cómo la respuesta en segunda resonancia pasa de tener una amplificación dinámica significativa para el valor 0.68 de la relación r/d a estar muy atenuada cuando este cociente toma el valor máximo de 0.73, muy cercano a 0.75 que supondría la cancelación total de la respuesta. Para la relación $r/d = 0.715$ se obtiene una situación intermedia. Dado que el valor 0.68 es el único considerado para el análisis teórico de la segunda resonancia, en el capítulo de validación se analizará mediante algunos casos prácticos el efecto de la atenuación parcial asociada a relaciones de r/d cercanas al valor intermedio de 0.715.

La tendencia se invierte para la primera resonancia: en tal caso cuanto mayor es la relación r/d , mayor es la amplificación dinámica de la respuesta. Esto se debe a que hay menos espacio entre el bogie trasero de un coche y el bogie frontal del siguiente, de manera que existe menor desfase entre las vibraciones libres que dejan los distintos ejes de ambos coches.

3.5.4.3. Consideraciones sobre las velocidades de cálculo analizadas

Con el objetivo de completar la definición del estudio de sensibilidad llevado a cabo, es necesario realizar una última consideración respecto a la velocidad adimensional α_j^r asociada con el j -ésimo orden de resonancia. Considerando la definición de α dada en la ecuación (3.17), y la conocida fórmula que permite predecir la j -ésima velocidad crítica, V_j^r , el valor de α_j^r puede expresarse en función de β_d como sigue:

$$\alpha_j^r = V_j^r \frac{1}{n_0 L} = \frac{n_0 d}{j} \frac{1}{n_0 L} = \frac{1}{j \beta_d} \quad j \geq 1 \quad (3.79)$$

Sesenta valores uniformemente repartidos de α han sido seleccionados entre $0.85\alpha_j^r$ y $1.15\alpha_j^r$ para capturar los dos primeras resonancias del modo fundamental, *i. e.*, sesenta velocidades para $j = 1$ y el mismo número para $j = 2$. Las velocidades reales

²⁸No se han incluido en el estudio las relaciones $\beta_d = 0.8$ y $\beta_d = 1.28$ al estar excluidas del estudio de segunda resonancia debido a la cancelación de vibraciones libres que tiene lugar en tales casos.

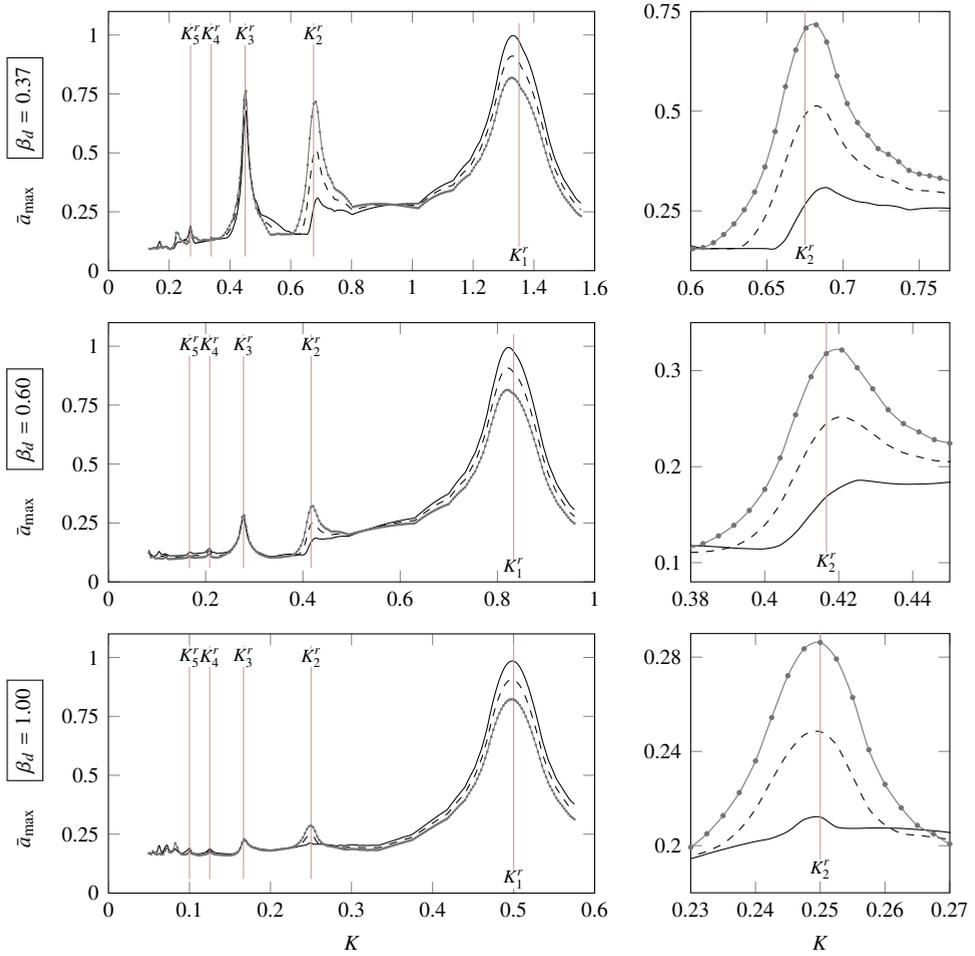


Figura 3.22: Envolvente de aceleraciones normalizadas.

— $r/d = 0.73$, --- $r/d = 0.715$, —●— $r/d = 0.68$

β_d	0.37	0.60	0.80	1.00	1.28
$V_{1_{min}}^r$	778	480	360	308	266
$V_{1_{max}}^r$	1645	1146	924	782	629
$V_{2_{min}}^r$	389	240	180	154	133
$V_{2_{max}}^r$	822	573	462	391	315

Tabla 3.9: Límites de las velocidades críticas (km/h) en función de β_d

V pueden calcularse reformulando adecuadamente la ecuación (3.17) según

$$V = \alpha n_0 L, \quad \alpha_j^r \rightarrow V_j^r = \frac{1}{j\beta_d} n_0 L \quad (3.80)$$

Por tanto un rango de velocidades V_j^r puede obtenerse para cada valor de α_j^r considerando los valores mínimo y máximo del producto ($n_0 L$) que se corresponden con un determinado β_d . Los límites de cada V_j^r se indican en la tabla 3.9. Como puede apreciarse, algunas de las velocidades sobrepasan claramente los actuales límites de operación, por lo que las conclusiones que deriven de los estudios de sensibilidad que las incluyan se consideran en primera instancia únicamente desde un punto de vista teórico. Sin embargo, la generalidad del estudio llevado a cabo y su aplicación práctica quedan plenamente justificados ya que (i) con algunas variaciones graduales, las tendencias principales de los efectos de interacción se observan para los diferentes valores de β_d considerados y los dos órdenes de resonancia analizados; (ii) las conclusiones del estudio de sensibilidad se corroboran mediante el análisis de casos reales, algunos de los cuales se presentan en el capítulo 5 del documento.

Análisis de sensibilidad en sistemas vehículo-estructura: interpretación de resultados

4.1. Introducción

La formulación de semejanza desarrollada en el capítulo anterior permite detectar el conjunto de parámetros fundamentales correspondientes a cada modelo implementado. Además se ha demostrado que la reducción de la respuesta asociada a un modelo de interacción está determinada por el valor que tomen sus parámetros fundamentales, justificándose de ese modo la selección de dichos parámetros para llevar a cabo el estudio de sensibilidad.

Los efectos de la interacción han sido valorados a partir de la reducción del nivel de aceleraciones y de desplazamientos que se obtiene para cada combinación realista de parámetros fundamentales. Al presentar los resultados del estudio a lo largo del capítulo se presta especial atención a las reducciones mínimas calculadas por su relación con la predicción de los efectos de interacción desde una posición conservadora. También se analiza el nivel de oscilaciones que experimentan las fuerzas de interacción normalizadas en cada configuración vehículo-estructura. No se pretende con ello realizar un estudio en profundidad de la estabilidad de la composición ya que, a raíz de las hipótesis adoptadas¹, los modelos de interacción implementados tienen limitado su alcance para reproducir adecuadamente este tipo de fenómenos².

¹En la sección 3.3.1 del capítulo anterior puede consultarse el conjunto de hipótesis adoptadas en la formulación de los modelos numéricos.

²Para evaluar la estabilidad y la seguridad del tráfico ferroviario es necesario recurrir a modelos numéricos de mayor complejidad, que consideren aspectos tales como la irregularidad de vía o la no linealidad del contacto entre las ruedas y los carriles. En la reciente contribución [Antolín y otros, 2013]

Sin embargo, puesto que la formulación desarrollada no contempla la pérdida de contacto entre las ruedas y los carriles, para poder validar los resultados de cada análisis es necesario verificar que las fuerzas de interacción actúen en todo momento en el mismo sentido que las debidas al peso propio del vehículo³.

En esta tesis doctoral se ha planteado un estudio amplio⁴ con el objetivo de mejorar el estado del conocimiento asociado al problema de la interacción vehículo-estructura. Algunas combinaciones de parámetros consideradas representan sistemas vehículo-estructura que pueden divergir de las tendencias actuales de la práctica ferroviaria por tres razones: (i) en la elaboración del catálogo de trenes se ha considerado sólo un número reducido de relaciones entre las características mecánicas de los coches convencionales, admitiendo por tanto composiciones que no necesariamente existen como tales en la práctica ferroviaria; (ii) para cada luz del catálogo de puentes se admite un amplio rango de variación de la masa y la frecuencia propia del tablero, incluyendo algunas combinaciones $\{L, mL, n_0\}$ que posiblemente no se emplearían en el proyecto actual de los puentes ferroviarios de alta velocidad, caracterizando más bien estructuras antiguas que podrían encontrarse en una línea que se pretenda acondicionar frente a mayores velocidades de circulación; y (iii) para las menores relaciones L/d se obtienen velocidades de primera resonancia que sobrepasan los límites actuales de proyecto (tabla 3.9). Sin embargo, como se desprende del análisis de los resultados del estudio realizado en el presente capítulo, las tendencias asociadas al fenómeno de la interacción son similares tanto para las configuraciones vehículo-estructura que pueden reproducirse mediante casos reales, como para aquellas cuyas características hacen que queden restringidas a un ámbito más teórico, con lo que queda justificada la generalidad con que ha sido planteado el estudio.

Se ha dedicado el capítulo 5 del documento a la validación de los resultados mediante el análisis de casos reales, de manera que se demuestra la aplicación práctica de los estudios teóricos realizados y se hace patente la relevancia de las conclusiones

puede encontrarse un ejemplo de este tipo de modelos avanzados.

³El tratamiento simplificado del contacto rueda-carril adoptado no representa el fenómeno de despegue de eje y su posterior impacto contra la estructura. En caso de producirse la inversión de signo de las fuerzas de contacto (*i. e.*, que estas tomen valores negativos de acuerdo con el criterio de signos seleccionado), los resultados del análisis deben por tanto ponerse en entredicho puesto que el modelo reproduce un comportamiento carente de sentido físico: el eje estaría ejerciendo una fuerza de tracción vertical y ascendente sobre la sección del puente en la que se encuentre.

⁴El número de combinaciones analizadas ha hecho necesario recurrir a técnicas de computación en paralelo y *cloud computing* para poder llevar a término el estudio de sensibilidad.

alcanzadas en lo que respecta a la verificación de los ELS de la estructura.

4.2. Análisis de la interacción a partir de una configuración de referencia

4.2.1. Fenómenos de interacción asociados al problema del oscilador móvil amortiguado

En esta sección se ponen de manifiesto los principales efectos de la interacción vehículo-estructura, estudiando para ello las reducciones asociadas al problema del oscilador móvil amortiguado: la viga isostática B-E se somete al paso de una sucesión de osciladores amortiguados equidistantes, estando compuesto cada uno de ellos por una masa suspendida sobre un resorte lineal y un amortiguador viscoso puro conectados en paralelo. Se trata pues de un modelo semejante al SIM pero que no posee masa no suspendida (m_w) ni sobrecarga estática (P). Siguiendo un procedimiento análogo al desarrollado en el capítulo anterior, es posible demostrar que el sistema descrito queda definido a partir de ocho parámetros fundamentales: la relación entre la luz de la viga y la distancia entre dos osciladores consecutivos, $\beta_d = L/d$, el cociente entre la masa total de la viga y la masa suspendida, $\mu_b = mL/m_b$, la relación entre la frecuencia fundamental de la viga y la frecuencia propia del oscilador, $\eta_p = n_0/n_p$, la tasa de amortiguamiento de la suspensión del oscilador, ζ_p , el número de osciladores N_c , la velocidad adimensional α , el número de modos considerado N_m y los porcentajes de amortiguamiento estructural asociados ζ_i .

En el ejemplo que sigue se evalúa la reducción de la respuesta cuando tiene lugar la primera resonancia del sistema y la excitación está compuesta por una sucesión de $N_c = 15$ osciladores⁵. Se considera exclusivamente la contribución del modo fundamental de la viga en la valoración de su respuesta y la tasa de amortiguamiento es del 1 %.

⁵Se recuerda que, según se ha detallado en la sección 3.5.4.3, para capturar adecuadamente la máxima respuesta de la estructura en los modelos de interacción empleados y el TLM asociado a cada uno de ellos, se analizan sesenta valores uniformemente repartidos de α comprendidos entre $0.85\alpha'_j$ y $1.15\alpha'_j$, donde $j = 1, 2$ representa el orden de resonancia. Los límites de velocidad considerados aseguran la aparición del orden de resonancia analizado en cada caso, y el paso de velocidades seleccionado su correcta resolución.

El estudio se particulariza para la relación de distancias $\beta_d = 1.00$, de manera que la distancia que separa dos osciladores consecutivos es igual a la luz de la viga. Puesto que a partir de las contribuciones [Klasztorny y Langer, 1990; Museros y Alarcón, 2002; Yang y otros, 2004b; Doménech y Museros, 2011; Doménech y otros, 2012; Goicolea y otros, 2012; Arvidsson y otros, 2014] se sabe que el efecto beneficioso de la interacción se reduce monótonamente con la relación de masas $\mu_b = mL/m_b$, se han seleccionado dos valores de este parámetro suficientemente representativos de su influencia: $\mu_b = \{150, 300\}$. En los trabajos citados se indica también que existe un rango de la relación de frecuencias η_p para el que los efectos de interacción tienden a maximizarse. Se han considerado relaciones η_p comprendidas entre 0.01 y 100, tomando tres pasos de discretización diferentes: $\Delta\eta_p = 0.01$ para $\eta_p \in [0.01, 5]$, $\Delta\eta_p = 1$ para $\eta_p \in [6, 20]$, y $\Delta\eta_p = 10$ para $\eta_p \in [30, 100]$. De este modo se captura la zona de reducciones máximas y también se reproduce el comportamiento asintótico del sistema cuando η_p tiende a cero e infinito. Por último, la tasa de disipación energética del sistema de suspensión toma los valores $\zeta_p = \{0, 5, 10, 15, 20, \dots, 100\}$ %. Se representa así su efecto partiendo desde un valor nulo (caso de una masa suspendida y un muelle, sin amortiguamiento) y llegando a valores muy superiores a los que caracterizan el sistema de suspensión primario de los coches convencionales actuales (el límite superior de ζ_p recogido en la tabla 3.2 es del 23 %, aunque en la composición AVE-S103 este valor alcanza el 30.7 %).

Los resultados correspondientes a la relación de masas $\mu_b = 150$ se muestran en la figura 4.1. En el gráfico superior se representa la reducción de la aceleración máxima que experimenta cada configuración analizada. La fuerza de interacción normalizada máxima y mínima (*i. e.*, el valor máximo y mínimo considerando la evolución temporal de esta magnitud para los 15 osciladores en cada configuración), se ha trazado en el gráfico inferior de la figura. Ambas magnitudes se representan en función de la relación de frecuencias η_p . Cada curva se ha obtenido para una tasa de disipación ζ_p cuyo valor se indica en el gráfico superior. Para facilitar la interpretación se han excluido las curvas asociadas a algunas tasas de disipación, siendo el conjunto seleccionado suficientemente representativo de la influencia de este parámetro.

En todos los casos representados en la figura 4.1 se aprecia un rango de valores de η_p para el que la reducción de las aceleraciones toma valores máximos. En esta zona, cuanto mayor es la tasa de amortiguamiento del sistema de suspensión, menor es la reducción del nivel de aceleraciones asociada a la interacción. Además, a medida que aumenta ζ_p , el máximo de la reducción de la respuesta tiende a desplazarse hacia va-

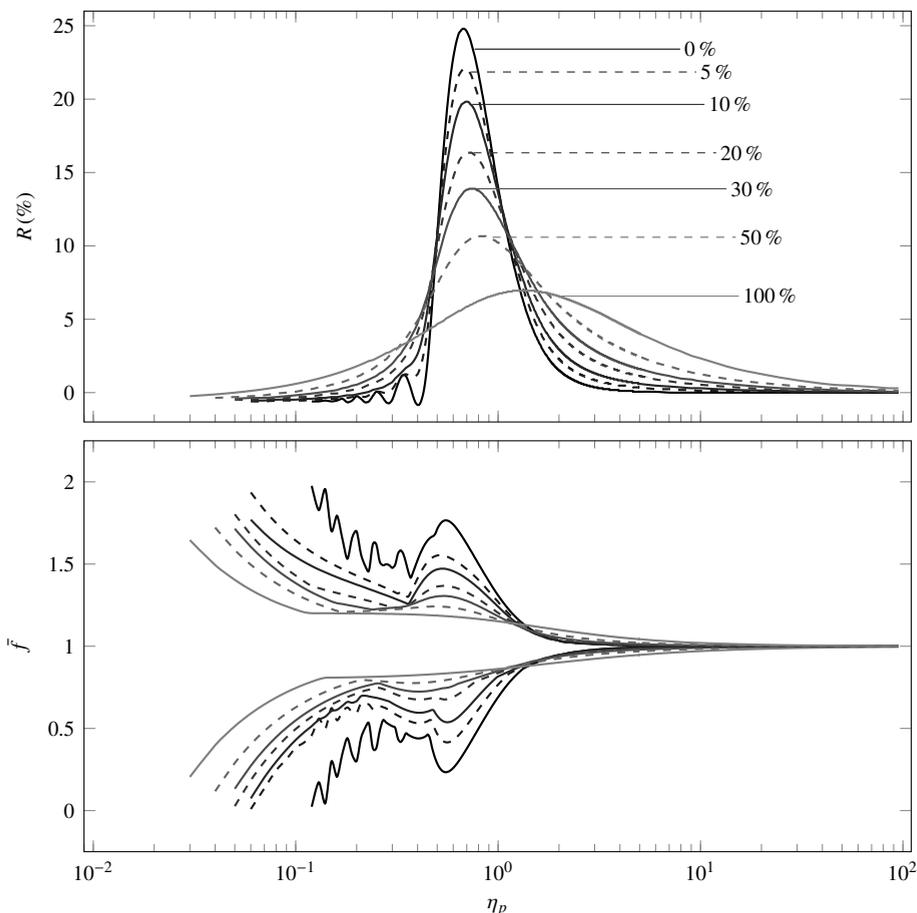


Figura 4.1: Reducción de aceleraciones y fuerzas de interacción normalizadas. Problema del oscilador móvil amortiguado. Primera resonancia. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. 15 osciladores. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$

lores superiores de η_p . Este incremento es poco pronunciado para tasas de disipación moderadas (*i. e.*, $\zeta_p \leq 50\%$), y pasa a ser significativo para valores elevados de ζ_p (p. ej. el máximo de reducciones para las tasas del 20%, 50% y 100% se alcanza respectivamente cuando la relación de frecuencias vale 0.72, 0.87 y 1.34).

La zona de reducciones máximas está caracterizada por un elevado acoplamiento dinámico entre los movimientos verticales de la masa suspendida y las oscilaciones de la viga. Las frecuencias de ambos sistemas por separado son similares (η_p es algo

inferior a la unidad), y debido a ello el movimiento de uno influye significativamente en el del otro. En tal caso, al aumentar la tasa de disipación energética de la suspensión (*i. e.*, al aumentar la constante del amortiguador) disminuye la capacidad de interacción del sistema ya que el vínculo entre el vehículo y el puente se hace más fuerte: el aumento de ζ_p dificulta el movimiento relativo de los extremos de la suspensión, haciendo que la masa suspendida se encuentre unida más solidariamente a la estructura. En tales circunstancias la respuesta de la viga frente a la sucesión de osciladores tiende a parecerse más a la del modelo de masas móviles.

Este hecho se ha podido corroborar mediante simulaciones numéricas realizadas con dicho modelo, en las que se ha verificado que la reducción de aceleraciones obtenida es virtualmente nula. Es decir, la tendencia asintótica que muestra la parte superior de la figura 4.1 si $\eta_p \rightarrow 0$ es coincidente con el resultado obtenido mediante el modelo de masa móvil⁶: en particular para el ejemplo analizado en este apartado, la reducción tiende a tomar valores despreciables. Sin embargo, las oscilaciones de las fuerzas de contacto aumentan de manera significativa⁷, estando favorecida esta tendencia por el descenso de ζ_p (no se reproducen los resultados correspondientes a los cocientes η_p cercanos a cero, para los que se produce la inversión de signo de las fuerzas de contacto).

En la zona opuesta, a partir de que la frecuencia del puente es vez y media la del vehículo, aproximadamente, las vibraciones de ambos empiezan a desacoplarse y la reducción disminuye en gran medida. A medida que η_p aumenta, la masa suspendida tiende a comportarse como una masa de reacción en un excitador, y por tanto la reducción depende exclusivamente de lo que disipe la suspensión del vehículo: cuanto mayor sea ζ_p , mayor el valor de R . En el límite, cuando $\eta_p \rightarrow \infty$ la reducción toma

⁶El modelo de masa móvil se ha empleado en esta tesis únicamente para comprobar las tendencias asintóticas cuando $\eta_p \rightarrow 0$ en los casos desarrollados en el presente apartado, por lo que no se ha considerado necesario incluir una formulación detallada de sus ecuaciones de movimiento, disponibles en numerosas referencias como [Stanisic y otros, 1974; Pesterev y Bergman, 1998; Yang y otros, 2004b]. En todo caso, dichas ecuaciones pueden obtenerse a partir de las de los modelos de interacción SIM y DIM simplemente eliminando del vector de incógnitas los grados de libertad del vehículo e igualando a cero todas sus matrices, a excepción de la que recoge los efectos inerciales de los ejes M_{rr} .

⁷Como es sabido, a causa de las oscilaciones de alta frecuencia de las masas suspendidas, cuando $\eta_p \rightarrow 0$ no es posible establecer la equivalencia entre los problemas del oscilador móvil y de la masa móvil en sentido estricto: la componente de alta frecuencia asociada a la fuerza de interacción del oscilador móvil repercute en el cálculo de los esfuerzos internos de la sección del puente, por lo que los flectores y cortantes obtenidos cuando la frecuencia vertical del oscilador móvil tiende a infinito no son análogos a los de la masa móvil [Pesterev y otros, 2003a].

valores nulos en virtud de la equivalencia entre los problemas del oscilador móvil y de la carga móvil [Pesterev y otros, 2003a]: la frecuencia vertical del sistema de suspensión es despreciable frente a la frecuencia fundamental de la viga, por lo que no se aprecian los efectos inerciales de las masas suspendidas y las fuerzas de interacción normalizadas tienden al valor unitario. Puesto que cuanto menor sea la tasa de amortiguamiento de la suspensión, menores son los efectos de interacción asociados, los problemas del oscilador móvil y de la carga móvil convergen para un menor valor de η_p a medida que se reduce ζ_p .

En la figura 4.2 se han representado la reducción de las aceleraciones y los valores extremos experimentados por las fuerzas de interacción normalizadas para la segunda relación de masas considerada: $\mu_b = 300$. Puede constatarse que, como cabía esperar, la evolución de las reducciones y de la amplitud de las fuerzas de interacción es análoga a la del caso anterior, descendiendo el valor de ambas al incrementarse la relación de masas μ_b .

En aras de la brevedad del documento, no se reproducen los resultados correspondientes a la reducción de los desplazamientos máximos, siendo estos similares a los representados en el gráfico superior de las figuras 4.1 y 4.2.

El ejemplo presentado ha permitido constatar la influencia de las relaciones η_p , μ_b y ζ_p en la valoración de los efectos de interacción en un caso sencillo. Las mismas tendencias se reproducen en el conjunto de las configuraciones vehículo-estructura analizadas a lo largo del capítulo, en las que se incluyen, además, el resto de parámetros fundamentales pertenecientes a cada modelo.

4.2.2. La configuración de referencia del modelo DIM

En este apartado se analiza la configuración de referencia del DIM descrita en la sección 3.5.4: la excitación está compuesta por una sucesión de ocho coches convencionales idénticos y, al igual que en el apartado anterior, se analiza el fenómeno de interacción vehículo-estructura cuando tiene lugar una resonancia de primer orden, considerando únicamente la contribución del modo fundamental en la valoración de la respuesta del sistema, y asignándole una tasa de amortiguamiento estructural del 1 %. El análisis efectuado va a permitir, además de ratificar tendencias señaladas para el oscilador móvil, realizar un estudio comparativo de los resultados obtenidos en el conjunto de configuraciones vehículo-estructura.

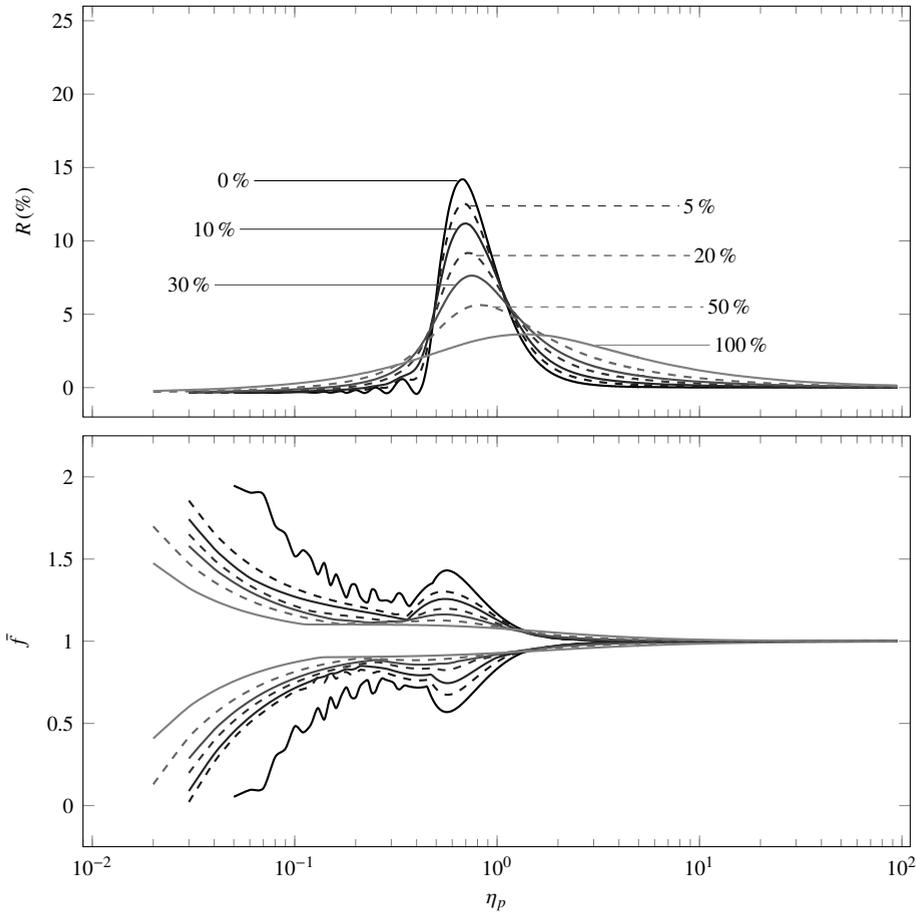


Figura 4.2: Reducción de aceleraciones y fuerzas de interacción normalizadas. Problema del oscilador móvil amortiguado. Primera resonancia. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 300$. 15 osciladores. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$

Los rangos de variación realista de los parámetros η_p y μ_b se han discretizado en cinco y siete valores respectivamente, y por cada conjunto $\{\beta_d, \mu_b, \eta_p\}$ han sido analizadas $3^9 = 19\,683$ combinaciones de los denominados parámetros secundarios⁸ ($\beta_b, \beta_r, \mu_w, \mu_c, \gamma_p, \eta_s, \gamma_s, \zeta_p$ y ζ_s). Cada combinación analizada tiene asociado un valor de reducción de la respuesta, de manera que a una determinada terna de parámetros

⁸Según se indica en la sección 3.5.4.1, el rango de variación realista de cada parámetro secundario ha sido discretizado en tres valores: mínimo, medio y máximo.

principales le corresponde un nivel de reducciones mínimo, o *lower bound* (LB), y otro máximo, o *upper bound* (UB), que depende de la influencia de los parámetros secundarios en la configuración vehículo-estructura considerada.

En la figura 4.3 se representan las envolventes LB y UB de la reducción de aceleraciones, R (%), y desplazamientos, R' (%) para el caso $\beta_d = 1.00$ en función de η_p y μ_b . Estas envolventes representan por tanto la reducción mínima y máxima de los desplazamientos y de las aceleraciones en aquellos sistemas vehículo-estructura del caso base en los que la luz L es igual a la longitud del coche d . Si se fijan las características mecánicas del puente, la variación de las envolventes a lo largo de los ejes μ_b y η_p se debe al valor que tomen la masa del bogie y la frecuencia vertical de la suspensión primaria.

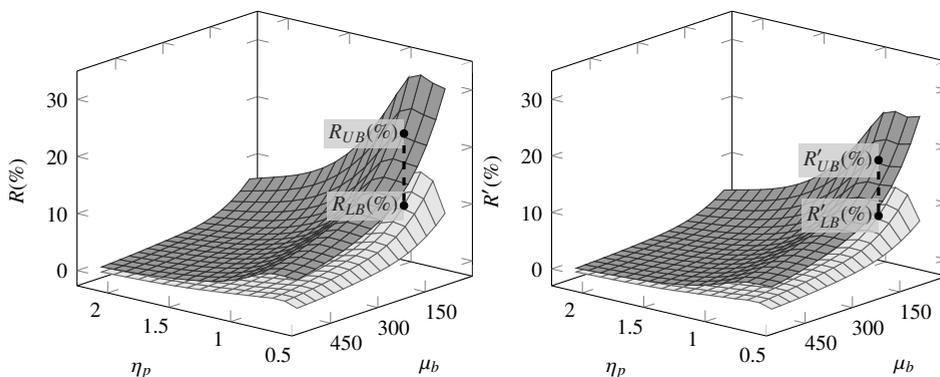


Figura 4.3: LB y UB de la reducción de desplazamientos y aceleraciones. DIM. Primera resonancia. $\beta_d = 1.00$. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$

El análisis de la figura 4.3 confirma la influencia de las relaciones η_p y μ_b en la valoración de los efectos de interacción ya que: (i) en las distintas envolventes, la reducción máxima se obtiene para un rango particular de la relación de frecuencias η_p ; y (ii) tanto el UB como el LB tienden hacia menores valores a medida que aumenta la relación de masas μ_b en todo el rango de η_p . Además puede apreciarse que la influencia de los parámetros secundarios es mayor cuando, de acuerdo con las dos tendencias señaladas, el efecto beneficioso de la interacción toma valores elevados. Todas las conclusiones anteriores se mantienen tanto para la valoración de la interacción en términos de aceleraciones como de desplazamientos, constatándose en este último caso un ligero descenso de los valores de reducción y de la influencia de los parámetros secundarios.

En la figura 4.4 se representan las envolventes UB y LB de las fuerzas de interacción normalizadas para la relación $\beta_d = 1.00$ en la configuración de referencia del modelo DIM. Queda patente de nuevo que los valores máximos y mínimos de \bar{f} difieren en menor medida de la unidad cuanto mayores sean las relaciones η_p y μ_b . En el extremo opuesto la fuerza de contacto entre la rueda y el carril toma su mínimo valor, que en este caso es igual al 22.58 % de la carga estática del eje cuando $\eta_p = 0.46$ y $\mu_b = 102.63$. Estas relaciones son representativas de los puentes más ligeros y con menor frecuencia propia en el rango de luces que abarca la relación de distancias $\beta_d = 1.00$. En concreto, la combinación de parámetros fundamentales para la que se alcanza el máximo descenso de la fuerza de contacto rueda-carril puede tener lugar, de manera realista (*i. e.*, combinándose con las características y relaciones de la tabla 3.2), en un único puente del catálogo con $L = 27.00$ m, $mL = 307.8 \cdot 10^3$ kg ($m = 11400$ kg/m) y $n_0 = 3.35$ Hz. Estos valores podrían corresponder a un puente de ferrocarril de vía única proyectado hace algunas décadas, que posiblemente no hubiese llegado aún a la mitad de su vida útil, y que estuviese situado en un tramo de línea convencional que se deseara acondicionar para velocidades más altas.

Se ha podido verificar también que los valores mínimos de las fuerzas de interacción normalizadas se alcanzan cuando la relación μ_w toma su mínimo valor realista y, por tanto, para las composiciones con los ejes más pesados del catálogo⁹. Ha podido constatarse asimismo que los valores extremos de \bar{f} se alcanzan en los ejes más retrasados de la composición.

En lo que sigue se adopta una representación plana de los resultados del estudio para facilitar la interpretación de los diferentes gráficos. Se ha prestado especial atención a la envolvente LB de reducción, puesto que representa la predicción conservadora del efecto beneficioso de la interacción que puede tener lugar para cada terna de parámetros principales.

En las figuras 4.5 y 4.6 se han trazado las envolventes de la reducción de aceleraciones y de desplazamientos en función de μ_b para las cinco relaciones β_d consideradas. Se han seleccionado tres valores representativos de η_p dentro del intervalo de variación de este parámetro para el que el efecto beneficioso de la interacción tiende a maximizarse: 0.70, 0.90 y 1.00. Dado que la frecuencia vertical de la suspensión primaria del coche varía entre 3.8 Hz y 7.3 Hz (tabla 3.2), los puentes representados

⁹ Este resultado es coherente con la limitación del valor máximo de la masa no suspendida a 2000 kg que establecen las especificaciones técnicas de interoperabilidad.

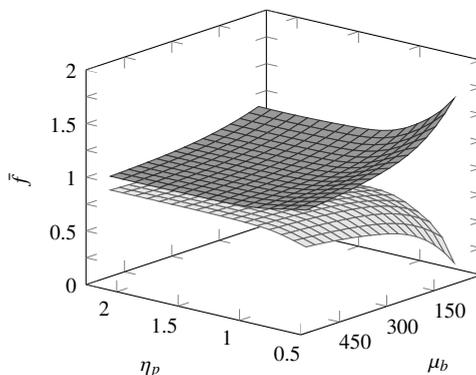


Figura 4.4: LB y UB de la fuerza de interacción normalizada. DIM. Primera resonancia. $\beta_d = 1.00$. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$

por $\eta_p = \{0.70, 0.90, 1.10\}$ presentan frecuencias fundamentales contenidas en los intervalos $[2.66, 5.11]$ Hz, $[3.42, 6.57]$ Hz y $[4.18, 8.03]$ Hz, respectivamente. Puede apreciarse que, según lo esperado, la reducción decrece de manera monótona al aumentar la relación de masas del bogie con independencia del valor de β_d y η_p , siendo ligeramente inferiores las reducciones de desplazamientos a las de aceleraciones.

Las figuras 4.7 y 4.8 completan los resultados de reducción en este caso base: las envolventes LB y UB se expresan en función de η_p para tres valores de μ_b representativos de su influencia monótona: 150, 250 y 350. De acuerdo con la variación que puede experimentar la masa de los bogies del catálogo ($m_b \in [2300, 3000]$ kg), las relaciones $\mu_b = \{150, 250, 350\}$ caracterizan puentes cuya masa total está incluida en los intervalos $[345, 450] \cdot 10^3$ kg, $[575, 750] \cdot 10^3$ kg y $[805, 1050] \cdot 10^3$ kg, respectivamente. De nuevo se aprecia que la reducción de desplazamientos es inferior a la de aceleraciones.

En las figuras 4.5 a 4.8 puede observarse que los efectos de interacción aumentan por lo general con la relación β_d , ya que un número mayor de ejes acoplado dinámicamente con el puente en cada uno de sus ciclos de oscilación hace que se incremente la capacidad de interacción del sistema.

Los valores más elevados de β_b representan, de manera general, sistemas vehículo-estructura con mayores luces, y viceversa. Por tanto es esperable que el puente tenga menor frecuencia fundamental y sea más pesado al aumentar β_d , con lo que los rangos de variación realista de las relaciones μ_b y η_p tienden a su vez hacia valores

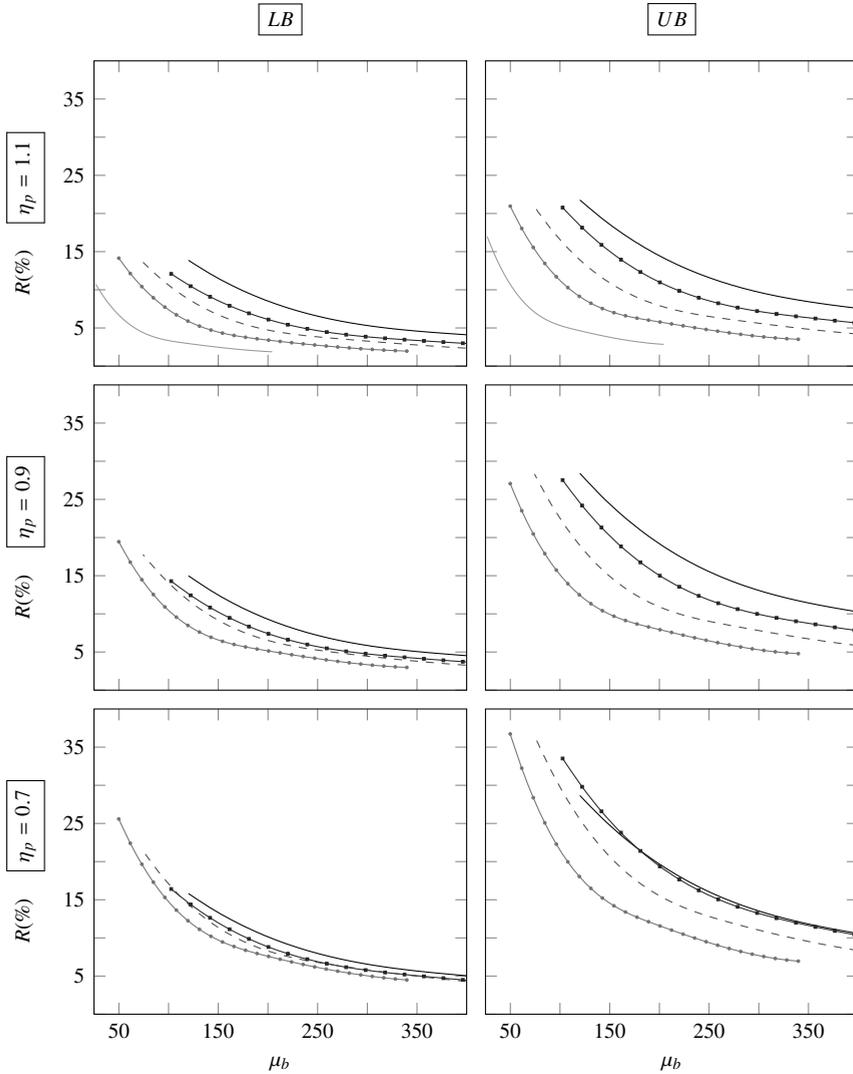


Figura 4.5: Reducción de aceleraciones. DIM. Primera resonancia. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$.

— $\beta_d = 0.37$, -•- $\beta_d = 0.60$, --- $\beta_d = 0.80$, -•- $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$

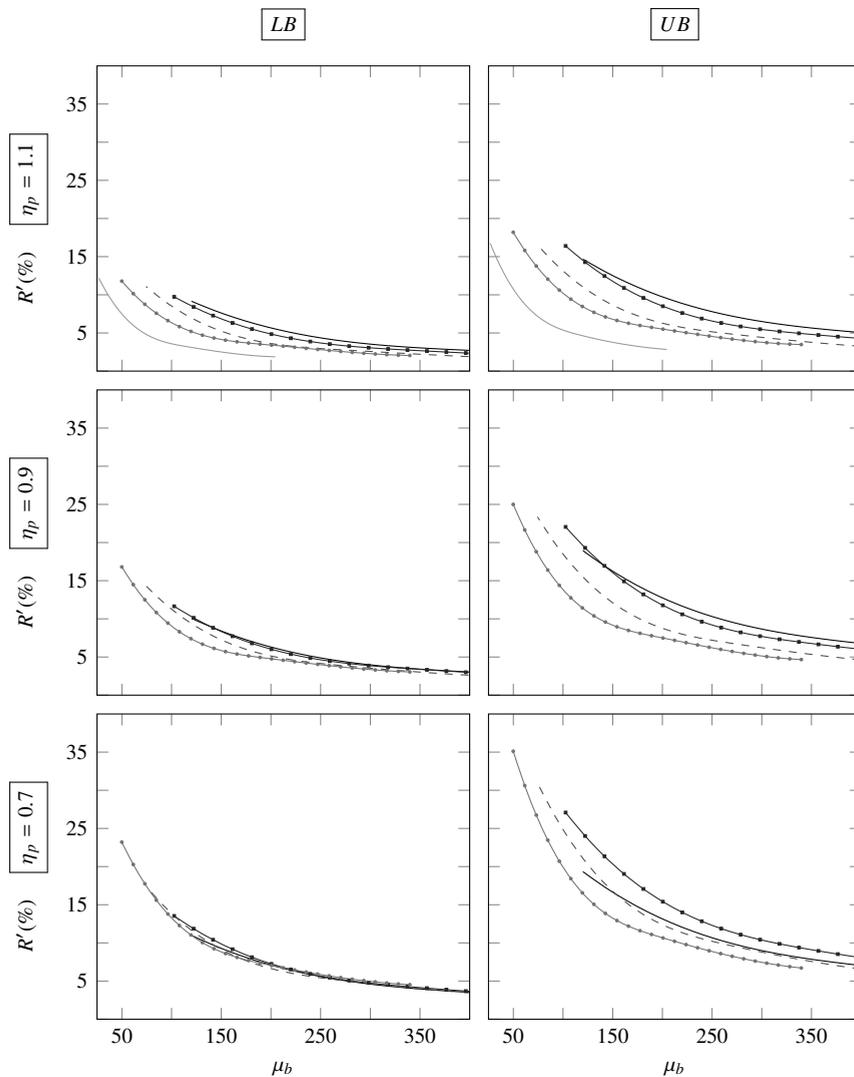


Figura 4.6: Reducción de desplazamientos. DIM. Primera resonancia. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$.

— $\beta_d = 0.37$, —○— $\beta_d = 0.60$, --- $\beta_d = 0.80$, —●— $\beta_d = 1.00$, —■— $\beta_d = 1.28$

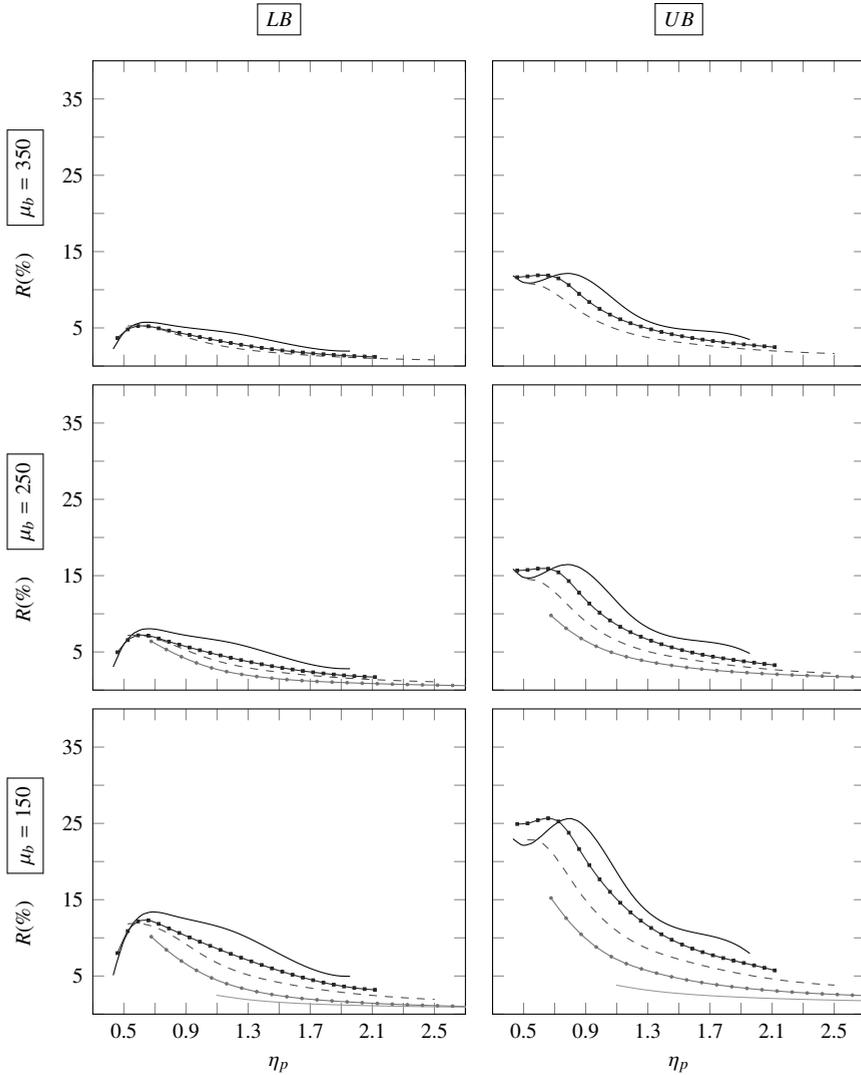


Figura 4.7: Reducción de aceleraciones. DIM. Primera resonancia. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$.

— $\beta_d = 0.37$, —●— $\beta_d = 0.60$, - - - $\beta_d = 0.80$, —■— $\beta_d = 1.00$, —▲— $\beta_d = 1.28$

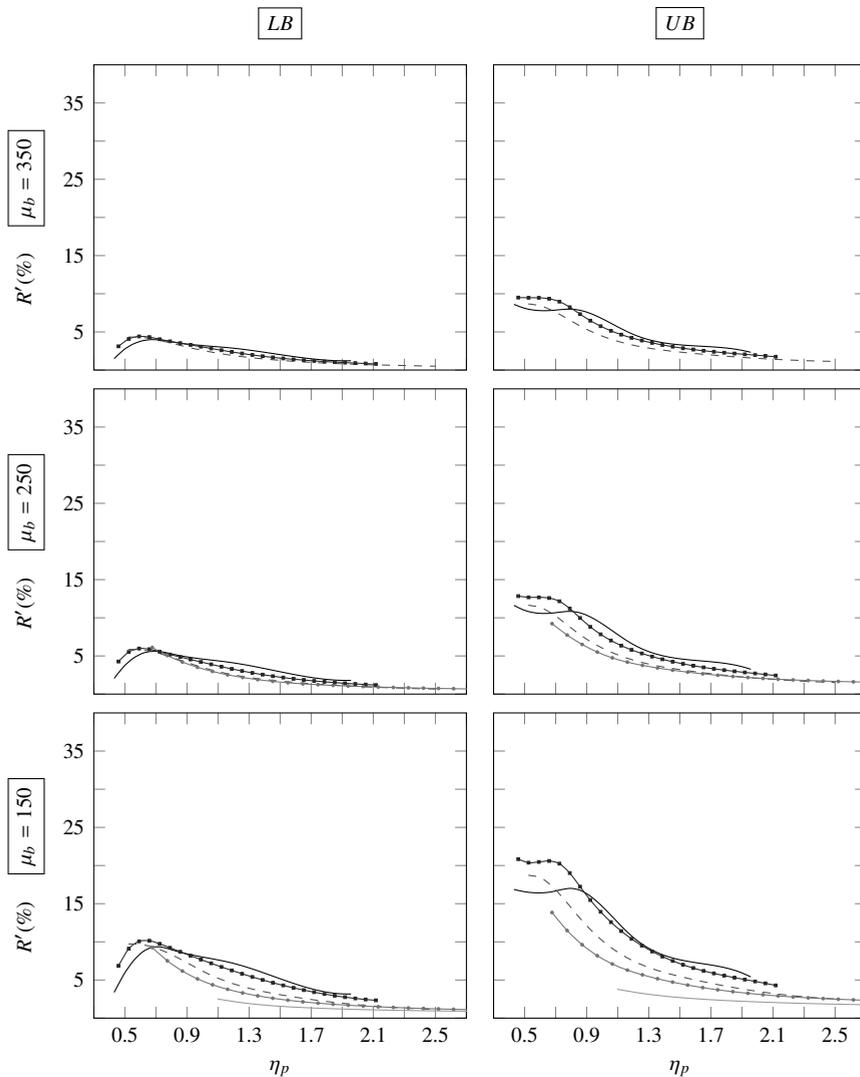


Figura 4.8: Reducción de desplazamientos. DIM. Primera resonancia. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$.

— $\beta_d = 0.37$, -○- $\beta_d = 0.60$, - - $\beta_d = 0.80$, -■- $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$

mayores y menores, respectivamente, a medida que se incrementa el cociente L/d . Las tendencias señaladas afectan a la representación gráfica de los resultados del siguiente modo: (i) al aumentar β_d las curvas de las figuras 4.5 y 4.6 se desplazan hacia la derecha a lo largo de μ_b , mientras que las curvas de las figuras 4.7 y 4.8 lo hacen hacia la izquierda a lo largo de η_p ; (ii) algunas curvas correspondientes a un valor concreto de β_d no se visualizan en los gráficos debido a los límites de los catálogos de coches y puentes (p. ej., ningún sistema *realista* vehículo-estructura puede darse cuando $\beta_d = 0.37$ y $\eta_p = 0.7$, ya que el primer valor caracteriza a los puentes más cortos del catálogo, mientras que el segundo representa puentes con baja frecuencia fundamental).

Al analizar con detenimiento las figuras 4.7 y 4.8, se constata que la respuesta del puente varía de manera significativa únicamente cuando μ_b toma valores bajos y la relación η_p se aproxima a la unidad. También en esta zona la influencia de los parámetros secundarios (*i. e.*, la diferencia entre el UB y el LB de reducciones) adquiere cierta relevancia. Esta tendencia se ha confirmado al evaluar los efectos de interacción en segunda resonancia a lo largo de la sección 4.4, apreciándose además un incremento de la influencia de los parámetros secundarios. En la sección 4.6 se analizan las combinaciones de estos parámetros que hacen que su influencia alcance niveles significativos.

Por lo que respecta a las fuerzas de interacción normalizadas, las envolventes de esta magnitud obtenidas con la configuración de referencia del DIM se han trazado en la figura 4.9. La influencia de las relaciones μ_b y η_p es análoga a la constatada al analizar tanto el ejemplo del oscilador móvil como el caso base del DIM particularizado para $\beta_d = 1.00$. En cuanto al tercer parámetro principal, β_d , puede apreciarse que los valores máximos y mínimos de \bar{f} se aproximan por lo general en mayor medida a la unidad al aumentar el cociente L/d .

Las oscilaciones de las fuerzas de interacción no exceden un umbral situado en el $\pm 50\%$ de la carga estática de la composición salvo cuando las relaciones de masa y frecuencia μ_b y η_p toman los menores valores realistas. Extendiendo el análisis al conjunto de combinaciones analizadas en el caso base, se ha verificado que en ningún caso llega a producirse la inversión del signo de las fuerzas de contacto.

La principal conclusión que puede extraerse a partir de la configuración de referencia analizada en la presente sección es que, desde un punto de vista práctico, la envolvente inferior de reducciones puede tomar valores excesivamente bajos como para

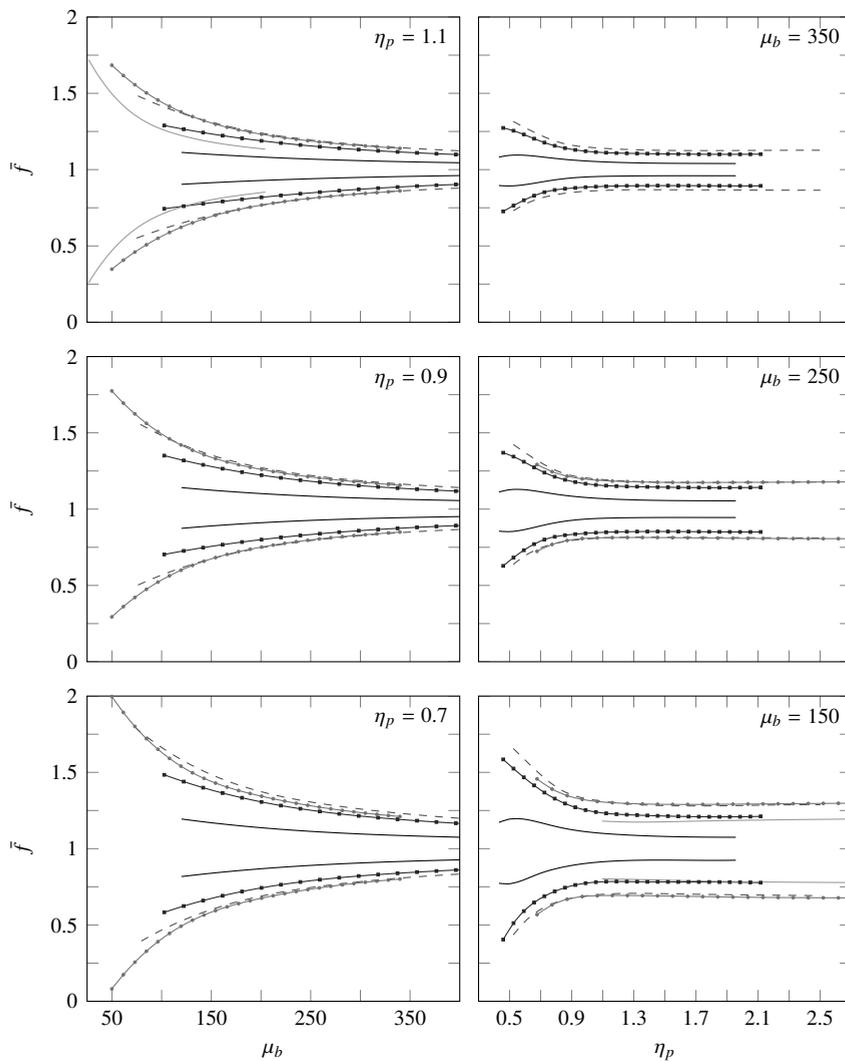


Figura 4.9: Fuerzas de interacción normalizadas. DIM. Primera resonancia. 8 coches. 1 modo. $\zeta_0 = 1\%$. — $\beta_d = 0.37$, -○- $\beta_d = 0.60$, --- $\beta_d = 0.80$, -□- $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$

justificar la posible incorporación de los efectos de interacción en el proyecto de puentes de ferrocarril para alta velocidad. Esta es la conclusión a la que se llega claramente a partir del análisis de los resultados mostrados en las figuras 4.7 y 4.8. En el capítulo 5 se analiza el comportamiento dinámico de algunos puentes representativos del catálogo sometidos al paso de composiciones reales con el objetivo es demostrar que las conclusiones presentadas en esta sección no están restringidas al ámbito teórico. Únicamente para puentes muy ligeros ($\mu_b < 150$, lo que implica valores de la masa total del puente $mL < 450 \cdot 10^3$ kg), y para un reducido intervalo de η_p , la envolvente inferior de las reducciones (en términos de aceleraciones, siendo ligeramente inferiores los resultados de desplazamientos) supera el umbral del 10 %–15 %, al que se le podría atribuir cierta importancia desde un punto de vista práctico. Esta conclusión se valida y corrobora en las siguientes secciones a partir del estudio de las restantes configuraciones del sistema vehículo-estructura.

4.3. Influencia del número de modos y del modelo de vehículo

Las investigaciones desarrolladas en esta tesis doctoral tienen dos objetivos prioritarios. El primero de ellos es estimar la envolvente inferior del efecto beneficioso de la interacción. El segundo consiste en determinar si los valores de reducción asociados son suficientemente significativos como para justificar la incorporación de la interacción vehículo-estructura en el proyecto de puentes de ferrocarril. Ambos aspectos han sido analizados de manera parcial a partir de la configuración de referencia del modelo DIM. Las principales conclusiones alcanzadas por el momento se corroboran en este apartado, considerando un número mayor de modos en la predicción de la respuesta del sistema y comparando la influencia de los dos modelos de interacción cuyo uso está más extendido: el DIM y el SIM.

Dado que la relación μ_b ha tenido una influencia monótona en todas las configuraciones vehículo-estructura analizadas, en lo que sigue y en aras a la brevedad del documento, únicamente los resultados correspondientes a la relación de masas $\mu_b = 150$ son representados en los diferentes gráficos. Este valor particular de μ_b ha sido seleccionado ya que los efectos de interacción pueden ser significativos sólo si la relación de masas del bogie toma valores reducidos.

En las figuras 4.10 y 4.11 se han trazado las envolventes de la reducción de aceleraciones y de desplazamientos para los modelos DIM y SIM. Se han representado

únicamente las curvas correspondientes a las relaciones $\beta_d = \{0.80, 1.00, 1.28\}$, y se ha empleado un grosor de línea distinto para diferenciar los resultados en función del número de modos considerados en la predicción de la respuesta. Las relaciones de distancias $\beta_d = 0.37$ y $\beta_d = 0.60$ han sido excluidas puesto que: (i) las velocidades críticas asociadas (tabla 3.9) son muy superiores a los límites actuales de proyecto; (ii) los resultados obtenidos son similares a los representados; y (iii) al reducir el número de curvas es posible condensar en el mismo gráfico los resultados para un modo y tres modos, facilitándose la comparación directa de las distintas envolventes.

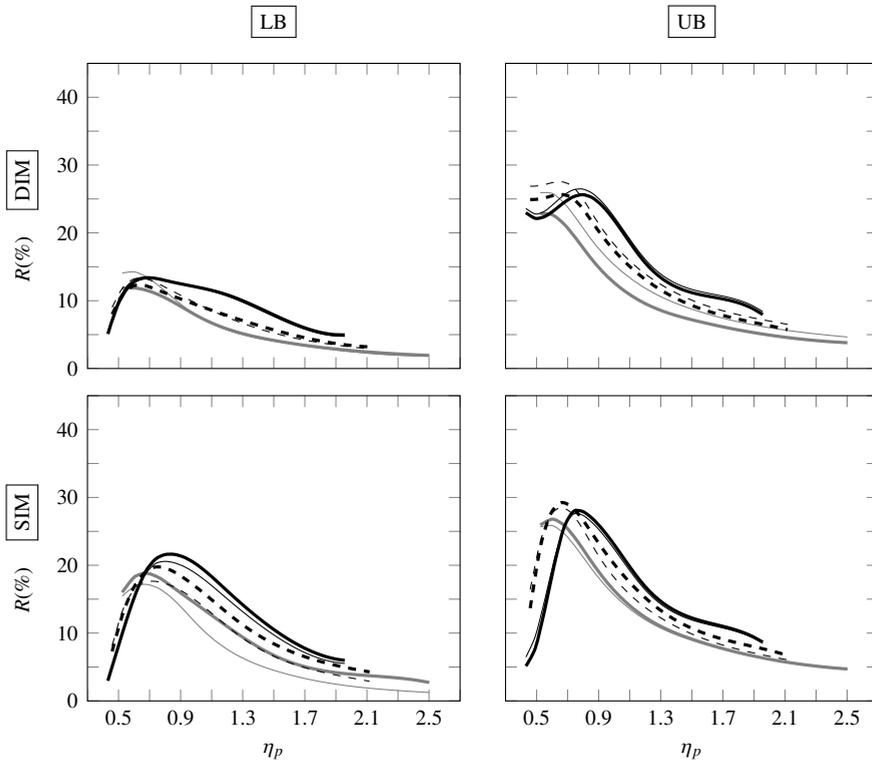


Figura 4.10: Reducción de aceleraciones. $\mu_b = 150$. Primera resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$.
 — $\beta_d = 0.80$, - - - $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$. Línea gruesa: 1 modo; línea delgada: 3 modos

En primer lugar puede verificarse que, tanto en el SIM como en el DIM, se obtienen reducciones similares con independencia del número de modos considerado en el cálculo. En el DIM se aprecia un ligero incremento del nivel de reducciones al

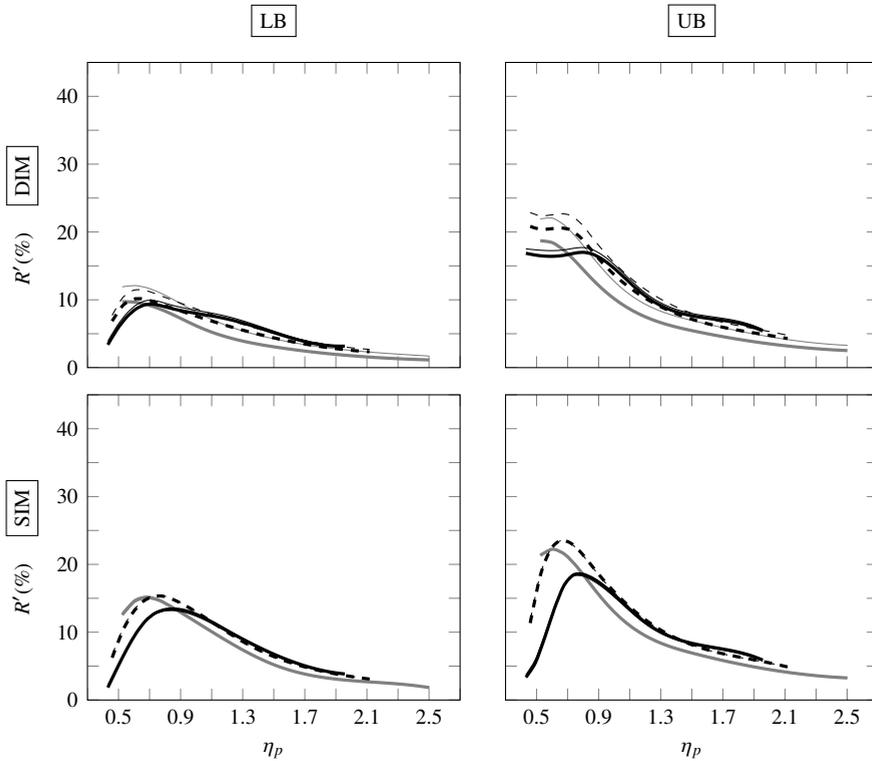


Figura 4.11: Reducción de desplazamientos. $\mu_b = 150$. Primera resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$.
 — $\beta_d = 0.80$, - - - $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$. Línea gruesa: 1 modo; línea delgada: 3 modos

emplear tres modos en lugar de uno. Esta tendencia se invierte en el SIM. Además en el modelo simplificado la diferencia de la reducción de desplazamientos obtenida al considerar uno o tres modos es tan pequeña que las curvas de los gráficos inferiores de la figura 4.11 se superponen (sucede lo mismo con el LB de la reducción de aceleraciones del DIM para la relación $\beta_d = 1.28$).

La influencia del modelo de vehículo puede apreciarse con claridad al comparar las envolventes LB y UB del DIM y el SIM. Para los valores de η_p asociados a la zona de reducción máxima, la diferencia en el LB es significativa, pudiéndose constatar que el SIM no es conservador en la valoración de los efectos de interacción. Por su parte, en la zona de baja relación de frecuencias η_p (*i. e.*, para los puentes con menor rigidez del catálogo) y para los valores más altos de la relación β_d , el UB no presenta

la misma tendencia en el DIM y en el SIM: las reducciones UB del DIM toman valores elevados (similares a sus niveles máximos), mientras que las reducciones UB del SIM tienden hacia niveles despreciables (se reproduce en este caso la tendencia detectada al analizar el problema del oscilador móvil amortiguado). Para la relación $\beta_d = 0.80$ no llega a producirse el descenso en el UB del SIM, ya que, tal y como se aprecia en las figuras 4.10 y 4.11, la zona de máximos se desplaza hacia menores valores de η_p al disminuir β_d , con lo que la bajada de las reducciones del UB tendría lugar para relaciones de frecuencia inferiores a las mínimas realistas.

En la figura 4.12 se han representado los valores extremos de las fuerzas de interacción normalizadas para las configuraciones vehículo-estructura analizadas en esta sección. De nuevo se han particularizado los resultados para la relación de masas $\mu_b = 150$. Puede apreciarse la escasa influencia que tiene el número de modos considerado (las curvas difieren ligeramente para las menores relaciones de distancias del DIM y están superpuestas en el SIM). Además puede comprobarse cómo la influencia del modelo de vehículo en la valoración de los valores máximos y mínimos de \bar{f} es despreciable. Las fuerzas de contacto rueda-carril son en todo caso positivas, teniendo lugar el mayor descenso a medida que la relación de distancias β_d toma menores valores. La situación más cercana al despegue de eje tiene lugar, en este caso y en el conjunto de configuraciones vehículo-estructura analizadas, en los puentes más ligeros y con menor rigidez representados por cada relación β_d , y cuando además la composición tiene los ejes más pesados.

4.4. Influencia del orden de resonancia

En este apartado se analizan los efectos de interacción en situación de segunda resonancia. Este análisis ha permitido verificar que las principales tendencias descritas en apartados anteriores son independientes de la velocidad a la que se evalúa la reducción de la respuesta resonante. Se constata además un incremento generalizado de la influencia de los parámetros secundarios, especialmente en el LB del DIM, y también una menor diferencia de los valores extremos de las fuerzas de contacto respecto a la carga estática de la composición.

Los efectos de interacción en segunda resonancia han sido evaluados para las cuatro configuraciones vehículo-estructura analizadas en la sección 4.3 (*i. e.*, los modelos DIM y SIM, considerando un modo y tres modos en la predicción de la respuesta del

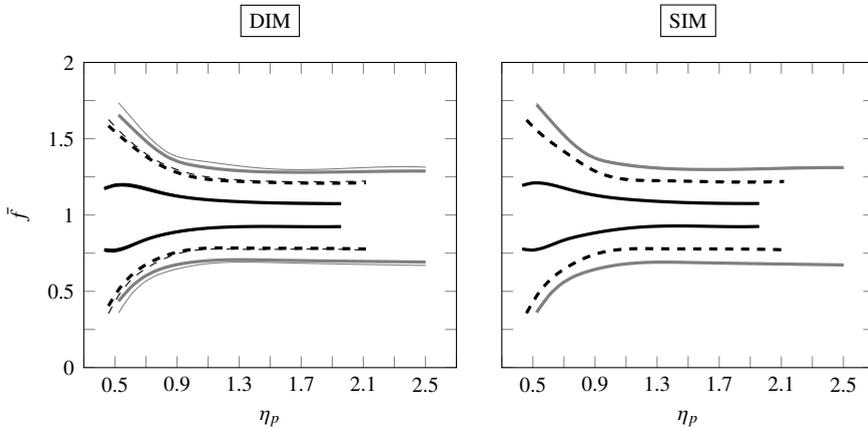


Figura 4.12: Fuerzas de interacción normalizadas. $\mu_b = 150$. Primera resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$.
 — $\beta_d = 0.80$. - - - $\beta_d = 1.00$, — $\beta_d = 1.28$. Línea gruesa: 1 modo; línea delgada: 3 modos

sistema; composición de ocho coches convencionales y amortiguamiento estructural del 1%). En las figuras 4.13 y 4.14 se han trazado las envolventes de la reducción de aceleraciones y de desplazamientos. Los valores extremos de las fuerzas de interacción normalizadas se representan en la figura 4.15. Todos los resultados mostrados han sido obtenidos para la relación de masas $\mu_b = 150$.

Se aprecia un incremento de las reducciones LB y UB respecto a los valores de primera resonancia, especialmente en el caso de las aceleraciones, y también un aumento de la influencia de los parámetros secundarios (*i. e.*, del distanciamiento entre las envolventes). Además la reducción máxima tiene lugar para valores de η_p ligeramente superiores a los de primera resonancia.

El aumento generalizado de los efectos de interacción se debe a que, en segunda resonancia, cada elemento de la composición está acoplado dinámicamente con la estructura durante el doble de ciclos de oscilación, incrementándose por tanto la capacidad de interacción del sistema. Este incremento se ve además favorecido cuanto mayor es la relación β_d ya que, según se recalca en la sección 4.2, al aumentar la longitud del puente respecto a la del coche, un número superior de ejes puede estar simultáneamente sobre la estructura en cada ciclo de oscilación de la misma, lo cual incrementa también la capacidad de interacción.

Puesto que el DIM está definido a partir de un número mayor de parámetros secun-

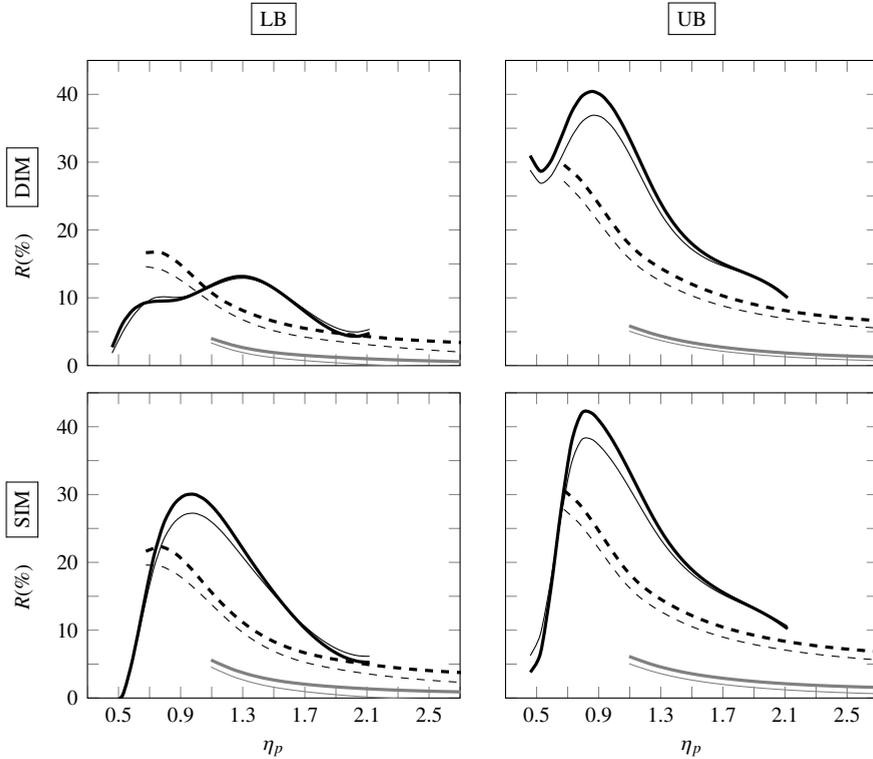


Figura 4.13: Reducción de aceleraciones. $\mu_b = 150$. Segunda resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$. --- $\beta_d = 0.37$, - - - $\beta_d = 0.60$, — — — $\beta_d = 1.00$. Línea gruesa: 1 modo; línea delgada: 3 modos

darios (cuatro asociados con la caja y uno que deriva del movimiento de cabeceo del bogie) que pueden influir en el comportamiento dinámico del sistema, sus efectos tienen mayor repercusión en este modelo, especialmente en segunda resonancia y para la mayor relación de distancias considerada, $\beta_d = 1.00$.

Las envolventes de reducción asociadas a la relación $\beta_d = 1.00$ merecen especial consideración por los siguientes aspectos: (i) al igual que en primera resonancia, los valores de reducción no tienden hacia niveles despreciables en el UB del DIM para las menores relaciones de η_p realistas; (ii) la diferencia entre el LB del DIM y el LB del SIM para valores de η_p cercanos a la unidad aumenta considerablemente en segunda resonancia, sin ser perceptible la zona de máximas reducciones en el DIM (la curva presenta una tendencia plana si se compara con la correspondiente al SIM).

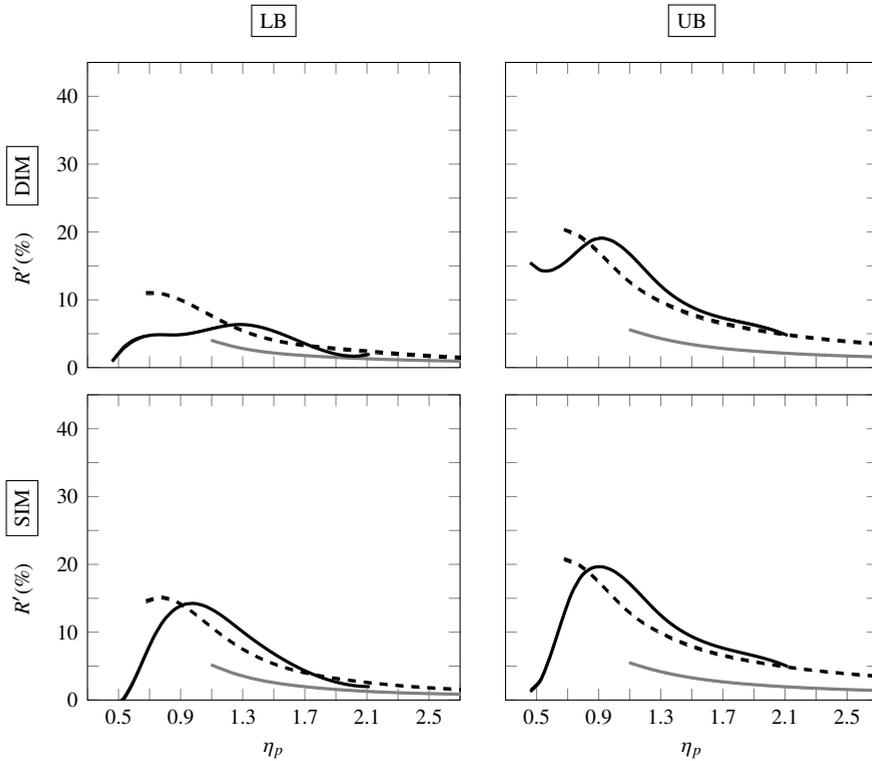


Figura 4.14: Reducción de desplazamientos. $\mu_b = 150$. Segunda resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$. $\beta_d = 0.37$, $\beta_d = 0.60$, $\beta_d = 1.00$. Línea gruesa: 1 modo; línea delgada: 3 modos

Estas diferencias entre ambos modelos deben atribuirse a la influencia de la caja y a la representación simplificada del movimiento de cabeceo del bogie en el SIM, cuya influencia ha sido analizada en detalle en la sección 4.6.

En las figuras 4.13 a 4.15 se aprecia la escasa influencia que tiene el número de modos considerado en la valoración de la respuesta del sistema (buena parte de las curvas correspondientes a uno y tres modos están superpuestas, sobre todo las que aparecen en los gráficos de reducción de desplazamientos y fuerzas de interacción normalizadas).

Es notable también el descenso que experimentan las oscilaciones máximas de las fuerzas de contacto en segunda resonancia, ya que como puede apreciarse en la fi-

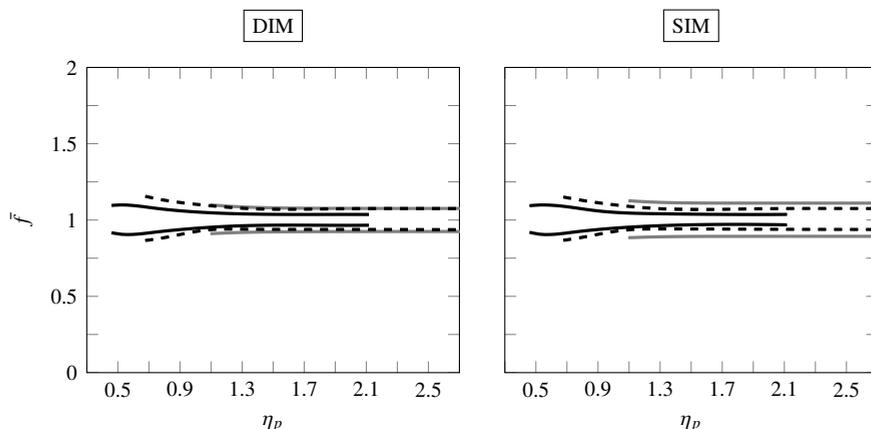


Figura 4.15: Fuerzas de interacción normalizadas. $\mu_b = 150$. Segunda resonancia. 8 coches. $\zeta_0 = 1\%$.
 — $\beta_d = 0.80$, $\mu_b = 150$. — $\beta_d = 0.37$, - - - $\beta_d = 0.60$, — $\beta_d = 1.00$. Línea gruesa: 1 modo;
 línea delgada: 3 modos

gura 4.15, sus valores máximos y mínimos difieren en menos de un 15 % de la carga estática por eje.

4.5. Influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches

En este apartado se analiza la influencia que tiene el número de coches de la composición (y por tanto el número de ciclos de carga a los que se somete el puente en resonancia) y el amortiguamiento estructural en la valoración de los efectos de interacción.

En cualquiera de las configuraciones vehículo-estructura consideradas, tanto la modificación del número de coches como la del amortiguamiento estructural ha afectado de manera monótona a los resultados obtenidos: (i) cuanto mayor es el número de coches de la composición, las envolventes LB y UB de reducción tienden hacia valores más elevados, y las fuerzas de interacción normalizadas se alejan en mayor medida de la unidad; y (ii) si se incrementa la tasa de amortiguamiento estructural, descienden los niveles de reducción y las fuerzas de contacto difieren menos de la carga estática por eje.

El descenso de los efectos de interacción al aumentar el amortiguamiento estructural

ral, más notable en segunda resonancia, concuerda con la justificación aportada en [ERRI D214, 1997] al seleccionar una tasa de amortiguamiento estructural reducida para calibrar el ADM: como se menciona en el apartado 3.4.5, los miembros del comité ERRI D214 optaron por los puentes con menor amortiguamiento estructural por ser más sensibles a los efectos de interacción.

La influencia del número de coches va también en la línea de lo esperado tras el análisis de la segunda resonancia: la reducción de la respuesta tiende a aumentar con el número de ciclos de interacción.

En las figuras 4.16 y 4.17 se han trazado las envolventes de reducción del DIM y el SIM para los tres niveles de amortiguamiento estructural considerados (1 %, 1.5 % y 2 %), y las tres variantes de composición empleadas (cinco, ocho y doce coches convencionales). Se muestran únicamente los resultados obtenidos al emplear tres modos en la valoración de la respuesta del sistema, siendo estos similares a los de un modo. Las curvas representadas se corresponden con la relación de distancias $\beta_d = 1.00$, que es representativa de las tendencias detectadas (todas ellas se reproducen para el resto de cocientes L/d analizados). Al igual que en las secciones anteriores, se particularizan los resultados mostrados para la relación de masas $\mu_b = 150$, por ser suficientemente reducida como para que los efectos de interacción alcancen cierta relevancia. Los valores extremos de las fuerzas de interacción normalizadas para la configuración descrita pueden consultarse en la figura 4.18. Se han representado únicamente los resultados del DIM, siendo despreciable la diferencia entre ellos y los del SIM. Para el caso con doce coches convencionales y amortiguamiento estructural del 1 % se obtienen los mayores descensos de las fuerzas de contacto, alcanzándose valores negativos para las menores relaciones μ_b y η_p (p. ej. fuerza de interacción normalizada mínima para la relación $\beta_d = 0.80$ es igual a -0.15 , cuando $\eta_p = 0.524$ y $\mu_b = 74.30$; relaciones realistas para un único puente del catálogo con $L = 21.60$ m, $mL = 222.91 \cdot 10^3$ kg, $m = 10320$ kg/m, y $n_0 = 3.82$ Hz). En el capítulo 5 se muestra que los mayores descensos de las fuerzas de interacción tienen lugar para puentes que, a causa de su reducida masa y rigidez, estarían descartados en el proyecto de puentes de alta velocidad por presentar niveles de aceleración excesivos en primera resonancia.

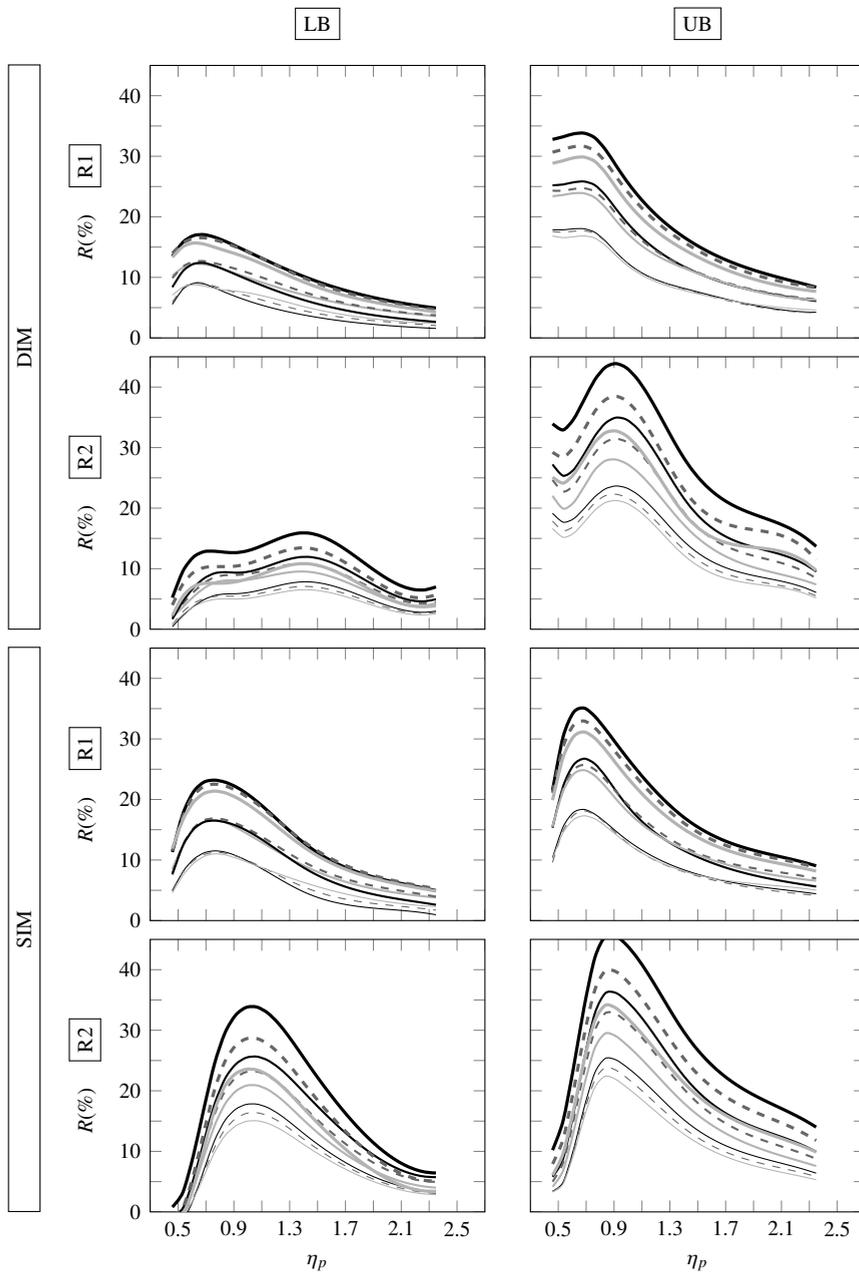


Figura 4.16: Reducción de aceleraciones. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. Tres modos.

— $\zeta_0 = 1\%$, - - - $\zeta_0 = 1.5\%$, — · — $\zeta_0 = 2\%$.

Línea delgada: 5 coches; línea media: 8 coches; línea gruesa: 12 coches

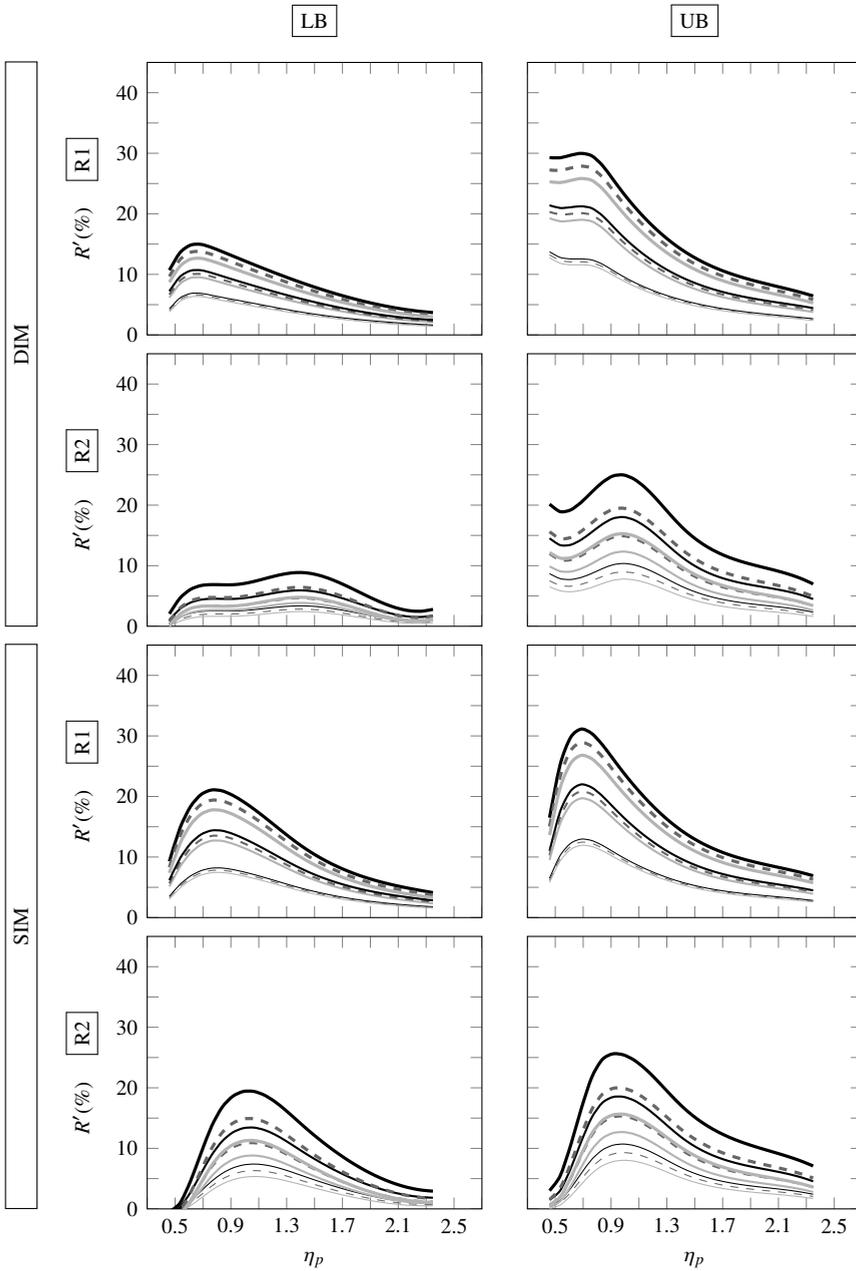


Figura 4.17: Reducción de desplazamientos. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. Tres modos.

— $\zeta_0 = 1\%$, - - - $\zeta_0 = 1.5\%$, — $\zeta_0 = 2\%$.

Línea delgada: 5 coches; línea media: 8 coches; línea gruesa: 12 coches

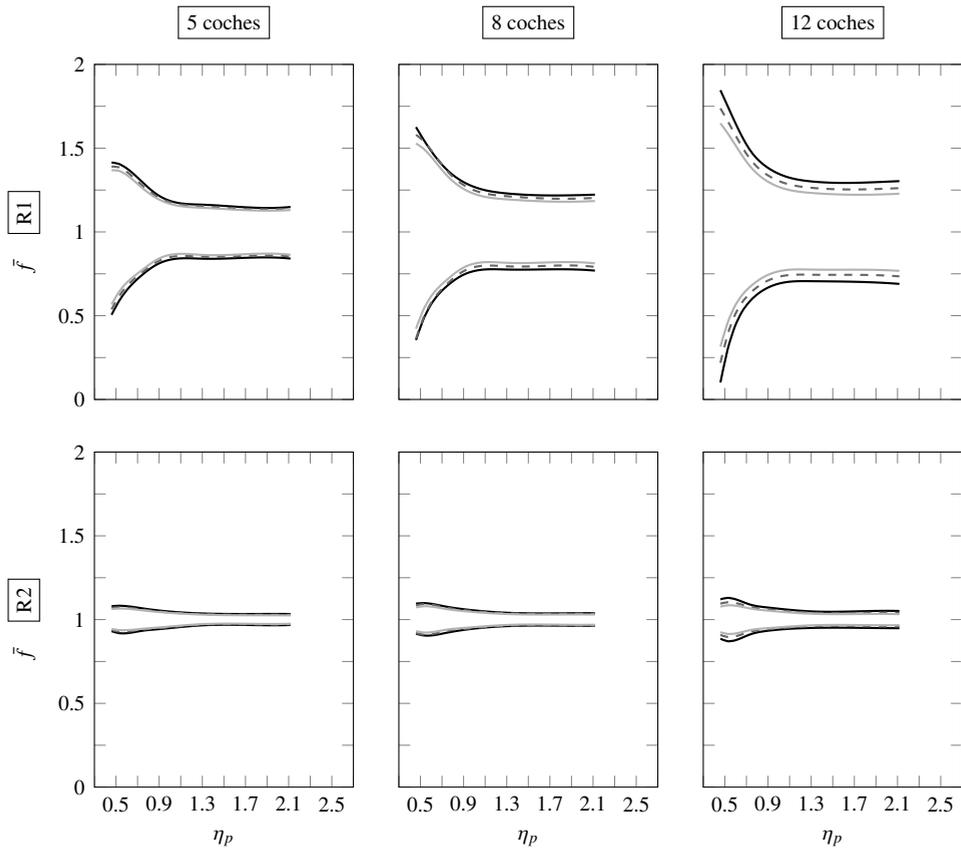


Figura 4.18: Fuerzas de interacción normalizadas. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. DIM. Tres modos.

— $\zeta_0 = 1\%$, - - - $\zeta_0 = 1.5\%$, — $\zeta_0 = 2\%$

4.6. Influencia de los parámetros fundamentales secundarios

La influencia de los parámetros secundarios de los distintos modelos origina el espaciamiento entre las envolventes LB y UB de reducción en cada una de las configuraciones vehículo-estructura consideradas. Al presentar los resultados correspondientes a los dos órdenes de resonancia analizados, se ha constatado el notable incremento de la influencia de estos parámetros en segunda resonancia, especialmente en el modelo DIM y para la relación $L/d = 1.00$. Así por ejemplo, para la combinación de parámetros principales $\{\beta_d = 1.00, \eta_p = 1.00, \mu_b = 150\}$, si se consideran tres modos de vibración en el cálculo, con un amortiguamiento estructural del 1 %, y empleando una composición de ocho coches, la reducción de aceleraciones del SIM y el DIM en primera resonancia (figura 4.10) toma valores comprendidos en los intervalos [13.92, 17.91] % y [9.02, 17.31] %, respectivamente. Para esta misma configuración la diferencia entre el LB y el UB en segunda resonancia (figura 4.13) es mucho más significativa, especialmente en el DIM. La reducción de aceleraciones del SIM y el DIM en tal caso está contenida dentro de los intervalos [25.64, 33.04] % y [9.54, 34.31] %.

La diferencia entre las envolventes LB de los modelos DIM y SIM tiene especial interés si se pretende llevar a cabo una predicción conservadora del efecto beneficioso de la interacción¹⁰. Es por tanto necesario realizar un estudio que permita determinar las tendencias de los secundarios que puedan originar una variación significativa en el LB de los modelos SIM y DIM (en la configuración tomada como ejemplo, la reducción de aceleraciones pasa del 25.64 % en el LB del SIM al 9.54 % en el LB del DIM).

El análisis de la influencia de los parámetros secundarios se ha desglosado en dos apartados, correspondientes a los dos modelos de interacción empleados. Se estudian en primer lugar las alteraciones que experimentan las envolventes del SIM a causa de sus parámetros secundarios: las dos relaciones de distancias β_b y β_r , la relación de masas del eje, μ_w , y la tasa de disipación del sistema de suspensión primario, ζ_p . En segundo lugar se amplía el análisis al resto de parámetros que completan la definición del DIM: los cuatro parámetros de la caja (*i. e.*, las relaciones de frecuencias η_s y γ_s , la tasa de disipación ζ_s , y la relación de masas μ_c), y la relación entre la frecuencia

¹⁰Como se indica en la sección 3.4.5, en la calibración del ADM se empleó la variante sin eje del modelo SIM representada en la figura 3.5.

fundamental del puente y la frecuencia de cabeceo del bogie, γ_p .

4.6.1. Modelo SIM

Por cada conjunto de valores $\{\beta_d, \mu_b, \eta_p\}$ se han analizado en el SIM $3^4 = 81$ combinaciones de parámetros secundarios. El estudio comparativo de resultados ha permitido establecer que la diferencia entre las envolventes LB y UB de reducción se debe, principalmente, a la variación de la tasa de disipación energética de la suspensión primaria, ζ_p , y que su influencia es similar a la que presenta en el caso del oscilador móvil amortiguado analizado en la sección 4.2.1.

En la figura 4.19 se han desglosado los resultados del SIM en primera y segunda resonancia según el valor de ζ_p . En aras de la claridad de la figura se han representado únicamente los resultados obtenidos cuando ζ_p toma los valores límite indicados en la tabla 3.2, quedando la curva no representada (correspondiente a $\zeta_p = 17\%$) centrada entre cada par de curvas asociadas a $\zeta_p = 11\%$ y $\zeta_p = 23\%$.

Puede apreciarse cómo, tanto en el UB como en el LB, el incremento de ζ_p tiene el efecto esperado según el valor que adopte la relación de frecuencias η_p , y que ha sido analizado en detalle en la sección 4.2.1.

La influencia de β_b , β_r y μ_w origina la diferencia entre las líneas continuas (UB) y a trazos (LB) asociadas a un mismo valor de ζ_p . No se ha considerado necesario incluir el conjunto de gráficas desglosadas en función de los valores de β_b , β_r y μ_w , ya que su influencia es reducida y además estas tres relaciones forman parte del conjunto de parámetros fundamentales del DIM, y tienen en ese modelo una influencia análoga.

4.6.2. Modelo DIM

Como se ha resaltado en diferentes ocasiones a lo largo del documento, los resultados del DIM y el SIM difieren debido a los efectos de la caja y a la representación simplificada de los movimientos de cabeceo de los bogies en el modelo más sencillo.

Se ha analizado por separado la influencia de la relación entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia de cabeceo del bogie, γ_p , empleando para ello la variante del SIM cuyo esquema de vehículo se representa en la figura 4.20. Siguiendo un desarrollo matemático análogo al expuesto en las secciones 3.3 y 3.4, es posible

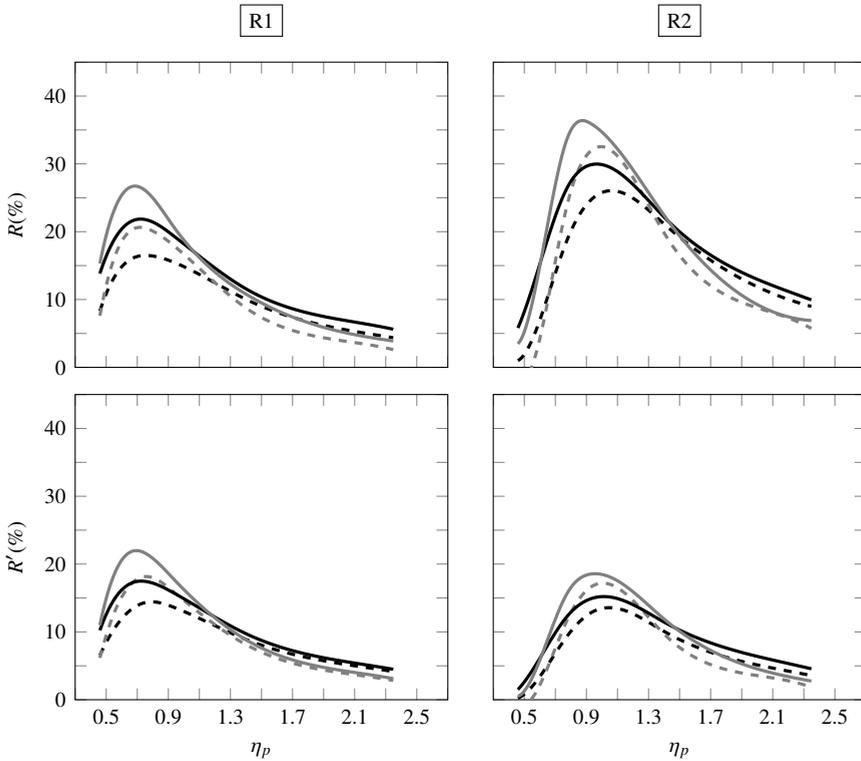


Figura 4.19: Reducción de aceleraciones y desplazamientos. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. 8 coches. Tres modos. $\zeta_0 = 1\%$. --- $\zeta_p = 23\%$, - - - $\zeta_p = 11\%$. Línea continua: UB; línea a trazos: LB

determinar que los parámetros fundamentales de este nuevo modelo, denominado SIM^θ , son los 11 del SIM más la relación γ_p . Se han comparado los resultados del SIM con los del SIM^θ para los niveles realistas mínimo, medio y máximo de γ_p asociados a cada combinación de parámetros. En todos los casos la relación γ_p ha tenido una influencia despreciable en el cálculo de la respuesta máxima del puente, estando las envolventes de reducción de los modelos SIM^θ y SIM prácticamente superpuestas con independencia del valor de γ_p . Puede por tanto afirmarse que la diferencia entre las envolventes de reducción del DIM y el SIM se debe mayoritariamente a los efectos de la caja.

Al igual que sucede con el sistema de suspensión primario, la relación entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia vertical de la caja, η_s , es la responsa-

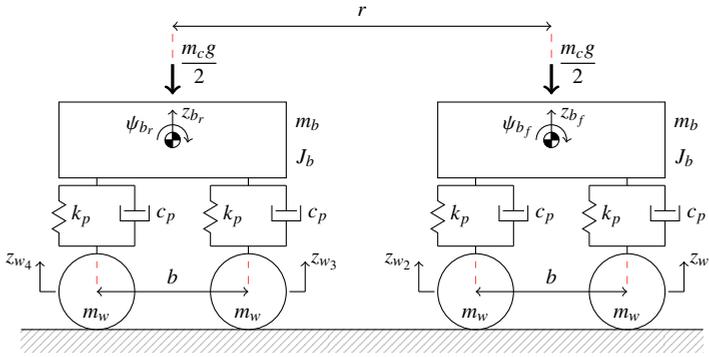


Figura 4.20: Modelo de vehículo empleado en el SIM^θ (coche convencional)

ble del acoplamiento dinámico de esta con el resto del sistema, y por tanto de que sus efectos sean más o menos perceptibles. Según el proceso seguido para la formación de las combinaciones realistas de los parámetros fundamentales descrito en la sección 3.5.3 y anexo F, el rango de variación de η_s queda definido tras la selección de los parámetros que tiene aguas arriba (*i. e.*, las tres relaciones de distancias, β_d , β_b y β_r , las tres relaciones de masas, μ_b , μ_w y μ_c , y dos de las cuatro relaciones de frecuencias, η_p y γ_p). Al igual que para el resto de los parámetros secundarios, se han considerado los valores mínimo, medio y máximo dentro de cada rango realista de η_s para llevar a cabo el estudio de sensibilidad.

Las envolventes de reducción correspondientes a cada nivel de η_s (mínimo, medio y máximo), se muestran en la figura 4.21 para el caso representativo seleccionado. Se han incluido las envolventes del SIM para poder comparar directamente los resultados de los modelos.

Puede apreciarse cómo, para los valores más altos de η_p , la relación η_s tiene una influencia despreciable en el cálculo de la respuesta del puente, obteniéndose reducciones similares con los modelos SIM y DIM para los tres niveles de η_s considerados: la frecuencia fundamental de la estructura es mucho mayor que la frecuencia vertical de la suspensión secundaria (por ejemplo, η_s toma en todo caso valores superiores a 5.8 para $\eta_p > 1.7$), con lo que la componente dinámica del sistema debida a las cajas no influye en el cálculo de la respuesta del puente.

En la región del gráfico asociada a los valores más bajos de η_p (inferiores a 0.7 aproximadamente), los efectos de la caja son claramente perceptibles, pese a tratarse de

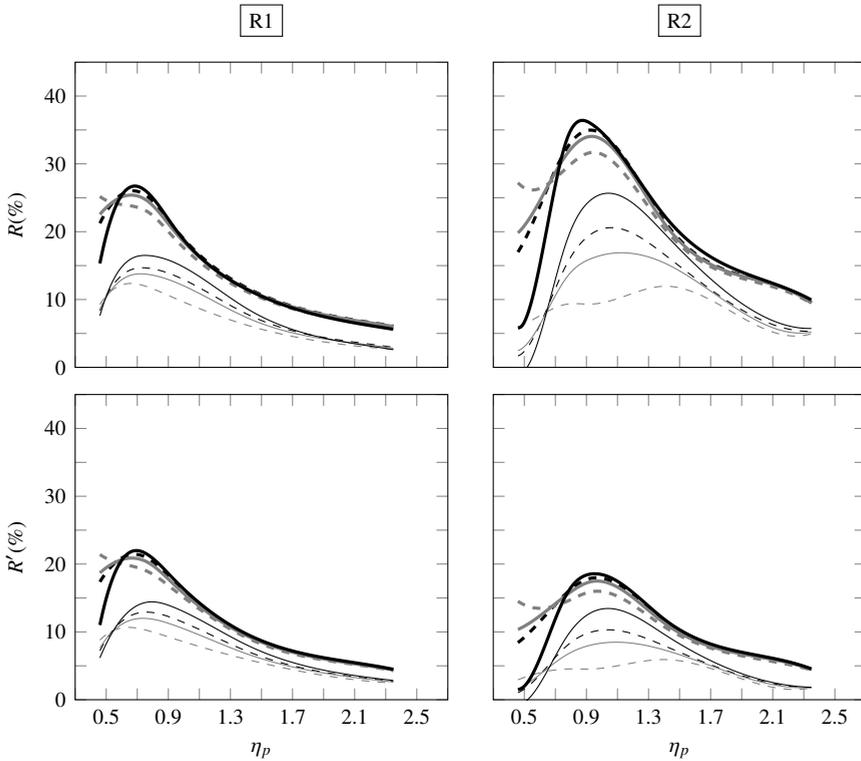


Figura 4.21: Reducción de aceleraciones y desplazamientos. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. 8 coches. Tres modos. $\zeta_0 = 1\%$. — SIM, - - - DIM $\eta_{s,min}$, — DIM $\eta_{s,med}$, - - - DIM $\eta_{s,max}$. Línea gruesa: UB; línea delgada: LB

una zona en la que el acoplamiento dinámico entre el puente y el bogie es reducido al oscilar este a una frecuencia mucho mayor que la estructura. Dado que la relación $\beta_d = 1.00$ se asocia a puentes relativamente largos ($L \in [23.5, 27]$ m), las frecuencias fundamentales del puente son bajas y las relaciones η_s realistas alcanzan sus mínimos valores en cada uno de los tres niveles de discretización empleados (por ejemplo, la relación $\eta_{s,min}$ toma valores cercanos a 3 cuando $\eta_p = 0.5$). En tal caso el comportamiento dinámico de la caja empieza a afectar a la respuesta del puente, dando lugar a reducciones más elevadas para $\eta_{s,min}$ que para $\eta_{s,max}$ como era esperable¹¹. Puede

¹¹El nivel $\eta_{s,min}$ siempre implica mayor acoplamiento que el $\eta_{s,med}$ y el $\eta_{s,max}$, dados los valores realistas de este parámetro.

apreciarse cómo el efecto beneficioso del DIM aumenta respecto al del SIM en esta zona asociada a puentes con baja frecuencia fundamental a medida que disminuye η_s (*i. e.*, cuanto más se aproxima la frecuencia vertical de la caja a la de la estructura).

Finalmente, cuando la relación η_p toma valores dentro del intervalo para el que la reducción tiende a maximizarse (aproximadamente entre 0.7 y 1.5 para la segunda resonancia, y algo menores para la primera), la capacidad de interacción del sistema de suspensión primario es elevada, tal y como se desprende del análisis de las envolventes LB y UB del SIM realizado en el apartado anterior. Esta tendencia se ve claramente afectada por las cajas de la composición, siendo especialmente significativa la diferencia entre las envolventes LB del DIM y el SIM en segunda resonancia. Puede apreciarse cómo la mayor diferencia se obtiene con las menores relaciones η_s , y por tanto para los valores más altos de la frecuencia vertical del sistema de suspensión secundario.

En la figura 4.22⁽¹²⁾ se han desglosado los resultados de la figura 4.21 para el LB de reducción de aceleraciones en segunda resonancia. En aras de la brevedad, y por su menor interés práctico, no se reproducen las envolventes asociadas al resto de casos, aunque las tendencias que se indican a continuación se mantienen en todos ellos.

Se han distinguido las envolventes en función de las tres tasas de disipación energética de la suspensión secundaria consideradas (tabla 3.2): $\zeta_s = 4\%$, $\zeta_s = 9.5\%$ y $\zeta_s = 15\%$. Los resultados se han agrupado también según la relación de frecuencias η_s , y en cada gráfico se ha representado mediante un trazo negro y otro gris el LB del DIM asociado a los valores máximo y mínimo de la relación de masas μ_c (*i. e.*, la línea negra se corresponde con las cajas más ligeras y la gris con las cajas más pesadas). Las curvas asociadas al valor medio de μ_c , no representadas para mayor claridad de los gráficos, quedan centradas entre las correspondientes a los valores extremos. También se ha incluido mediante un trazo negro discontinuo el nivel LB de referencia del modelo SIM (que no varía con η_s , μ_c y ζ_s). Por último, se han separado los resultados anteriores para el valor mínimo y máximo de la tasa de disipación energética de la suspensión primaria, $\zeta_p = 11\%$ y $\zeta_p = 23\%$ (también aquí los resultados asociados a $\zeta_p = 17\%$ pueden interpolarse a partir de los representados). Cabe destacar por último que no se muestran los resultados desglosados en función de la relación entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia de cabeceo de la caja, γ_s ,

¹²Para mostrar más claramente las zonas de interés se ha empleado en esta figura un eje vertical que no parte de cero sino del 5%.

ya que no experimentan ninguna variación significativa con independencia del valor que adopte este parámetro.

Al analizar la figura 4.22 queda de nuevo patente la influencia de la relación de frecuencias η_s : con independencia del resto de parámetros, la diferencia entre los LB del SIM y el DIM es más significativa para los menores valores realistas de η_s (para los niveles medio y máximo de este parámetro, el LB del DIM recupera la forma característica del conjunto de las envolventes).

En cuanto a la relación de masas de la caja, μ_c , la tendencia es también evidente a la luz de los resultados representados: para toda la zona de η_p en la que el LB del SIM no es conservador, cuanto mayor es la masa de la caja, mayor es la diferencia entre las reducciones calculadas con el SIM y el DIM. Por contra, cuando la capacidad de interacción del DIM supera a la del SIM en la zona de bajas frecuencias, la tendencia se invierte, y en tal caso el efecto beneficioso del DIM es tanto mayor cuanto más pesada sea la caja de la composición.

Puede observarse también que la tasa de disipación energética del sistema de suspensión secundario tiene una notable influencia en la zona de bajas frecuencias, y que su repercusión en el LB del DIM es mayor cuando además la relación η_s es mínima. La reducción de la respuesta aumenta con ζ_s , aunque el efecto se aprecia de manera notable únicamente en la parte izquierda de los gráficos. Las tendencias observadas son coherentes con las que se indican en la sección 4.2.1: cuanto mayor es ζ_s , que siempre toma valores claramente superiores a la unidad, menor diferencia hay entre las curvas correspondientes a los tres niveles de ζ_s . Ese es precisamente el comportamiento observado en el análisis de la resonancia provocada por una sucesión de osciladores simples. Para cada nivel de η_s (mínimo, medio, máximo), a medida que aumenta η_p se tienen puentes de mayor frecuencia y, por tanto, el valor efectivo (real) de η_s se incrementa, con lo que la respuesta se asemeja a la parte derecha de la figuras 4.1 y 4.2, que es donde la respuesta tiende asintóticamente a la del modelo de cargas puntuales. Es decir, al aumentar η_p se incrementan los valores realistas de η_s y descende la capacidad de interacción del sistema de suspensión secundario, siendo la acción de la caja como la de una sobrecarga estática que hace que las respuestas del DIM y el SIM sean iguales.

Por último, si se comparan los resultados anteriores asociados a $\zeta_p = 11\%$ y $\zeta_p = 23\%$, puede constatar que, en el rango de η_p en el que el SIM tiende a reducciones máximas, el descenso de las envolventes de reducción es más pronunciado en el SIM

que en el DIM, por lo que los resultados del modelo simplificado pueden ser menos conservadores cuanto menor sea la tasa de disipación energética de la suspensión primaria.

En el capítulo 5 se analizan casos reales que reproducen las tendencias anteriores con el objetivo de determinar en qué circunstancias las diferencias señaladas pueden tener importancia desde un punto de vista práctico.

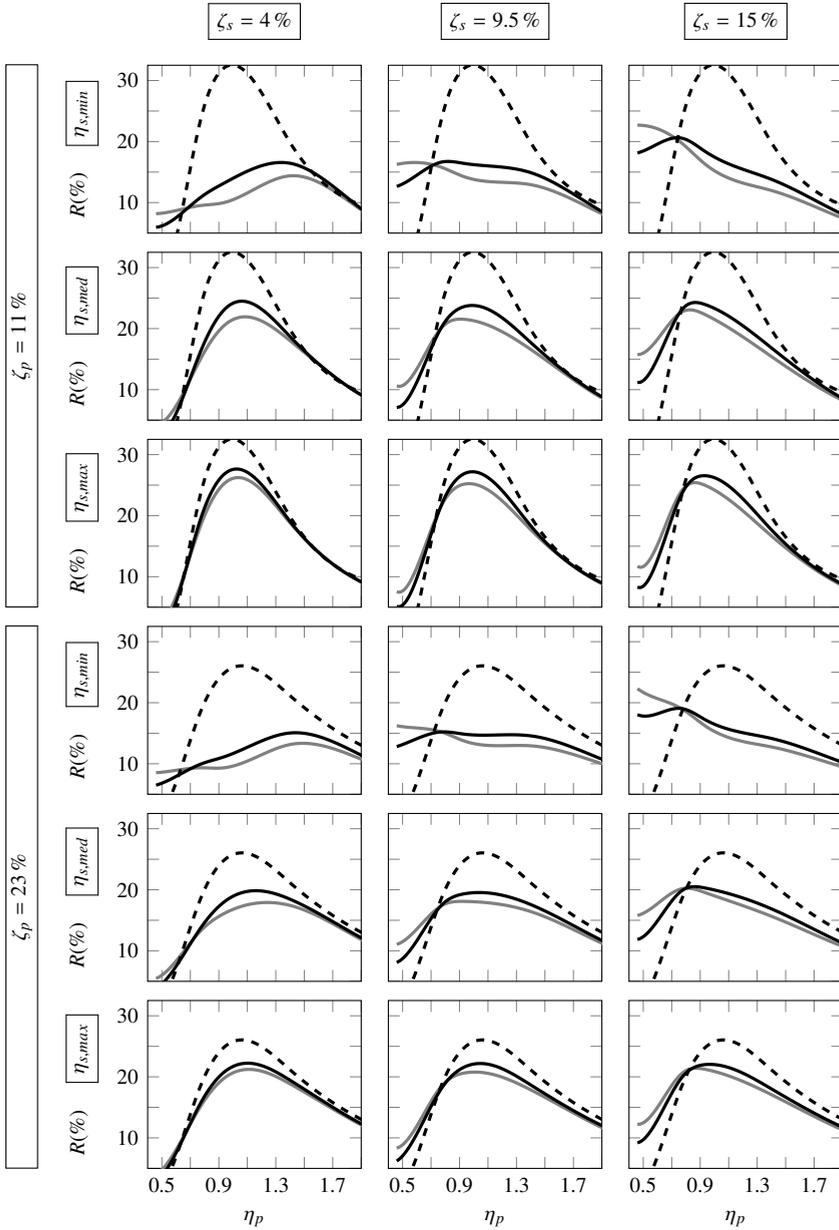


Figura 4.22: LB de reducción de aceleraciones. Segunda resonancia. $\beta_d = 1.00$. $\mu_b = 150$. 8 coches. Tres modos. $\zeta_0 = 1\%$. — DIM $\mu_{c,min}$, — DIM $\mu_{c,max}$, - - - SIM

4.7. Conclusiones

El cuarto capítulo de la tesis se ha dedicado a la valoración de los efectos de interacción a partir de la reducción del nivel de aceleraciones y de desplazamientos que se obtiene para cada combinación realista de parámetros fundamentales. Se ha prestado especial atención a las reducciones mínimas calculadas, dada su relación con la predicción de los efectos de interacción desde una posición conservadora. Además, con el objetivo de validar los resultados obtenidos, se ha analizado el nivel de oscilaciones que experimentan las fuerzas de interacción normalizadas, detectando de ese modo las configuraciones en las que sus valores mínimos experimentan los mayores descensos.

En primer lugar se ha definido una configuración de referencia en la que los efectos de interacción son analizados cuando tiene lugar la primera resonancia del modo fundamental, el cálculo se lleva a cabo considerando únicamente la contribución de dicho modo, y se le asigna un porcentaje de amortiguamiento estructural del 1 %. El análisis simplificado inicial del caso base, en el que la excitación está formada por una sucesión de 15 osciladores equidistantes separados entre sí una distancia igual a la luz de la viga, ha permitido constatar que:

- Para un cierto rango de valores de la relación de frecuencias η_p , la reducción de la respuesta de la estructura toma valores máximos. Esto se debe al elevado acoplamiento dinámico que se produce entre los movimientos verticales de la masa suspendida y las oscilaciones de la viga. En tal caso, al aumentar la tasa de disipación energética de la suspensión disminuye la capacidad de interacción del sistema, hecho que se traduce en un descenso del nivel de reducciones y también en una menor desviación de las fuerzas de interacción normalizadas respecto al valor unitario.
- Cuando η_p se desvía del rango de valores asociado al máximo de reducciones, el efecto beneficioso de la interacción desciende rápidamente, y la reducción pasa a tomar valores despreciables a medida que η_p tiende hacia cero e infinito. En ambos escenarios el descenso de la reducción es mayor al disminuir la tasa ζ_p . Si $\eta_p \rightarrow \infty$ las fuerzas de interacción normalizadas se aproximan de manera asintótica al valor unitario en virtud de la equivalencia entre los problemas del oscilador móvil y de la carga móvil. Por contra, cuando $\eta_p \rightarrow 0$, la amplitud de las oscilaciones de las fuerzas de contacto aumenta progresivamente a medida

que disminuyen ζ_p y η_p debido a las vibraciones de alta frecuencia de las masas suspendidas.

- Las tendencias anteriores son independientes del valor que tome la relación de masas μ_b , produciéndose un descenso de los efectos de interacción al aumentar este parámetro (*i. e.*, baja el nivel de reducciones y también la desviación de las fuerzas de interacción normalizadas con respecto a la unidad).

Mediante el estudio realizado se han detectado algunas de las principales tendencias asociadas al fenómeno de interacción vehículo-estructura. El posterior análisis de la configuración de referencia del modelo DIM, en la que la composición ferroviaria está compuesta por ocho coches convencionales, ha permitido, además de ratificar las tendencias señaladas para el oscilador móvil amortiguado, obtener una primera valoración del nivel que alcanzan tanto la reducción de la respuesta como las oscilaciones de las fuerzas de contacto. Ello ha permitido realizar un estudio comparativo de los resultados obtenidos para cada una de las configuraciones vehículo-estructura asociadas al DIM y al SIM cuando se modifica el número de modos considerado en el cálculo, la tasa de amortiguamiento estructural, el orden de resonancia y el número de coches. Los resultados más relevantes se resumen a continuación:

- En segunda resonancia se produce un aumento de la influencia de los parámetros fundamentales en el cálculo de la respuesta del puente, ya que cada elemento de la composición está acoplado dinámicamente con la estructura durante el doble de ciclos de oscilación, incrementándose por tanto la capacidad de interacción del sistema. Este incremento se ve además favorecido al aumentar la relación de distancias β_d ya que al aumentar la longitud del puente respecto a la del coche, un número superior de ejes puede estar simultáneamente sobre la estructura en cada ciclo de oscilación de la misma, lo cual incrementa también la capacidad de interacción. Se ha demostrado además que el efecto beneficioso asociado al fenómeno de interacción puede ser significativo únicamente si la relación de masas μ_b es reducida y la relación de frecuencias η_p se aproxima a la unidad (*i. e.*, cuando la masa del bogie no es excesivamente pequeña respecto a la del puente y los dos sistemas se encuentran acoplados dinámicamente).
- La diferencia de las envolventes de reducción del DIM y el SIM es despreciable cuando η_p toma valores superiores a 1.3 – 1.4 aproximadamente. Por contra el LB del DIM es más conservador que el del SIM para valores de η_p

situados en la zona de máxima interacción, especialmente en segunda resonancia, escenario en el que se ha constatado además un incremento generalizado de la influencia de los parámetros secundarios. En la zona de bajas relaciones de frecuencia se produce un cambio de tendencia, observándose una zona de reducciones altas en el DIM que no reproduce el modelo simplificado. Estas diferencias no se han visto reflejadas al valorar las fuerzas de interacción normalizadas máximas y mínimas con el DIM y el SIM, obteniéndose valores muy similares en ambos casos.

- La tasa de disipación ζ_p afecta a las envolventes de reducción del DIM y el SIM con tendencia análoga a la descrita al analizar el problema del oscilador móvil amortiguado. El descenso de las reducciones en la zona de máximos al aumentar ζ_p es más pronunciado en el SIM que en el DIM, por lo que los resultados del modelo simplificado son menos conservadores cuanto menor sea la tasa de disipación energética de la suspensión primaria. Se ha demostrado además que la mayor diferencia en las envolventes se obtiene con las menores relaciones η_s , y por tanto para los puentes más blandos y los valores más altos de la frecuencia vertical de la suspensión secundaria.
- En cualquiera de las configuraciones vehículo-estructura consideradas, tanto la modificación del número de coches como la del amortiguamiento estructural afectan de manera monótona los resultados obtenidos: (i) al considerar un mayor número de coches, aumentan las reducciones y la amplitud de las oscilaciones de las fuerzas de contacto; y (ii) si se incrementa la tasa de amortiguamiento estructural, desciende el efecto beneficioso de la interacción y las fuerzas de contacto se aproximan en mayor medida a la carga estática por eje.
- En segunda resonancia las fuerzas de interacción normalizadas oscilan de manera poco significativa respecto a la unidad (los valores máximos y mínimos de las fuerzas de contacto difieren en todo caso menos de un 15 % de la carga estática por eje). En primera resonancia pueden por contra tomar valores muy reducidos, o incluso negativos, para combinaciones de parámetros representativas de los puentes más cortos, ligeros y con menor frecuencia propia del catálogo. Se ha verificado además que los valores extremos de las fuerzas de interacción normalizadas se alcanzan en los ejes más retrasados de la composición, y que las mayores oscilaciones se producen cuando la relación de masas del eje toma su mínimo valor realista. Las tendencias experimentadas por las

reducciones no se han visto alteradas en los pocos casos marginales en los que se ha producido la inversión del signo de las fuerzas de contacto, pudiendo por tanto validarse las conclusiones del estudio pese a que en algunos análisis se haya reproducido un fenómeno carente de sentido físico. A lo largo del siguiente capítulo se demuestra que los descensos significativos de las fuerzas de contacto tienen lugar únicamente en configuraciones vehículo-estructura no contempladas en el proyecto actual de puentes de ferrocarril de alta velocidad.

- Todas las tendencias asociadas al efecto beneficioso de la interacción se mantienen con independencia de que se calculen las aceleraciones o los desplazamientos máximos del puente, constatándose en este último caso un ligero descenso de los valores de reducción y de la influencia de los parámetros secundarios. El número de modos considerado en los análisis tampoco altera de manera significativa la valoración de las reducciones y de las fuerzas de interacción normalizadas.

La principal conclusión que se extrae a partir de los resultados presentados en este capítulo es que, desde un punto de vista práctico, la envolvente inferior de reducciones puede tomar valores considerablemente bajos. Ello hace que resulte cuestionable el incorporar los efectos de interacción en el proyecto de puentes de ferrocarril para alta velocidad. En el siguiente capítulo se demuestra que esta conclusión no se restringe únicamente al ámbito teórico, y se desarrollan una serie de casos de estudio en los que se reproducen las principales tendencias del fenómeno de interacción vehículo-estructura detectadas durante el análisis de sensibilidad.

Análisis de casos reales

5.1. Introducción

En el presente capítulo, que concluye la exposición de las investigaciones realizadas durante esta tesis, se estudian una serie de casos representativos del fenómeno de interacción vehículo-estructura y su importancia práctica en el dimensionado de puentes isostáticos. Los casos analizados se denominan *casos reales*, no porque representen ejemplos de estructuras en efecto construidas, sino porque en el estudio que se lleva a cabo, los parámetros que definen el modelo matemático vehículo-puente toman valores concretos, particulares, pasándose así de la formulación adimensional de capítulos anteriores a una formulación en la que cada variable tiene un significado físico *real*. Conviene precisar, no obstante, que todos los casos estudiados están basados en los catálogos de puentes y trenes definidos en el capítulo 3, por lo que, aunque no se trate de estructuras existentes, sí que pueden considerarse en todo caso ejemplos de puentes isostáticos *realistas* (salvo algunos de ellos a los que se hará referencia expresa).

El estudio de casos reales llevado a cabo permite validar los resultados del análisis de sensibilidad que, basado en las condiciones de semejanza formuladas en el capítulo tercero del documento, constituye el núcleo central de esta tesis doctoral. Dichos resultados han sido expuestos en el capítulo anterior, y en lo que sigue pasan a denominarse también *resultados teóricos*.

Se ha escogido la aceleración vertical del tablero como variable de estudio, puesto que la verificación del ELS asociado es determinante en el proyecto de puentes isostáticos desde la aparición de la alta velocidad [ERRI D214, 1999b]. Este enfoque es coherente con los trabajos desarrollados por el comité ERRI D214 para formular el ADM¹, y también con las numerosas contribuciones científicas que em-

¹Como se detalla en el tercer capítulo del documento, el amortiguamiento adicional del ADM se

plean la aceleración vertical para analizar diversos aspectos relacionados con el comportamiento dinámico de este tipo de estructuras [Savin, 2001; Yau y Yang, 2006; Martínez-Rodrigo, 2009; Moliner, 2012; Goicolea y otros, 2012; Museros y otros, 2013].

En la sección 5.2 se desarrolla una metodología que permite determinar las regiones del catálogo de puentes en las que la consideración de los efectos de interacción puede contar con importancia práctica en la verificación del ELS de aceleración vertical. Puesto que la vía sobre balasto tiene un uso mucho más extendido en Europa que la vía en placa, se ha seleccionado el ELS asociado de 0.35g en los casos prácticos analizados en este capítulo. Sin embargo, la metodología empleada es aplicable con independencia del umbral de aceleraciones en el que se deseen estudiar los efectos de interacción, con lo que la selección efectuada no resta generalidad a los resultados obtenidos.

En los diferentes casos desarrollados se han empleado las composiciones europeas interoperables para las que se conocen además los datos del modelo completo (*i. e.*, las convencionales ICE 2, ETR500Y e ICE 3 y la articulada Eurostar) o simplificado (la composición de tipo regular Talgo AV). En la tabla 5.1 puede consultarse la variante empleada de cada composición (las características mecánicas de cada una de ellas están recogidas en el anexo E del documento).

Composición	Variante
ICE 2	Locomotoras de cabeza y de cola, ocho coches intermedios [40 ejes]
ETR500Y	Locomotoras de cabeza y de cola, ocho coches intermedios [40 ejes]
ICE 3	Ocho coches (1, 3, 6, 8: motores, 2, 4, 5, 7: remolcados) [32 ejes]
Eurostar	Doble, coches E_{C1} a E_{C9} y sin locomotoras intermedias [48 ejes]
Talgo AV	Doble, T_{C1} a T_{C11} y con locomotoras intermedias [40 ejes]

Tabla 5.1: Variantes consideradas de las composiciones de alta velocidad

En la sección 5.3 se han agrupado los resultados correspondientes a las composiciones convencionales, y en la 5.4 los de las articuladas y regulares. Cada bloque de cálculo para producir la misma reducción de respuesta, en términos de aceleraciones, que la asociada al fenómeno de interacción vehículo-estructura en el conjunto de casos representativos seleccionados [ERRI D214, 1997].

resultados está a su vez dividido en tres partes. En primer lugar se analizan las relaciones L/d más representativas de los efectos de interacción para cada composición y orden de resonancia, en función de su repercusión en la verificación del ELS de aceleración vertical. A continuación se estudian una serie de casos prácticos en los que el ADM da lugar a una predicción no conservadora de la máxima respuesta del puente, sirviendo el estudio adimensional presentado en los capítulos 3 y 4 como herramienta fundamental para su detección. Por último, se desarrollan una serie de ejemplos adicionales que permiten reproducir las principales tendencias teóricas observadas y completar el estudio a partir de aspectos que no han sido considerados en el análisis de sensibilidad, tales como la influencia del cociente r/d de los coches convencionales cuando se evalúa la interacción en segunda resonancia, o la influencia de las locomotoras.

5.2. ELS de aceleración vertical en el catálogo de puentes

En este apartado se detectan las regiones del catálogo de puentes en las que los efectos de interacción pueden tener una influencia significativa en la verificación del ELS de aceleración vertical. En primer lugar se han seleccionado una serie de puentes con luces comprendidas entre 10 y 30 m, con un espaciamiento de 0.5 m. Cada uno de ellos cuenta con una masa lineal y frecuencia fundamental de referencia $m_{ref} = 10 \cdot 10^3 \text{ kg/m}$ y $n_{0ref} = 5 \text{ Hz}$. La respuesta dinámica de estas estructuras se ha determinado por superposición modal considerando la contribución de los tres primeros modos de vibración. La tasa de amortiguamiento estructural asociada a cada modo se ha tomado de acuerdo con las recomendaciones del Eurocódigo 1 [Comité Europeo de Normalización, 2004] para puentes de hormigón pretensado (ver tabla 5.2).

Tipo de puente	Luz $L < 20 \text{ m}$	Luz $L \geq 20 \text{ m}$
Acero y mixto	$\zeta = 0.5 + 0.125(20 - L)$	$\zeta = 0.5$
Hormigón pretensado	$\zeta = 1.0 + 0.07(20 - L)$	$\zeta = 1.0$
Vigas prefabricadas y hormigón armado	$\zeta = 1.5 + 0.07(20 - L)$	$\zeta = 1.5$

Tabla 5.2: Valores de amortiguamiento en % a considerar en proyecto [Comité Europeo de Normalización, 2004]

Cada puente se ha sometido al paso de las composiciones indicadas en la tabla 5.1

empleando modelos de cargas puntuales y circulando a sesenta velocidades uniformemente repartidas entre $0.85\alpha_j^r$ y $1.15\alpha_j^r$. La velocidad adimensional $\alpha_j^r = 1/(j\beta_d)$, definida previamente en la ecuación (3.79), se ha particularizado con el objeto de determinar la respuesta máxima del puente cuando la composición circula a velocidad de primera ($j = 1$) y segunda ($j = 2$) resonancia. La luz del puente se ha discretizado en 19 secciones uniformemente repartidas, $x/L = \{0.05, 0.10, 0.15, 0.20, \dots, 0.95\}$, y se ha calculado el máximo global de las aceleraciones experimentadas para cada sección y velocidad de cálculo.

Empleando la formulación del comité ERRI D214 sobre la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos, se ha determinado la masa que debe tener cada puente para que la aceleración vertical máxima experimentada sea igual a $0.35g$. Siendo a_{ref}^{cr} la aceleración crítica para el puente de referencia, dicho valor de masa, que se denomina en lo que sigue *requerimiento de masa*, viene dado por

$$mL_{0.35g} = m_{ref} \frac{a_{ref}^{cr}}{0.35g} L \quad (5.1)$$

Se ha determinado asimismo el rango de frecuencias en el que, sin superarse la velocidad máxima de proyecto $V_S = 420$ km/h, puede darse la velocidad crítica α_{ref}^{cr} para la que la aceleración máxima del tablero es a_{ref}^{cr} . Puesto que el cociente V/n_0 debe mantenerse para que la formulación de semejanza del comité ERRI D214 sea de aplicación², la máxima frecuencia fundamental del puente n_{0S} a la que puede tener lugar α_{ref}^{cr} puede calcularse empleando la siguiente expresión

$$n_{0S} = n_{0ref} \frac{V_S}{V_{ref}^{cr}} = \frac{V_S}{\alpha_{ref}^{cr} L} \quad (5.2)$$

En la figura 5.1 se resumen los resultados del estudio descrito para las composiciones convencionales ICE 2, ETR500Y e ICE 3. Las líneas discontinuas representan los límites del catálogo de puentes. Se ha empleado un trazo a rayas negras oblicuas y otro sombreado gris para indicar los resultados de primera y segunda resonancia, respectivamente. En los gráficos de la fila superior puede apreciarse que, para cada

²La formulación original del comité ERRI D214 sobre la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos se ha desarrollado en el apartado 3.2 del documento.

luz y orden de resonancia, el valor de la masa mínimo para satisfacer el ELS de $0.35g$, $mL_{0.35g}$, oscila entre un valor máximo y otro mínimo, calculados empleando el TLM y el TLM/ADM (*i. e.*, el TLM pero considerando el incremento de amortiguamiento estructural según el ADM), respectivamente. En los gráficos de la fila inferior se ha indicado el rango de frecuencias fundamentales para las que, en cada luz, puede tener lugar la velocidad crítica de cálculo asociada a los dos órdenes de resonancia considerados. Como se aprecia, la primera resonancia sólo se alcanza en el caso de las composiciones convencionales para los puentes de luces medias-largas del catálogo con baja frecuencia fundamental. En cambio la segunda resonancia puede tener lugar en todo el rango de luces considerado. A estas condiciones se hará referencia en lo sucesivo de manera genérica como *requerimiento de frecuencia*.

En la figura se emplea un doble eje de abscisas $L - \beta_d$ para permitir relacionar de manera directa los valores de β_d considerados en el estudio de sensibilidad con las luces que representan según la longitud de los coches de la composición. En los gráficos superiores se indican también las situaciones de cancelación de resonancia³. En el caso de las composiciones convencionales, y dentro del rango de luces considerado, únicamente tiene lugar la primera cancelación de la segunda resonancia, definida por el cociente $L/d = 0.75$. En concreto esta cancelación se produce para las luces 19.8 m, 19.575 m y 18.15 m en las composiciones ICE 2 ($d = 26.4$ m), ETR500Y ($d = 26.1$ m) e ICE 3 ($d = 24.2$ m), respectivamente. En esta última composición, cuya distancia característica es algo menor, la segunda cancelación de la segunda resonancia ($\beta_d = 1.25$) se da para los puentes con $L = 30.25$ m, justo en el límite de luces considerado.

Los resultados obtenidos empleando las composiciones Eurostar (articulada) y Talgo AV (regular) se han agrupado en la figura 5.2. La longitud de los coches de estas composiciones (18.7 m y 13.14 m, respectivamente) es menor que la de los convencionales, por lo que las velocidades críticas de primera y segunda resonancia pueden tener lugar para un mayor intervalo de frecuencias fundamentales sin superar la velocidad máxima de proyecto. Por el mismo motivo aumenta el número de situaciones de cancelación de resonancia en el rango de luces considerado. Se alcanza incluso la primera cancelación de la primera resonancia, definida por el cociente $L/d = 1.5$, para los puentes con $L = 28.05$ m (Eurostar) y $L = 19.71$ m (Talgo AV). En el caso del Talgo AV, las mayores relaciones β_d incluidas en el estudio de sensibilidad abar-

³En la tabla 3.7 se pueden consultar los valores L/d correspondientes a la cancelación de las cuatro primeras resonancias del modo fundamental.

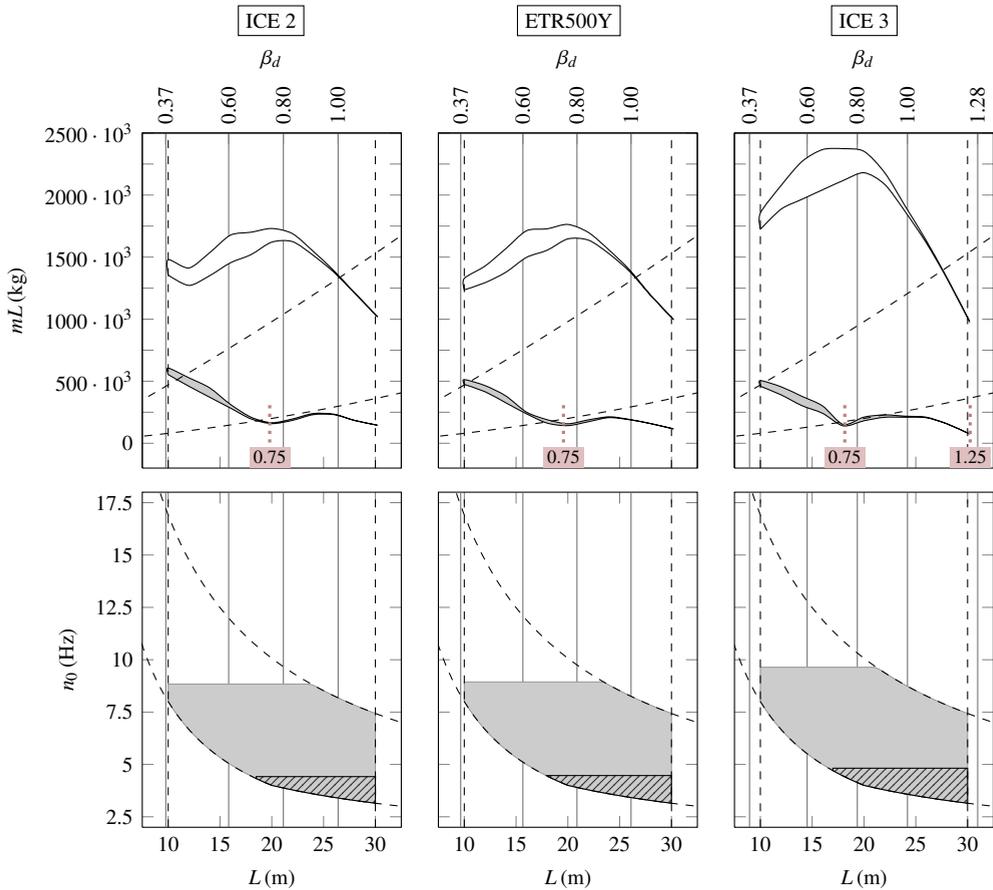


Figura 5.1: ELS de aceleración vertical en el catálogo de puentes (vía sobre balasto): composiciones convencionales. ▨ Primera resonancia. ▩ Segunda resonancia.

..... $\left(\frac{L}{d}\right)$ de cancelación de la segunda resonancia

can únicamente los puentes con luces medias-cortas del catálogo. Se ha indicado por tanto un valor adicional de este parámetro, $\beta_d = 1.80$, que será empleado en el apartado 5.4 para reproducir fenómenos de interacción representativos del Talgo AV en primera resonancia.

La metodología desarrollada permite determinar las relaciones L/d que, según los efectos que se desee estudiar para cada composición ferroviaria y orden de reso-

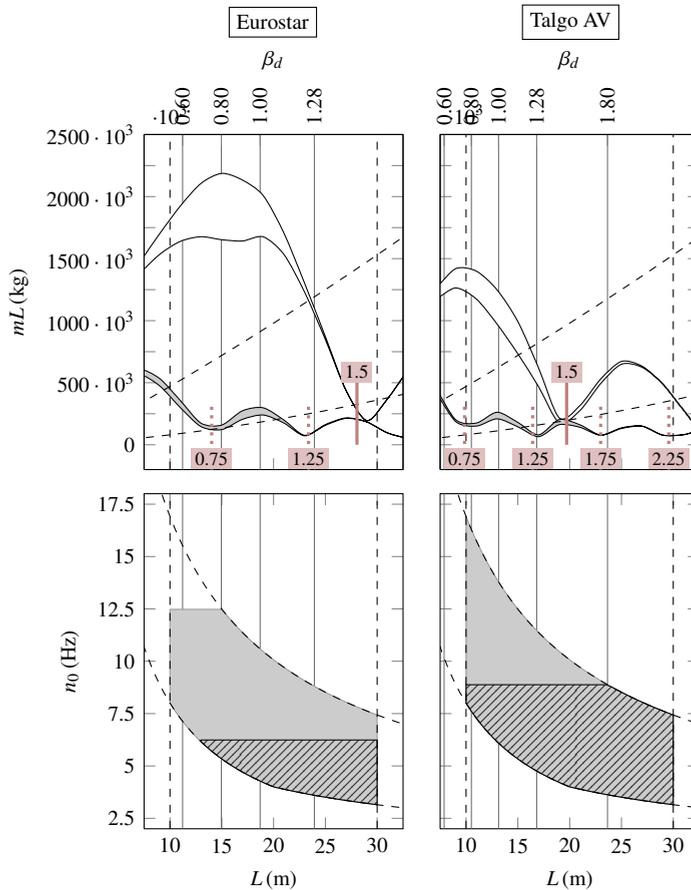


Figura 5.2: ELS de aceleración vertical en el catálogo de puentes (vía sobre balasto): composiciones articuladas y regulares. \square Primera resonancia. \blacksquare Segunda resonancia.

— $\left(\frac{L}{d}\right)$ de cancelación de la primera resonancia. \cdots $\left(\frac{L}{d}\right)$ de cancelación de la segunda resonancia

nancia, caracterizan un determinado sistema vehículo-estructura. Así por ejemplo, la primera resonancia debido al paso de las composiciones convencionales, tiene lugar dentro del rango de velocidades de proyecto únicamente si el cociente L/d es suficientemente elevado como para representar puentes con baja frecuencia fundamental. Puede observarse en la figura 5.1 que, para las tres composiciones convencionales consideradas, el valor mínimo de L/d que satisface el requerimiento de frecuencia oscila en torno a 0.70. Como se aprecia en la figura 3.21, la primera resonancia del

modo fundamental es máxima para valores de β_d comprendidos entre 0.60 y 0.80⁽⁴⁾, de manera que en ese rango de valores, el requerimiento de masa para que no se supere el ELS de 0.35g es también máximo, quedando además muy por encima del límite superior de masas considerado en el catálogo de puentes. La amplitud de las vibraciones libres debidas a cada eje desciende progresivamente a medida que β_d aumenta por encima de 0.80 y se aproxima al valor de cancelación $\beta_d = 1.50$. Este fenómeno hace que el requerimiento de masa asociado también disminuya, y para valores de β_d elevados (no inferiores a 1.00 aproximadamente con el ICE 2 y el ETR500Y, y a 1.10 con el ICE 3), quede incluido dentro de los límites considerados en el catálogo. A partir de ese punto, los puentes que se tomen pueden ser considerados realistas y son por tanto de interés práctico.

Estos mismos efectos pueden apreciarse con mayor claridad en la figura 5.2 ya que la cancelación de la primera resonancia, $\beta_d = 1.50$, se corresponde con menores luces, especialmente en el caso del Talgo AV, por presentar una distancia característica particularmente reducida. El requerimiento de masa asociado al Eurostar en primera resonancia queda incluido en los límites del catálogo para puentes con $L > 23.5$ m, aproximadamente. Por contra, al emplear la composición articulada Talgo AV, únicamente en los puentes con las menores luces del catálogo ($L < 16.00$ m) el requerimiento de masas supera el umbral máximo considerado. La cancelación de la primera resonancia al emplear el Talgo AV coincide, aproximadamente, con las luces intermedias del catálogo. El requerimiento de masas aumenta para luces superiores, alcanzando valores máximos cuando $L \in [25, 27]$ m, y descendiendo progresivamente si $L > 27$ m debido a la proximidad entre la relación L/d asociada y la cancelación de primera resonancia $\beta_d = 2.5$.

Con independencia de la composición ferroviaria considerada, y en mayor medida cuanto menor sea la distancia característica de la misma, el número de situaciones de cancelación aumenta en segunda resonancia dentro del rango de luces considerado, con lo que también se producen más fluctuaciones en los valores del requerimiento de masa entre valores máximos y mínimos. Este requerimiento desciende considerablemente respecto al obtenido en primera resonancia, y sólo alcanza niveles significativos cuando el cociente L/d que caracteriza el sistema vehículo-estructura se aleja de las cancelaciones y desciende suficientemente por debajo de 0.60 – 0.70 tomando valores pertenecientes al rango en el que la segunda resonancia del modo fundamental

⁴El desarrollo teórico que permite formular las condiciones de cancelación y máxima resonancia pueden consultarse en la referencia [Museros y otros, 2013].

es máxima (ver figura 3.21).

A lo largo de este capítulo se desea determinar si el tener o no en cuenta la interacción vertical vehículo-estructura puede repercutir de manera significativa en la valoración del ELS de $0.35g$, empleando para ello sistemas vehículo-estructura lo más cercanos posible a los que pueden encontrarse en el proyecto actual de puentes de alta velocidad. Por tanto, conviene recalcar que las relaciones β_d representativas del fenómeno a estudiar van a respetar los valores mínimos necesarios para que se satisfagan, simultáneamente, los requerimientos de frecuencia y de masa definidos. En los casos de primera resonancia se han empleado para ello relaciones β_d unitarias o superiores, mientras que en algunos casos de segunda resonancia se ha mantenido la relación $\beta_d = 1.00$ y se ha considerado también el valor $\beta_d = 0.60$. En la tabla 5.3 pueden consultarse las relaciones β_d representativas consideradas para cada orden de resonancia y composición ferroviaria junto con las luces asociadas. Los motivos por los que se han elegido dichos valores se explican más detalladamente a continuación.

Composición	Primera resonancia		Segunda resonancia	
	β_d	L (m)	β_d	L (m)
ICE 2	1.00	26.40	0.60	15.84
			1.00	26.40
ETR500Y	1.15	30.00	0.60	15.66
ICE 3	1.24	30.00	0.60	14.52
			1.00	24.20
Eurostar	1.30	24.31	0.60	11.22
			1.00	18.70
Talgo AV	1.25	16.42	1.00	13.14
	1.80	23.65		

Tabla 5.3: Relaciones β_d representativas y luces asociadas

En la medida de lo posible se han mantenido las relaciones β_d incluidas en el estudio de sensibilidad para permitir una comparación más directa de los resultados obtenidos. En primera resonancia se han adoptado valores adicionales con el obje-

tivo de reproducir los efectos de interacción en los puentes con las mayores luces del catálogo, siendo estos los únicos que en el caso de las composiciones convencionales y articuladas pueden satisfacer simultáneamente los requerimientos de masa y frecuencias. Los valores máximos considerados al emplear estas composiciones se han tomado suficientemente alejados de la cancelación de la primera resonancia $\beta_d = 1.50$ para poder llevar a cabo una adecuada valoración de los fenómenos de interacción, sin superarse en ningún caso la luz de 30.00 m máxima del catálogo. Con la composición Talgo AV se han considerado dos relaciones β_d representativas de los efectos de interacción en primera resonancia: $\beta_d = \{1.25, 1.80\}$. La primera de ellas, similar al valor máximo $\beta_d = 1.28$ considerado en el análisis de sensibilidad, es suficientemente elevada como para que el requerimiento de masa $mL_{0.35g}$ no sobrepase el límite superior del catálogo de puentes. La luz asociada ($L = 16.42$ m) se encuentra además dentro del rango $L \in [12.5, 17.5]$ m en el que el ADM prescribe los mayores valores de $\Delta\zeta$ (ver figura 3.4), de manera que la selección efectuada va a permitir verificar si el método simplificado del Eurocódigo 1 es conservador al considerar composiciones regulares. La segunda relación, representativa al emplear el Talgo AV en situación de primera resonancia, $\beta_d = 1.80$, caracteriza el fenómeno en las luces más elevadas del catálogo. Para dichas luces la discrepancia entre los resultados del TLM y del TLM/ADM es escasa con independencia de la composición, ya que los valores de $\Delta\zeta$ son muy reducidos para $L > 20$ m.

Por lo que respecta a la segunda resonancia, las luces elegidas con $\beta_d = 0.60$ para composiciones convencionales ($L \in [14.52, 15.84]$ m) pertenecen al rango en el que el ADM prescribe los mayores valores de $\Delta\zeta$, de manera que se ha seleccionado esta relación como representativa para determinar el grado de adecuación entre la aceleración máxima predicha con el TLM/ADM y la de los modelos de interacción DIM y SIM cuando tiene lugar dicha segunda resonancia (en primera resonancia los puentes del catálogo no satisfacen los requerimientos de masa y frecuencia). Con el mismo objetivo se han seleccionado, también para la segunda resonancia, las relaciones representativas $\beta_d = \{0.60, 1.00\}$ y $\beta_d = 1.00$ al emplear las composiciones articulada y regular, respectivamente. Las luces asociadas en el caso del Eurostar se alejan ligeramente del intervalo de valores en el que $\Delta\zeta$ es más elevado; sin embargo, para luces más próximas a 15.00 m, para la que el ADM prescribe el máximo amortiguamiento adicional, la amplificación dinámica resonante empieza a verse afectada por la cancelación de segunda resonancia $\beta_d = 0.75$ (ver figura 5.2).

No se ha considerado necesario emplear relaciones de distancia inferiores a 0.60 para

las que los puentes del catálogo también satisfacen los requerimientos de masa y frecuencia cuando tiene lugar una segunda resonancia ya que, como se desprende del análisis de sensibilidad y los diferentes casos analizados en este capítulo, los efectos de interacción descienden con β_d al ser menor el número de ejes que se encuentran sobre el puente en cada uno de sus ciclos de oscilación, de manera que la consideración de los efectos de interacción para relaciones β_d muy bajas altera de manera poco significativa la respuesta de la estructura.

Por último, las relaciones β_d unitarias en segunda resonancia y composiciones convencionales o articuladas han sido seleccionadas como representativas para reproducir las tendencias detectadas en el estudio teórico referente a la influencia de la caja de los coches⁵, y determinar si la diferencia entre los resultados del DIM y el SIM puede tener importancia práctica. En primera resonancia se han mantenido las relaciones de distancia elevadas que se indican en la tabla 5.3 con el mismo objetivo.

5.3. Composiciones convencionales

5.3.1. Resultados representativos

En la figura 5.3 se muestran los resultados representativos de la composición ICE 2 para los cocientes L/d seleccionados en primera y segunda resonancia: 1.00 y 0.60. Puesto que la composición ICE 2 cuenta con una distancia característica de 26.40 m, los puentes analizados presentan luces de 26.40 m en primera resonancia, y 15.84 m en segunda. Para cada luz de estudio, el conjunto de combinaciones $mL - n_0$ que pueden darse en el catálogo de puentes queda delimitado por los dos rectángulos representados. Junto a cada uno de ellos se ha indicado el orden de resonancia con el que se corresponden los resultados (R1: primera resonancia; R2: segunda resonancia), la relación β_d , y la luz del puente. Empleando la masa del bogie y la frecuencia vertical del sistema de suspensión primario de los coches de la composición ICE 2 (anexo E), se han duplicado los ejes de ordenadas y abscisas de la figura de manera que es posible relacionar directamente la masa y frecuencia de los puentes representados con los parámetros fundamentales μ_b y η_p .

⁵En el análisis de sensibilidad se ha obtenido que la influencia de la caja de los coches puede ser importante si la relación de distancias β_d es elevada y la frecuencia fundamental de los puentes reducida.

Las líneas horizontales indican la masa mínima que debe tener el tablero para que su aceleración vertical máxima empleando el TLM (línea de puntos) y el TLM/ADM (línea discontinua) sea $0.35g$, de manera que si la masa es inferior al valor indicado no se estaría satisfaciendo el ELS. Este umbral o requerimiento de masa se ha representado mediante un trazo continuo grueso y otro delgado al emplear los modelos de interacción DIM y SIM, respectivamente. Por último, la línea vertical roja muestra la frecuencia fundamental máxima, n_{0s} , del puente para que la velocidad crítica, de primera o segunda resonancia, no supere la máxima de proyecto ($V_s = 420 \text{ km/h}$). Estas cinco líneas se trazan sobre los conjuntos $mL - n_0$ asociados a las dos luces estudiadas. Puede apreciarse que en R1 el requerimiento de masa del TLM y el TLM/ADM supera ligeramente el límite superior de masas del catálogo. Entre ellos además existe muy poca diferencia ya que para la luz analizada en primera resonancia ($L = 26.40 \text{ m}$), el valor de $\Delta\zeta$ es de sólo un 0.0327% , con lo que el efecto beneficioso asociado al ADM es prácticamente despreciable pese a estar teniendo lugar una situación de resonancia clara (no afectada por ninguno de los mecanismos de cancelación descritos en la sección 3.5.4.2).

Los resultados de R2 en el gráfico superior de la figura se han obtenido empleando el cociente r/d original de la composición, 0.72 , mientras que en el gráfico inferior se reproducen los resultados para $r/d = 0.68$ con el objeto de valorar la interacción en un pico resonante más definido. En tal caso se aprecia un incremento del requerimiento de masa en los cuatro modelos y una mayor diferencia entre los resultados: la amplificación resonante de la respuesta está menos afectada por el mecanismo de cancelación por geometría de la composición detallado en la sección 3.5.4.2, con lo que aumenta la respuesta máxima del puente (que se traduce en este caso en un incremento del requerimiento de masa) y también la influencia del sobreamortiguamiento estructural y del modelo de vehículo.

Esta misma representación de resultados para el caso de las composiciones ETR500Y e ICE 3 se recoge en las figuras 5.4 y 5.5, respectivamente. Se ha mantenido el cociente $L/d = 0.60$ para la segunda resonancia, mientras que en R1 se han empleado las relaciones $L/d = 1.15$ y $L/d = 1.24$, que caracterizan puentes cuya luz es igual a 30 m ⁽⁶⁾, tanto en la composición ETR500Y ($d = 26.1 \text{ m}$) como en la ICE 3 ($d = 24.2 \text{ m}$).

⁶Puesto que el valor de $\Delta\zeta$ asociado a puentes con $L = 30 \text{ m}$ es nulo, no existe diferencia entre los resultados obtenidos con el TLM y el TLM/ADM en este caso.

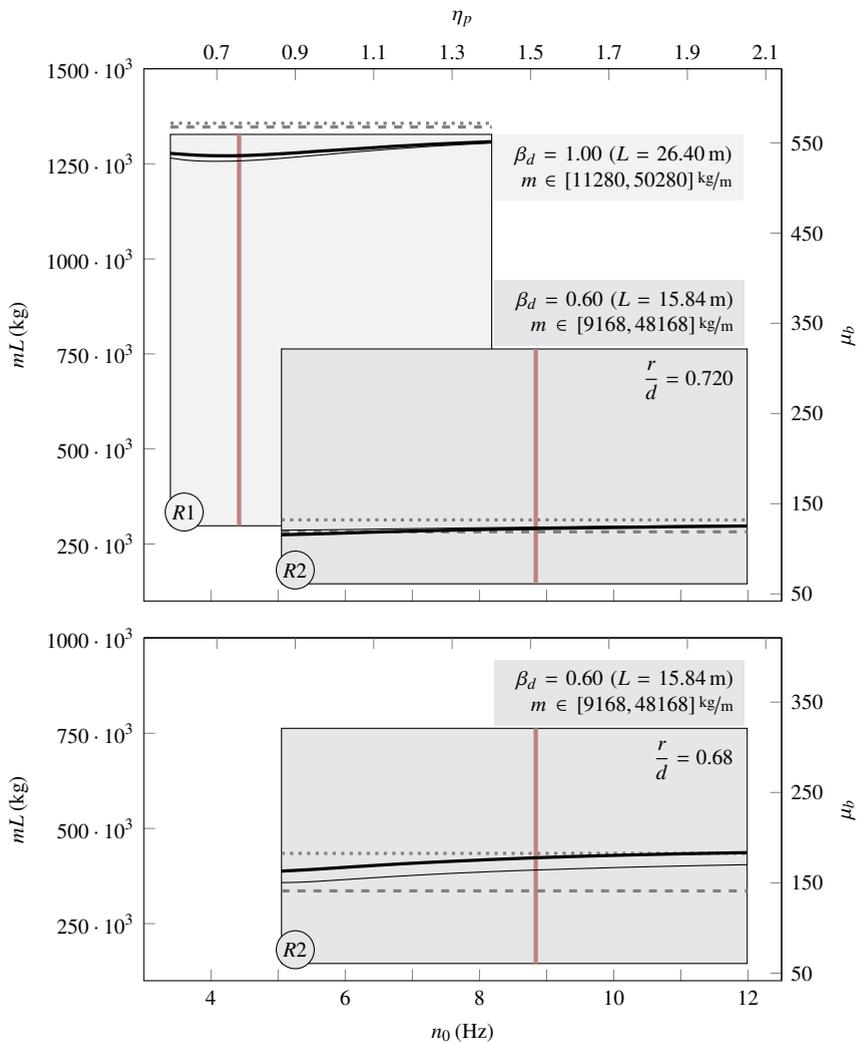


Figura 5.3: Valor umbral de la masa del tablero en casos representativos de la composición ICE 2.
 $mL_{0.35g}$ TLM. --- $mL_{0.35g}$ TLM/ADM. — $mL_{0.35g}$ DIM. — $mL_{0.35g}$ SIM. — n_{0S}

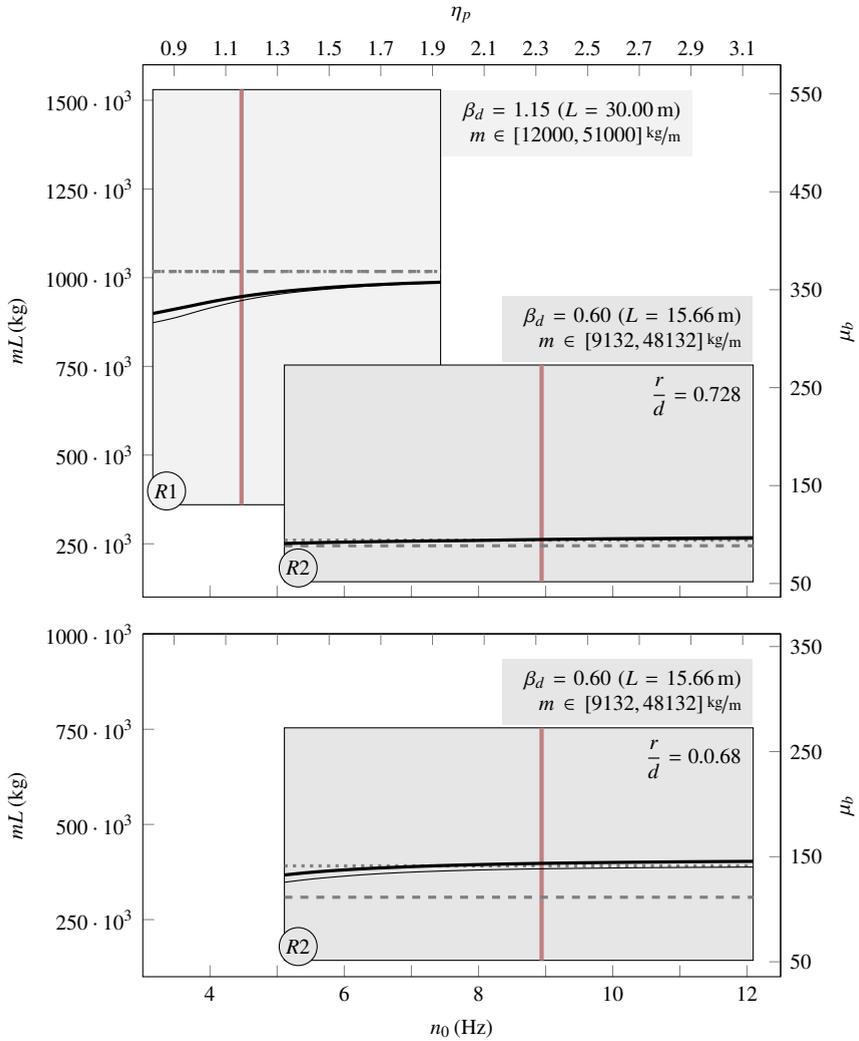


Figura 5.4: Valor umbral de la masa del tablero en casos representativos de la composición ETR500Y.
 $mL_{0.35g}$ TLM. --- $mL_{0.35g}$ TLM/ADM. — $mL_{0.35g}$ DIM. — $mL_{0.35g}$ SIM. — n_{0s}

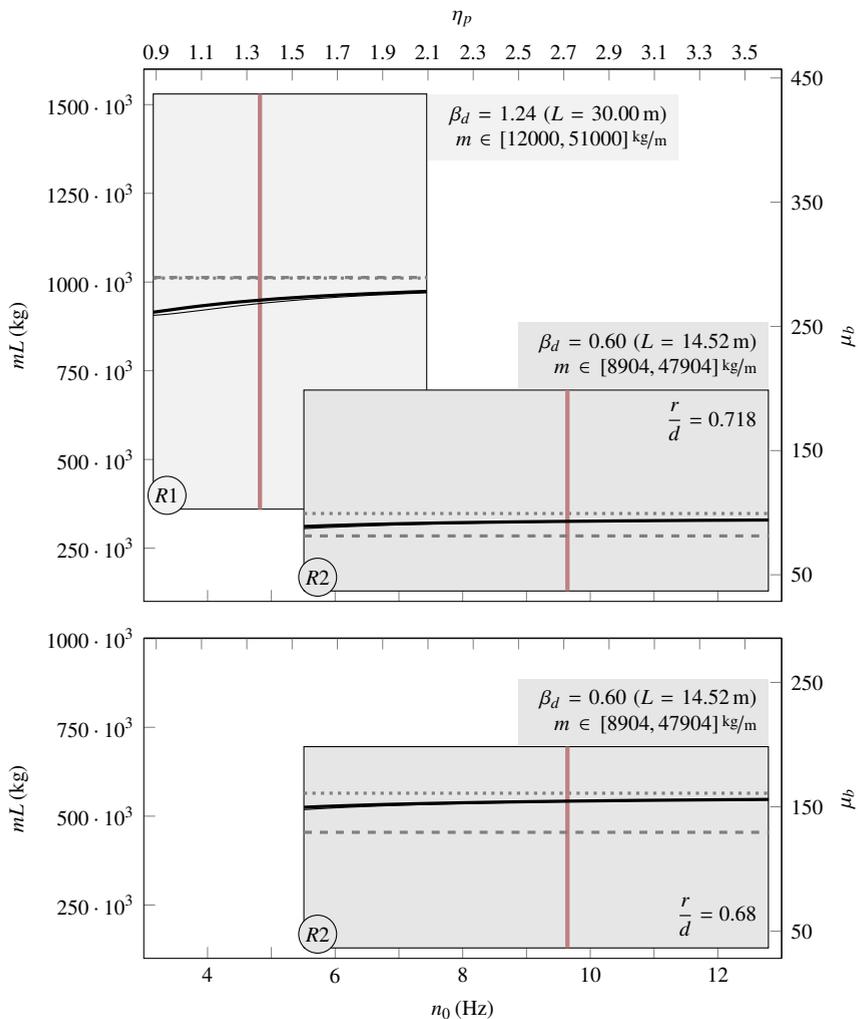


Figura 5.5: Valor umbral de la masa del tablero en casos representativos de la composición ICE 3.
 $mL_{0.35g}$ TLM. --- $mL_{0.35g}$ TLM/ADM. — $mL_{0.35g}$ DIM. — $mL_{0.35g}$ SIM. — n_{0S}

Para las tres composiciones se ha obtenido que, en primera resonancia, los resultados del TLM/ADM son conservadores (*i. e.*, prescriben un nivel de masa mínimo superior a los modelos con interacción para cumplir el ELS de aceleración) con independencia de la frecuencia propia del puente. Por contra, es destacable que en segunda resonancia el efecto beneficioso del ADM sobrepase al de los modelos SIM y DIM, tendencia que se acentúa al aumentar la frecuencia propia del puente (y por tanto la relación de frecuencias η_p). Este efecto es especialmente claro para el cociente $r/d = 0.68$ y tiene menos importancia si se mantienen los valores originales de esta relación debido a la mayor atenuación del fenómeno resonante y el descenso asociado de los efectos de interacción.

La influencia de la relación de frecuencias η_p es la esperada, aunque en este caso y a raíz de la menor frecuencia propia de los coches de las composiciones ETR500Y e ICE 3 (3.85 y 3.55 Hz, respectivamente) respecto a la de los coches del ICE 2 (5.84 Hz), existen ciertas diferencias en los resultados. Así, en R1 y composición ICE 2 se aprecia la zona de máxima interacción cuando η_p toma valores comprendidos entre 0.65 y 0.75, aproximadamente, reproduciéndose las tendencias observadas en el estudio de sensibilidad (el comportamiento representado es análogo al que caracteriza las envolventes de aceleración para $\beta_d = 1.00$ y primera resonancia de la figura 4.10). En los resultados de primera resonancia de las composiciones ETR500Y e ICE 3, los valores mínimos de η_p son 0.82 y 0.89, respectivamente, superiores a los que caracterizan la zona de máxima interacción.

En segunda resonancia las relaciones η_p son superiores a las que caracterizan la zona de máximos, de manera que esta no llega a apreciarse ni tampoco el descenso de los efectos de interacción para los valores más reducidos del cociente n_0/n_p . Estos efectos tendrían lugar a relaciones de frecuencia no realistas de acuerdo con el catálogo de puentes y trenes para el caso estudiado $\beta_d = 0.60$.

Tanto en R1 como en R2 la respuesta de los modelos de interacción tiende de manera asintótica a la del TLM a medida que η_p toma valores elevados. Puede apreciarse además que, por lo general, el requerimiento de masa del SIM es inferior al del DIM en la mayor parte del rango de η_p . Existen en este sentido diferencias en función de la composición ferroviaria empleada (por ejemplo en el caso de la composición ICE 3 y, especialmente en segunda resonancia, la diferencia de la respuesta obtenida con ambos modelos es prácticamente nula). Estas diferencias se explican con ayuda de los casos analizados en las siguientes secciones.

Se ha verificado que en ninguno de los casos analizados se produce la inversión de signo de las fuerzas de contacto. La fluctuación observada sobre el valor de la carga estática del eje es poco significativa en la mayor parte del rango de masas y frecuencias; únicamente en primera resonancia, y para los puentes más ligeros y con menor frecuencia propia, las oscilaciones adquieren cierta relevancia. El valor mínimo experimentado no es inferior al 60 % de la carga estática, y se ha obtenido en un puente con $L = 26.40$ m, $n_0 = 3.39$ Hz y $m = 11280$ kg/m, siendo este el puente más flexible y ligero del catálogo para la luz indicada, sometido al paso de la composición ICE 2 a velocidad de primera resonancia, $V_1^r = 322.18$ km/h. La aceleración máxima que predice el TLM en el caso descrito es de 15.31 m/s², muy superior al ELS que establece la normativa, por lo que no se trata de un caso de especial interés práctico.

5.3.2. Contraejemplos al ADM

En los casos representativos seleccionados en el apartado anterior (figuras 5.3 a 5.5) se ha puesto de manifiesto que el ADM puede no resultar conservador a la velocidad crítica de segunda resonancia en el caso de las composiciones convencionales, especialmente cuando la relación r/d se aleja del valor de cancelación 0.75. Este hecho está propiciado por los valores elevados de $\Delta\zeta$ en el rango de luces comprendidas entre 12.5 y 17.5 m en el que, tal y como se muestra en la figura 5.1, la segunda resonancia debida al paso de las composiciones convencionales es determinante. Sin embargo en el estudio de sensibilidad se ha obtenido que, para la relación $\beta_d = 0.60$, representativa de los efectos de interacción de estas composiciones en puentes con luces comprendidas entre 14 y 16 m, la reducción de aceleraciones del DIM en segunda resonancia (figura 4.13) toma valores considerablemente bajos, que solo superan el umbral del 15 % para relaciones de frecuencia $\eta_p < 1.10$, siendo inferiores al 10 % en el LB una vez que η_p es superior a 1.3 – 1.4. Cabe destacar además que estos niveles de reducción se han obtenido empleando una determinada relación de masas, $\mu_b = 150$, y que si este cociente aumenta el efecto beneficioso asociado a la interacción es progresivamente menos significativo.

Si los valores adimensionales anteriores se *traducen* a espacio real, empleando para ello las características mecánicas de una determinada composición o de un determinado puente, los resultados del análisis de sensibilidad realizado permiten obtener una estimación del nivel de reducciones asociado al sistema vehículo-estructura representado. Considérese por ejemplo el ICE 2, cuyos coches tienen una longitud $d = 26.4$ m,

la masa del bogie de los mismos es $m_b = 2373$ kg y su suspensión primaria está caracterizada por una frecuencia vertical $n_p = 5.84$ Hz. Los valores de la luz y la masa de un puente que se obtienen a partir de los cocientes adimensionales $\beta_d = 0.60$ y $\mu_b = 150$ son: $L = 0.60 \cdot 26.4 = 15.84$ m, $mL = 150 \cdot 2373 = 355.95 \cdot 10^3$ kg ($m = 22471$ kg/m). Este valor de masa podría caracterizar un puente de $L = 15.84$ m y vía única de la tipología filler beam, o bien un puente de vía doble con la luz indicada y de las tipologías losa sobre vigas o losa aligerada, aunque en tal caso la masa se encuentra en el límite inferior que caracteriza las tipologías mencionadas en vía doble. La frecuencia fundamental asociada a la relación $\eta_p = 1.10$, límite superior indicado en el párrafo anterior para el que las reducciones han superado el 15 %, es $n_0 = 6.42$ Hz, próxima al valor mínimo considerado en el catálogo ($n_0 \in [5.05, 11.98]$ Hz para $L = 15.84$ m), de manera que en este caso, únicamente si el puente tiene una frecuencia fundamental muy baja, cabe esperar que los efectos de interacción adquieran cierta relevancia en el cálculo de su respuesta. Si n_0 toma mayores valores, el acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria de los coches del ICE 2 y el puente disminuye, y por tanto también lo hace la reducción de la respuesta. Por ejemplo, si la frecuencia fundamental del puente es $n_0 = 8.76$ Hz, valor más cercano a los que cabría esperar en puentes de nueva construcción y la luz indicada en líneas de alta velocidad, la relación η_p es 1.50, siendo este cociente característico de reducciones muy bajas en el estudio teórico. Es necesario además considerar que por un mismo puente circulen composiciones ferroviarias con características mecánicas diferentes, y por tanto que los parámetros adimensionales anteriores tomen valores distintos, asociados por tanto a otros niveles de reducción. La suspensión primaria de los coches del ETR500Y ($n_p = 3.85$ Hz) y del ICE 3 ($n_p = 3.55$ Hz) es mucho menor que la correspondiente a los coches del ICE 2, de manera que, para los valores de n_0 seleccionados, el acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria de los coches y el puente disminuye, y por tanto también descienden los niveles de reducción (las relaciones de frecuencia pasan de $\eta_p = \{1.10, 1.50\}$ al emplear el ICE 2 a $\eta_p = \{1.67, 2.27\}$ y $\eta_p = \{1.81, 2.47\}$ con el ETR500Y y el ICE 3, respectivamente).

El ADM no contempla las consideraciones anteriores, ya que el valor de $\Delta\zeta$ facilitado es único con cada luz y se obtuvo empleando únicamente dos composiciones ferroviarias. Con los ejemplos desarrollados a continuación se demuestra que la aplicación del ADM puede incurrir en una predicción no conservadora de la aceleración vertical del tablero considerando composiciones de tipo convencional. Los ejemplos han

sido seleccionados empleando los resultados del estudio teórico según se ha expuesto en el párrafo anterior. No se ha contemplado la influencia que tienen los parámetros secundarios del sistema vehículo-estructura en el cálculo de la respuesta del puente, cuyos efectos se analizan en el siguiente apartado. La masa de los tableros se elige de forma que el TLM/ADM satisfaga, de manera estricta, el ELS de aceleración vertical para puentes de vía sobre balasto⁷.

En todos los casos analizados se estudia la respuesta de la estructura cuando la composición circula a velocidades comprendidas entre 170 y 420 km/h con incrementos de 0.5 km/h. Se han determinado la aceleración vertical máxima y los valores extremos de las fuerzas de interacción normalizadas para cada velocidad de cálculo considerando cuatro modelos: el TLM, el DIM, el SIM y el TLM/ADM. Para ello se han tomado 19 secciones uniformemente distribuidas de la luz del puente, $x/L = \{0.05, 0.10, 0.15, 0.20, \dots, 0.95\}$, y se ha calculado entre ellas el máximo global de la aceleración y los valores extremos alcanzados por las fuerzas de interacción normalizadas. Se ha considerado la contribución de los tres primeros modos de vibración en la valoración de la respuesta dinámica del sistema. La tasa de amortiguamiento estructural se ha tomado en base al Eurocódigo 1 (ζ_0^{EC}) para puentes de hormigón pretensado (tabla 5.2). En los gráficos que sintetizan los resultados de cada caso analizado se indican las velocidades de resonancia (V_j^r) y cancelación ($V_{j_c}^c$), las características de la estructura y las relaciones β_d , μ_b y η_p asociadas.

La luz y la frecuencia fundamental del puente se obtienen a partir de las relaciones adimensionales indicadas en la exposición anterior y las características mecánicas de los coches de la composición. Se ha mantenido la relación $\beta_d = 0.60$ como representativa, y los dos valores de η_p se han ajustado ligeramente para cada composición. Por su parte la relación de masas μ_b es la que resulta del cociente entre la masa de la estructura, calculada para la que la aceleración máxima proporcionada por el TLM/ADM sea 0.35g, y la masa del bogie de los coches. Los resultados de los tres primeros casos de estudio, correspondientes a las composiciones ICE 2, ETR500Y e ICE 3, se han representado en las figuras 5.6 (caso ICE2/R2/01), 5.7 (caso ETR/R2/01) y 5.8 (caso ICE3/R2/01). Las características mecánicas de los puentes en los casos asociados al ICE 2 y al ETR500Y son muy similares a las indicadas anteriormente para un puente de vía única y tipología filler beam, o de vía doble, muy ligero, y tipología losa sobre vigas o losa aligerada. Al emplear el ICE 3,

⁷La aceleración vertical máxima del TLM, incrementando el amortiguamiento estructural según el porcentaje dado por el Eurocódigo 1 al aplicar el ADM, es igual a 0.35g.

la masa lineal del puente es algo mayor ($m = 31310 \text{ kg/m}$ para $L = 14.52 \text{ m}$), ya que el peso por eje de esta composición es comparativamente superior⁸, con lo que el requerimiento de masas para un mismo cociente L/d aumenta (ver figura 5.1). Este valor de masa podría caracterizar un puente ligero de vía doble y tipología filler beam o un puente de vía doble y masa intermedia de las tipologías losa aligerada o losa sobre vigas.

En cada gráfico se indica la reducción de la respuesta con respecto a la proporcionada por el modelo de cargas puntuales TLM al emplear el DIM, el SIM y el TLM/ADM. Además, en la parte inferior derecha de los gráficos se ha anotado el valor mínimo de las fuerzas de interacción normalizadas del DIM (mín \bar{f}), pudiendo así verificarse que estas no experimentan descensos significativos respecto a su valor unitario como para poner en duda la validez del modelo empleado⁹, o que la estabilidad de la composición se vea comprometida.

La predicción del TLM en los casos ICE2/R2/01, ETR/R2/01 e ICE3/R2/01 es de 4.44, 4.42 y 4.27 m/s^2 , respectivamente, superior al ELS de aceleración vertical para puentes de vía sobre balasto. En todos ellos la reducción de la respuesta debida al ADM supera la proporcionada por los modelos de interacción para las dos relaciones η_p consideradas, y el SIM ofrece una predicción ligeramente menos conservadora de la respuesta del puente que el DIM. Los valores de reducción siguen las tendencias esperadas: los efectos de interacción decrecen en cada caso analizado cuando η_p pasa del valor inferior al superior por la disminución del acoplamiento dinámico entre el puente y el bogie.

La modificación del patrón de distancias debido a las locomotoras altera la amplificación dinámica resonante en los casos ICE2/R2/01 y ETR/R2/01, teniendo esta lugar a velocidad ligeramente inferior a V_2' . Intervienen aquí fenómenos de superposición entre las vibraciones que inducen los ejes de las locomotoras y las debidas al paso del resto de la composición. En especial, la presencia de la última locomotora hace que sea difícil determinar mediante fórmulas simplificadas si la aceleración va a verse incrementada o disminuida respecto a la provocada por el paso de los ejes anteriores [Museros y otros, 2013]. Sin embargo, tal y como se desprende de los casos analizados a lo largo del capítulo, la respuesta en resonancia obtenida con los distin-

⁸La carga estática por eje de los coches de las composiciones ICE 2, ETR500Y e ICE 3 es de $111.80 \cdot 10^3 \text{ N}$, $113.02 \cdot 10^3 \text{ N}$ y $166.03 \cdot 10^3 \text{ N}$, respectivamente.

⁹No se indican los valores correspondientes para el SIM por ser muy similares a los del DIM y tener menor interés práctico.

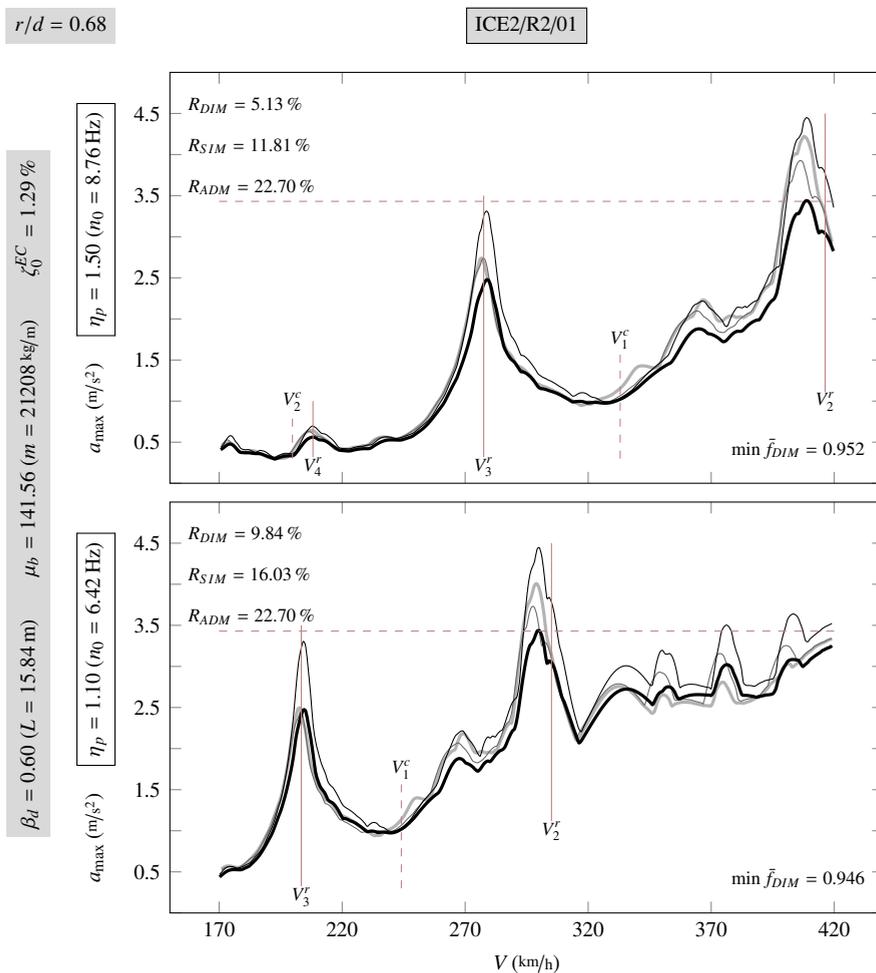


Figura 5.6: Caso ICE2/R2/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

tos modelos (y por tanto el fenómeno de interacción) sigue estando dominada por la acción repetitiva de los coches de pasajeros.

La presencia de las locomotoras puede también originar una mayor diferencia entre las aceleraciones máximas calculadas con el DIM y el SIM, tal y como sucede en los casos ICE2/R2/01 y ETR/R2/01. En la sección 5.3.3.2 se analizan de nuevo estos casos pero sin considerar las locomotoras de la composición.

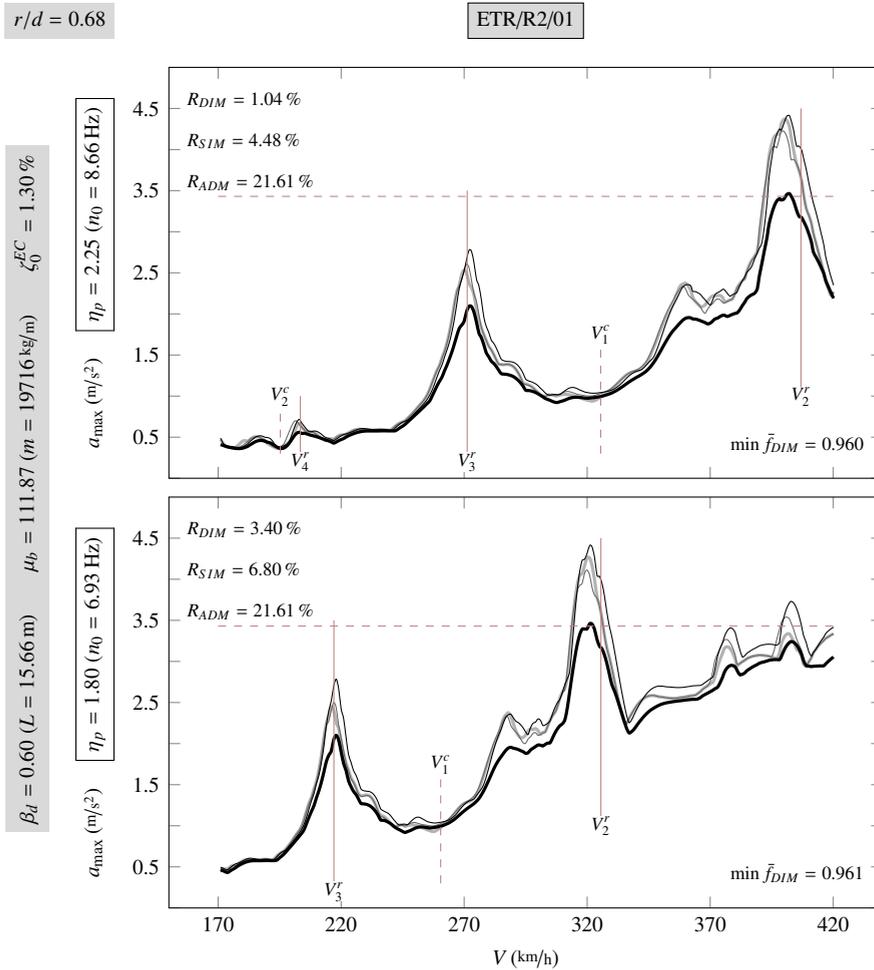


Figura 5.7: Caso ETR/R2/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

El principal resultado derivado del estudio es que, además de corroborar que existen situaciones en las que el ADM puede no resultar conservador, la reducción de la respuesta del puente al emplear un modelo de interacción puede ser prácticamente despreciable, especialmente al emplear el DIM, incluso en puentes como los analizados para los que el ADM propone valores elevados de $\Delta\zeta$. Se corrobora por tanto la conclusión con mayor importancia práctica extraída durante el estudio de sensibili-

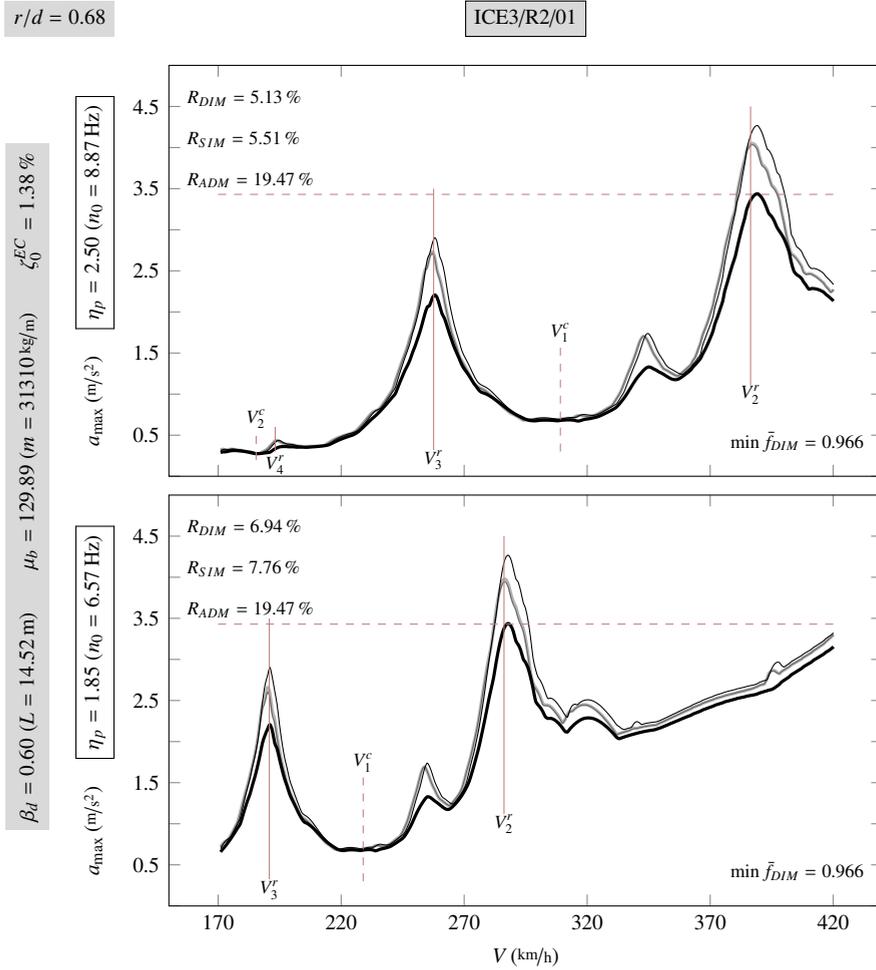


Figura 5.8: Caso ICE3/R2/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

dad presentado en el capítulo 4: la variabilidad de las características mecánicas de las composiciones hace que no sea posible establecer un método simplificado conservador que permita considerar el efecto beneficioso de la interacción en el cálculo de la respuesta de la estructura.

5.3.3. Casos complementarios y adicionales

Para concluir el estudio de las composiciones convencionales, se analizan en lo que sigue una serie de casos adicionales y complementarios.

Los resultados teóricos del estudio de sensibilidad se complementan en primer lugar mediante el análisis de la influencia de dos factores que no han sido considerados de manera aislada en el capítulo anterior: el cociente r/d y la presencia de las locomotoras en la valoración de la reducción de la respuesta del puente:

- En la sección 5.3.3.1 se muestra que los principales resultados del estudio teórico se mantienen si r/d toma valores superiores a 0.68 (*i. e.*, al único cociente considerado en el estudio de sensibilidad en segunda resonancia). Se analizan para ello los casos de estudio ICE2/R2/01, ETR/R2/01 e ICE3/R2/01, cuyos resultados se han representado anteriormente en las figuras 5.6 a 5.8, pero manteniendo la relación r/d original de cada composición.
- En la sección 5.3.3.2 se analizan de nuevo los casos ICE2/R2/01 y ETR/R2/01 pero sin incluir en los modelos de cálculo las locomotoras de las composiciones. Mediante la comparación de estos nuevos casos de estudio con los resultados previamente obtenidos se pone de manifiesto que, pese a que la respuesta en resonancia está dominada por la acción repetitiva de los coches, la locomotora de las composiciones puede repercutir en el cálculo de manera distinta según el modelo de interacción empleado.

Estos estudios se completan mediante una serie de casos adicionales que permiten cuantificar la importancia práctica de algunas de las principales tendencias ya observadas en el análisis de sensibilidad pero que no han sido ejemplificadas hasta el momento. Se ha respetado el orden seguido en la exposición de los resultados del capítulo 4:

- En la sección 5.3.3.3 se analizan una serie de ejemplos en los que tiene lugar la primera resonancia del sistema, mostrándose que las principales tendencias del fenómeno de interacción se mantienen en los puentes con las luces más elevadas del catálogo y que, también en ellos, la variabilidad de las características mecánicas de las composiciones hace que la reducción de la respuesta en puentes similares pueda tomar valores considerablemente bajos.
- En la sección 5.3.3.4 se recogen los resultados de dos nuevas variaciones del

caso ICE2/R2/01 para poner de manifiesto a través de casos reales que tanto el amortiguamiento estructural como el número de coches tienen la influencia observada en el análisis de sensibilidad (*i. e.*, el efecto beneficioso de la interacción aumenta si se reduce el amortiguamiento estructural o la composición está formada por un mayor número de coches).

- En la sección 5.3.3.5 se modifica la tasa de disipación de la suspensión primaria de los coches ICE 2 e ICE 3 y se analizan las aceleraciones máximas de los puentes estudiados en los casos ICE2/R2/01 e ICE3/R2/01. Los resultados obtenidos están en concordancia con las tendencias observadas en el estudio teórico, y el efecto beneficioso de la interacción evoluciona con ζ_p en los casos reales de forma coherente con el problema del oscilador móvil amortiguado.
- Por último, en la sección 5.3.3.6 se analizan una serie de casos reales en los que la respuesta del puente calculada con el SIM y el DIM difiere de manera significativa debido a los efectos de las cajas de los coches, detectándose situaciones de proyecto en las que dichos efectos pueden influir en la verificación del ELS de aceleración vertical en puentes de vía sobre balasto.

5.3.3.1. Influencia de la cancelación parcial de resonancia por geometría de la composición

En la sección 3.5.4.2 se ha mostrado que la amplificación dinámica de la respuesta del puente en segunda resonancia es más significativa cuando la relación r/d toma su mínimo valor realista, 0.68, siendo este cociente el único considerado en el estudio de sensibilidad. Si r/d toma el valor superior del catálogo de coches convencionales, 0.73, muy cercano a la cancelación $r/d = 0.75$, el máximo de resonancia queda atenuado casi en su totalidad, por lo que los efectos de interacción resultan despreciables. Sin embargo, para la relación intermedia, $r/d = 0.715$, próxima a la de los coches del ICE 2 ($r/d = 0.72$), ETR500Y ($r/d = 0.728$) e ICE 3 ($r/d = 0.718$), la amplificación dinámica en segunda resonancia alcanza cierta importancia (ver figura 3.22), con lo que se ha considerado interesante valorar los efectos de interacción en los casos ICE2/R2/01, ETR/R2/01 e ICE3/R2/01 utilizando la relación r/d original de cada composición. Los resultados obtenidos pueden consultarse en las figuras 5.9 (caso ICE2/R2/02), 5.10 (caso ETR/R2/02) y 5.11 (ICE3/R2/02).

Los puentes analizados cuentan con la misma luz, frecuencia fundamental y amor-

tiguamiento estructural que en los casos previos. Su masa se ha reducido para que la aceleración máxima calculada con el TLM/ADM sea $0.35g$ con el fin de analizar casos reales que se encuentren en el límite del ELS de aceleración vertical¹⁰.

Debido al descenso de la amplificación dinámica en segunda resonancia, la aceleración máxima toma niveles similares a los que origina la tercera resonancia¹¹. Además las envolventes en los gráficos inferiores de cada figura pasan a estar dominadas por los efectos de primera resonancia, pese a que V_1^r supere la velocidad máxima de cálculo¹². Este fenómeno puede tener lugar independientemente del valor que tome el cociente r/d si la frecuencia fundamental del puente es suficientemente baja, pero cuanto más se aproxime la relación r/d al valor de cancelación, mayor es la frecuencia a partir de la cual la segunda resonancia da lugar a la máxima respuesta. Así por ejemplo, en la variante 01 de los tres casos representados, si la frecuencia fundamental desciende por debajo de 6.0 Hz, aproximadamente, la rama ascendente debida a la primera resonancia pasa a dominar la envolvente de las aceleraciones. Esta frecuencia aumenta en la variante 02, y únicamente para $n_0 > 7.5$ Hz, aproximadamente, la aceleración máxima se debe a la segunda resonancia.

En lo que sigue se considera únicamente el rango de velocidades para el que, en cada caso, la aceleración máxima del puente está asociada a la segunda resonancia (*i. e.*, todo el rango de velocidades en los gráficos superiores de las figuras 5.9 a 5.11 y únicamente las velocidades inferiores a la señalada por la línea vertical discontinua en los gráficos inferiores). Los principales resultados de las variantes 01 y 02 de los casos ICE2/R2, ETR/R2 e ICE3/R2 se han agrupado en las tablas 5.4, 5.5 y 5.6, respectivamente¹³. Se facilitan también los resultados obtenidos cuando el requerimiento de masa es el de la variante 01 ($r/d = 0.68$) pero el cociente r/d toma el

¹⁰Debido a la mayor atenuación del fenómeno resonante, si se mantiene la masa original de la estructura, la aceleración máxima de los modelos toma valores inferiores a $0.35g$, con lo que el caso de estudio asociado cuenta con un menor interés práctico de cara a la valoración de los efectos de interacción. Así por ejemplo, si se mantiene la masa lineal de la estructura en el caso ICE2/R2/01 ($m = 21208$ kg/m), la aceleración máxima del TLM pasa de 4.44 m/s² con $r/d = 0.68$ a 3.21 m/s² con $r/d = 0.72$, y la del TLM/ADM desciende desde $0.35g$ hasta un valor de 2.62 m/s².

¹¹Ha podido verificarse que si la relación r/d toma valores superiores a los de los coches de las composiciones convencionales empleadas, más próximos por tanto al valor de cancelación $r/d = 0.75$, la amplificación dinámica debida a la tercera resonancia pasa a ser mayor que la debida a la segunda.

¹²En estos gráficos se ha trazado una línea vertical discontinua indicando la velocidad máxima para la que son válidos los valores de reducción indicados.

¹³En las tablas se ha abreviado la notación y la aceleración máxima correspondiente al TLM/ADM se denota como a_{ADM} .

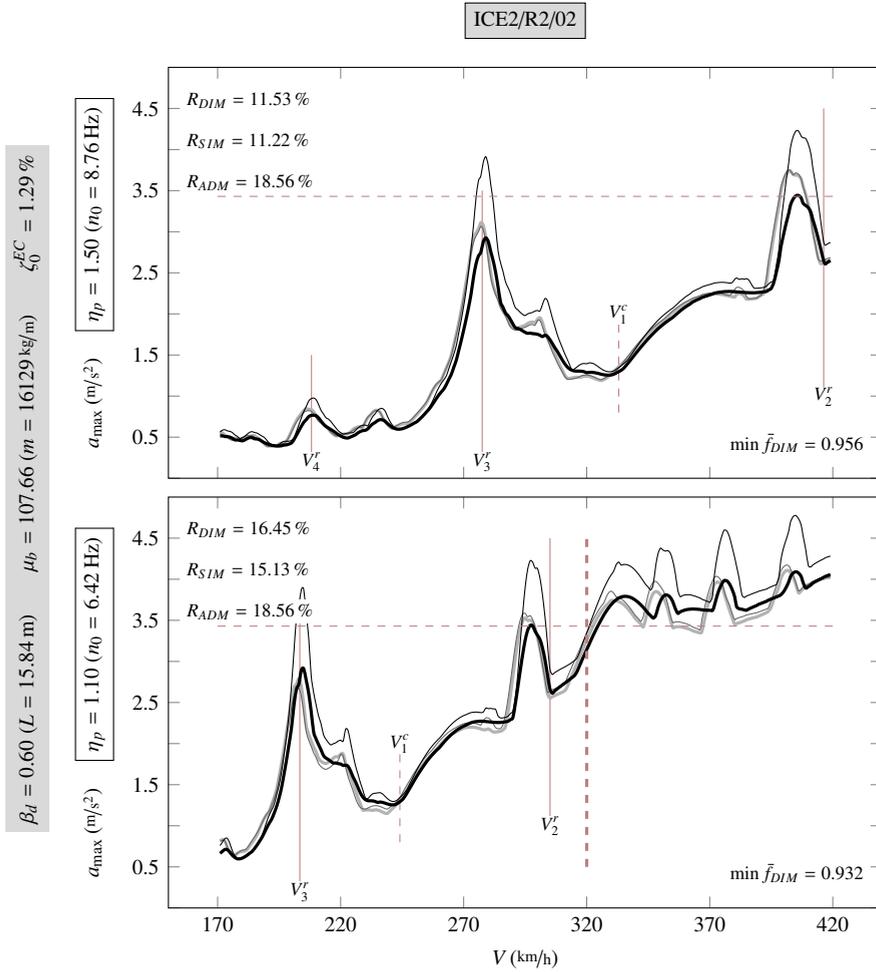


Figura 5.9: Caso ICE2/R2/02. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

valor original de cada composición, de manera que es posible interpretar la influencia de este parámetro por separado. Se ha mantenido la organización de resultados empleada en las figuras, de manera que la serie de datos superior de cada tabla se corresponde con el mayor valor de η_p y la serie inferior con el menor.

Al comparar los niveles de reducción asociados a una misma combinación $\{\mu_b, r/d\}$ pero distinta relación de frecuencias η_p (i. e., comparando las reducciones de la

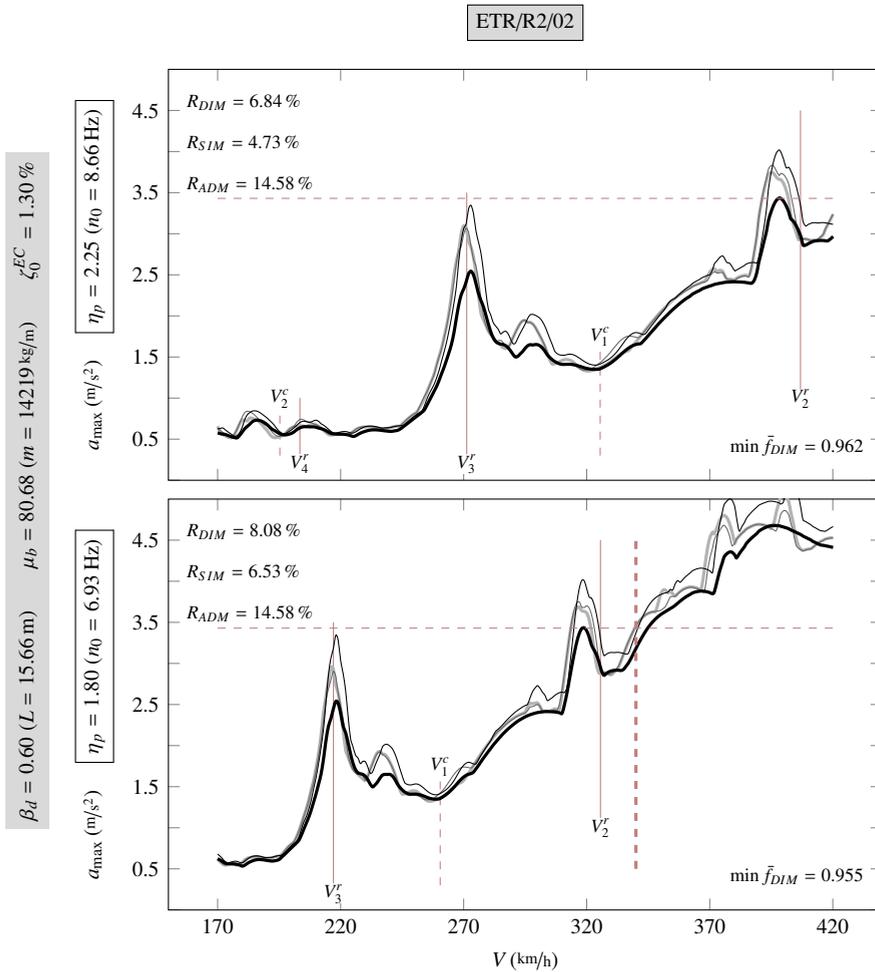


Figura 5.10: Caso ETR/R2/02. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

misma fila en cada serie de datos) puede apreciarse que, cuando r/d toma el valor original de cada composición, las reducciones del DIM y el SIM siguen evolucionando con η_p según las tendencias esperadas: en cada caso las reducciones son menores a mayor relación de frecuencias (*i. e.*, a menor grado de acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente).

La relación r/d tiene sin embargo una influencia distinta según la composición fe-

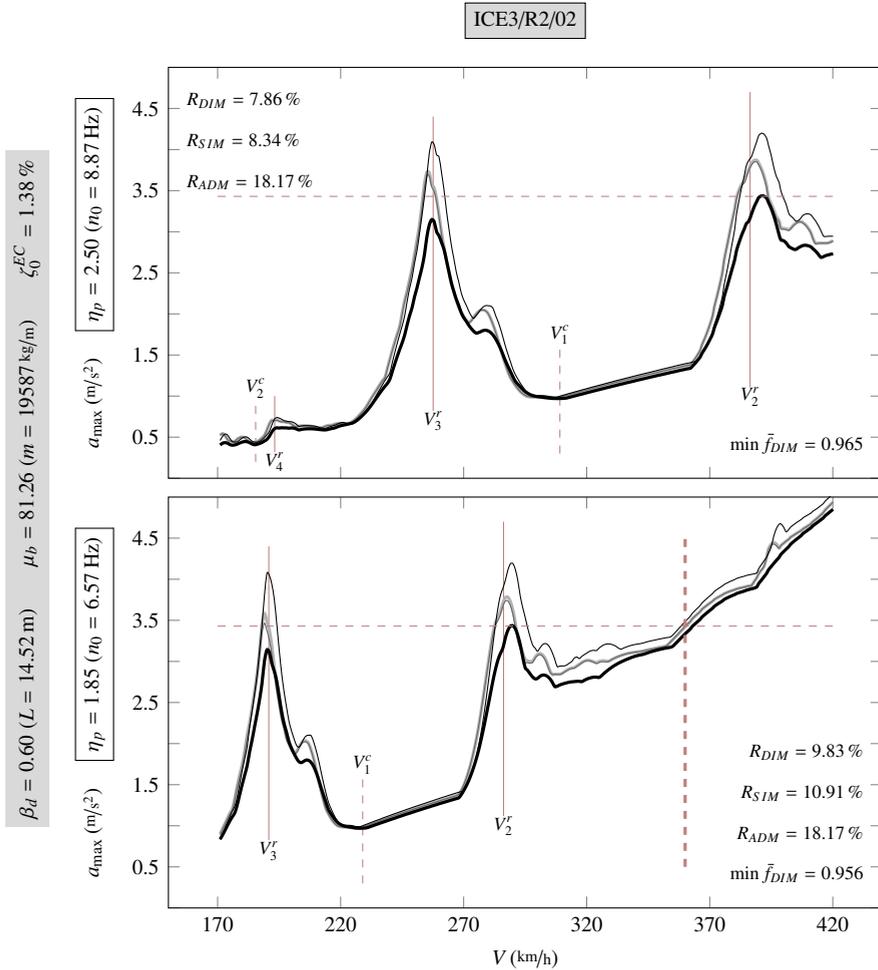


Figura 5.11: Caso ICE3/R2/02. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

roviaria empleada. Considérense en primer lugar las reducciones asociadas a una misma combinación $\{\eta_p, \mu_b\}$ y distinta r/d (*i. e.*, filas uno y dos de cada serie de datos). En el caso ICE3/R2 (tabla 5.6) las reducciones del DIM y el SIM descienden ligeramente cuando se incrementa la relación r/d . Sin embargo, en los casos ICE2/R2 (tabla 5.4) y ETR/R2 (tabla 5.5), esta tendencia se mantiene únicamente al emplear el SIM, mientras que las reducciones asociadas al DIM pasan a tomar valores algo

η_p	n_0 (Hz)	r/d	μ_b	m (kg/m)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.50	8.76	0.68	141.56	21208	5.13	11.81	4.44	3.43	4.21	3.92
		0.72			8.93	8.84	3.21	2.62	2.93	2.93
			107.66	16129	11.53	11.22	4.22	3.43	3.73	3.74
1.10	6.42	0.68	141.56	21208	9.84	16.03	4.44	3.43	4.00	3.73
		0.72			13.29	12.24	3.21	2.62	2.79	2.82
			107.66	16129	16.45	15.13	4.22	3.43	3.52	3.58

Tabla 5.4: Variantes 01 ($r/d = 0.680$) y 02 ($r/d = 0.720$) del caso ICE2/R2
 $\beta_d = 0.60$, $L = 15.84$ m, $\zeta_0 = 1.29$ %

η_p	n_0 (Hz)	r/d	μ_b	m (kg/m)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
2.25	8.66	0.68	111.87	19716	1.04	4.48	4.38	3.43	4.33	4.18
		0.728			6.00	3.52	2.90	2.48	2.72	2.80
			80.68	14219	6.84	4.73	4.02	3.43	3.74	3.83
1.80	6.93	0.68	111.87	19716	3.40	6.80	4.38	3.43	4.23	4.08
		0.728			6.99	4.81	2.90	2.48	2.70	2.76
			80.68	14219	8.08	6.53	4.02	3.43	3.69	3.76

Tabla 5.5: Variantes 01 ($r/d = 0.680$) y 02 ($r/d = 0.728$) del caso ETR/R2
 $\beta_d = 0.60$, $L = 15.66$ m, $\zeta_0 = 1.30$ %

superiores cuando aumenta la relación r/d . Se trata en todo caso de diferencias pequeñas y las reducciones se mantienen en torno a valores con escasa importancia práctica. El cambio de tendencia señalado puede atribuirse a que ciertos efectos de las cajas de las locomotoras se ven incrementados al modificar el patrón de distancias de la composición, con lo que la respuesta del DIM en los casos ICE2/R2 y ETR/R2 evoluciona de forma diferente con r/d respecto al caso ICE3/R2.

Por último, si se mantiene la combinación $\{\eta_p, r/d\}$ y se observa la evolución de las reducciones al variar la masa de la estructura (*i. e.*, filas dos y tres de cada serie

η_p	n_0 (Hz)	r/d	μ_b	m (kg/m)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
2.50	8.87	0.68	129.89	31310	5.13	5.51	4.26	3.43	4.04	4.03
		0.718			5.08	5.43	2.95	2.41	2.80	2.79
			81.26	19587	7.86	8.34	4.20	3.43	3.87	3.85
1.85	6.57	0.68	129.89	31310	6.94	7.76	4.26	3.43	3.97	3.93
		0.718			6.24	6.97	2.95	2.41	2.77	2.74
			81.26	19587	9.83	10.91	4.20	3.43	3.78	3.74

Tabla 5.6: Variantes 01 ($r/d = 0.680$) y 02 ($r/d = 0.718$) del caso ICE3/R2
 $\beta_d = 0.60$, $L = 14.52$ m, $\zeta_0 = 1.38$ %

de datos), puede apreciarse que, siguiendo la tendencia esperada, las reducciones aumentan al descender la relación de masas del sistema.

Los análisis realizados han permitido verificar que los principales resultados del estudio teórico se mantienen cuando la segunda resonancia se encuentra atenuada en mayor medida al aumentar el cociente r/d , ya que las reducciones calculadas han evolucionado con η_p y μ_b siguiendo las tendencias del análisis de sensibilidad con independencia del valor de r/d . Además ha podido constatar que si este parámetro toma valores ligeramente superiores a 0.68, las reducciones del sistema tienden a ser algo menores, aunque en composiciones con locomotoras entran en juego fenómenos asociados a las cajas de las mismas de difícil predicción y que pueden originar una evolución distinta de la respuesta del DIM.

Las reducciones obtenidas en los tres casos analizados y sus distintas variantes han tomado valores poco significativos, especialmente para las mayores relaciones de frecuencia consideradas. Los niveles de reducción del DIM han superado el umbral del 10 % únicamente en el caso ICE2/R2. Sin embargo, cabe destacar una vez más que en puentes con características mecánicas muy similares, al variar la composición ferroviaria, y por tanto el acoplamiento dinámico entre el sistema de suspensión primario y la estructura, las reducciones toman valores muy bajos, que no justificarían la consideración de los efectos de interacción en el cálculo de la respuesta del puente.

5.3.3.2. *Influencia de las locomotoras*

Con el análisis de los casos anteriores se ha puesto de manifiesto que la influencia de las locomotoras sobre la respuesta en resonancia de la estructura puede variar ligeramente según el modelo de interacción empleado. Una valoración de este fenómeno se obtiene al volver a calcular los casos de estudio ICE2/R2 y ETR/R2 pero sin considerar las locomotoras de las composiciones, de manera que estas pasan a estar compuestas por una sucesión de ocho coches como sucede con el ICE 3. Los resultados se han representado en las figuras 5.12 (caso ICE2/R2/03) y 5.13 (caso ETR/R2/03), respectivamente.

Los puentes analizados cuentan con las mismas características mecánicas que en la variante 01, de manera que se facilita la interpretación de los efectos aislados de las locomotoras. La aceleración máxima del TLM/ADM en los casos ICE2/R2/03 y ETR/R2/03 pasa a ser ligeramente inferior a 0.35g. Puede apreciarse también que disminuye la desviación entre la velocidad de resonancia teórica, V_2^r , y la velocidad crítica de los cuatro modelos.

En las tablas 5.7 y 5.8 se han agrupado los principales resultados correspondientes a la variante 03 de los casos ICE2/R2 y ETR/R2, en los que la composición está formada por una sucesión de ocho coches (8C). Para facilitar la comparación de los mismos, se han indicado también los valores cuando la composición tiene locomotoras de cabeza y de cola, además de los ocho coches intermedios (L-8C-L). Para cada variante se incluyen además los resultados obtenidos manteniendo la relación r/d original de cada composición.

La influencia de r/d cuando la respuesta del puente no se ve alterada por los efectos locales de las locomotoras es la indicada en el apartado anterior: las reducciones tienden a disminuir tanto en el DIM como en el SIM al incrementarse r/d . Este resultado puede verificarse si se comparan las reducciones del caso sin locomotoras para un mismo η_p y distinto r/d (*i. e.*, filas dos y cuatro de cada serie de datos).

Si se comparan las reducciones correspondientes a las variantes con y sin locomotoras para una misma combinación $\{\eta_p, r/d\}$, puede observarse que la respuesta del puente evoluciona de un modo distinto en el DIM y en el SIM según el valor que tome el parámetro r/d . El efecto beneficioso asociado al DIM disminuye cuando la composición tiene locomotoras para $r/d = 0.68$, mientras que cuando r/d toma el valor original de cada composición, la tendencia se invierte y las reducciones en la variante

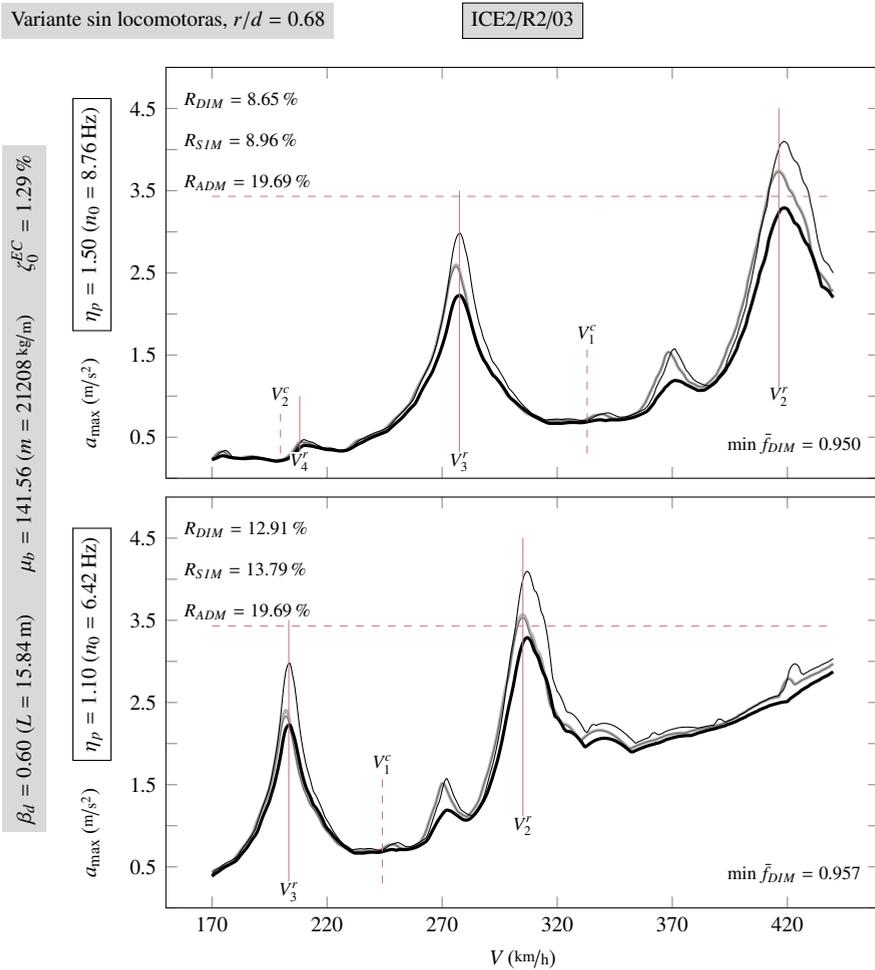


Figura 5.12: Caso ICE2/R2/03. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

con locomotoras son algo superiores. En el SIM, por contra, las reducciones aumentan por lo general en la variante con locomotoras, con independencia del cociente r/d , siendo el caso ICE2/R2 y $\eta_p = 1.10$ la única excepción a la tendencia indicada. No se trata de diferencias significativas, pero los casos seleccionados permiten poner de manifiesto que, pese a que la respuesta en resonancia está dominada por la acción repetitiva de los coches, los efectos de las locomotoras de la composición pueden

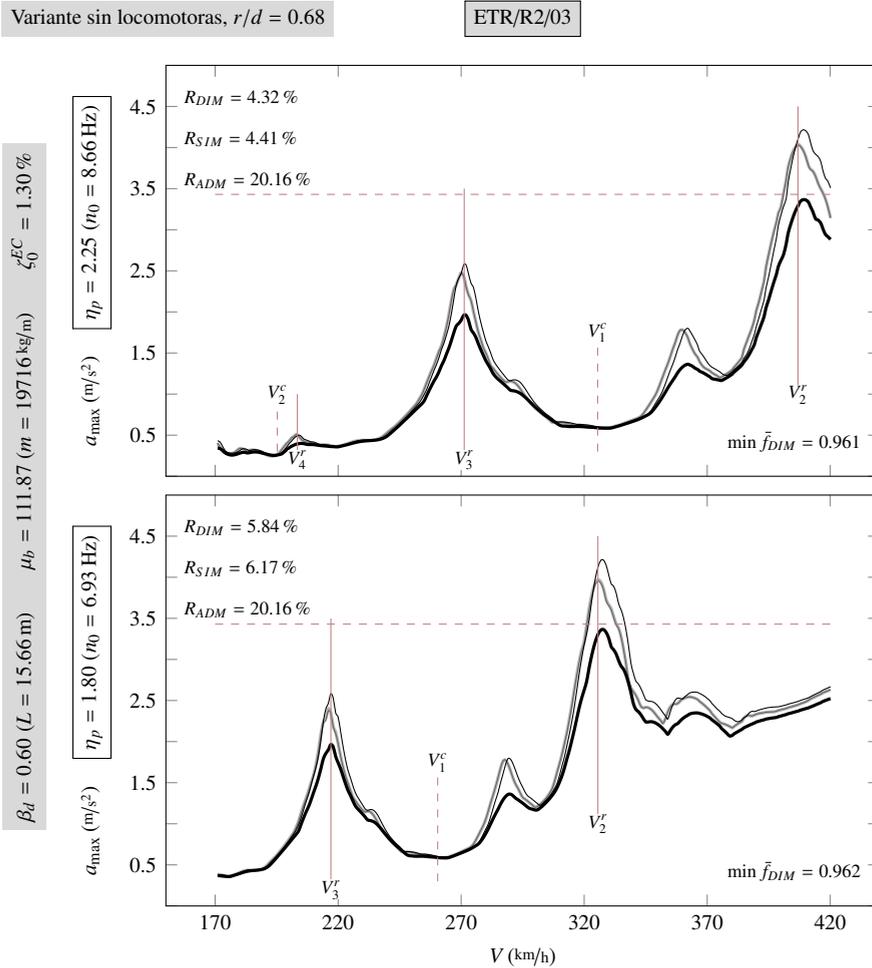


Figura 5.13: Caso ETR/R2/03. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

hacer que los resultados proporcionados por el SIM sean menos conservadores.

5.3.3.3. Casos de estudio en primera resonancia

En esta sección se analizan los efectos de interacción en el cálculo de la respuesta de los puentes con luces elevadas del catálogo, cuando tiene lugar la primera resonancia

η_p	n_0 (Hz)	r/d	Variante	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.50	8.76	0.68	L-8C-L	5.13	11.81	4.44	3.43	4.21	3.92
			8C	8.65	8.96	4.09	3.29	3.74	3.72
		0.720	L-8C-L	8.93	8.84	3.21	2.62	2.93	2.93
			8C	8.33	8.58	2.39	1.95	2.19	2.18
1.10	6.42	0.68	L-8C-L	9.84	16.03	4.44	3.43	4.00	3.73
			8C	12.91	13.79	4.09	3.29	3.56	3.53
		0.720	L-8C-L	13.29	12.24	3.21	2.62	2.79	2.82
			8C	12.35	13.15	2.39	1.95	2.09	2.07

Tabla 5.7: Variante 03 del caso ICE2/R2

$\beta_d = 0.60$, $L = 15.84$ m, $\mu_b = 141.56$, $m = 21208$ kg/m, $\zeta_0^{EC} = 1.29$ %

η_p	n_0 (Hz)	r/d	Variante	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
2.25	8.66	0.68	L-8C-L	1.04	4.48	4.38	3.43	4.33	4.18
			8C	4.32	4.41	4.21	3.36	4.03	4.02
		0.728	L-8C-L	6.00	3.52	2.90	2.48	2.72	2.80
			8C	1.55	1.55	2.19	1.75	2.16	2.16
1.80	6.93	0.68	L-8C-L	3.40	6.80	4.38	3.43	4.23	4.08
			8C	5.84	6.17	4.21	3.36	3.96	3.95
		0.728	L-8C-L	6.99	4.81	2.90	2.48	2.70	2.76
			8C	2.24	2.28	2.19	1.75	2.14	2.14

Tabla 5.8: Variante 03 del caso ETR/R2

$\beta_d = 0.60$, $L = 15.66$ m, $\mu_b = 111.87$, $m = 19716$ kg/m, $\zeta_0^{EC} = 1.30$ %

y la composición es de tipo convencional.

En la figura 5.14 se representan los resultados del caso ICE2/R1/01. El puente está caracterizado por la relación $\beta_d = 1.00$ y el cociente $\mu_b = 576.53$ para el que, siendo el amortiguamiento estructural $\zeta_0^{EC} = 1.00 \%$, la aceleración máxima predicha con el TLM/ADM es igual a $0.35g$. Tal y como se indica en el gráfico, el puente analizado cuenta con una luz de 26.40 m y una masa lineal de 51013 kg/m . Se han considerado dos relaciones de frecuencia $\eta_p = \{0.70, 1.40\}$, cuyas envolventes de aceleraciones pueden consultarse en el gráfico superior e inferior de la figura, respectivamente. La velocidad de primera resonancia en el gráfico inferior es de 777.05 km/h , muy por encima de la velocidad máxima de proyecto. Este ejemplo permite poner de manifiesto que, tal y como se desprende del análisis de los resultados del estudio de sensibilidad, las principales tendencias del fenómeno de interacción son independientes de la velocidad crítica a la que se evalúa la reducción de la respuesta.

El doble eje de abscisas empleado, $K - V^{(14)}$, permite apreciar con claridad la correspondencia entre las envolventes de aceleraciones de los diferentes modelos. En virtud de la formulación de semejanza, las aceleraciones máximas a cada velocidad K proporcionadas por los modelos TLM y TLM/ADM se conservan pese a variar la relación de frecuencias del sistema¹⁵. Sin embargo, en los modelos de interacción tiene lugar el esperado incremento de la aceleración máxima a velocidad de resonancia al pasar de $\eta_p = 0.70^{(16)}$ a $\eta_p = 1.40$. Las reducciones obtenidas con el DIM y el SIM en el gráfico superior, para el que la primera resonancia tiene lugar en rango de velocidades de proyecto y la relación de frecuencias da lugar a un elevado acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente, han sido del 5.90% y del 6.91% , respectivamente, muy reducidas como para justificar la incorporación de los efectos de interacción en el cálculo de la respuesta de la estructura. Ello se debe al elevado valor que toma la relación de masas, $\mu_b = 576.53$ para el umbral de aceleración máxima $0.35g$ en la primera resonancia.

En el caso ICE2/R1/02 (figura 5.15) se ha modificado la relación de masas μ_b , tomando el valor representativo $\mu_b = 150$ considerado en el estudio de sensibilidad. Se han seleccionado las relaciones de frecuencia $\eta_p = \{0.55, 0.70\}$ de manera que

¹⁴La velocidad adimensional $K = \alpha/2 = V/(2Ln_0)$ ha sido definida en la ecuación (3.74).

¹⁵La escasa diferencia entre los resultados del TLM y del TLM/ADM se debe al reducido valor $\Delta\zeta$ asociado a puentes con $L = 26.40 \text{ m}$ ($\Delta\zeta = 0.0326 \%$).

¹⁶La relación $\eta_p = 0.70$ pertenece al intervalo $[0.60, 0.90]$ para el que las reducciones en primera resonancia y $\beta_d = 1.00$ han alcanzado valores máximos en el estudio de sensibilidad.

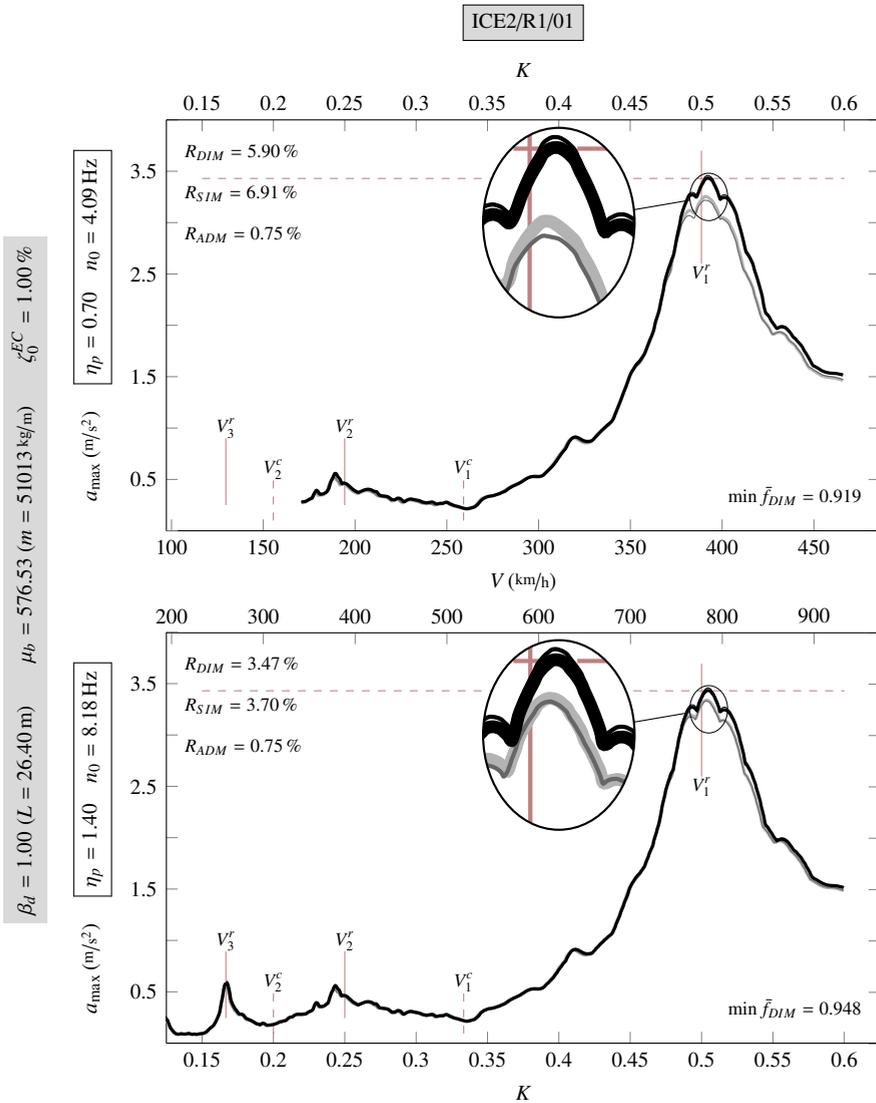


Figura 5.14: Caso ICE2/R1/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

V_1^r se mantiene dentro del rango de velocidades de proyecto en ambos casos. El puente representado es muy ligero ($m = 13483 \text{ kg/m}$) y su frecuencia fundamental ($n_0 = 3.21, 4.09 \text{ Hz}$) se sitúa en la proximidad del límite inferior empleado en el

catálogo de puentes (para $L = 26.4$ m, $n_{0_i} = 3.40$ Hz)⁽¹⁷⁾, pudiendo tratarse de un puente de vigas y vía única construido hace algunas décadas en un trazado que se pretenda acondicionar para alta velocidad.

Puede apreciarse el incremento del nivel de reducciones asociado a los modelos de interacción con el descenso de μ_b . Su evolución con η_p en el caso ICE2/R1/02 es también la esperada: las reducciones más elevadas se obtienen cuando la relación de frecuencias es igual a 0.70, siendo en este caso el de grado de acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente superior que para $\eta_p = 0.55$. Los niveles de reducción en el caso ICE2/R1/02, especialmente cuando $\eta_p = 0.70$, se sitúan en torno al umbral mínimo a partir del que se les podría empezar a atribuir cierta importancia práctica por su repercusión en el cálculo de la respuesta del puente. No obstante las aceleraciones obtenidas con el SIM y el DIM son excesivamente elevadas (> 10 m/s²), de manera que la consideración de los efectos de interacción no permitirían *salvar* la estructura en el caso hipotético planteado. Además la variabilidad de las características mecánicas de las composiciones hace que, para el mismo puente, el grado de acoplamiento dinámico vehículo-estructura difiera, y por lo tanto también se vea alterado el potencial efecto beneficioso de la interacción, como se muestra en los casos siguientes.

A continuación se emplean las composiciones ICE 2, ETR500Y e ICE 3 para incluir la mencionada variabilidad de las características mecánicas de las composiciones en el análisis de los efectos de interacción en primera resonancia. Se seleccionan puentes con luces superiores a las del caso ICE2/R1/02, $L = 28.00$ m y $L = 30.00$ m, de manera que se incrementan las relaciones L/d propiciando: (i) que descienda el requerimiento de masa de la estructura para satisfacer un determinado umbral de aceleraciones (figura 5.1); y (ii) que, siguiendo los resultados del análisis de sensibilidad, se incrementen los efectos de interacción al haber un número mayor de ejes acoplado de manera simultánea en cada ciclo de oscilación de la estructura. El objetivo es evaluar si, cuando tiene lugar la primera resonancia del sistema y las composiciones son de tipo convencional, el modelo de vehículo puede afectar de manera significativa el cálculo de la respuesta del puente considerando el escenario en el que los efectos de

¹⁷Puede apreciarse que la menor frecuencia fundamental considerada, $n_0 = 3.21$ Hz, es ligeramente inferior al valor mínimo del catálogo. En este y alguno de los casos desarrollados a lo largo del capítulo se ha optado por ampliar ligeramente los márgenes del catálogo de puentes para poder mostrar con mayor claridad la influencia de las relaciones de masas y frecuencias en la valoración de los efectos de interacción.

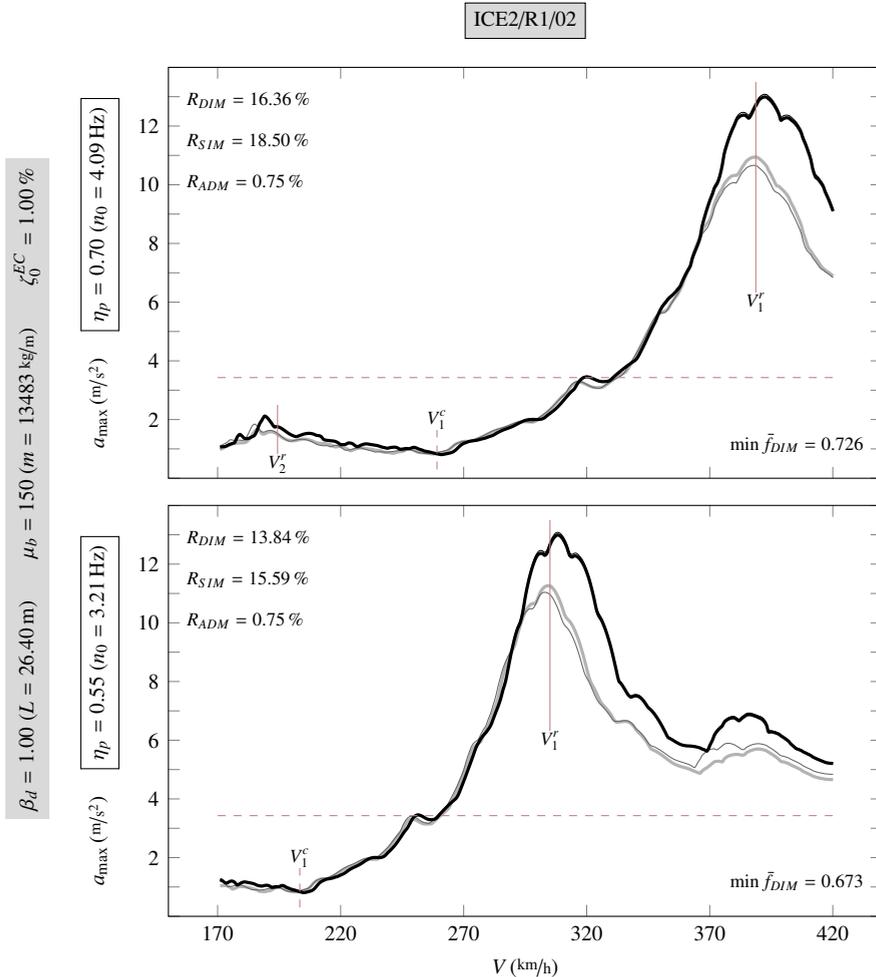


Figura 5.15: Caso ICE2/R1/02. — TLM, - - DIM, ··· SIM, — TLM/ADM

interacción puedan ser mayores.

En lugar de representar la envolvente de aceleraciones para cada uno de los casos analizados, en las siguientes figuras se indica únicamente el valor de la reducción de las aceleraciones obtenidas con el DIM y el SIM en primera resonancia y en el rango de frecuencias del catálogo de puentes (para cada luz se han seleccionado diez valores de n_0 repartidos uniformemente entre las frecuencias mínima y máxima del catálogo).

Se consideran en primer lugar (figura 5.16) los puentes cuya masa es aquella para la que la aceleración máxima calculada con el TLM es igual a $0.35g$. Las reducciones del DIM y del SIM se han representado con trazo grueso y delgado, respectivamente, y la línea vertical roja marca el límite en el valor de la frecuencia del puente, n_{0S} , para que V_1^r no supere la máxima velocidad de proyecto ($V_S = 420\text{km/h}$). Siguiendo el procedimiento habitual se ha duplicado el eje de abscisas para poder relacionar, de manera más directa, la frecuencia propia del puente y la relación de frecuencias η_p . El eje de ordenadas ha sido también duplicado, y a la derecha de la figura se indica el nivel de aceleraciones correspondiente a cada valor de reducción.

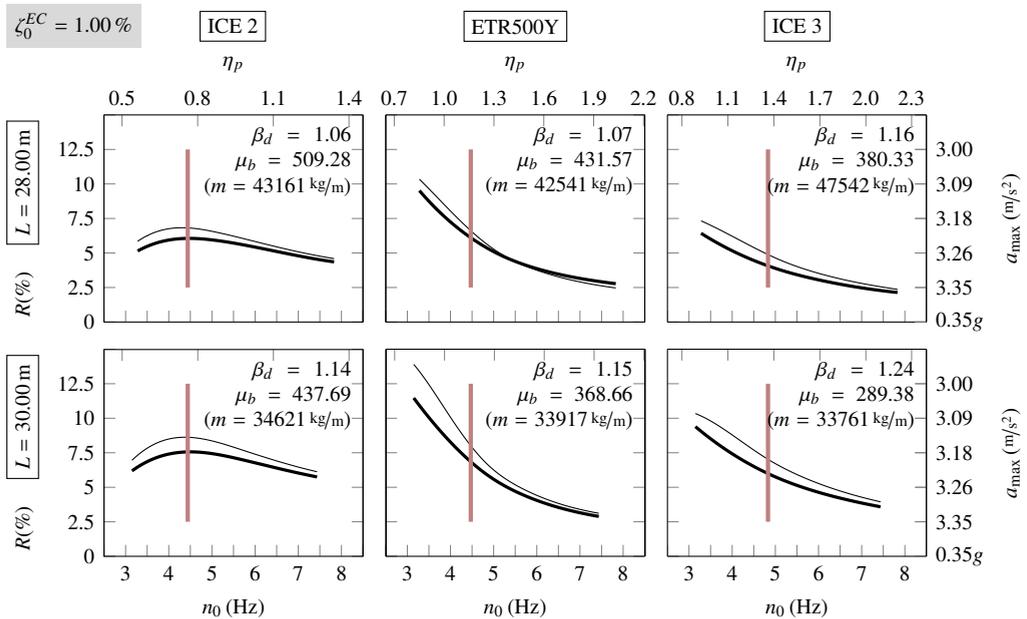


Figura 5.16: Primera resonancia y composiciones convencionales: $a_{TLM} = 3.43 \text{ m/s}^2$.
 — DIM, — SIM, — n_{0S}

Cuando la luz pasa de 28.00 a 30.00 m la masa lineal de la estructura se reduce aproximadamente en un 20% con el ICE 2 y el ETR500Y con el fin de ajustar el requerimiento de masa. El descenso es mayor al emplear el ICE 3 (de un 30% aproximadamente), dado que las relaciones de distancias asociadas están más próximas a la cancelación de la primera resonancia. En todos los casos se produce por tanto un descenso de la relación de masas μ_b , de manera que los efectos inerciales del vehículo

pueden tener mayor influencia en el comportamiento dinámico del puente, y a ello se debe que las reducciones del DIM y el SIM en los gráficos de la fila inferior sean ligeramente superiores. El pequeño aumento de las relaciones de distancias también favorece este incremento de los efectos de interacción.

Puede apreciarse que, pese a que los puentes presentan características mecánicas similares, las curvas de reducción difieren claramente según la composición empleada, especialmente en el caso del ICE 2, por ser la frecuencia vertical de la suspensión primaria de sus coches (5.84 Hz) muy distinta a la de los coches del ETR500Y (3.85 Hz) y del ICE 3 (3.55 Hz). Así, el máximo local de la interacción se observa únicamente para el ICE 2. Con el ETR500Y y el ICE 3 el efecto beneficioso de la interacción es máximo para el puente con menor frecuencia fundamental; sin embargo, en los gráficos de la izquierda puede apreciarse que, para puentes con frecuencias similares, el acoplamiento dinámico del ICE 2 es menor, y por lo tanto se está produciendo un descenso en los valores de reducción. El efecto beneficioso del SIM es ligeramente superior al del DIM en todos los casos, especialmente cuando el acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente es alto como se apreciaba también en el estudio teórico (ver figura 4.10), y puede apreciarse que la influencia del modelo de vehículo disminuye a medida que la relación de frecuencias η_p toma valores elevados.

El mayor descenso de la aceleración máxima del puente tiene lugar con la composición ETR500Y en los gráficos de la fila inferior y cuando la frecuencia fundamental del puente es la mínima del catálogo (3.15 Hz). En tal caso la relación de frecuencias del sistema es $\eta_p = 0.82$ y la aceleración predicha con el DIM 3.04 m/s^2 ($R = 11.46 \%$). En un puente con la misma luz y frecuencia, y una masa ligeramente superior, el acoplamiento dinámico del ICE 2 es menor ($\eta_p = 0.54$), y la aceleración predicha con el DIM pasa a ser de 3.22 m/s^2 ($R = 6.19 \%$). Estas variaciones de la respuesta de la estructura no son significativas. Debe además considerarse que la frecuencia vertical de la suspensión primaria de los coches podría ser superior a la de los del ICE 2⁽¹⁸⁾, de manera que el acoplamiento dinámico puente-bogie se reduciría y, salvo en las situaciones particulares debidas a la caja de los coches analizadas en la sección 5.3.3.6, la respuesta del DIM se aproximaría más a la del TLM. Si los bogies de los coches fuesen, además, más ligeros, los efectos inerciales de la suspensión primaria serían aún menores.

¹⁸En el catálogo se ha contemplado una frecuencia vertical máxima de 7.3 Hz siguiendo las recomendaciones de INECO y CAF con el objeto de cubrir un mayor número de situaciones de proyecto.

Se concluye esta exposición analizando un caso en el que las reducciones asociadas a la interacción vehículo-estructura toman mayores valores al disminuir la relación de masas μ_b del sistema. Para ello se considera un umbral de aceleraciones superior, de 8.00 m/s^2 . Los resultados se han representado en la figura 5.17. Las relaciones de masas pasan a tener valores más cercanos al de referencia del estudio de sensibilidad ($\mu_b = 150$), y las reducciones aumentan respecto a las representadas en la figura 5.16. Si se considera de nuevo el puente con menor frecuencia fundamental para la luz de 30.00 m , la reducción pasa a ser del 23.32% con el ETR500Y al 10.30% con el ICE 2 en un puente similar. Este valor podría descender además al variar las características mecánicas de la composición según se ha comentado anteriormente.

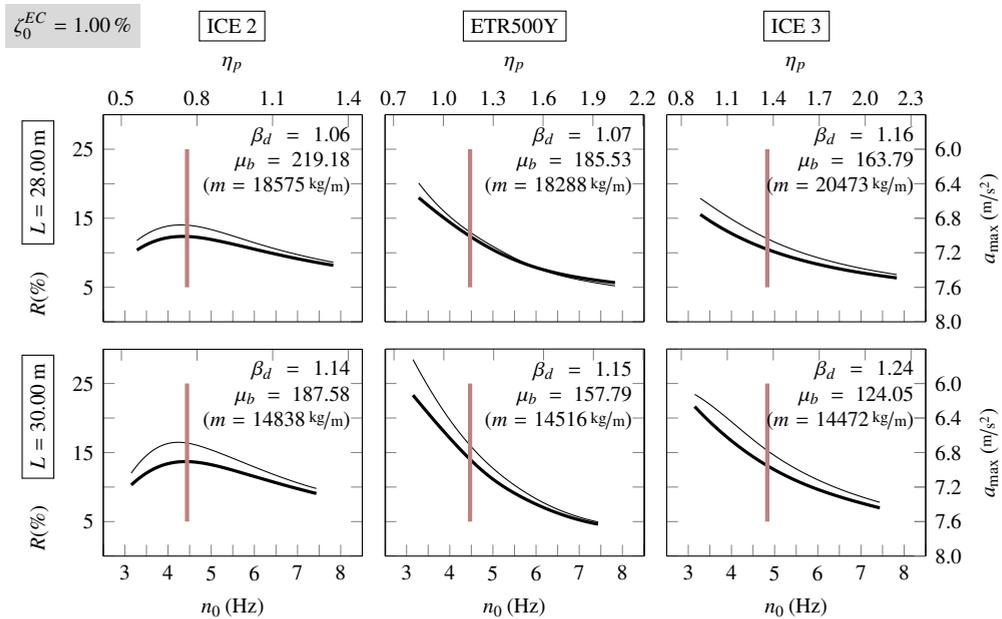


Figura 5.17: Primera resonancia y composiciones convencionales: $a_{TLM} = 8.00 \text{ m/s}^2$.

— DIM, — SIM, — n_{0S}

Los casos analizados ponen de manifiesto, una vez más, que la variabilidad de las características mecánicas del material rodante hace que sea cuestionable poder establecer un método simplificado conservador para considerar el efecto beneficioso de la interacción en el cálculo dinámico de la estructura.

En cuanto a las fuerzas de interacción, los valores indicados en las figuras 5.14 (caso

ICE2/R1/01) y 5.15 (caso ICE2/R1/02) permiten constatar que, según se mostraba en el estudio de sensibilidad, las fuerzas de contacto se separan en mayor medida de la carga estática por eje cuanto menores sean la masa y la frecuencia fundamental del puente. Los mayores descensos tienen lugar en el caso ICE2/R1/02 ($\mu_b = 150$), para el que las aceleraciones proporcionadas por los distintos modelos son muy superiores a las anteriores. Los mínimos valores experimentados (0.673 y 0.726) siguen siendo suficientemente elevados como para que la validez del modelo empleado en el cálculo y la estabilidad de la composición no se vean comprometidos.

Los máximos descensos experimentados por las fuerzas de interacción asociadas a los casos representados en las figuras 5.16 y 5.17 han sido también poco significativos. En lugar de representar dichas variaciones, se representan las obtenidas cuando la masa de los puentes es la mínima contemplada en el catálogo (11600 y 12000 kg/m para las luces de 28.00 y 30.00 m, respectivamente). Estos resultados pueden consultarse en la figura 5.18. Pese a que las aceleraciones obtenidas son muy elevadas (se ha indicado el valor de referencia calculado con el TLM), las fuerzas de contacto no sobrepasan en ningún caso el $\pm 50\%$ de la carga estática por eje de la composición. Estos resultados son coherentes con los obtenidos en el estudio de sensibilidad y muestran que los casos en los que las fuerzas de contacto experimentan un descenso excesivo se encuentran alejados del proyecto actual de puentes de ferrocarril. Ha podido determinarse que, para puentes cuya masa y frecuencia está incluida dentro de los límites del catálogo, únicamente para relaciones de distancia menores a las consideradas en estos ejemplos, y para las cuales la primera resonancia tendría lugar a velocidades muy superiores a las del proyecto actual de puentes de ferrocarril, el mínimo valor de \bar{f} es inferior a 0.25. Otros factores contribuyen al descenso de las fuerzas de contacto, como son un valor reducido del amortiguamiento estructural, un incremento en el número de coches de la composición, favoreciendo, junto con el descenso de β_d , que las aceleraciones verticales del puente se incrementen, y un aumento de la masa de los ejes de los coches (m_w). En la sección 5.3.3.6 se desarrollan también algunos ejemplos en los que las fuerzas de contacto toman valores muy reducidos cuando la relación de distancias es elevada ($\beta_d = 1.00$), pero la frecuencia fundamental del puente es inferior a la mínima del catálogo.

Como se ha explicado en el tercer capítulo del documento, el modelo empleado tiene limitado su alcance para el estudio de los fenómenos que puedan poner en peligro la estabilidad de la composición, ya que no se incluye la presencia de la vía con sus irregularidades, etc. En el resto del capítulo se continúa indicando el valor mínimo de

las fuerzas de interacción normalizadas para justificar la validez del cálculo realizado. El estudio en profundidad de la estabilidad vertical de las composiciones ferroviarias queda pospuesto para ser analizado en mayor profundidad en investigaciones posteriores.

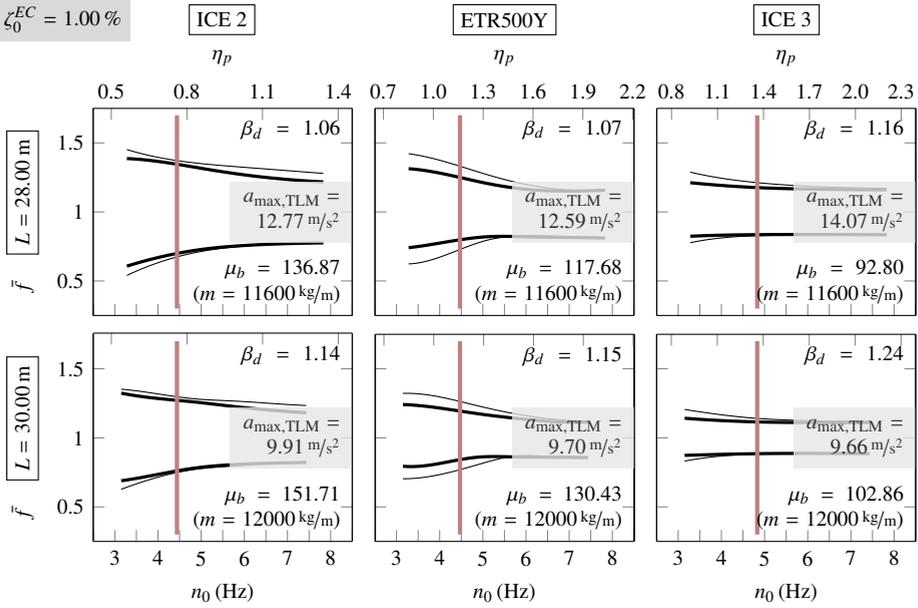


Figura 5.18: Fuerzas de interacción normalizadas. R1 y composiciones convencionales: $m_t(L)$.
 — DIM, - - SIM, — n_{0S}

5.3.3.4. Influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches

En esta sección se estudian nuevas variaciones del caso ICE2/R2 para ejemplificar con situaciones potenciales de proyecto la influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches de la composición detectada en el análisis de sensibilidad. El estudio realizado se centra en la evolución de las reducciones con ζ_0 y el número de coches en segunda resonancia. Ha podido verificarse que, según lo esperado, las fuerzas de contacto se aproximan en mayor medida a la carga estática por eje si se incrementa la tasa de amortiguamiento estructural o la composición está formada por un número menor de coches. Los mínimos valores alcanzados por las fuerzas de interacción normalizadas han sido superiores a 0.9 en todos los casos analizados.

Los principales resultados obtenidos al variar el amortiguamiento estructural y el número de coches en el caso ICE2/R2 se han agrupado en las tablas 5.9 y 5.10, respectivamente. Se han considerado dos valores adicionales de amortiguamiento, $\zeta_0 = \{1.00, 1.50\}$ %, y también dos variantes adicionales de composición: L-5C-L y L-12C-L, que indican locomotoras de cabeza y de cola, además de cinco y doce coches intermedios, respectivamente. En las tablas se recogen también los resultados del caso de partida (*i. e.*, $\zeta_0 = 1.29$ % y L-8C-L). En aras de la brevedad no se reproducen los resultados gráficos obtenidos ya que estos difieren poco de los representados en la figura 5.6 y no aportan información adicional.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_0 (%)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.50	8.76	1.00	5.91	13.80	4.72	3.52	4.44	4.07
		1.29	5.13	11.81	4.44	3.43	4.21	3.92
		1.50	3.98	10.77	4.07	3.20	3.90	3.63
1.10	6.42	1.00	10.98	18.34	4.72	3.52	4.20	3.86
		1.29	9.84	16.03	4.44	3.43	4.00	3.73
		1.50	8.46	14.95	4.07	3.20	3.72	3.46

Tabla 5.9: Variante 04 del caso ICE2/R2

$$\beta_d = 0.60, L = 15.84 \text{ m}, \mu_b = 141.56, m = 21208 \text{ kg/m}, r/d = 0.68$$

η_p	n_0 (Hz)	Variante	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.50	8.76	L-5CL	3.27	9.73	3.96	3.20	3.83	3.58
		L-8C-L	5.13	11.81	4.44	3.43	4.21	3.92
		L-12C-L	5.91	13.80	4.72	3.52	4.44	4.07
1.10	6.42	L-5C-L	7.46	13.23	3.96	3.20	3.67	3.44
		L-8C-L	9.84	16.03	4.44	3.43	4.00	3.73
		L-12C-L	10.98	18.34	4.72	3.52	4.20	3.86

Tabla 5.10: Variante 05 del caso ICE2/R2

$$\beta_d = 0.60, L = 15.84 \text{ m}, \mu_b = 141.56, m = 21208 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.29 \%, r/d = 0.68$$

Puede apreciarse que las reducciones obtenidas con el DIM y el SIM descienden de manera monótona si se incrementa el amortiguamiento estructural (tabla 5.9) o disminuye el número de coches (tabla 5.10). Se trata de variaciones moderadas, pero ponen de manifiesto la necesidad de considerar también estos dos factores para determinar el nivel de reducciones que se podría aplicar en el cálculo de la respuesta de una determinada estructura.

5.3.3.5. Influencia de la disipación de la suspensión primaria

En el estudio teórico realizado se ha demostrado que los resultados obtenidos con un modelo de interacción se ven afectados por la disipación de la suspensión primaria según la tendencia esperada tras el análisis del problema del oscilador móvil amortiguado. Los casos de estudio que se presentan a continuación ratifican las tendencias señaladas y permiten cuantificar la importancia de ζ_p cuando el uso de un modelo de interacción puede tener cierta repercusión en la verificación del ELS seleccionado.

En los siguientes casos se han considerado tasas de disipación de la suspensión primaria del 10 % y del 30 %, similares a los límites conocidos de las composiciones convencionales interoperables ($\zeta_p = 11.23\%$ y $\zeta_p = 30.7\%$ en los coches del ETR500Y y el ICE 3, respectivamente).

En primer lugar se analiza una nueva variante del caso ICE3/R2/01 en la que se modifica únicamente la tasa de disipación de la suspensión primaria, que pasa a ser del 10 % frente al 30.7 % original. Los resultados pueden consultarse en la figura 5.19 y han sido agrupados en la tabla 5.11. Las reducciones disminuyen siguiendo las tendencias esperadas: los valores de η_p que representan los sistemas vehículo-estructura analizados son elevados, $\eta_p = \{1.85, 2.50\}$, característicos por tanto de un escaso acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente. En tales circunstancias el efecto beneficioso de la interacción se debe mayoritariamente a la disipación de energía en la primaria, con lo que la reducción es menor si aquella disminuye.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
2.50	8.87	30.70	5.13	5.51	4.26	3.43	4.04	4.03
		10.00	2.84	2.95	4.26	3.43	4.14	4.14
1.85	6.57	30.70	6.94	7.76	4.26	3.43	3.97	3.93
		10.00	4.20	4.67	4.26	3.43	4.08	4.06

Tabla 5.11: Variante 03 del caso ICE3/R2

$$\beta_d = 0.60, L = 14.52 \text{ m}, \mu_b = 129.89, m = 31310 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.38\%, r/d = 0.68$$

La disminución de ζ_p en este caso origina que el ADM sea menos conservador, ya que aumenta la diferencia entre la aceleración predicha con los modelos de inter-

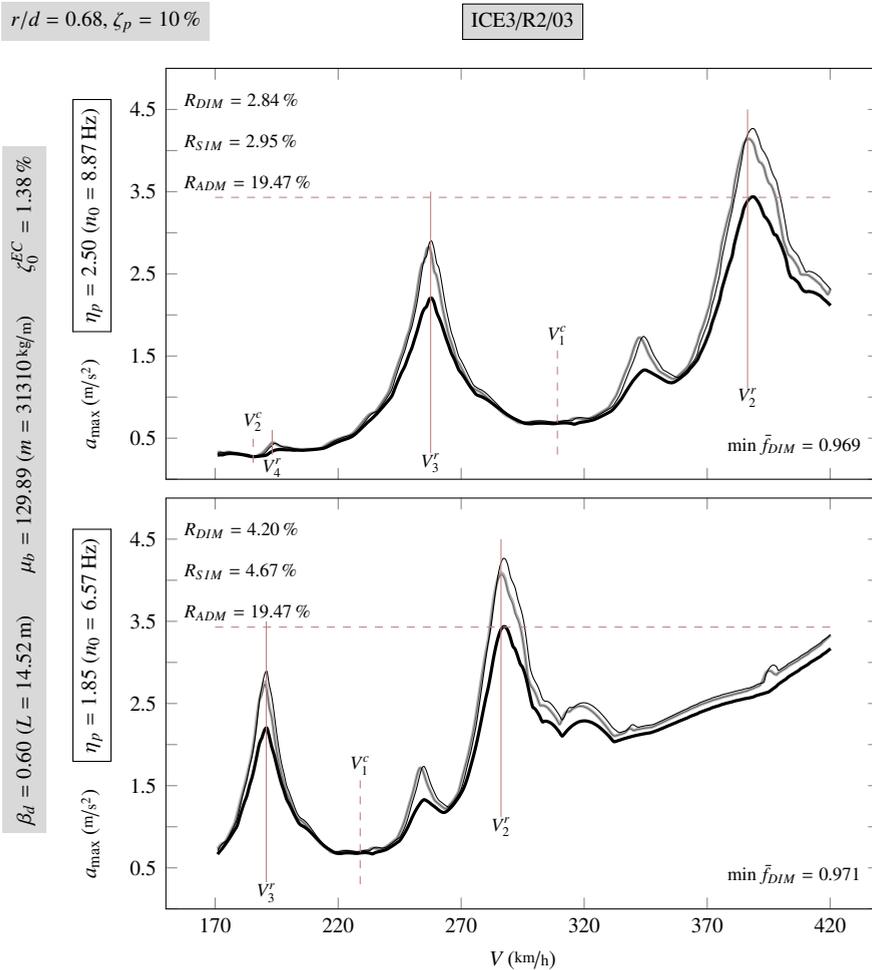


Figura 5.19: Caso ICE3/R2/03. — TLM, - - DIM, — SIM, — TLM/ADM

acción y el TLM/ADM. Se trata sin embargo de variaciones poco significativas, y los casos analizados permiten verificar que los niveles de reducción asociados a elevados valores de η_p son muy bajos, con independencia de la disipación de la suspensión primaria.

En el caso de estudio analizado a continuación se emplean relaciones de frecuencia inferiores para mostrar que, al igual que sucede con el oscilador móvil, si el acopla-

miento dinámico entre el bogie y el puente es elevado, una mayor tasa de disipación de la suspensión primaria origina un descenso de las reducciones obtenidas con los modelos de interacción. En los contraejemplos anteriores este efecto hace que la previsión del ADM sea menos conservadora. Se parte del caso ICE2/R2/01 (figura 5.6) y se considera una relación de frecuencias adicional, $\eta_p = 0.70$, muy similar al valor mínimo de este parámetro para la relación $\beta_d = 0.60$. La frecuencia propia del puente en tal caso, $n_0 = 4.09$ Hz, es inferior a la mínima frecuencia del catálogo para la luz considerada ($n_{0r} = 5.05$ Hz cuando $L = 15.84$ m); se ha tomado no obstante este valor para abarcar con el estudio realizado todo el rango de valores realistas que toma η_p para la relación $\beta_d = 0.60$ ¹⁹. Los resultados obtenidos pueden consultarse en la figura 5.20 y han sido agrupados en la tabla 5.12.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.50	8.76	10.00	3.96	10.51	4.44	3.43	4.27	3.97
		22.95	5.13	11.81	4.44	3.43	4.21	3.92
		30.00	5.49	12.07	4.44	3.43	4.20	3.91
1.10	6.42	10.00	10.47	16.56	4.44	3.43	3.98	3.71
		22.95	9.84	16.03	4.44	3.43	4.00	3.73
		30.00	9.51	15.52	4.44	3.43	4.02	3.75
0.70	4.09	10.00	16.56	21.96	4.44	3.43	3.71	3.47
		22.95	13.63	18.20	4.44	3.43	3.84	3.63
		30.00	12.66	16.41	4.44	3.43	3.88	3.71

Tabla 5.12: Variante 06 del caso ICE2/R2

$$\beta_d = 0.60, L = 15.84 \text{ m}, \mu_b = 141.56, m = 21208 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.29 \%, r/d = 0.68$$

Se han representado mediante trazos verdes ($\zeta_p = 10\%$) y azules ($\zeta_p = 30\%$) las envolventes de los modelos de interacción al variar la disipación de la suspensión primaria de los coches. Las envolventes asociadas al valor original ($\zeta_p = 22.95\%$)

¹⁹Siguiendo el procedimiento detallado en el anexo F se obtiene que el rango de variación realista de η_p cuando la relación β_d toma el valor 0.60 oscila entre 0.67 y 3.10.

se encuentran centradas entre las anteriores y no han sido representadas para facilitar la interpretación de la figura. Los valores de reducción son máximos para la relación $\eta_p = 0.70$ (gráfico inferior) y descienden progresivamente al aumentar este valor siguiendo las tendencias del estudio adimensional (figura 4.13). En el caso $\eta_p = 0.70$ la respuesta máxima de la estructura se debe a los efectos de primera resonancia, por lo que las reducciones indicadas son válidas únicamente para velocidades de cálculo situadas a la izquierda del trazo vertical discontinuo representado en la figura.

Para $\eta_p = 0.70$ la reducción disminuye al aumentar la disipación de la primaria. Esta tendencia se sigue manteniendo para $\eta_p = 1.10$, relación que, en segunda resonancia y $\beta_d = 0.60$, es ya característica de una zona con menor acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente con lo que, tal y como se aprecia en el gráfico intermedio de la figura 5.20, la variación experimentada por las envolventes de los modelos de interacción al modificar ζ_p es menor. Finalmente, cuando la relación de frecuencias toma el valor 1.50, la tendencia se invierte según lo esperado.

La misma influencia de ζ_p en función de la relación de frecuencias η_p ha sido verificada en primera resonancia. En aras de la brevedad no se representan estos resultados al considerar que los de segunda resonancia seleccionados son suficientemente representativos. En los casos prácticos asociados a las composiciones articuladas y regulares se verifican de nuevo las tendencias indicadas, considerando también la primera resonancia del sistema vehículo-estructura y demostrando que las principales conclusiones del estudio de sensibilidad son de aplicación con independencia del tipo de composición ferroviaria.

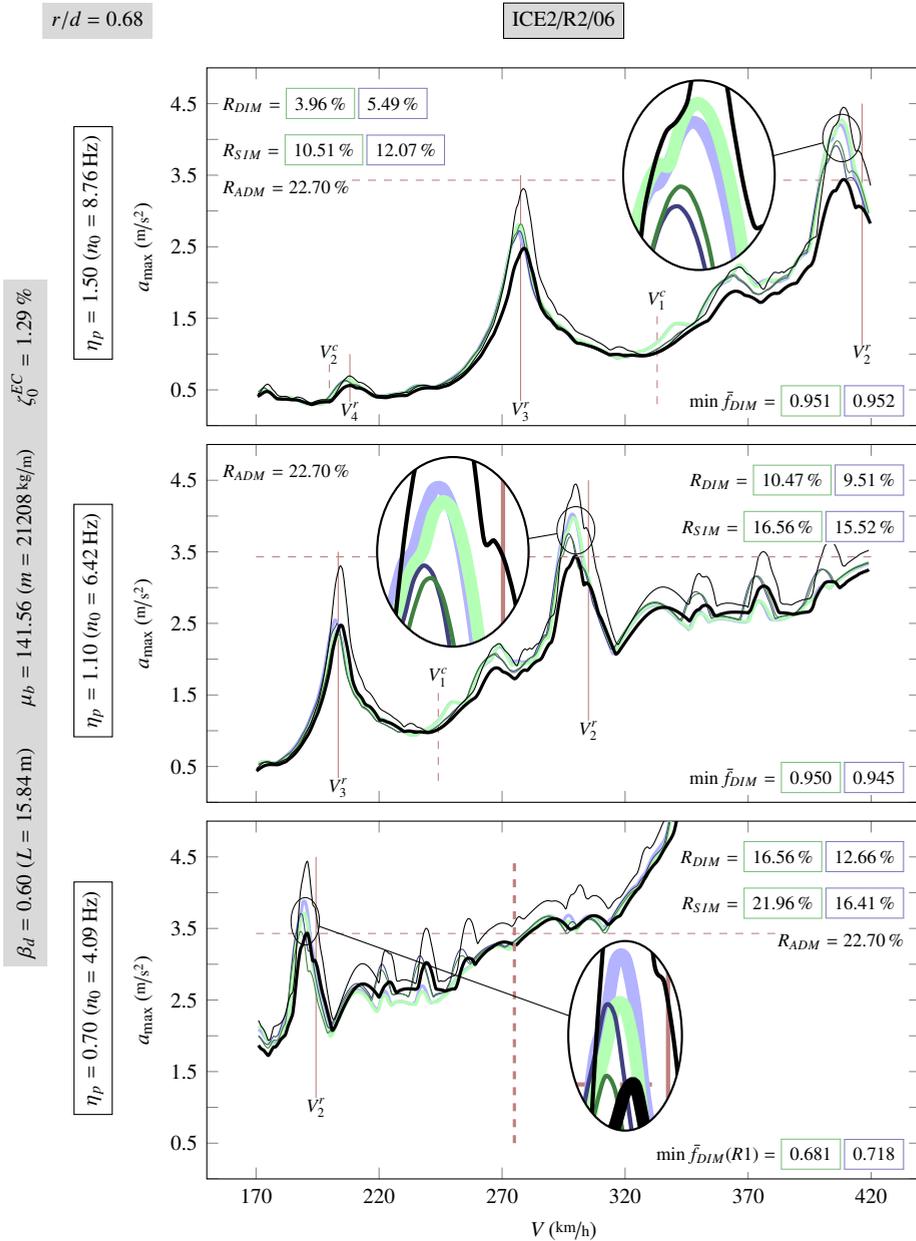


Figura 5.20: Caso ICE2/R2/06. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM, $\zeta_p = 10.00\%$ 30.00%

5.3.3.6. *Influencia de los parámetros de la caja*

En este apartado, con el que se concluye el estudio de casos prácticos con composiciones convencionales, se desarrollan algunos ejemplos que permiten poner de manifiesto la influencia de los parámetros de la caja de los coches en la valoración de la respuesta del puente en resonancia.

En el estudio teórico realizado²⁰, la respuesta del puente calculada con los modelos SIM y DIM difiere significativamente debido a los efectos de la caja de los coches en los dos escenarios siguientes:

- Cuando η_p toma valores reducidos el efecto beneficioso del SIM tiende hacia niveles poco significativos, mientras que en la misma situación, para ciertas combinaciones de los parámetros de la caja, se obtienen reducciones elevadas con el DIM.
- Para relaciones η_p en las que las reducciones del SIM son máximas, los efectos de las cajas originan un notable descenso de la capacidad de interacción del DIM, haciendo que la respuesta calculada con este modelo tienda hacia la del TLM.

En el estudio teórico se ha comprobado también que las diferencias señaladas aumentan para las menores relaciones de frecuencia y de masas de las cajas, η_s y μ_c (*i. e.*, a mayor frecuencia vertical de la suspensión secundaria, n_s , y masa de la caja, m_c , respecto de la frecuencia fundamental del puente y la masa del mismo). Un aumento de la disipación de la suspensión secundaria, ζ_s , conlleva además un incremento de las reducciones previstas por el DIM, de manera que las diferencias señaladas aumentan con ζ_s en el primer escenario (zona de bajas frecuencias), mientras que en el segundo escenario son las menores tasas de disipación las que dan lugar a las mínimas reducciones del DIM, y por tanto a una previsión menos conservadora del SIM.

Mediante los casos analizados a continuación se reproducen las tendencias detectadas en el estudio de sensibilidad, resumidas en los párrafos anteriores. Se ha considerado también la influencia del último de los parámetros de la caja, γ_s (relación entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia de cabeceo de las cajas de los coches, n_{θ_s}), mostrando de nuevo que su influencia es despreciable en la valoración

²⁰El estudio de la influencia de la caja en el análisis de sensibilidad se ha desarrollado en la sección 4.6 del documento.

de la respuesta del puente.

No se incluyen en este apartado situaciones en las que la relación de frecuencias η_p toma valores elevados ya que, según se detectaba en el estudio de sensibilidad y se ha visto corroborado en los casos analizados en este capítulo, a partir de que la frecuencia del puente es aproximadamente una vez y media la del vehículo, la reducción del SIM y el DIM es similar, tendiendo hacia valores nulos. En esta situación la caja de la composición no altera el comportamiento dinámico del puente, ya que ambos sistemas están poco acoplados, siendo la frecuencia fundamental de la estructura mucho mayor que la frecuencia vertical de la suspensión secundaria.

Influencia de los parámetros de la caja cuando el acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente es reducido

En primer lugar se desarrollan una serie de casos prácticos que permiten cuantificar la importancia de los efectos de las cajas de los coches cuando η_p toma valores inferiores a los que caracterizan las máximas reducciones del SIM. Dicho rango de valores, de acuerdo con las figuras 4.10 y 4.13, depende del valor de β_d y del orden de resonancia.

Se han realizado algunas modificaciones al caso ICE2/R1/02, considerando las relaciones de frecuencia $\eta_p = 0.55$ y $\eta_p = 0.35$, inferiores al rango 0.65–0.85 para el que el acoplamiento dinámico entre bogie y puente en primera resonancia y $\beta_d = 1.00$ tiende a ser máximo. Los resultados se muestran en las figuras 5.21 y 5.22. Dado que la frecuencia vertical de la suspensión primaria de los coches del ICE 2 es de 5.84 Hz, los puentes analizados presentan frecuencias de 3.12 y 2.04 Hz, respectivamente. La primera de ellas queda ligeramente por debajo del límite inferior considerado en el catálogo de puentes ($n_{0l} = 3.39$ Hz para $L = 26.4$ m), mientras que la segunda lo supera ampliamente y ha sido elegida para reproducir los efectos de la caja en una situación extrema.

En estos dos nuevos casos de estudio, ICE2/R1/03 ($\eta_p = 0.55$) e ICE2/R1/04 ($\eta_p = 0.35$), se han considerado los siguientes valores de los parámetros de las cajas:

- Tres frecuencias verticales, n_s : la original de los coches del ICE 2, de 0.67 Hz, y los dos valores extremos del catálogo, 0.50 y 1.10 Hz.
- El valor mínimo, medio y máximo de n_{θ_s} para cada frecuencia vertical dado por la expresión (3.66), tomando un valor máximo de 1.25 Hz, que amplía los

límites considerados en el estudio de sensibilidad para contemplar así la influencia de las cajas con frecuencias de cabeceo superiores. Tal es el caso de las del ICE 3 (0.96 Hz). Cuando la frecuencia vertical n_s es la original de los coches del ICE 2, se ha ajustado el valor medio calculado a 0.81 Hz, siendo esta la frecuencia de cabeceo de los coches del ICE 2, para así estar reproduciendo los resultados sin alterar las características mecánicas de esta composición.

- Las tasas máxima y mínima de disipación de la secundaria, ζ_s , empleadas en el estudio de sensibilidad: 4 % y 15 %, y una tasa del 30 % para estudiar la influencia en situaciones con mayor disipación como es el caso del ICE 3 (21.48 %). El valor inferior se ha modificado ligeramente para reproducir los resultados de la composición original ($\zeta_s = 4.21$ %).
- Tres relaciones m_c/d para definir la masa de la caja de los coches: los valores mínimo y máximo del catálogo, 1280 y 1780 kg/m, y un valor superior, de 2500 kg/m, para considerar así la influencia de cajas más pesadas como las del ICE 3, cuya masa lineal es de 2210.74 kg/m. De nuevo se ha ajustado ligeramente el valor mínimo, tomando la relación original del ICE 2 ($m_c/d = 1285.23$ kg/m). Para poder condensar de manera legible todos los resultados en una misma figura, y dada la influencia monótona que ha tenido el cociente m_c/d en los análisis efectuados, únicamente se representan los resultados correspondientes a las dos masas lineales extremas, quedando contenidos entre ellos los resultados del caso intermedio.

En cada uno de los gráficos de las figuras 5.21 y 5.22⁽²¹⁾, se han representado las envolventes del DIM obtenidas para las tres tasas de disipación de la suspensión secundaria consideradas, $\zeta_s = 4.21$ %, $\zeta_s = 15$ % y $\zeta_s = 30$ %, mediante trazos gruesos de color gris, verde y azul, respectivamente. Los resultados del SIM, que no varían con la disipación de la secundaria, se representan mediante trazo delgado gris. También se incluyen las envolventes del TLM (trazo negro delgado) y del TLM/ADM (trazo negro grueso), siendo inapreciable la diferencia entre ellas debido al reducido valor del $\Delta\zeta$ que propone el ADM para puentes con luces elevadas como la elegida. Los dos valores de m_c/d seleccionados distinguen los resultados de las dos columnas de gráficos, mientras que cada fila está asociada a un valor de n_s , y por tanto a una relación de frecuencias η_s . Todas las envolventes del DIM representadas se corresponden con

²¹Los ejes de abscisas de los gráficos de las figuras se han ajustado a la zona de interés para aumentar la claridad de los resultados mostrados

el valor medio de n_{θ_s} , y no se desglosan los resultados en función de este parámetro ya que, como se ha comentado con anterioridad, su influencia ha sido despreciable.

Los valores de η_s oscilan entre 2.92 y 6.42 en el caso ICE2/R1/03 ($\eta_p = 0.55$), y entre 1.85 y 4.08 en el caso ICE2/R1/04 ($\eta_p = 0.35$). El desglose de resultados realizado permite apreciar que los efectos de la caja tienen mayor repercusión a medida que η_s desciende hacia la unidad (*i. e.*, a medida que disminuye la diferencia entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia fundamental de la suspensión secundaria). Por ejemplo, en el gráfico superior izquierdo de la figura 5.21 ($\eta_s = 6.42$), la reducción del DIM oscila entre un 13.29 % y un 19.17 %, mientras que en el gráfico inferior derecho de la figura 5.22 ($\eta_s = 1.85$) lo hace entre un 21.38 % y un 37.52 %. Los primeros valores no difieren mucho de la reducción del SIM (que es de un 15.66 % para los casos representados en los gráficos de la columna izquierda de la figura 5.21), pero la diferencia entre la segunda serie de reducciones indicadas y la reducción del SIM correspondiente (de un 8.29 % para los casos representados en los gráficos de la columna derecha de la figura 5.22) es más significativa.

El descenso del nivel de reducciones proporcionado por el SIM se explica a partir de las relaciones de frecuencia η_p de los sistemas estudiados: la frecuencia de oscilación del bogie es 1.82 y 2.86 veces superior a la del puente para las relaciones $\eta_p = 0.55$ y $\eta_p = 0.35$, respectivamente, con lo que el acoplamiento dinámico entre ambos es escaso, especialmente en la figura 5.22. Para las relaciones de frecuencia indicadas, el efecto beneficioso del DIM y el SIM desciende si lo hace la tasa de disipación de la suspensión primaria, que en el caso del ICE 2 es relativamente elevada (22.95 %). Se ha verificado esta tendencia considerando una disipación del 10 %: la aceleración máxima calculada con el SIM y el DIM experimenta un ligero incremento, viéndose afectados ambos modelos de forma similar al variar la disipación de la primaria.

La diferencia entre las envolventes del DIM en cada gráfico se debe a la tasa de disipación de la suspensión secundaria de los coches, pudiendo apreciarse que el efecto beneficioso del DIM es mayor en todo caso al aumentar su valor. Este resultado es coherente puesto que η_s oscila entre 1.85 y 6.42, y, en el problema del oscilador móvil, relaciones de frecuencia de ese orden tienen asociado un aumento del efecto de la interacción con la disipación en la suspensión. La influencia de la masa de la caja puede apreciarse al comparar las reducciones del DIM de los dos gráficos situados en la misma fila de cada figura: para cada ζ_s las reducciones son ligeramente superiores al aumentar el cociente m_c/d , siguiendo las tendencias del análisis de sensibilidad.

En la tabla 5.13 se han agrupado los principales resultados obtenidos en las variantes 03 y 04 el caso ICE2/R1. Para cada combinación $\{\eta_p, m_c/d\}$ se indica la reducción obtenida con el SIM y las reducciones mínima y máxima al emplear el DIM, así como los valores de aceleración máxima calculados con el TLM, el SIM y el DIM en los dos casos extremos indicados. Se han sombreado los resultados del DIM cuando este modelo, para cada combinación $\{\eta_p, m_c/d\}$, altera en menor medida la respuesta del puente. Esta situación tiene lugar si ζ_s y n_s toman sus valores mínimos (trazo gris en los gráficos de la fila superior de las figuras 5.21 y 5.22), mientras que el mayor efecto beneficioso asociado al DIM se obtiene en la situación inversa, para las mayores tasas de disipación y las suspensiones secundarias con frecuencia más elevada (trazo azul en los gráficos de la fila inferior de las figuras). Puede además apreciarse que los valores extremos de reducción indicados al emplear el modelo DIM tienden a aumentar cuando la caja de los coches es más pesada.

η_p	n_0 (Hz)	m_c/d (kg/m)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	R_{SIM} (%)	a_{SIM} (m/s ²)	R_{DIM} (%)	a_{DIM} (m/s ²)
0.55	3.21	1285.23	13.08	12.99	15.66	11.03	13.29	11.34
							21.39	10.28
		2500	21.40	21.24	15.95	17.99	13.96	18.41
							23.24	16.43
0.35	2.04	1285.23	13.08	12.99	8.33	11.99	8.33	11.99
							30.75	9.06
		2500	21.40	21.24	8.29	19.63	10.47	19.16
							37.52	13.37

Tabla 5.13: Variantes 03 y 04 del caso ICE2/R1
 $\beta_d = 1.00$, $L = 26.40$ m, $\mu_b = 150$, $m = 13483$ kg/m, $\zeta_0^{EC} = 1.00$ %

La influencia de los parámetros de la caja es especialmente significativa en el caso ICE2/R1/04, debido, como se ha comentado con anterioridad, a la menor frecuencia fundamental del puente, y, consecuentemente, las menores relaciones de frecuencia η_s . Así por ejemplo, para la combinación $\{\eta_p = 0.35, m_c/d = 2500$ kg/m $\}$, los efectos de las cajas hacen que la reducción de la respuesta calculada con el DIM oscile entre

un 10.47 %, próximo al valor de reducción obtenido al emplear el SIM (8.29 %) y un 37.52 %.

Los efectos de las cajas pueden hacer por tanto que la aceleración máxima calculada con el SIM y el DIM difiera de manera significativa. Sin embargo, los niveles de aceleración obtenidos en los dos casos analizados superan ampliamente los ELS que establece la normativa vigente. Para determinar si la diferencia entre los efectos de interacción proporcionados por el DIM y el SIM puede influir significativamente en la verificación de los ELS, se ha tomado el caso en el que se han obtenido las mayores reducciones, ICE2/R1/04, y se han realizado dos ajustes a la masa de la estructura para que la respuesta obtenida con el modelo SIM sea 0.5g (figura 5.23) y 0.35g (figura 5.24). Se ha seleccionado el umbral de 0.5g para propiciar que las reducciones asociadas a la interacción vehículo-estructura tomen mayores valores al disminuir la relación de masas μ_b del sistema respecto al caso 0.35g. Se muestran únicamente los resultados obtenidos empleando el cociente m_c/d original de la composición. Los principales resultados obtenidos mediante estos dos nuevos casos de estudio se han agrupado en la tabla 5.14 (de nuevo se indican únicamente los resultados extremos obtenidos con el DIM en cada caso).

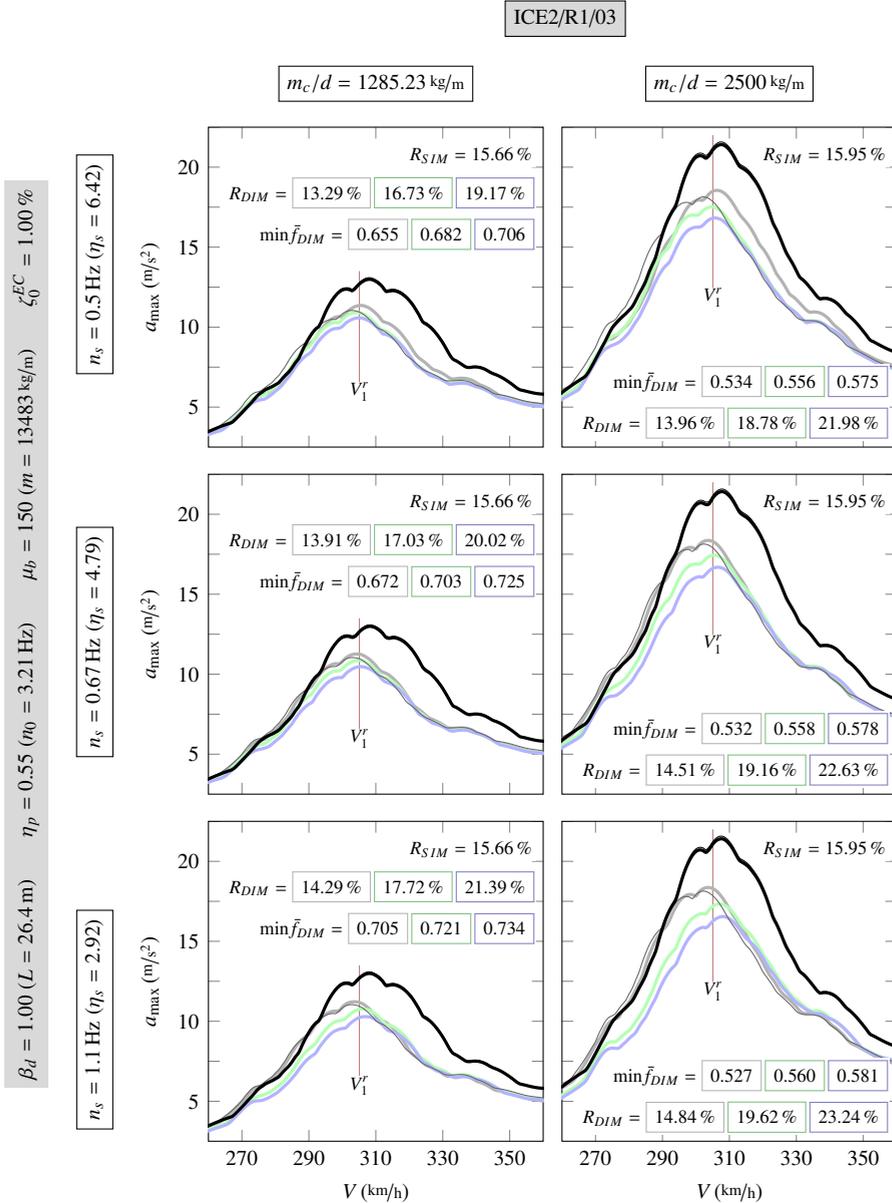


Figura 5.21: Caso ICE2/R1/03. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_s = 4.21 \%$, 15% , 30%

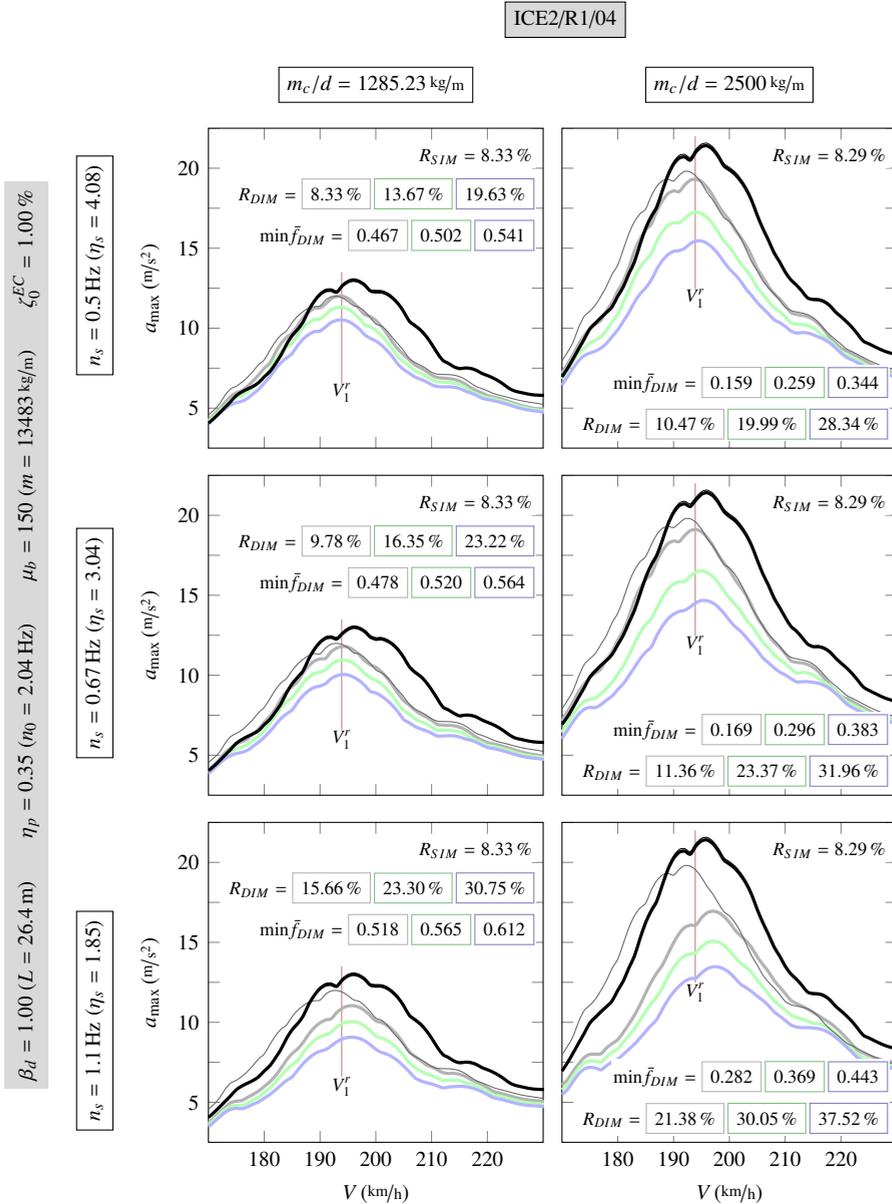


Figura 5.22: Caso ICE2/R1/04. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM, $\zeta_s = [4.21\%, 15\%, 30\%]$

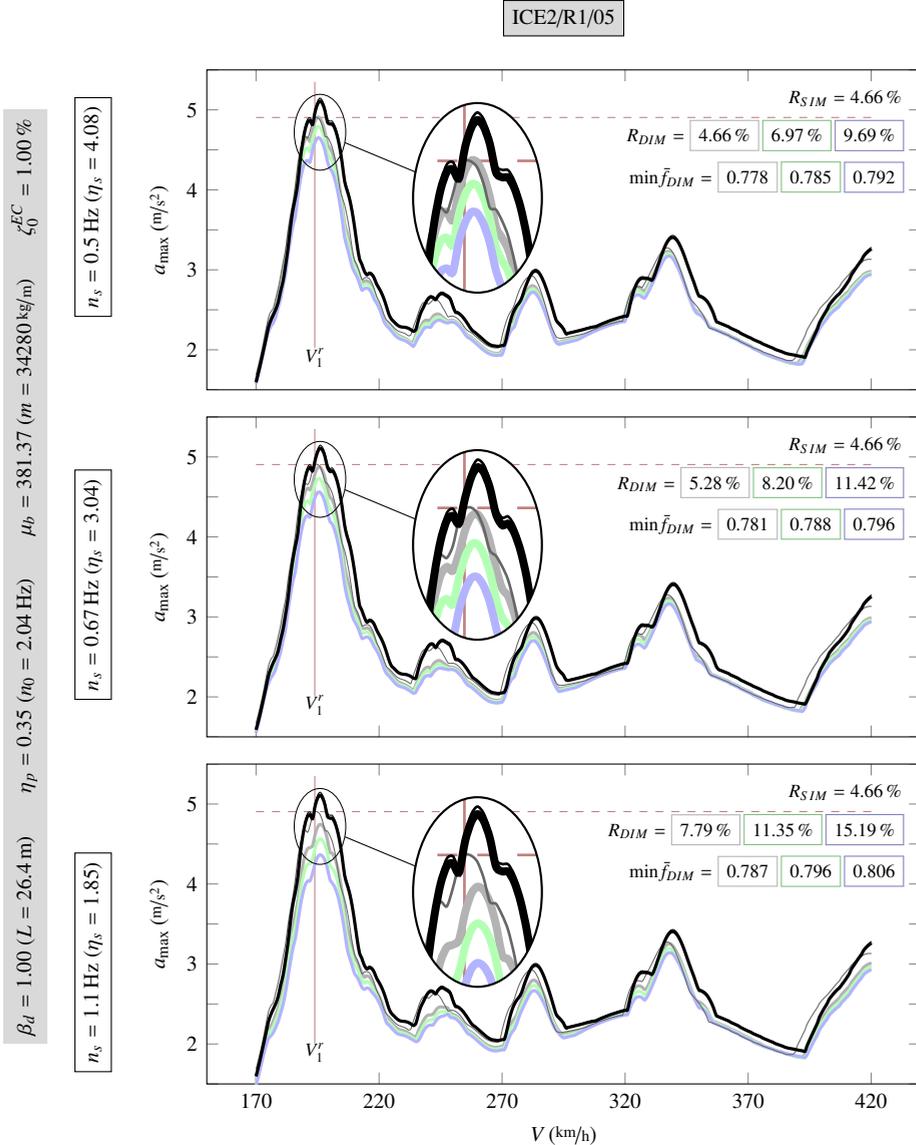


Figura 5.23: Caso ICE2/R1/05. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_s = 4.21\%$ 15% 30%

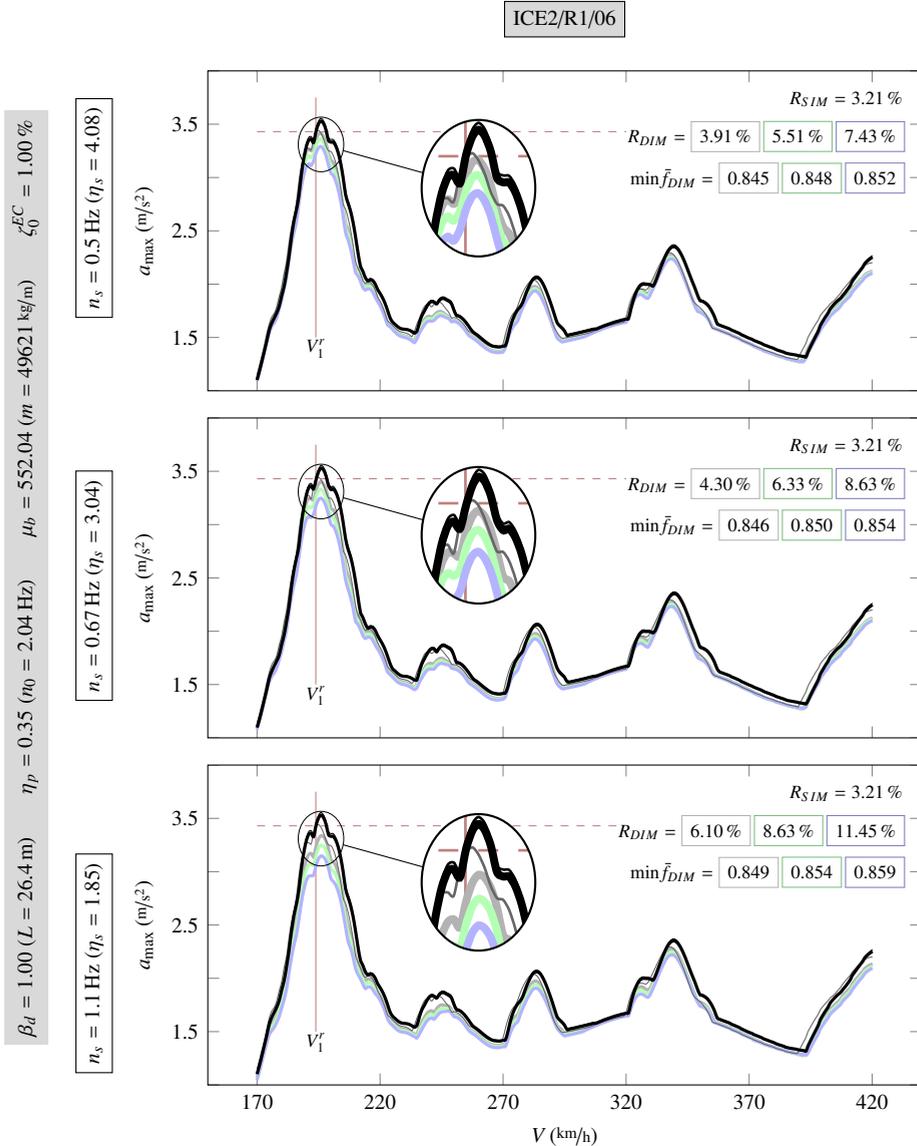


Figura 5.24: Caso ICE2/R1/06. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_s = 4.21\% \quad 15\% \quad 30\%$

μ_b	m (kg/m)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	R_{SIM} (%)	a_{SIM} (m/s ²)	R_{DIM} (%)	a_{DIM} (m/s ²)
381.73	34280	5.15	5.11	4.66	4.91	4.66	4.91
						15.19	4.37
552.04	49621	3.54	3.51	3.21	3.43	3.91	3.40
						11.45	3.13

Tabla 5.14: Variantes 05 y 06 del caso ICE2/R1
 $\beta_d = 1.00$, $L = 26.40$ m, $\eta_p = 0.35$, $n_0 = 2.04$ Hz, $\zeta_0^{EC} = 1.00$ %

Al comparar entre sí los resultados de los casos ICE2/R1/04-05-06⁽²²⁾ puede apreciarse el progresivo descenso de las reducciones al aumentar la relación de masas μ_b . En el caso ICE2/R1/05 ($\mu_b = 381.37$, figura 5.23), la reducción del SIM es del 4.66 %, y en el DIM oscila entre un 4.66 % cuando η_s y ζ_s son mínimos (envolvente gris del gráfico superior), y un 15.19 % para los valores máximos de dichos parámetros (envolvente azul del gráfico inferior). Este último valor de reducciones se encuentra en el límite a partir del cual se podría empezar a atribuir cierta importancia práctica a los efectos de interacción. Se trata sin embargo del caso más favorable (*i. e.*, cuando la frecuencia vertical de la caja y la disipación en la suspensión secundaria son máximas), habiendo llevado al extremo el estudio empleando un puente cuya frecuencia fundamental queda muy por debajo de las empleadas en el proyecto actual de puentes de alta velocidad. Se trata además del puente más ligero de los dos considerados en las variaciones al caso ICE2/R1/04 cuya masa, 34280 kg/m, se ha ajustado para satisfacer con el SIM el ELS de 0.5g. En el caso ICE2/R1/06 ($\mu_b = 552.04$, figura 5.24), asociado al ELS de 0.35g ($m = 49621$ kg/m), las reducciones del SIM pasa a ser del 3.21 %, y en el DIM toma valores comprendidos entre el 3.91 % y el 11.45 %.

De nuevo queda patente que la variabilidad de las características mecánicas de la composición hace que la reducción de la respuesta de la estructura al emplear el DIM pueda oscilar entre valores significativos desde un punto de vista práctico (superiores al 15 %) y valores muy reducidos que no justificarían el empleo de un modelo de interacción o la propuesta de un método simplificado, ya que las mínimas reduc-

²²En el caso ICE2/R1/04 (figura 5.22), considérense los resultados asociados al cociente m_c/d original de la composición ICE 2 (gráficos de la columna izquierda), ya que esta ha sido la relación considerada en los casos ICE2/R1/05 e ICE2/R1/06.

ciones obtenidas con el DIM son similares a las del SIM y no tienen importancia práctica en la valoración de la respuesta del puente. Las reducciones anteriores se han obtenido en puentes para los que la aceleración máxima predicha con el SIM o el TLM⁽²³⁾ se aproxima a 0.35g-0.5g. Si se incrementa el umbral de aceleraciones (casos ICE2/R1/03-04), las reducciones toman valores más importantes debido al descenso de la relación de masas del sistema, aunque el interés de los resultados obtenidos es únicamente teórico al superarse ampliamente los actuales ELS de aceleración vertical.

Al analizar los casos anteriores, pero considerando la segunda resonancia del sistema, tiene lugar un incremento generalizado de los efectos de interacción debido al mayor número de ciclos de oscilación del puente entre el paso de dos grupos de cargas consecutivos. Los niveles máximos y mínimos de reducción obtenidos tienden hacia valores más extremos. No se muestran dichos resultados ya que la velocidad V_2' es excesivamente reducida ($< 100 \text{ km/h}$) por la baja frecuencia fundamental de los puentes empleados, y las envolventes de aceleraciones están claramente dominadas por los efectos de primera resonancia.

²³La aceleración prevista por el SIM y el TLM es muy similar debido al escaso acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente en los puentes con baja frecuencia fundamental.

Influencia de los parámetros de la caja cuando el acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente es elevado

La variabilidad de la respuesta del puente debido a la influencia de la caja puede también hacer que, siendo elevado el efecto beneficioso asociado al SIM, se obtenga con el modelo completo un nivel de reducciones mucho menor. A continuación se desarrollan algunos ejemplos para poner de manifiesto este comportamiento, y también cuantificar su importancia práctica en la verificación del ELS de aceleración vertical.

Se han tomado como representativas del fenómeno a estudiar las relaciones de distancias y frecuencias $\beta_d = 1.00$ y $\eta_p = 0.9$, para las cuales se han obtenido diferencias significativas entre las envolventes LB del DIM y del SIM en el estudio de sensibilidad, especialmente en segunda resonancia (ver figura 4.13). La masa de la estructura, y por tanto la relación de masas μ_b del sistema, se ha ajustado para que la aceleración máxima calculada con el SIM sea $0.35g$. Se ha considerado innecesario reducir el requerimiento de masa para satisfacer el ELS de $0.5g$ por no aportar información adicional.

Los resultados de los casos analizados pueden consultarse en las figuras 5.25 (caso ICE2/R2/07) y 5.26 (caso ICE3/R2/04). Los puentes considerados presentan frecuencias de 5.25 y 3.19 Hz, correspondiéndose ambos casos con la relación de frecuencias $\eta_p = 0.90$ ⁽²⁴⁾. Se ha ajustado el eje de abscisas de los gráficos a la zona de interés. La respuesta máxima está dominada en todos los casos por la primera resonancia del modo fundamental⁽²⁵⁾, por lo que se ha trazado una línea vertical discontinua para indicar el límite de validez de las reducciones indicadas. Los principales resultados de estos dos nuevos casos de estudio se han agrupado en la tabla 5.15.

Se ha empleado únicamente el cociente m_c/d que caracteriza las cajas más pesadas de una composición convencional (2500 kg/m en el ICE 2 como en los ejemplos anteriores, y el valor original del ICE 3, 2210.74 kg/m) ya que, además de obtenerse menores reducciones al emplear el DIM⁽²⁶⁾, los requerimientos de masa asociados (12159 kg/m

²⁴La frecuencia de 3.19 Hz considerada queda ligeramente por debajo del límite inferior del catálogo de puentes ($n_{0r} = 3.57 \text{ Hz}$ para $L = 24.2 \text{ m}$).

²⁵Empleando la expresión (1.2) se obtiene que $V_1^r = 498.96 \text{ km/h}$ y $V_1^r = 277.91 \text{ km/h}$, respectivamente, para los casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04.

²⁶En el estudio de sensibilidad se ha mostrado que el fenómeno a estudiar (reducciones del DIM poco significativas siendo elevado el efecto beneficioso asociado al SIM) cobra mayor importancia a medida que se incrementa la masa de las cajas de los coches. Estos resultados han sido confirmados

$r/d = 0.68, m_c/d = 2500 \text{ kg/m}$

ICE2/R2/07

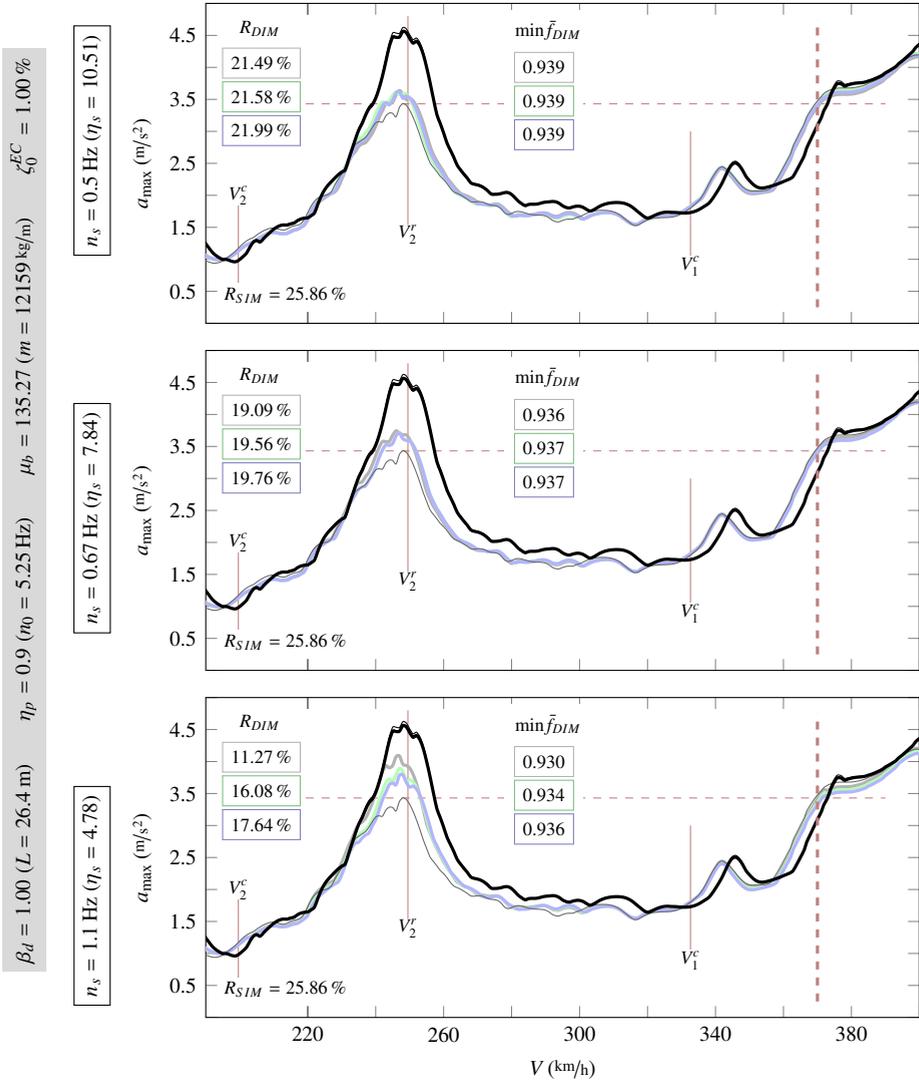


Figura 5.25: Caso ICE2/R2/07. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM, $\zeta_s = 4.21\% \quad 15\% \quad 30\%$

considerando también el mínimo cociente m_c/d en el estudio de los casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04.

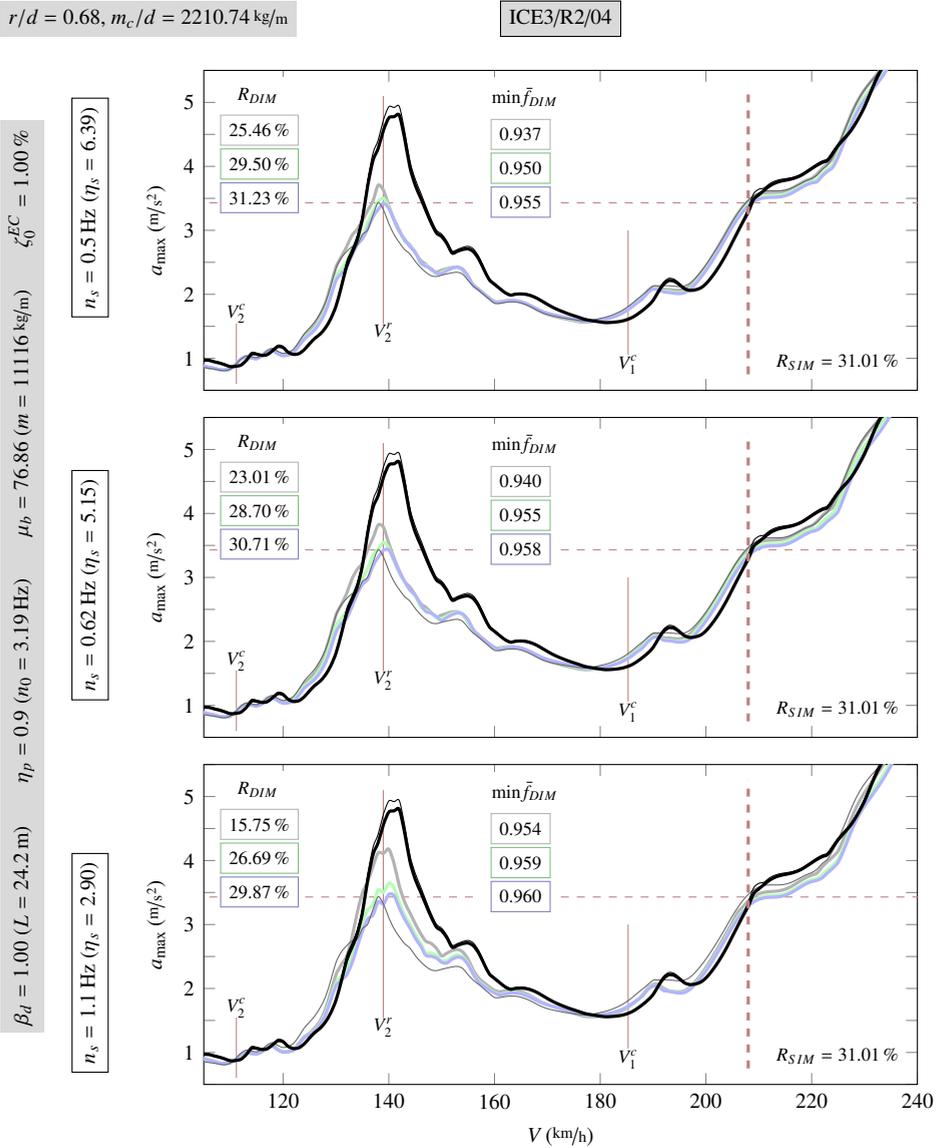


Figura 5.26: Caso ICE3/R2/04. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_s = 4\% \quad 15\% \quad 21.48\%$

Caso	L (m)	m (kg/m)	n_0 (Hz)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	R_{SIM} (%)	a_{SIM} (m/s ²)	R_{DIM} (%)	a_{DIM} (m/s ²)
ICE2/R2/07	26.40	12159	5.25	4.62	4.56	25.86	3.43	11.27	4.10
								21.99	3.60
ICE3/R2/04	24.20	11116	3.19	4.97	4.83	31.01	3.43	15.75	4.19
								31.23	3.42

Tabla 5.15: Casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04 ($\beta_d = 1.00$, $\zeta_0^{EC} = 1.00\%$)

y 11116 kg/m para luces de 26.4 y 24.2)²⁷ permiten atribuir cierto interés teórico-práctico a los casos analizados. No sucede así al emplear el mínimo cociente m_c/d , 1280 kg/m, cuyos requerimientos de masa asociados se ven reducidos, aproximadamente, en un 50 %.

Puede apreciarse en cada gráfico que, al incrementarse la disipación energética de la suspensión secundaria²⁸, aumenta también la reducción del DIM, siendo más notable su efecto cuando la relación de frecuencias η_s toma menores valores, y tendiendo a ser despreciable a medida que aumenta dicho parámetro.

Así, cuando ζ_s pasa del 4.21 % al 30 %, las reducciones del DIM en el gráfico superior de la figura 5.25 ($\eta_s = 10.51$) apenas varían entre un 21.49 % y un 21.99 %, mientras que en el gráfico inferior ($\eta_s = 4.78$), lo hacen entre un 11.27 % y un 17.64 %. Estas variaciones son más pronunciadas en el caso ICE3/R2/04 por las menores relaciones de frecuencia η_s asociadas, y las reducciones del DIM pasan del 25.46 – 31.23 % en el gráfico superior ($\eta_s = 6.39$) al 15.75 – 29.87 % en el gráfico inferior ($\eta_s = 2.90$). Esta tendencia es análoga a la constatada cuando el acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente es reducido. La influencia de la masa de la caja (no reproducida en las figuras 5.25 y 5.26) y la de su frecuencia vertical es sin embargo la opuesta y, a medida que se incrementa el valor de ambos parámetros, disminuye el efecto

²⁷Los valores indicados se sitúan justo por encima del límite inferior considerado en el catálogo de puentes, y representan estructuras de vía única particularmente ligeras, como los puentes de vigas.

²⁸Al igual que en los ejemplos anteriores, las envolventes del DIM en cada gráfico se han obtenido para una misma frecuencia vertical de la suspensión secundaria y la frecuencia de cabeceo de valor medio asociada. Cada envolvente se corresponde además con una tasa de disipación ζ_s . En la figura 5.26 se ha ajustado el valor intermedio de n_s , n_{θ_s} y la máxima tasa de disipación ζ_s para incluir en el estudio las características mecánicas originales de la composición ICE 3.

beneficioso del DIM. El cambio de tendencia se debe a la interacción entre el sistema de suspensión primario y la caja, que actúa como una gran masa de reacción que altera en mayor medida la frecuencia vertical a la que oscila el bogie cuanto mayores sean la rigidez de la suspensión secundaria y la masa de la caja, con lo que las reducciones del modelo completo disminuyen respecto a las del simplificado debido al descenso del acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria y el puente.

Las reducciones del SIM son de un 25.86 % y un 31.01 %⁽²⁹⁾ en los casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04, respectivamente, frente a los valores mínimos del 11.27 % y el 15.75 % que se obtienen con el modelo completo. Así, el SIM satisface de manera estricta el ELS de 0.35g, mientras que el DIM no lo hace: la aceleración predicha con este modelo en la situación más desfavorable (cuando la frecuencia vertical de la suspensión secundaria es máxima y su tasa de disipación energética mínima) es de 4.11 y 4.20 m/s² en los casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04, respectivamente.

La suspensión primaria de los coches del ICE 2 y el ICE 3 tiene una tasa de disipación elevada (del 22.95 % y del 30.70 %, respectivamente) y, dado que la relación de frecuencias $\eta_p = 0.9$ implica un elevado acoplamiento dinámico bogie-puente, el efecto beneficioso de la interacción del SIM y el DIM aumenta si ζ_p disminuye. En el análisis de sensibilidad se ha obtenido además que el descenso de las reducciones es más pronunciado en el SIM que en el DIM, con lo que los resultados del modelo simplificado pueden ser menos conservadores si la tasa de disipación energética de la suspensión primaria disminuye. Este resultado ha podido verificarse asignando una tasa del 10.00 % a la suspensión primaria de los coches del ICE 2 y el ICE 3 en los casos anteriores. Las reducciones del SIM pasan del 25.86 % al 33.51 % en el caso ICE2/R2/07 y del 31.01 % al 44.19 % en el caso ICE3/R2/04, mientras que en el DIM, cuando la frecuencia vertical de la suspensión secundaria es máxima y la disipación energética mínima, las reducciones sólo se incrementan del 11.27 % al 14.00 % y del 15.75 % al 17.55 %, respectivamente.

Los puentes empleados para poner de manifiesto la influencia de los parámetros de la caja son muy ligeros, de manera que se satisface estrictamente el ELS de 0.35g con el SIM en segunda resonancia. Las envolventes están además dominadas por los efectos de primera resonancia, de manera que estos casos no tendrían aplicación práctica si se

²⁹Las reducciones del SIM son relativamente elevadas ya que: (i) la relación $\eta_p = 0.9$ caracteriza un elevado acoplamiento dinámico entre el bogie y el puente; y (ii) las relaciones de masas asociadas a los dos sistemas vehículo-estructura son reducidas ($\mu_b = \{135.27, 76.86\}$), de manera que la respuesta del puente puede verse alterada significativamente a causa de los efectos inerciales del bogie.

considera como velocidad máxima de proyecto 420 km/h. Existen sin embargo líneas con velocidad de circulación inferior para las que una segunda resonancia como la analizada en los casos anteriores podría sería dimensionante y en las que, por tanto, debería cuestionarse el empleo del modelo simplificado para llevar a cabo una previsión conservadora de la respuesta de la estructura, especialmente si el puente es ligero.

Las tendencias anteriores se mantienen al ampliar el estudio de los casos ICE2/R2/07 e ICE3/R2/04 a primera resonancia. En aras de la brevedad estos resultados no se han incluido ya que tienen menor interés puesto que, si se modifica el requerimiento de masa para satisfacer un determinado umbral de aceleraciones, cercano a los actuales ELS, los efectos de interacción resultan despreciables. Alternativamente se puede mantener una relación de masas μ_b baja, de modo que los efectos de interacción adquieran mayor relevancia. En tal escenario, como sucede en los casos ICE2/R1/03-04, las aceleraciones calculadas superan ampliamente los ELS, de manera que el interés de las reducciones experimentadas es únicamente teórico.

5.4. Composiciones articuladas y regulares

5.4.1. Resultados representativos

En la figura 5.27 se muestran los resultados en términos del valor umbral de masa asociado al ELS de 0.35g, en los casos considerados representativos para la composición Eurostar (ver tabla 5.3). Puede apreciarse que el requerimiento de masa calculado con el SIM y el DIM evoluciona con η_p del mismo modo que en el caso de las composiciones convencionales y siguiendo las tendencias del estudio teórico. Tanto en primera resonancia y $\beta_d = 1.30$ como en segunda resonancia y $\beta_d = 1.00$ se aprecia un mínimo en el requerimiento de masas debido al máximo nivel de reducciones para relaciones de frecuencia similares a las del estudio de sensibilidad³⁰. En los resultados de segunda resonancia y $\beta_d = 0.60$ se observa también el incremento del efecto beneficioso de la interacción a medida que aumenta el grado de acoplamiento dinámico bogie-puente³¹. En los tres casos representados el requerimiento de masa del SIM y el DIM tiende al del TLM a medida que η_p toma valores elevados.

El requerimiento de masa del SIM es inferior al del DIM, especialmente en la zona de máxima interacción y para las mayores relaciones de distancias consideradas. Esto se debe a que, como se indicaba en el análisis de sensibilidad, los efectos de interacción aumentan con el cociente L/d , de manera que los parámetros secundarios de la composición tienen mayor influencia.

Puede también apreciarse que la predicción del TLM/ADM en primera resonancia es conservadora con independencia del valor que tome la relación de frecuencias η_p , lo cual es esperable dada la luz del puente en este caso. Por contra, en segunda resonancia, existen combinaciones para las que el requerimiento de masa del TLM/ADM es inferior al de los modelos de interacción. Esto sucede en todo el rango de η_p para $\beta_d = 0.60$ y cuando $\eta_p > 1.40$, aproximadamente, en el caso de $\beta_d = 1.00$.

Con el análisis de los resultados representativos de la composición Talgo AV se pone de manifiesto que los principales fenómenos de interacción detectados durante el es-

³⁰Las envolventes de la reducción de aceleraciones del SIM y el DIM obtenidas en el estudio de sensibilidad con composiciones convencionales pueden consultarse en las figuras 4.10 (R1) y 4.13 (R2)

³¹En el estudio de sensibilidad, las envolventes de la reducción de aceleraciones en en segunda resonancia y $\beta_d = 0.60$ (figura 4.13), no alcanzan la zona de máximos, aunque esta llega a *intuirse* para las menores relaciones de η_p consideradas, cercanas a 0.70

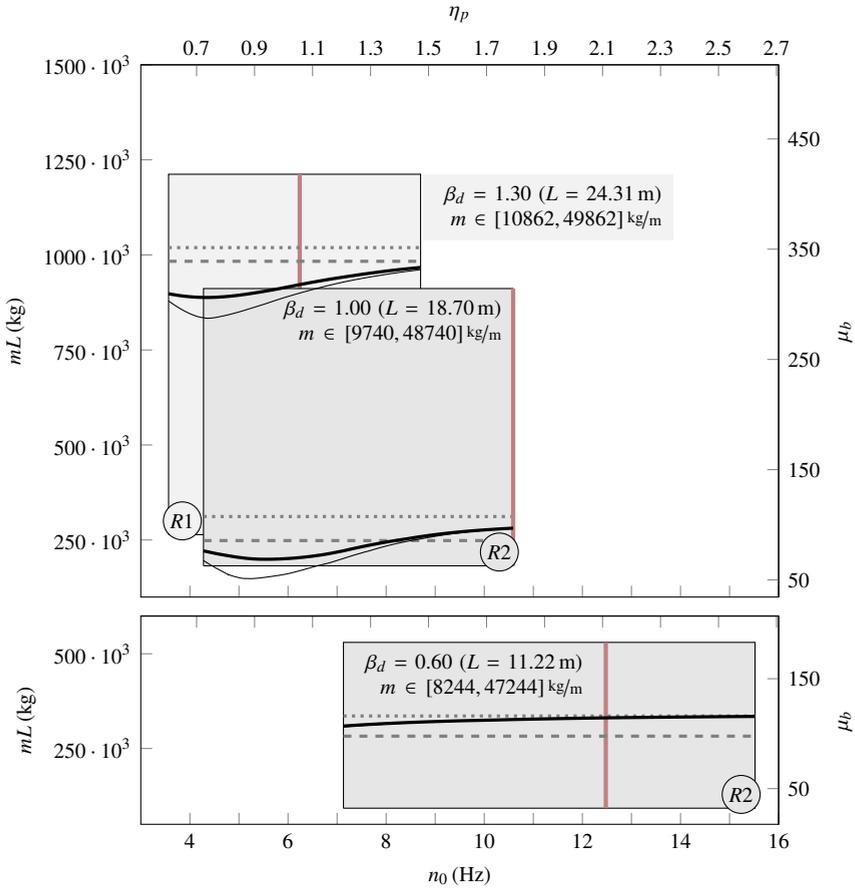


Figura 5.27: Valor umbral de la masa del tablero en casos representativos de la composición Eurostar.
 TLM. - - - TLM/ADM. — DIM. — SIM. — n_{0s} .

tudio de sensibilidad se reproducen también al emplear composiciones de tipo regular. Los resultados pueden consultarse en la figura 5.28. Se ha empleado únicamente el SIM al no disponer de datos del modelo completo.

El requerimiento de masa $mL_{0.35g}$ del SIM sigue la evolución esperada con η_p , incluso para la relación $\beta_d = 1.80$, superior a la máxima considerada en el estudio de sensibilidad (1.28). En los tres conjuntos de resultados representativos seleccionados se aprecia la zona de máxima interacción, que se desplaza hacia valores de η_p

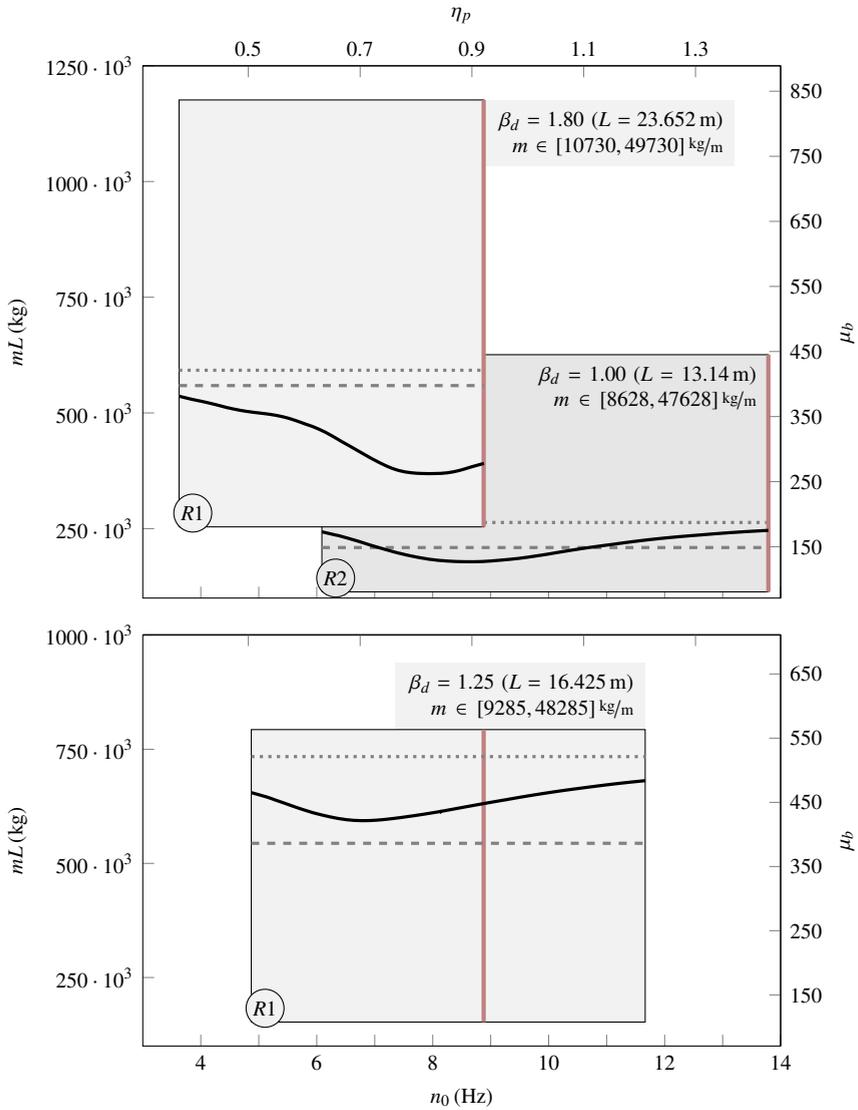


Figura 5.28: Valor umbral de la masa del tablero en casos representativos de la composición Talgo AV. TLM. --- TLM/ADM. — SIM. — n_{0s} .

superiores al aumentar β_d , siguiendo las tendencias observadas en el análisis de sensibilidad. Para las dos luces en las que el $\Delta\zeta$ del ADM es elevado, el requerimiento

de masas del SIM es superior al del TLM/ADM, siendo menos conservador el ADM para los valores mínimos y máximos realistas de η_p .

5.4.2. Contraejemplos al ADM

Con los ejemplos desarrollados a continuación se demuestra que, al igual que sucede con los vehículos de tipo convencional, la aplicación del ADM puede incurrir en una predicción no conservadora de la aceleración vertical del tablero si se emplean composiciones de tipo articulado y regular. Los ejemplos han sido seleccionados a partir del estudio de sensibilidad realizado y los resultados representativos presentados en el apartado anterior.

En las figuras³² 5.29 y 5.30 se representan los resultados de los casos EUR/R2/01 y EUR/R2/02. Además de la tasa de disipación original de la suspensión primaria de los coches intermedios de la composición Eurostar, $\zeta_p = 11.14\%$, se han considerado los valores $\zeta_p = 5\%$ y $\zeta_p = 30\%$. Los principales resultados correspondientes a estos dos nuevos casos de estudio se han agrupado en las tablas 5.16 y 5.17.

Los puentes analizados en el caso EUR/R2/01 presentan una luz de 18.70 m y una masa lineal de 13291 kg/m. Se trata por tanto de estructuras de vía única muy ligeras. El puente asociado a la menor frecuencia considerada (5.91 Hz) podría ser un puente de vigas, mientras que las frecuencias intermedia (8.27 Hz) y superior (10.05 Hz) son más características de tableros de vigas artesa. En el caso EUR/R2/02 se analizan tres puentes con $L = 11.22$ m, $m = 25184$ kg/m y $n_p = \{8.27, 10.05, 11.82\}$ Hz. En la actualidad es más habitual que una luz como la considerada se salve mediante estructuras tipo marco. No obstante existen puentes antiguos de vigas o de tipo filler beam, que siendo de vía doble los primeros y de vía única los segundos, podrían tener características mecánicas similares a las indicadas y estar situados en una línea actual que se acondicionase para alta velocidad.

Teniendo en cuenta que la frecuencia vertical de la suspensión primaria en los coches intermedios del Eurostar es de 5.91 Hz, los sistemas vehículo-estructura en los casos EUR/R2/01 y EUR/R2/02 están caracterizados por relaciones $\eta_p = \{1.00, 1.40, 1.70\}$ y $\eta_p = \{1.40, 1.70, 2.00\}$, respectivamente. Puede comprobarse que al aumentar η_p las reducciones de la respuesta proporcionadas por los modelos de interacción, para

³²Siguiendo el procedimiento habitual se ha marcado con un trazo vertical discontinuo la velocidad máxima para la que son válidos los valores de reducción indicados.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.70	10.05	5.00	9.67	9.41	4.31	3.43	3.89	3.90
		11.14	12.84	13.23	4.31	3.43	3.75	3.74
		30.00	17.31	18.99	4.31	3.43	3.56	3.49
1.40	8.27	5.00	18.28	19.92	4.31	3.43	3.52	3.45
		11.14	20.11	22.30	4.31	3.43	3.44	3.35
		30.00	21.98	25.22	4.31	3.43	3.36	3.22
1.00	5.91	5.00	34.77	42.67	4.31	3.43	2.81	2.47
		11.14	32.65	39.71	4.31	3.43	2.90	2.60
		30.00	27.37	31.99	4.31	3.43	3.13	2.93

Tabla 5.16: Caso EUR/R2/01

$$\beta_d = 1.00, L = 18.70 \text{ m}, \mu_b = 85.70, m = 13291 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.09 \%$$

un cierto valor de ζ_p , decrecen debido al menor acoplamiento dinámico entre los sistemas de suspensión del vehículo y el puente.

En las dos situaciones de estudio, las reducciones evolucionan con ζ_p siguiendo las tendencias esperadas tras el estudio teórico:

- Para la relación $\eta_p = 1.00$ típica de un elevado acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria y el puente (ambos sistemas oscilan con la misma frecuencia), el efecto beneficioso de la interacción disminuye si se incrementa la disipación de la suspensión primaria.
- Para las relaciones $\eta_p = \{1.40, 1.70, 2.00\}$, en las que el acoplamiento dinámico es escaso la reducción aumenta con ζ_p . El incremento está menos marcado para $\eta_p = 1.40$, relación próxima a la zona de transición entre las dos tendencias observadas (ha podido verificarse que dicha zona de transición se corresponde con $\eta_p = 1.30$ aproximadamente).

Las reducciones de la variante 02 del caso EUR/R2 son mucho menores que las de

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
2.00	11.82	5.00	2.49	2.47	4.11	3.43	4.01	4.01
		11.14	3.22	3.31	4.11	3.43	3.98	3.97
		30.00	4.59	4.96	4.11	3.43	3.92	3.91
1.70	10.05	5.00	3.73	3.9	4.11	3.43	3.96	3.95
		11.14	4.55	4.77	4.11	3.43	3.92	3.91
		30.00	5.71	6.20	4.11	3.43	3.88	3.86
1.40	8.27	5.00	6.47	6.90	4.11	3.43	3.84	3.83
		11.14	7.14	7.55	4.11	3.43	3.82	3.80
		30.00	7.45	8.18	4.11	3.43	3.80	3.77

Tabla 5.17: Caso EUR/R2/02

$$\beta_d = 0.60, L = 11.22 \text{ m}, \mu_b = 97.43, m = 25184 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.61 \%$$

la variante 01. Esto puede observarse al comparar las reducciones del DIM y el SIM asociadas a una misma combinación $\{\eta_p, \zeta_p\}$ en las tablas 5.16 y 5.17. El descenso se debe principalmente al menor valor de β_d , que tiene un doble efecto: (i) la zona de máxima interacción tiende a tener lugar a menores relaciones η_p , con lo que para un mismo valor de este parámetro, el acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria y el puente en la variante 02 es inferior al de la variante 01; y (ii) la presencia simultánea de un número menor de ejes sobre la estructura en cada oscilación de la misma, con lo que desciende la influencia de los parámetros secundarios del modelo. A todo esto se une además que tanto μ_b como ζ_0 aumentan ligeramente en la variante 02.

El descenso de los efectos de interacción en la variante 02 puede también apreciarse al comparar las envolventes de los modelos SIM y DIM para cada combinación $\{\eta_p, \zeta_p\}$, y también observando la evolución de las mismas con ζ_p . Las variaciones son mucho menos pronunciadas que en el caso EUR/R2/01, no existiendo diferencias significativas en la valoración de la respuesta del puente con el modelo de interacción empleado ni con la tasa de amortiguamiento ζ_p considerada. Las aceleraciones máximas

calculadas con el SIM y el DIM, como se apuntaba al comienzo del apartado, son superiores a la que se obtiene al aplicar el ADM, estando mucho más próximas a la obtenida con el TLM (4.11 m/s^2). Esto tiene lugar especialmente para los puentes con mayor frecuencia y cuando la disipación de la primaria se reduce.

Los mayores efectos de interacción tienen lugar en el caso EUR/R2/01 cuando la relación η_p toma el valor unitario. La aceleración máxima en este caso calculada con el DIM y el SIM es inferior a $0.35g$. Para la relación intermedia, $\eta_p = 1.40$, el efecto beneficioso de ambos modelos es similar al que se obtiene aplicando el ADM. Por contra, cuando η_p toma valores más elevados, el TLM/ADM ofrece una vez más una predicción menos conservadora de la respuesta del puente, proporcionando los modelos de interacción aceleraciones mayores.

En los análisis anteriores es necesario considerar las posibles variaciones en las características mecánicas de la composición. En la variante 01, $\eta_p = 1.40$ y $\zeta_p = 11.14 \%$, la reducción del DIM es del 20.11% , valor que en la práctica sería relevante para el cálculo de la respuesta del puente. Sin embargo, si la frecuencia vertical de la suspensión primaria de los coches intermedios del Eurostar fuese algo inferior a 5.91 Hz , siguiendo las tendencias observadas en algunas de las composiciones convencionales, la relación de frecuencias asociada aumentaría, disminuyendo por tanto el acoplamiento dinámico bogie-puente y el efecto beneficioso de la interacción. Por ejemplo, considerando una frecuencia vertical de la primaria $n_p = 4.12 \text{ Hz}$ ($\eta_p = 2.00$) y a igualdad del resto de características de la composición, la reducción de la aceleración máxima al emplear el DIM en el caso considerado pasaría a ser solamente del 6.74% .

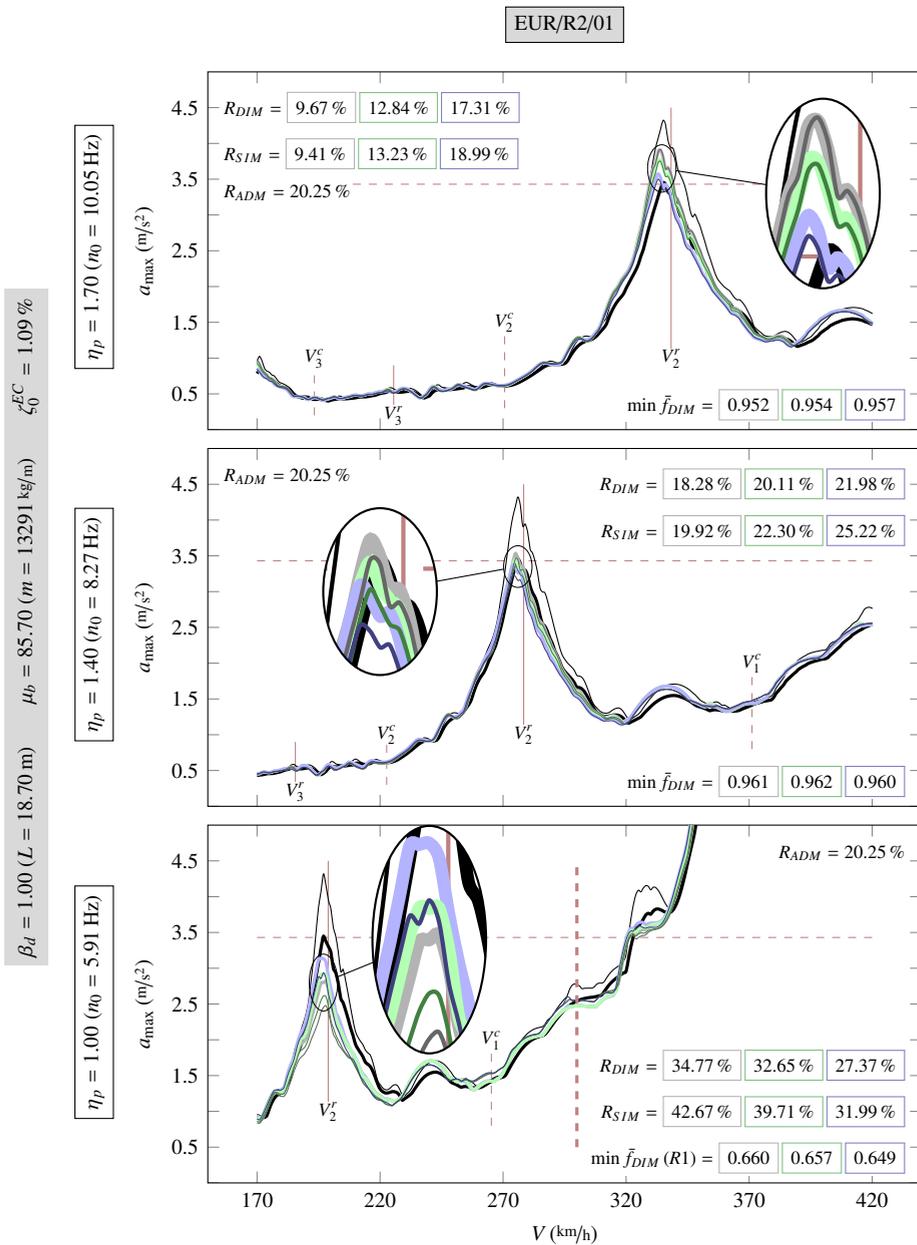


Figura 5.29: Caso EUR/R2/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_p = 5 \%$ — 11.14% — 30%

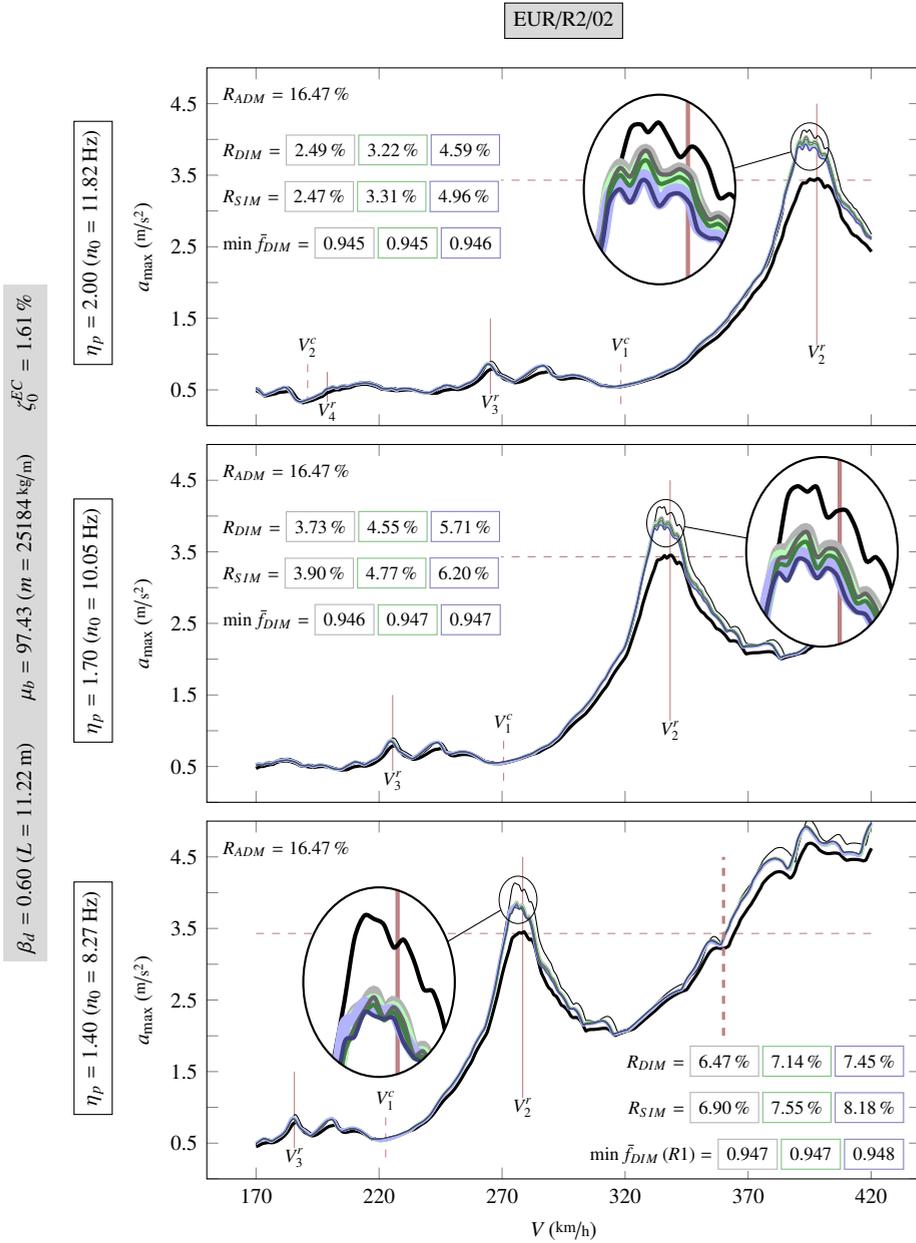


Figura 5.30: Caso EUR/R2/02. — TLM, ▬ DIM, ▬ SIM, ▬ TLM/ADM, $\zeta_p = 5\%$, 11.14% , 30%

Para finalizar con el estudio de los contraejemplos, se han elegido dos casos empleando la composición Talgo AV. Los resultados pueden consultarse en las figuras 5.31 (caso TAV/R1/01) y 5.32 (caso TAV/R2/01). Además de la tasa de disipación original $\zeta_p = 3.76\%$ de los coches del Talgo AV, se han empleado tasas del 10% y del 30%. Los resultados de estos dos últimos contraejemplos se han agrupado en las tablas 5.18 y 5.19.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
0.85	8.19	3.76	17.96	4.62	3.43	3.79
		10.00	15.65	4.62	3.43	3.90
		30.00	12.73	4.62	3.43	4.03
0.70	6.75	3.76	20.59	4.62	3.43	3.67
		10.00	17.48	4.62	3.43	3.81
		30.00	13.98	4.62	3.43	3.98
0.50	4.82	3.76	12.72	4.62	3.43	4.03
		10.00	13.67	4.62	3.43	3.99
		30.00	13.95	4.62	3.43	3.98

Tabla 5.18: Caso TAV/R1/01

$$\beta_d = 1.25, L = 16.42 \text{ m}, \mu_b = 386.94, m = 33123 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.25\%$$

El caso TAV/R1/01 es particularmente interesante ya que, de todos los contraejemplos al ADM presentados en este capítulo, es el único en el que la máxima respuesta se debe a una primera resonancia de la estructura. El puente cuenta con una luz de 16.42 m y una masa lineal 33123 kg/m. Se han considerado tres valores de n_0 : 4.82, 6.75 y 8.19 Hz, cubriendo un amplio rango de frecuencias del catálogo para esta luz. Las características mecánicas de los puentes con las frecuencias intermedia y superior podrían ser las de un puente isostático de tipología losa aligerada y vía doble situado en una línea moderna de alta velocidad. La menor frecuencia fundamental es particularmente reducida, aunque podría darse en un puente de vigas y vía doble, construido hace algunas décadas y situado en una línea acondicionada para alta velocidad.

η_p	n_0 (Hz)	ζ_p (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
1.43	13.78	3.76	7.54	4.32	3.43	4.00
		10.00	8.81	4.32	3.43	3.94
		30.00	11.66	4.32	3.43	3.82
1.25	12.05	3.76	13.67	4.32	3.43	3.73
		10.00	14.27	4.32	3.43	3.71
		30.00	14.13	4.32	3.43	3.71
0.90	8.68	3.76	28.41	4.32	3.43	3.09
		10.00	24.53	4.32	3.43	3.26
		30.00	15.87	4.32	3.43	3.64

Tabla 5.19: Caso TAV/R2/01

$$\beta_d = 1.00, L = 13.14 \text{ m}, \mu_b = 148.72, m = 15913 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.48 \%$$

En el caso TAV/R2/01 ($L = 13.14 \text{ m}$, $m = 15913 \text{ kg/m}$) se ha empleado de nuevo la relación $\beta_d = 1.00$ en un escenario de segunda resonancia. Las tres frecuencias consideradas, $n_0 = \{8.68, 12.05, 13.78\}$ también abarcan la mayor parte del rango de variación de n_0 del catálogo. Tratándose de una segunda resonancia, el requerimiento de masa desciende de manera considerable, al igual que sucede en el caso de las composiciones convencionales. Las características mecánicas indicadas podrían corresponder a un puente de vigas o de tipo filler beam, ambos de vía única.

La frecuencia vertical n_p en los coches del Talgo AV es de 9.64 Hz, con lo que los sistemas vehículo-estructura en los casos TAV/R1/01 y TAV/R2/01 están caracterizados por relaciones $\eta_p = \{0.50, 0.70, 0.85\}$ y $\eta_p = \{0.90, 1.25, 1.43\}$, respectivamente. A partir de los resultados que se presentan puede apreciarse que, siguiendo las tendencias esperadas, las reducciones del SIM para cada ζ_p son menores cuanto menor es el acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria y el puente. La evolución de la reducción de la respuesta con ζ_p depende de dicho grado de acoplamiento (*i. e.*, de η_p). Las reducciones aumentan si desciende la tasa de disipación de la primaria para las relaciones $\eta_p = \{0.70, 0.85\}$ en el caso TAV/R2/01 y para la relación $\eta_p = 0.90$ en

el caso TAV/R2/01. La tendencia se invierte para las relaciones $\eta_p = 0.50$ y $\eta_p = 1.43$ consideradas, mientras que la relación $\eta_p = 1.25$ del caso TAV/R2/01 se sitúa en la zona de transición entre los dos comportamientos descritos.

Las menores reducciones de los casos TAV/R1/01 y TAV/R2/01 se obtienen para las relaciones $\eta_p = 0.50$ (serie inferior de datos de la tabla 5.18) y $\eta_p = 1.43$ (serie superior de datos de la tabla 5.19), respectivamente. La aceleración máxima predicha con el SIM, considerando la tasa de disipación original del Talgo AV ($\zeta_p = 3.76\%$), es de 4.05 y 4.00 m/s^2 , frente a los 4.62 y 4.32 m/s^2 calculados con el TLM y los 3.43 m/s^2 del TLM/ADM. Una vez más, la aplicación del ADM no resulta conservadora, observándose que el método simplificado puede infravalorar la aceleración máxima prevista por el SIM en una cantidad variable dependiente de las características del vehículo.

En los contraejemplos anteriores se ha empleado únicamente el modelo simplificado al no haber podido obtener las características mecánicas del DIM del Talgo AV. Si se mantienen las tendencias detectadas durante el análisis de sensibilidad y de los casos reales con composiciones convencionales y articuladas, es razonable esperar que la predicción del SIM en los casos 5.31 y 5.32 sea menos conservadora que la del modelo completo.

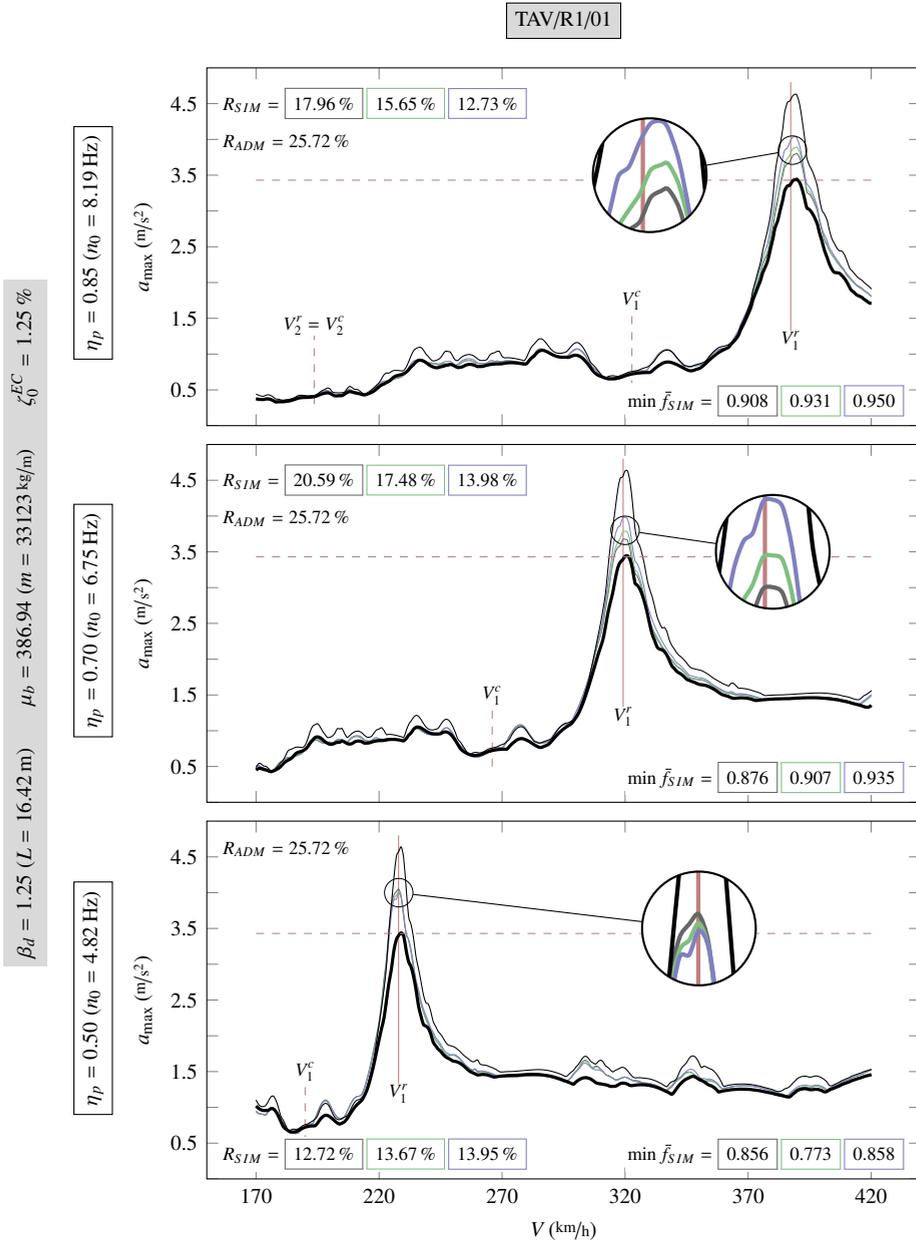


Figura 5.31: Caso TAV/R1/01. — TLM, ≡ SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_p = 3.76$ % 10 % 30 %

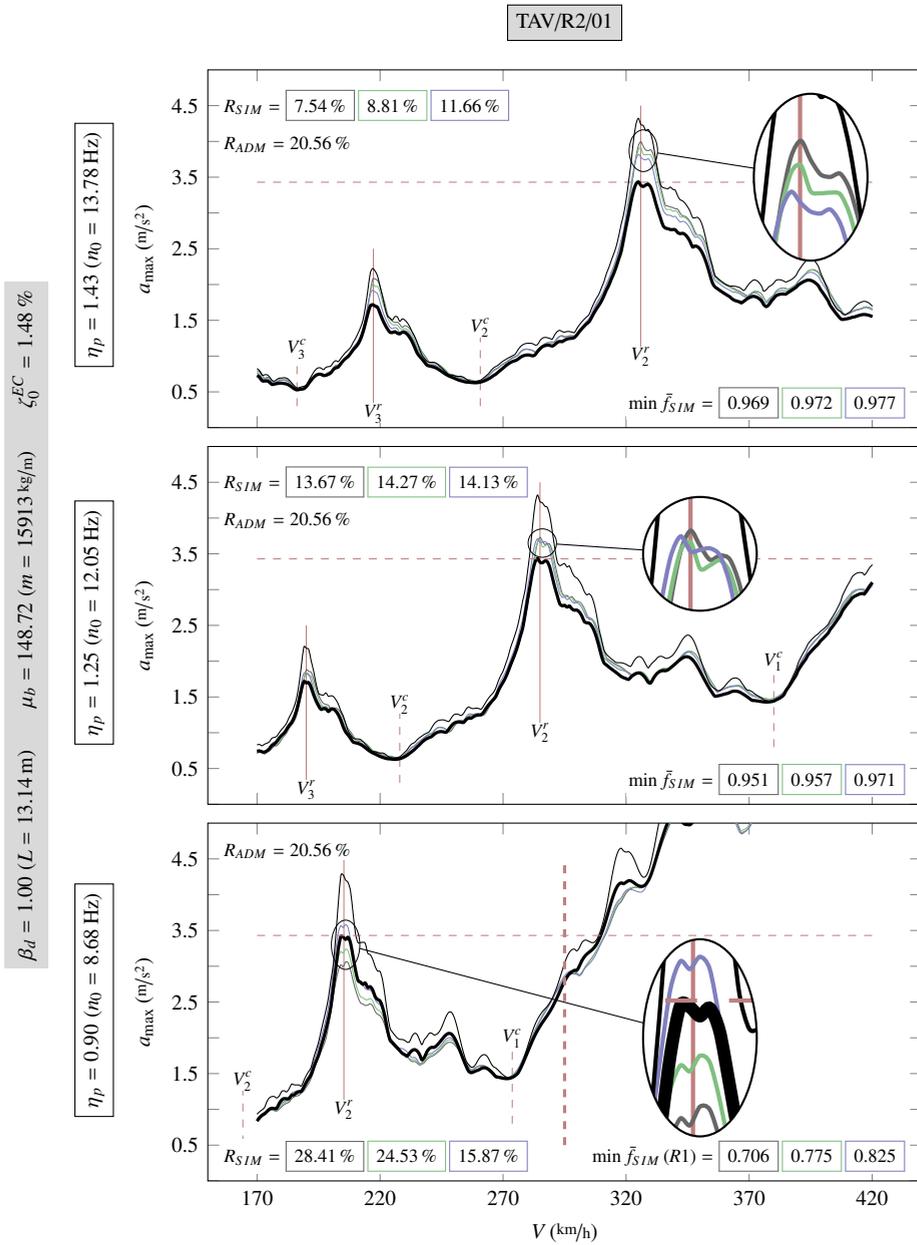


Figura 5.32: Caso TAV/R2/01. — TLM, \equiv SIM, — TLM/ADM,
 $\zeta_p = 3.76$ % 10 % 30 %

5.4.3. Casos complementarios y adicionales

Con este último apartado se completan los estudios previamente realizados mostrando que las principales tendencias del análisis de sensibilidad se reproducen con independencia del tipo de composición ferroviaria. En concreto se extiende el estudio de la influencia de los parámetros de la caja presentado en el apartado 5.3.3.6 a las composiciones articuladas. No se ha realizado un estudio análogo empleando composiciones regulares al no disponer de los datos necesarios para formular el modelo completo.

En aras de la brevedad no se incluyen en este apartado nuevos casos de estudio considerando la influencia del amortiguamiento estructural y del número de coches cuando las composiciones son de tipo articulado o regular. La influencia monótona de ambos parámetros ha sido verificada empleando el Eurostar y el Talgo AV obteniéndose resultados análogos a los que se presentan en la sección 5.3.3.4. Tampoco se reproduce la influencia de las locomotoras en estas composiciones. Al igual que en el caso de las convencionales, estas suponen una fuente de variabilidad de difícil predicción pudiendo hacer que, como se mostraba en la sección 5.3.3.2, la respuesta de la estructura se vea afectada en un modo distinto con el SIM y el DIM. No obstante el fenómeno de la interacción está gobernado por la acción repetitiva de los coches, también cuando las composiciones son articuladas o regulares, y este es el resultado que se desprende de los casos analizados en los que se emplean el Eurostar y el Talgo AV, reproduciéndose fielmente las principales tendencias detectadas en los estudios teóricos.

La frecuencia asociada a los grados de libertad de las cajas en los coches intermedios del Eurostar oscila entre 0.76 y 1.15 Hz, mientras que el amortiguamiento lo hace entre un 19.35 % y un 21.49 %. Estos valores, calculados resolviendo el problema de autovalores complejos [Humar, 2002] una vez ensambladas las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento de la composición, son particularmente elevados si se comparan, por ejemplo, con los calculados para el sistema de suspensión secundario del ICE 2 ($n_s = 0.67$ Hz, $\zeta_s = 4.21$ %), y se aproximan a los máximos empleados tanto en el análisis de sensibilidad como en los casos desarrollados en el apartado 5.3.3.6. En el caso EUR/R1/01 analizado a continuación queda patente que, con la combinación de características señalada (elevada frecuencia y disipación energética), se cumplen las tendencias esperadas, y el DIM del Eurostar predice elevadas reducciones de la respuesta del puente en resonancia cuando este presenta muy baja frecuencia fun-

damental, mientras que el efecto de interacción asociado al modelo simplificado es despreciable debido al escaso acoplamiento entre la suspensión primaria y la estructura. El efecto contrario puede apreciarse en el gráfico inferior de la figura 5.29 (caso EUR/R2/01, $\eta_p = 1.00$). En dicha figura el efecto beneficioso del SIM es superior al del DIM, de manera más notable que en los gráficos intermedio ($\eta_p = 1.40$) y superior ($\eta_p = 1.70$). Estos resultados permiten corroborar por tanto que, cuando existe un grado elevado de acoplamiento dinámico entre el sistema primario y la estructura, la caja de la composición hace que se reduzca la capacidad de oscilación del bogie, y por tanto que el efecto beneficioso asociado al DIM descienda respecto al del SIM. A medida que la relación de frecuencias η_p toma mayores valores, la capacidad de interacción desciende en los dos modelos, y también la influencia de los parámetros de las cajas.

Al comparar la reducción de la respuesta asociada a los modelos de interacción en el caso EUR/R1/01 (figura 5.33, $L = 24.31$ m, $m = 17894$ kg/m) puede apreciarse con claridad la evolución de la influencia de la caja de la composición con la relación de frecuencias η_p . En este caso de estudio se ha tomado la relación de distancias $\beta_d = 1.30$, representativa de los efectos de interacción del Eurostar en primera resonancia, y se ha ajustado la masa de la estructura para obtener una relación de masas $\mu_b = 150$, suficientemente baja como para que los efectos de interacción puedan repercutir de manera significativa en el cálculo de la respuesta. Los principales resultados correspondientes a este caso de estudio se han agrupado en la tabla 5.20. La mayor relación de frecuencias considerada, $\eta_p = 0.75$ ($n_0 = 4.43$ Hz), caracteriza el máximo acoplamiento dinámico bogie-estructura para la relación de distancias $\beta_d = 1.30$ (figura 5.27), así que, al ser también baja la relación de masas μ_b , los efectos de interacción tienen una importancia notable en el comportamiento dinámico del puente: la máxima aceleración calculada con el TLM es un 24.31 % y un 29.64 % menor cuando se emplean los modelos de interacción DIM y SIM, respectivamente. Como se ha indicado anteriormente, esta pequeña diferencia se debe a la caja de la composición, que en el modelo completo hace que el bogie oscile con menor libertad, y por tanto la respuesta del puente se vea alterada en menor proporción.

A medida que desciende la relación de frecuencias, tomando los valores $\eta_p = 0.55$ ($n_0 = 3.25$ Hz) y $\eta_p = 0.35$ ($n_0 = 2.07$ Hz)⁽³³⁾, el efecto beneficioso del SIM dis-

³³Se han tomado puentes con menor frecuencia fundamental a la mínima del catálogo ($n_0 = 3.57$ Hz para $L = 24.31$ Hz) para propiciar que el acoplamiento dinámico caja-estructura sea más elevado y así los efectos de esta sean más perceptibles en la respuesta de la estructura.

η_p	n_0 (Hz)	R_{DIM} (%)	R_{SIM} (%)	a_{TLM} (m/s ²)	a_{ADM} (m/s ²)	a_{DIM} (m/s ²)	a_{SIM} (m/s ²)
0.75	4.43	24.13	29.64	8.02	7.74	6.09	5.65
0.55	3.25	21.58	17.92	8.02	7.74	6.29	6.59
0.35	2.07	23.50	5.05	8.02	7.74	6.14	7.62

Tabla 5.20: Caso EUR/R1/01

$$\beta_d = 1.30, L = 24.31 \text{ m}, \mu_b = 150, m = 17894 \text{ kg/m}, \zeta_0^{EC} = 1.00 \%$$

minuye debido al menor acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria y el puente³⁴, y la reducción de la respuesta al emplear este modelo pasa a ser del 17.92 % y del 5.05 %, respectivamente. El efecto beneficioso del DIM sigue siendo elevado, algo superior al del SIM en el gráfico intermedio, cuando la frecuencia fundamental del puente es baja pero el sistema primario sigue afectando de manera significativa al comportamiento dinámico del puente, y mucho mayor en el gráfico inferior, cuando la reducción debida al SIM pasa a ser residual y todo el efecto beneficioso del DIM se debe a la influencia de la caja de la composición.

³⁴Para las relaciones $\eta_p = \{0.55, 0.35\}$ el bogie oscila a frecuencias 1.82 y 2.86 veces superiores a la de la estructura, respectivamente.

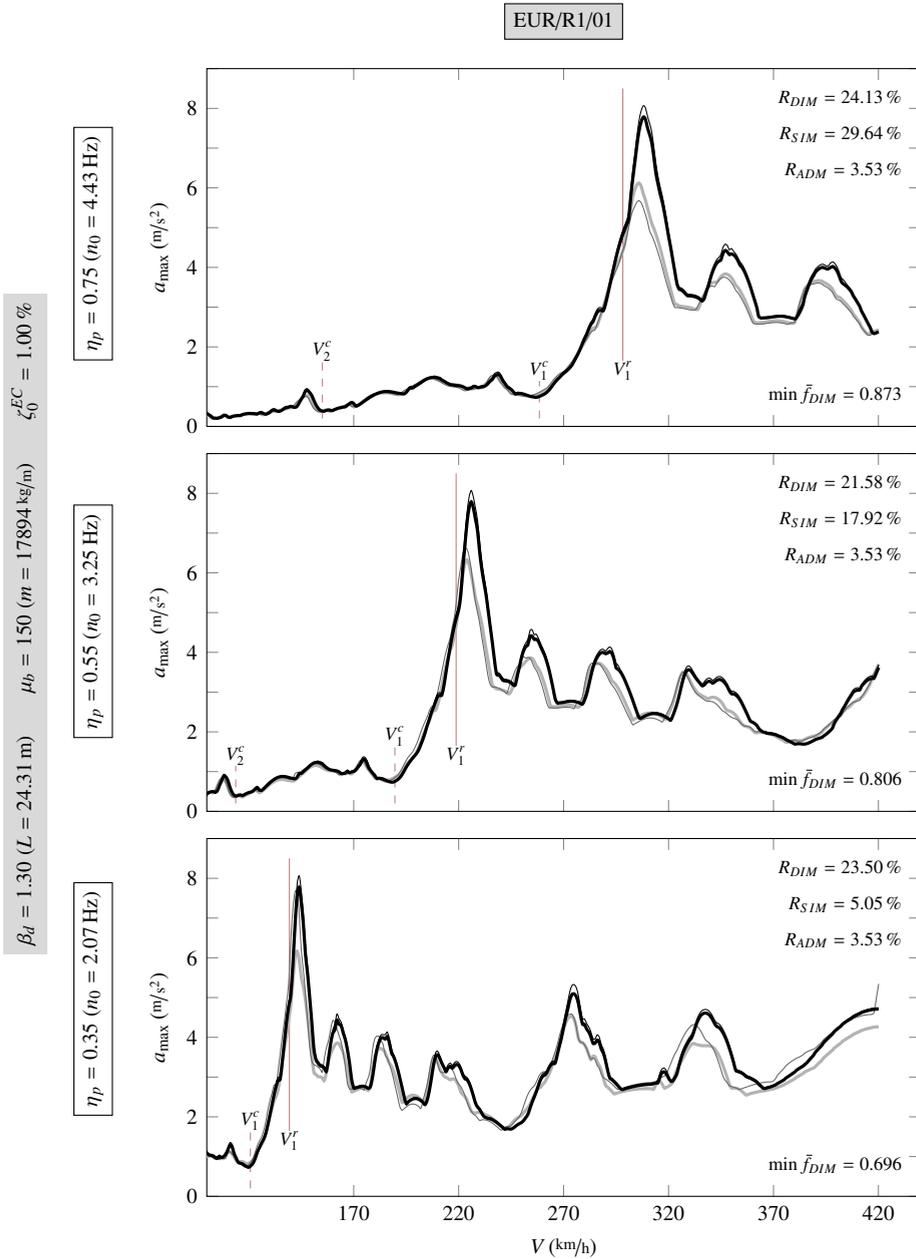


Figura 5.33: Caso EUR/R1/01. — TLM, — DIM, — SIM, — TLM/ADM

5.5. Conclusiones

Los casos estudiados en este capítulo han permitido validar los resultados del análisis de sensibilidad presentados en el cuarto capítulo y determinar la importancia práctica del fenómeno de interacción vehículo-estructura en la verificación del ELS de aceleración vertical en puentes isostáticos. Se han empleado las composiciones europeas interoperables para las que se conocen los datos del modelo completo (*i. e.*, las convencionales ICE 2, ETR500Y e ICE 3 y la articulada Eurostar) o simplificado (la composición de tipo regular Talgo AV), admitiéndose ciertas variaciones de sus características mecánicas para poner de manifiesto la influencia de las mismas en el cálculo de la respuesta de la estructura.

Como punto de partida se han detectado las regiones del catálogo de puentes en las que los efectos de interacción pueden tener una influencia significativa en la verificación del ELS de aceleración vertical en puentes de vía sobre balasto, considerando una velocidad máxima de proyecto de 420 km/h. Con ese fin, se ha calculado la masa mínima que, para cada luz, composición ferroviaria y orden de resonancia, debe presentar la estructura para que su aceleración vertical máxima no supere 0.35g. Este valor umbral de masa ha sido denominado *requerimiento de masa*. Las principales conclusiones extraídas del estudio realizado son:

- La primera resonancia debida al paso de las composiciones convencionales consideradas, cuyos coches cuentan con longitudes que oscilan entre los 24.2 m del ICE 3 y los 26.4 m del ICE 2, tiene lugar dentro del rango de velocidades de proyecto únicamente si el cociente L/d es lo suficientemente elevado (> 0.70) como para representar puentes con luces medias-largas ($> 17 - 18$ m) y baja frecuencia fundamental ($< 4.20 - 4.80$ Hz). En cambio, la segunda resonancia puede tener lugar en todo el rango de luces considerado, y en puentes con frecuencias moderadas ($< 8.40 - 9.60$ Hz).
- Los rangos de frecuencias indicados se amplían al emplear las composiciones Eurostar (articulada) y Talgo AV (regular), ya que la longitud de sus coches, 18.7 m y 13.14 m, respectivamente, es menor que la de los convencionales. La primera resonancia debida al paso del Eurostar puede tener lugar dentro del rango de velocidades de proyecto si la frecuencia fundamental del puente es inferior a 6.24 Hz, condición que satisfacen los puentes con luces superiores a 12.8 m. Al emplear el Talgo AV el límite de frecuencia asciende hasta 8.88 Hz,

y el rango de luces se amplía a todas las del catálogo. Los valores indicados se duplican en el caso de la segunda resonancia, y esta puede por tanto tener lugar en todos los puentes considerados con independencia de su luz.

- El requerimiento de masa asociado a una determinada composición ferroviaria y orden de resonancia es menor cuanto más próximo se esté de un valor de cancelación. En una primera resonancia debida al paso de composiciones convencionales o articulada, el requerimiento de masa queda incluido en los límites del catálogo únicamente en el caso de las luces más elevadas ($> 24 - 26$ m). Por debajo de estas no existen estructuras realistas en términos de masa que cumplan con el ELS. Por contra, al emplear la composición regular Talgo AV, únicamente en los puentes con las menores luces del catálogo ($L < 16$ m) no es posible alcanzar el mínimo umbral de masa requerido. En segunda resonancia las masas necesarias son mucho menores, a excepción del caso de los puentes con las menores luces del catálogo ($< 14 - 15$ m) y cuando la longitud de los coches es elevada.

El análisis realizado ha permitido justificar la selección de las relaciones L/d unitarias y superiores como representativas del estudio de los efectos de interacción en los casos de primera resonancia. En segunda resonancia y cuando la composición es de tipo convencional, articulada y regular se han tomado las relaciones representativas $L/d = 0.60$, $L/d = \{0.60, 1.00\}$ y $L/d = 1.00$, respectivamente, puesto que las luces asociadas en cada caso se aproximan al rango en el que el ADM prescribe los mayores valores de $\Delta\zeta$. De esta manera el análisis de los resultados ha permitido determinar el grado de adecuación entre la aceleración máxima predicha con el TLM/ADM y la de los modelos de interacción SIM y DIM. En segunda resonancia y con composiciones convencionales y articuladas se ha elegido también como representativa la relación $L/d = 1.00$ puesto que permite analizar los efectos de interacción en los puentes con mayores luces del catálogo, donde son más esperables fenómenos de acoplamiento con las cajas del vehículo. Del estudio de resultados representativos realizado puede concluirse que:

- El requerimiento de masa previsto al realizar el cálculo con modelos de interacción es menor cuanto mayor sea el acoplamiento dinámico entre la suspensión primaria de los coches y la estructura (*i. e.*, puentes más ligeros cumplen con el ELS de aceleración). En el caso de las composiciones convencionales y articuladas ha podido además observarse que el requerimiento de masa

previsto con el SIM es ligeramente inferior al del DIM en el rango mayoritario de las relaciones n_0/n_p analizadas. Esta tendencia no se ha podido verificar al emplear la composición Talgo AV al no disponer de datos del modelo completo.

- Cuanto menor es el cociente L/d del sistema vehículo-estructura, el cálculo de la respuesta del puente se ve alterado en menor medida por el modelo de interacción empleado.
- La respuesta obtenida con modelos de interacción tiende de manera asintótica a la del TLM cuando el cociente n_0/n_p toma valores elevados.
- En el caso de las composiciones convencionales, cuanto menos afectada está la amplificación de la respuesta en segunda resonancia por el espaciamiento entre los bogies de un mismo coche (*cancelación por geometría*), mayor es el requerimiento de masa en los modelos de cargas constantes y de interacción, y mayor es también la diferencia entre los resultados obtenidos con todos ellos.
- Dadas las velocidades actuales de proyecto, en situación de primera resonancia los resultados (aceleraciones máximas) proporcionados por el TLM/ADM para composiciones regulares pueden resultar no conservadores; en segunda resonancia, dicha predicción no conservadora puede darse para los tres tipos de composición.

Como muestra de la aplicación práctica de los trabajos realizados, a partir del análisis de los resultados representativos y los del estudio de sensibilidad, se han detectado una serie de casos prácticos en los que el ADM da lugar a una predicción no conservadora de la máxima respuesta del puente. Los resultados obtenidos ponen en cuestión la idoneidad del método simplificado que propone actualmente el Eurocódigo 1 para considerar los efectos de interacción en un cálculo con cargas puntuales. En la búsqueda de los contraejemplos se han seleccionado puentes con masas totales de manera que el TLM/ADM cumpla de manera estricta el ELS de aceleración vertical para puentes de vía sobre balasto. Las estructuras elegidas han resultado ser entre un 16.47 y un 25.72 % más ligeras de lo que habrían sido para satisfacer el ELS con el TLM. Por su parte el efecto beneficioso de la interacción, entendido este como la reducción de las aceleraciones máximas calculadas con el TLM, y por tanto del requerimiento de masa de la estructura, ha mostrado tener escasa importancia práctica en los contraejemplos analizados. A continuación se resumen los principales

resultados obtenidos:

- Al emplear composiciones convencionales y en una situación de segunda resonancia, la reducción de la respuesta proporcionada por un modelo de interacción puede ser prácticamente despreciable, incluso en puentes con luces cercanas a 15 m para las que el ADM propone los valores más elevados de $\Delta\zeta$.
- El resultado anterior es independiente del valor que tome el cociente r/d , aunque cuando este toma el mínimo valor considerado, 0.68, se puede producir en estructuras con mayores masas, habituales en puentes de vía doble.
- Al emplear la composición Eurostar y en una situación de segunda resonancia, el ADM puede no ser conservador en puentes con luces comprendidas entre 12 y 18 m. En los puentes más cortos este resultado se mantiene con independencia de la frecuencia fundamental del puente, y la masa del mismo podría ser la de un puente de vía doble. Por contra, en los puentes más largos el requerimiento de masa es característico de una estructura muy ligera y de vía única. En este caso el incremento del cociente L/d conlleva un aumento de la interacción, y sólo en estructuras cuya frecuencia fundamental es particularmente elevada (> 9 Hz aproximadamente) la respuesta máxima calculada con los modelos de interacción aumenta de forma significativa por encima de la del TLM/ADM.
- Al emplear la composición Talgo AV y en una situación de primera resonancia, los puentes de vía doble con luces ligeramente superiores a 15 m son susceptibles de presentar niveles de aceleración calculados con el SIM superiores a los previstos por el TLM/ADM.

En los casos analizados se ha mostrado la influencia de las características mecánicas de las composiciones en la valoración del efecto beneficioso de la interacción, siendo especialmente relevante el valor que adquiera la frecuencia vertical de la suspensión primaria de los coches, puesto que determina el grado de acoplamiento dinámico existente entre esta y el puente. Así pues las reducciones asociadas a una determinada estructura pueden oscilar entre niveles con cierta relevancia desde el punto de vista de la verificación del ELS de aceleración vertical ($> 15\%$), y otros muy reducidos que no justificarían la consideración de los efectos de interacción, siendo su repercusión despreciable en un eventual aligeramiento de las estructuras proyectadas. Esta es la conclusión que se extrae habiendo tenido acceso a una muestra limitada del

material rodante actual. Es razonable esperar que, en el futuro, pueda aumentar la dispersión de aquellas características mecánicas que no están reguladas por las condiciones de interoperabilidad, de modo que también se vea incrementado el número de situaciones en las que, para una determinada estructura, la diferencia entre las respuestas calculadas con el TLM y los modelos de interacción sea despreciable.

Los resultados del estudio de sensibilidad se han complementado en este capítulo mediante el análisis de la influencia del cociente r/d en las composiciones convencionales y la presencia de las locomotoras en la valoración de la respuesta del puente. A partir del estudio realizado se han extraído las siguientes conclusiones:

- Los principales resultados del estudio teórico se mantienen cuando la segunda resonancia se encuentra atenuada en mayor medida al aumentar el cociente r/d . Además ha podido constatarse que si este parámetro toma valores ligeramente superiores a 0.68, las reducciones del sistema tienden a ser algo menores.
- Pese a que la respuesta en resonancia está dominada por la acción repetitiva de los coches, las locomotoras de las composiciones puede repercutir en el cálculo de manera distinta según el modelo de interacción empleado, pudiendo hacer que los resultados proporcionados por el modelo simplificado sean menos conservadores.

Se han analizado además una serie de casos adicionales para cuantificar la importancia práctica de algunas tendencias observadas en el análisis de sensibilidad. Los resultados obtenidos muestran que:

- No únicamente en puentes de luces medias y cortas, sino también en los de las luces mayores del catálogo, para los que la primera resonancia podría resultar dimensionante, las distintas características mecánicas de los vehículos pueden hacer que la mínima reducción en puentes similares tome valores diferentes (tratándose, en algunas ocasiones, de valores de reducción considerablemente bajos).
- El efecto beneficioso de la interacción desciende ligeramente si se incrementa el amortiguamiento estructural o la composición está formada por un menor número de coches.
- La reducción de la respuesta al emplear un modelo de interacción evoluciona con la tasa de disipación de la suspensión primaria de forma coherente con el

problema del oscilador móvil amortiguado. El análisis de casos reales efectuado pone de manifiesto que las variaciones de la disipación de la suspensión primaria pueden originar un descenso perceptible de las reducciones obtenidas con el SIM y el DIM, y por tanto hacer que el ADM sea menos conservador.

El estudio de casos reales ha permitido también detectar situaciones de proyecto en las que la respuesta del puente calculada con el SIM y el DIM difiere de manera significativa debido a los efectos de las cajas de los coches. Todos los parámetros de las mismas han tenido la influencia esperada de acuerdo con las tendencias observadas en el estudio teórico, y el análisis de los resultados obtenidos permite extraer las siguientes conclusiones:

- En puentes con muy baja frecuencia fundamental, que presentan un reducido acoplamiento dinámico con el sistema de suspensión primario de los coches, los efectos de las cajas pueden hacer que la aceleración máxima del puente calculada con el DIM sea significativamente menor que la del TLM, especialmente si el puente es ligero. Sin embargo, otras combinaciones de los parámetros de las cajas, y en concreto cuando su frecuencia vertical y la disipación en la suspensión secundaria son mínimas, originan un descenso de la reducción de la respuesta calculada con el DIM, no existiendo en tal caso diferencias significativas en la respuesta del puente calculada con el DIM, el SIM o el TLM.
- En puentes que presentan una frecuencia similar a la vertical del sistema de suspensión primario, y para los que las reducciones calculadas con el modelo simplificado son elevadas, las cajas de la composición originan un descenso de la interacción en el modelo completo, dando lugar a resultados no conservadores del modelo simplificado, especialmente si la frecuencia vertical de la suspensión secundaria y la masa de la caja son elevadas y las tasas de disipación de los dos sistemas de suspensión reducidas.

En los diferentes casos analizados a lo largo del capítulo se han examinado las fluctuaciones que presentan las fuerzas de contacto respecto a la carga estática por eje de la composición. El estudio en profundidad de la estabilidad vertical de las composiciones ferroviarias a partir del análisis de las fuerzas de contacto se pospone como línea de investigación a desarrollar en el futuro. Sin embargo ha podido constatarse que los mayores descensos tienen lugar en primera resonancia y en los puentes más cortos, ligeros y con menor frecuencia fundamental del catálogo, no invirtiéndose en ningún caso el signo de las fuerzas de interacción y conservándose por tanto el

contacto rueda-carril en todas las situaciones.

Conclusiones y desarrollos futuros

6.1. Resumen del trabajo realizado

De acuerdo con los objetivos planteados en el capítulo primero, las tareas desarrolladas durante la realización de esta tesis doctoral han sido las siguientes:

- Estudio del *estado del conocimiento sobre la dinámica de puentes de ferrocarril, centrado en el efecto de la circulación de cargas verticales sobre puentes isostáticos*. En particular se han desarrollado los siguientes aspectos:
 - Síntesis de los orígenes y la evolución del cálculo dinámico de los puentes de ferrocarril.
 - Resumen de la labor ejercida por la UIC, materializada en los trabajos de la ORE y del ERRI, y su repercusión en la evolución de la disciplina y la conformación del actual marco normativo europeo.
 - Resumen de las principales contribuciones científicas más recientes en el ámbito de la dinámica vertical del puente ferroviario, desglosado según el modelo de vehículo sea de cargas constantes o permita la consideración, en mayor o menor medida, de los mecanismos de interacción con la estructura.
 - Presentación y análisis crítico del método del amortiguamiento adicional que contempla actualmente el Eurocódigo 1.
- *Formulación y planteamiento de un análisis de sensibilidad de los efectos de interacción en sistemas vehículo-estructura*, basado en la formulación de la semejanza entre las respuestas de puentes isostáticos desarrollada por el comité ERRI D214. Este trabajo ha sido estructurado en base a los siguientes hitos:

- Presentación de las hipótesis, limitaciones y formulación matemática de los modelos numéricos utilizados en el marco de esta tesis doctoral: el modelo de cargas puntuales TLM y los modelos de interacción completo, DIM, y simplificado, SIM.
 - Escritura adimensional de las ecuaciones de movimiento, obtención de las fórmulas de semejanza y detección de los parámetros fundamentales que caracterizan los modelos anteriores.
 - Definición de un catálogo de coches convencionales representativo para alta velocidad.
 - Definición de un catálogo de puentes isostáticos representativo para alta velocidad.
 - Desarrollo de una metodología para obtener las combinaciones realistas de parámetros fundamentales que se incluyen en el análisis de sensibilidad. Discretización adoptada y justificación de las configuraciones vehículo-estructura consideradas.
- Presentación de los *resultados del análisis de sensibilidad* realizado, en el que los efectos de la interacción han sido valorados a partir de la reducción del nivel de aceleraciones y de desplazamientos que se obtiene para cada combinación realista de parámetros fundamentales, evaluando asimismo las fluctuaciones que experimentan las fuerzas de interacción normalizadas. Como parte de los trabajos realizados se han estudiado los fenómenos de interacción asociados al problema del oscilador móvil amortiguado, poniendo así de manifiesto los principales efectos de la interacción empleando una configuración vehículo-estructura más sencilla que las correspondientes a los modelos SIM y DIM.
 - *Selección y análisis de una serie de casos representativos del fenómeno de interacción vehículo-estructura*, empleando la aceleración vertical del tablero como variable de estudio y considerando composiciones europeas interoperables de tipo convencional, articulada o regular. Mediante estos trabajos se han reproducido las principales tendencias del análisis de sensibilidad y se ha determinado la importancia práctica del modelo de vehículo empleado en el dimensionado de puentes isostáticos de alta velocidad. Como contribución práctica de los trabajos realizados destaca el estudio de una serie de contraejemplos al método del amortiguamiento adicional del Eurocódigo 1.

6.2. Aportaciones originales

De entre las investigaciones llevadas a cabo, cabe destacar las siguientes como aportaciones originales e innovadoras:

- Presentación de las fórmulas de semejanza generalizadas para el modelo de interacción completo. Dichas fórmulas, así como las correspondientes a los modelos de cargas puntuales y simplificado, que también se recogen en esta tesis doctoral sin ser una aportación original de la misma, constituyen el punto de partida para la realización del análisis de sensibilidad al que se hace referencia en los dos siguientes puntos.
- Desarrollo de una metodología que permite obtener las combinaciones realistas de parámetros fundamentales que se incluyen en el análisis de sensibilidad.
- Análisis de sensibilidad sobre los parámetros fundamentales que determinan la respuesta dinámica del puente obtenida mediante los modelos: los efectos de la interacción han sido valorados a partir de la reducción del nivel de aceleraciones y de desplazamientos que se obtiene para cada combinación realista de dichos parámetros, y también se han examinado las variaciones que experimentan las fuerzas de contacto en las distintas configuraciones vehículo-estructura analizadas.
- Formulación de las condiciones de cancelación de resonancia por geometría de la composición en las composiciones de tipo convencional.
- Valoración del alcance de los fenómenos de interacción en casos representativos en los que su consideración puede repercutir en la verificación del ELS de aceleración vertical del tablero.
- Detección de las combinaciones de parámetros fundamentales y las situaciones de proyecto en las que la desviación de los resultados obtenidos con los modelos simplificado y completo del vehículo son significativas.
- Análisis crítico del método del amortiguamiento adicional que contempla actualmente el Eurocódigo 1, y elaboración de una serie de contraejemplos en los que su empleo incurre en una predicción no conservadora de la respuesta de la estructura.

6.3. Conclusiones

A partir del trabajo realizado durante el desarrollo de esta tesis, y tras el análisis de los resultados obtenidos, pueden extraerse las siguientes conclusiones generales:

- Existen una serie de razones por las que el método simplificado del amortiguamiento adicional propuesto por el Eurocódigo 1 para aproximar el efecto de la interacción sobre la respuesta de la estructura no resulta conservador:
 - Se empleó un modelo simplificado de vehículo que desprecia los efectos inerciales de la caja de la composición, la disipación de energía en el sistema de suspensión secundario de los coches y los efectos inerciales debidos al cabeceo de los bogies y a las oscilaciones verticales de los ejes.
 - No se consideraron variaciones de la masa lineal del puente para cada luz, siendo el valor empleado relativamente bajo si se compara con los que se encuentran actualmente en puentes de alta velocidad, de manera que se sobrestima el amortiguamiento adicional necesario en el caso de estructuras con masas superiores a las empleadas en la calibración del método.
 - Se consideraron únicamente dos composiciones de alta velocidad, una de tipo convencional y la otra de tipo articulado, lo que redundo en una escasa variabilidad de los parámetros fundamentales del modelo de interacción empleado. Este hecho está además acentuado por el reducido número de puentes analizados, con frecuencias fundamentales relativamente bajas si se comparan con los valores actuales.
 - No se analizaron posibles variaciones del número de coches al desarrollar el método. En cuanto al amortiguamiento estructural, aunque inicialmente se consideraron distintos valores del mismo, finalmente se optó por tomar el menor de ellos, lo cual incrementa los efectos de interacción según se ha probado en esta tesis.
 - No se tuvo en cuenta la influencia del orden de resonancia de la estructura en la valoración de los efectos de interacción, ni tampoco se justificaron adecuadamente los casos excluidos por verse afectados por un fenómeno de cancelación de resonancia.

- La respuesta dinámica de un puente sometido al paso de una composición convencional compuesta por una sucesión de coches idénticos depende, en el caso de utilizar el modelo simplificado, de 11 parámetros fundamentales: la velocidad adimensional α , el número de modos considerado N_m , el amortiguamiento estructural ζ_i , las relaciones de distancias β_d , β_b y β_r , las relaciones de masas μ_b y μ_w , la relación de frecuencias η_p y la tasa de amortiguamiento de la suspensión ζ_p . En el caso del modelo de interacción completo, el número de parámetros fundamentales asciende a 16, completándose los anteriores con la relación derivada de la frecuencia de cabeceo del bogie γ_p y las cuatro relaciones que dependen directamente de los parámetros de la caja del coche, μ_c , η_s , γ_s y ζ_s . Dos sistemas vehículo-estructura en los que los valores de los parámetros fundamentales son iguales se denominan *sistemas semejantes*.
- La reducción de la respuesta prevista por los modelos de interacción respecto a la calculada con el modelo de cargas puntuales es idéntica en sistemas vehículo-estructura semejantes. También lo es el incremento del amortiguamiento estructural que habría que aplicar para reproducir el efecto beneficioso asociado a los modelos de interacción.
- Analizando el problema del paso de una serie de osciladores equidistantes sobre una viga isostática se ha podido comprobar que, en situación de primera resonancia y considerando exclusivamente la contribución del modo fundamental de la estructura, el efecto beneficioso de la interacción evoluciona con la tasa de disipación de la suspensión de un modo distinto en función del grado de acoplamiento entre la masa suspendida y la viga:
 - Cuando el acoplamiento dinámico es elevado (*i. e.*, ambos sistemas oscilan con frecuencias similares), el efecto beneficioso de la interacción disminuye si se incrementa la disipación de la suspensión primaria.
 - Al aumentar la diferencia entre las frecuencias de la masa suspendida y de las oscilaciones de la viga, el efecto beneficioso de la interacción desciende rápidamente, y la reducción tiende a ser despreciable según n_0/n_p tiende hacia cero e infinito. En ambos escenarios la caída de la reducción es más pronunciada cuanto menor es la tasa de disipación de la suspensión primaria.
- Los principales resultados obtenidos en el análisis de sensibilidad, que se resu-

men a continuación, han sido confirmados mediante el estudio de casos reales empleando composiciones de tipo convencional y articulado. En el caso de las composiciones regulares se han confirmado también las tendencias observadas que atañen al modelo simplificado, al no disponer de los datos necesarios para caracterizar el modelo completo de vehículo, aunque es razonable suponer que los resultados asociados a dicho modelo se mantendrán siguiendo las tendencias observadas tanto en el análisis de sensibilidad como en el estudio de casos reales con composiciones convencionales y articuladas.

- Las tendencias observadas al analizar el problema del oscilador móvil se reproducen al evaluar el fenómeno de interacción con los modelos completo y simplificado, con independencia del tipo de composición ferroviaria empleada.
- Las respuestas del puente calculadas con los modelos de interacción completo y simplificado difieren en menor medida cuando la relación n_0/n_p toma valores elevados; en ese caso ambas tienden de manera asintótica a la previsión obtenida con el modelo de cargas puntuales.
- Al aumentar el cociente L/d y el orden de resonancia del sistema se produce un incremento de los efectos de interacción, de manera que las tendencias que se indican en los puntos siguientes cobran también mayor importancia.
- En puentes que presentan una frecuencia similar a la vertical del sistema de suspensión primario, y para los que las reducciones calculadas con el modelo simplificado son elevadas, las cajas de la composición originan un descenso de la interacción en el modelo completo, dando lugar a resultados no conservadores del modelo simplificado, especialmente si la frecuencia vertical de la suspensión secundaria y la masa de la caja son elevadas y las tasas de disipación de los dos sistemas de suspensión reducidas.
- En puentes con muy baja frecuencia fundamental, que presentan un reducido acoplamiento dinámico con el sistema de suspensión primario de los coches, la variabilidad de las características mecánicas de las cajas puede hacer que la capacidad de interacción del modelo completo fluctúe entre niveles significativos y otros muy bajos, similares a los del modelo

simplificado, y que hacen que la respuesta del puente varíe de forma despreciable al considerar los efectos de interacción.

- El efecto beneficioso de la interacción desciende ligeramente si se incrementa el amortiguamiento estructural o la composición está formada por un menor número de coches.
- La variación de las fuerzas de contacto en relación a la carga estática por eje de la composición ha permitido constatar que, en ausencia de irregularidades de vía, los mayores descensos tienen lugar en sistemas vehículo-estructura alejados del proyecto actual de puentes de ferrocarril de alta velocidad, y que únicamente en primera resonancia y puentes cortos, ligeros y con baja frecuencia fundamental la fuerza de interacción normalizada mínima es inferior a 0.25. Otros factores contribuyen al descenso de las fuerzas de contacto, como son un valor reducido del amortiguamiento estructural, un incremento en el número de coches de la composición y un aumento de la masa de sus ejes.
- A partir del análisis de los resultados representativos y los del estudio de sensibilidad, se han detectado una serie de casos prácticos en los que el método del amortiguamiento adicional da lugar a una predicción no conservadora de la máxima respuesta del puente. Los resultados obtenidos ponen en cuestión la idoneidad del método simplificado que propone actualmente el Eurocódigo 1 para considerar los efectos de interacción en un cálculo con cargas puntuales.
- Si bien se han detectado situaciones de proyecto en las que el modelo de vehículo empleado puede afectar de manera significativa en el cálculo de la respuesta del puente, la variabilidad de las características mecánicas de las composiciones, y especialmente de la frecuencia vertical de la suspensión primaria, puede originar que en puentes con características mecánicas similares, las reducciones tomen valores despreciables.
- El planteamiento de un nuevo método simplificado que, siendo conservador, tuviera en cuenta las posibles variaciones de las características mecánicas de los puentes y trenes de alta velocidad, existentes y futuros, no parece estar justificado dado el reducido efecto beneficioso de la interacción en las situaciones más desfavorables.

6.4. Líneas de investigación propuestas

A partir de los trabajos de investigación que constituyen esta tesis doctoral se pueden plantear varias líneas de investigación que podrían aportar conclusiones de interés para el cálculo dinámico de puentes isostáticos de alta velocidad. Entre ellas cabe destacar las siguientes:

- Realización de estudios experimentales que puedan confirmar las principales tendencias apuntadas en esta tesis, en particular en situaciones de resonancia que resulten de importancia práctica para el proyecto o reacondicionamiento de puentes de ferrocarril.
- Extensión del estudio realizado a otras tipologías de interés mediante técnicas de diseño de experimentos que permitan emplear modelos estructurales más completos.
- Investigación de la influencia de los términos convectivos (velocidad y aceleración asociadas a la pendiente y curvatura de la deformada) en el cálculo con modelos de interacción, tratando de determinar a partir de qué valores de velocidad y flecha estática podrían cobrar importancia.
- Análisis de los efectos ocasionados por las irregularidades del carril y de las ruedas en la valoración de los efectos de interacción, con el objetivo de extraer conclusiones acerca de las situaciones en las que el empleo de un modelo de interacción puede dar lugar a un incremento de la respuesta del puente (en particular en situación de resonancia).
- Estudio detallado de la estabilidad vertical de la composición, y definición de un criterio conservador que permita determinar situaciones de proyecto en las que la fuerza de contacto rueda-carril se reduce en exceso.
- Investigación de la influencia de las características mecánicas de las composiciones ferroviarias en los niveles de aceleración que experimentan las cajas de los coches y en los valores máximos que alcanzan las fuerzas de contacto, con el objetivo de determinar las tendencias de diseño de material rodante que puedan comprometer el confort de los viajeros o incurrir en un mayor desgaste de la vía.

La investigación efectuada ha sido financiada parcialmente gracias al Proyecto de Investigación (PI) BIA2008-04111 del Ministerio de Ciencia e Innovación, con título *Modelos numéricos avanzados para el análisis de vibraciones detectadas en puentes de ferrocarril pertenecientes a líneas convencionales acondicionadas para alta velocidad*. Este proyecto fue concedido a la Universidad de Granada en noviembre de 2008, siendo el Investigador Responsable D. Pedro Museros Romero, actualmente Profesor Titular en el Departamento de Mecánica de los Medios Continuos y Teoría de las Estructuras de la Universitat Politècnica de València.

El autor y los directores desean expresar su agradecimiento por toda la ayuda y el apoyo prestado durante el desarrollo de la tesis a D. Jorge Nasarre y de Goicoechea y D. Alejandro Castillo Linares, así como a las empresas españolas INECO y la CAF.

Formulación del modelo TLM

En este anexo se detalla el procedimiento matemático seguido para obtener la ecuación diferencial que rige la amplitud correspondiente al i -ésimo modo de vibración de la viga isostática B-E sometida al paso de una sucesión de cargas puntuales de valor constante. El planteamiento analítico que se recoge es similar al seguido en la tesis doctoral [Martínez-Rodrigo, 2009].

En la Figura A.1 se muestra una viga simplemente apoyada con masa lineal $m(x)$ y rigidez a flexión $EI_z(x)$ variables en principio a lo largo de su longitud L . En el instante de tiempo t , el centro de gravedad de la sección x experimenta un desplazamiento transversal $y = y(x, t)$ originado por la actuación de la distribución de carga $q(x, t)$.

Se diferencian dos tipos de amortiguamiento que actúan en oposición al movimiento oscilatorio de la viga [Humar, 2002], según si su origen es externo al sistema, como podría ser la resistencia que ejerce el aire sobre la viga al oscilar, o interno, caso de las fuerzas que ejercen unas partículas sobre otras en contra de la variación temporal de la curvatura de la viga en cada sección. Ambos fenómenos, disipación externa e interna, dan lugar a pérdidas energéticas, disipándose parte de la energía cinética y potencial elástica de la viga en forma de calor y sonido.

El fenómeno de amortiguamiento externo se ha representado en la Figura A.1(a) mediante una distribución longitudinal de elementos viscosos puros, con una constante de amortiguamiento por unidad de longitud $c_e(x)$. El equilibrio de fuerzas resultante mostrado en la Figura A.1(b) constituye la primera relación de equilibrio dinámico del sistema y viene dado por

$$\sum F_y = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial V_y}{\partial x} - m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - c_e \frac{\partial y}{\partial t} + q = 0 \quad (\text{A.1})$$

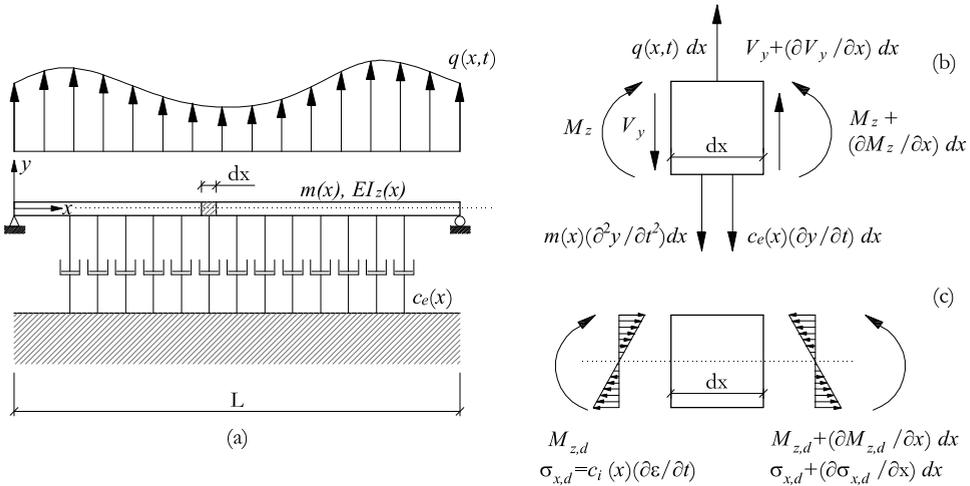


Figura A.1: a) Vibraciones transversales de una viga B-E sometida a una distribución de carga genérica en presencia de amortiguamiento estructural interno y externo uniformemente distribuidos. b) Fuerzas y momentos actuando en un elemento diferencial, incluyendo el amortiguamiento externo. c) Distribución de tensiones normales y momentos flectores causados por el amortiguamiento interno en las secciones que limitan el elemento diferencial

El amortiguamiento interno por su parte depende de la variación que en cada instante de tiempo experimenta la deformación longitudinal en una fibra de material, y puede caracterizarse a través de un coeficiente de amortiguamiento interno, $c_i(x)$, que proporcione la parte de la tensión normal en cada fibra de sección recta debida al ratio de deformación $\partial\epsilon_x/\partial t$, según

$$\sigma_{x,d} = c_i \frac{\partial\epsilon_x}{\partial t} \tag{A.2}$$

Al aceptar la hipótesis cinemática de Bernoulli, la deformación ϵ_x y por consiguiente su derivada temporal y con ella la tensión $\sigma_{x,d}$, varían linealmente con la distancia al eje neutro en cada sección de la viga, presentando una distribución lineal según muestra la Figura A.1(c).

Empleando la teoría elemental de flexión y admitiendo la hipótesis de pequeña deformación, se obtiene la siguiente expresión del momento flector que experimenta una

sección de la viga debido a la variación temporal de su curvatura

$$M_{z,d} = c_i I_z \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \right) \quad (\text{A.3})$$

El momento flector que actúa en cada sección de la viga en un instante de tiempo viene dado por la superposición de los momentos flectores M_z y $M_{z,d}$ representados en las figuras A.1(b) y A.1(c) respectivamente. Aplicando la condición de equilibrio de momentos flectores respecto a la cara izquierda del elemento diferencial representado, y despreciando los diferenciales de orden superior a uno se obtiene

$$\sum M_z = 0 \quad \Rightarrow \quad V_y + \frac{\partial M_z}{\partial x} + \frac{\partial M_{z,d}}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.4})$$

Por la teoría elemental de flexión, el momento flector M_z es proporcional al valor de la curvatura experimentada por la sección en cada instante de tiempo según

$$M_z = EI_z \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \quad (\text{A.5})$$

mientras que el momento $M_{z,d}$ formulado en la ecuación (A.3) es proporcional a la variación temporal de la curvatura de la viga. Introduciendo en la expresión (A.4) las definiciones anteriores se obtiene

$$V_y + \frac{\partial}{\partial x} \left(EI_z \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(c_i I_z \frac{\partial^3 y}{\partial t \partial x^2} \right) = 0 \quad (\text{A.6})$$

Al derivar la expresión (A.6) con respecto a x y sustituir en la (A.1), se obtiene la ecuación diferencial que rige las oscilaciones amortiguadas en flexión simétrica de una viga simplemente apoyada, sometida a una distribución de carga genérica $q(x, t)$, habiéndose despreciado las deformaciones debidas al esfuerzo cortante y la inercia

asociada a la rotación de las secciones

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI_z \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(c_i I_z \frac{\partial^3 y}{\partial t \partial x^2} \right) + c_e \frac{\partial y}{\partial t} = q \quad (\text{A.7})$$

Considerando que la viga presenta una masa y rigidez constantes a lo largo de su longitud, la ecuación diferencial de equilibrio dinámico de una porción elemental de viga a flexión expresada en coordenadas espaciales puede ser simplificada como sigue

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + EI_z \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + I_z \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(c_i \frac{\partial^3 y}{\partial t \partial x^2} \right) + c_e \frac{\partial y}{\partial t} = q \quad (\text{A.8})$$

La deformada de la viga en cada instante de tiempo puede expresarse como una combinación lineal de un subconjunto de los modos de vibración de la viga correspondientes al caso no amortiguado

$$y(x, t) = \sum_{i=1}^{N_m} \xi_i(t) \cdot \phi_i(x) = \sum_{i=1}^{N_m} \xi_i(t) \cdot \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (\text{A.9})$$

donde $\xi_i(t)$ es una función temporal que representa la amplitud del i -ésimo modo de vibración, N_m es el número de modos utilizado en la aproximación y $\phi_i(x)$ representa la i -ésima forma modal de una viga simplemente apoyada de longitud L con masa lineal y rigidez a flexión constantes [Clough y Penzien, 1993].

Sustituyendo la ecuación (A.9) en la (A.8), multiplicando por la i -ésima forma modal, $\phi_i(x)$, e integrando a lo largo de la longitud de la viga, L , se obtiene la ecuación

diferencial que rige la evolución temporal de la i -ésima forma modal

$$\begin{aligned} \ddot{\xi}_i(t) + \frac{2I_z}{mL} \sum_{j=1}^{N_m} \dot{\xi}_j(t) \int_0^L \phi_i(x) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(c_i \frac{\partial^2 \phi_j(x)}{\partial x^2} \right) dx \\ + \frac{2}{mL} \sum_{j=1}^{N_m} \dot{\xi}_j(t) \int_0^L \phi_i(x) c_e \phi_j(x) dx + \omega_i^2 \xi_i(t) = \frac{2}{mL} \int_0^L q \phi_i(x) dx \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

donde un punto sobre una variable indica derivación con respecto al tiempo.

En la ecuación (A.10) se ha empleado la expresión que define a la i -ésima frecuencia circular de la viga expresada en rad/s

$$\omega_i = \left(\frac{i\pi}{L} \right)^2 \sqrt{\frac{EI}{m}} \quad (\text{A.11})$$

y se ha tenido en cuenta la ortogonalidad de la familia de senos¹

$$\int_0^L \phi_i(x) \phi_j(x) dx = \begin{cases} L/2 & i = j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad (\text{A.12})$$

Puede observarse que las ecuaciones en coordenadas modales se encuentran acopladas debido a los términos de amortiguamiento externo e interno. Adoptando la simplificación empleada en [Humar, 2002], se considera que el coeficiente de amortiguamiento interno es proporcional al módulo de elasticidad del material, y que el coeficiente de amortiguamiento externo lo es a la masa lineal de la viga

$$c_i = \beta E \quad c_e = \alpha m \quad (\text{A.13})$$

¹Esta clásica condición de ortogonalidad se puede demostrar a partir de la ley de Betti. Una justificación detallada se puede consultar en [Clough y Penzien, 1993].

de manera que los términos de amortiguamiento también cumplen la condición de ortogonalidad, por lo que la ecuación (A.10) puede escribirse de forma desacoplada para cada uno de los modos de vibración considerados

$$\ddot{\xi}_i(t) + (\alpha + \beta\omega_i^2)\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = \frac{2}{mL} \int_0^L q\xi_i(x)dx \quad (\text{A.14})$$

El término de amortiguamiento en la expresión anterior, $\alpha + \beta\omega_i^2$, puede expresarse de la manera habitual en función de la frecuencia circular del modo considerado, ω_i , y un parámetro ζ_i que represente la tasa de amortiguamiento estructural asociada. Se obtiene de tal forma la siguiente ecuación diferencial para la amplitud del i -ésimo modo de vibración de una viga B-E simplemente apoyada sometida a la acción de una distribución de carga genérica $q = q(x, t)$

$$\ddot{\xi}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = \frac{2}{mL} \int_0^L q \sin \frac{i\pi x}{L} dx \quad (\text{A.15})$$

En la expresión A.14 el valor de las constantes α y β debe ajustarse de manera que se alcance el nivel de amortiguamiento deseado en dos modos cualesquiera

$$\begin{aligned} 2\zeta_j\omega_j &= \alpha + \beta\omega_j^2 \\ 2\zeta_k\omega_k &= \alpha + \beta\omega_k^2 \end{aligned} \quad (\text{A.16})$$

En la realidad existen mecanismos externos de disipación difíciles de representar mediante el coeficiente c_e , como la fricción en los apoyos al rotar las secciones extremas, la energía disipada al vibrar la capa de balasto (fenómeno que cabe esperar que presente características no lineales) o la energía disipada a través de la vía al exterior. Por este motivo en la aplicación práctica suele admitirse que $\alpha = 0$, y se calibra el valor de β para que en cada modo se tenga una tasa de disipación ζ_o igual a las obtenidas experimentalmente en el puente en estudio u otras estructuras similares al mismo.

Con objeto de introducir la excitación ferroviaria debida al paso de un tren de cargas puntuales, la distribución de carga $q(x, t)$ se representa mediante la función Delta de

Dirac

$$q(x, t) = \sum_{k=1}^{N_w} -P_k \cdot \delta(x - x_k) = \sum_{k=1}^{N_w} -P_k \cdot \delta(x - (Vt - d_k)) \quad (\text{A.17})$$

siendo x_k la posición de la k -ésima carga en el instante considerado, definida a partir de la velocidad de paso del convoy, V , y el tiempo de entrada en el puente de la k -ésima carga, $t_k = d_k/V$. La presencia del signo menos en la ecuación (A.17) se debe a que las cargas P_k , cuyo valor debe tomarse distinto de cero únicamente cuando se hallan sobre el puente, actúan en sentido del eje Y negativo.

Por la propiedad de muestreo integral de la función Delta de Dirac, la integral del segundo término de la ecuación (A.15) se convierte en el valor de la función integrada particularizada en $x_k = Vt - d_k$. De ese modo es posible expresar la ecuación de movimiento del i -ésimo modo de vibración de una viga B-E simplemente apoyada sometida la paso de una sucesión de cargas puntuales de valor constante según

$$\begin{aligned} \ddot{\xi}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = \\ -\frac{2}{mL} \sum_{k=1}^{N_w} P_k \sin \frac{i\pi x_k(t)}{L} (\text{H}(x_k(t)) - \text{H}(x_k(t) - L)) \end{aligned} \quad (\text{A.18})$$

La expresión anterior se corresponde con la ecuación (3.14), y sus diferentes términos han sido descritos en la sección 3.3.2 del documento.

Solución analítica del modelo TLM

La ecuación 3.14 puede ser integrada por métodos numéricos pero admite también solución analítica, la cual se obtiene como superposición de las soluciones correspondientes a cada una de las cargas P_k , desfasadas en el eje de tiempos de acuerdo con los valores t_k .

El caso de una única carga P que entra en el puente en el instante $t = 0$ es la base para construir por superposición la respuesta de un puente isostático sometido al paso de una serie de cargas. La ecuación 3.14 se puede reescribir como

$$\ddot{\xi}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = -\frac{2}{mL}P \sin \Omega_i \quad (\text{B.1})$$

siendo $\Omega_i = \frac{i\pi Vt}{L}$ la frecuencia de la excitación adimensionalizada.

Se considera que la viga está inicialmente en reposo, por lo que la ecuación B.1 se resuelve considerando condiciones iniciales homogéneas. Tras el instante de salida de la carga en $t = L/V$ el término de la derecha se anula, siendo la ecuación diferencial del movimiento de la viga

$$\ddot{\xi}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{\xi}_i(t) + \omega_i^2\xi_i(t) = 0 \quad (\text{B.2})$$

Las condiciones iniciales de B.2 se calculan a partir de B.1 en el instante $t = L/V$: $\xi(L/V)$ y $\dot{\xi}(L/V)$.

La solución de B.1 consta de dos términos: la *solución homogénea* y la *solución particular*. En ocasiones ambos términos se denominan *vibraciones libres* y *vibraciones forzadas*, pero esta nomenclatura puede acarrear confusión dado que los términos forzado y libre se emplean también para distinguir las vibraciones *durante* y *tras* el paso de la carga. En el resto del documento se empleará la siguiente nomenclatura:

- **Vibración forzada:** Solución de la ecuación B.1 correspondiente al intervalo de tiempo en el que la carga está circulando sobre la viga; consiste en dos términos sinusoidales de frecuencias ω_i y Ω_i , respectivamente.
- **Vibración libre:** Solución de la ecuación B.2 correspondiente al intervalo de tiempo semi-infinito tras el paso de la carga P . Consiste en único término sinusoidal de frecuencia ω_i .
- **Solución homogénea:** Parte de la solución a la ecuación B.1 de frecuencia ω_i .
- **Solución particular:** Parte de la solución a la ecuación B.1 de frecuencia igual a la frecuencia de la excitación Ω_i .

La solución de la ecuación B.1 (vibración forzada) se obtiene según la nomenclatura definida como suma de una solución homogénea $\xi_{i,h}(t)$ más una solución particular $\xi_{i,p}(t)$

$$\xi_i(t) = \xi_{i,h}(t) + \xi_{i,p}(t) \quad (\text{B.3})$$

Las soluciones homogénea y particular de la expresión anterior son las siguientes

$$\xi_{i,h}(t) = e^{-\zeta_i \omega_i t} [A_i \cos(\omega_{d,i} t) + B_i \sin(\omega_{d,i} t)] \quad (\text{B.4})$$

$$\xi_{i,p}(t) = D_i \cos(\Omega_i t) + E_i \sin(\Omega_i t) \quad (\text{B.5})$$

donde se la notación se ha agrupado según

$$\omega_{d,i} = \omega_i \sqrt{1 - \zeta_i^2} \quad (\text{B.6})$$

$$D_i = \frac{2P}{mL} \frac{-2\zeta_i \omega_i \Omega_i}{(\omega_i^2 - \Omega_i^2)^2 + (2\zeta_i \omega_i \Omega_i)^2} \quad (\text{B.7})$$

$$A_i = -D_i \quad (\text{B.8})$$

$$E_i = \frac{2P}{mL} \frac{\omega_i^2 - \Omega_i^2}{(\omega_i^2 - \Omega_i^2)^2 + (2\zeta_i \omega_i \Omega_i)^2} \quad (\text{B.9})$$

$$B_i = \frac{1}{\omega_{d,i}} (\zeta_i \omega_i A_i - E_i \Omega_i) \quad (\text{B.10})$$

La solución de la ecuación B.2 (vibración libre) se obtiene tomando como condiciones iniciales la amplitud y velocidad modal a la salida de la carga calculadas mediante las expresiones anteriores. Siendo t_s el tiempo de paso de una carga sobre el puente ($ts = L/V$), las condiciones iniciales pueden expresarse como

$$x_{0i} = D_i \cos(\Omega_i t_s) + E_i \sin(\Omega_i t_s) + e^{-\zeta_i \omega_i t_s} (A_i \cos(\omega_{d,i} t_s) + \sin(\omega_{d,i} t_s)) \quad (\text{B.11})$$

$$\begin{aligned} \dot{x}_{0i} = & \Omega_i (E_i \cos(\Omega_i t_s) - D_i \sin(\Omega_i t_s)) + \\ & + e^{-\zeta_i \omega_i t_s} ((B_i \omega_{d,i} - A_i \zeta_i \omega_i) \cos(\omega_{d,i} t_s) - (A_i \omega_{d,i} + B_i \zeta_i \omega_i) \sin(\omega_{d,i} t_s)) \end{aligned} \quad (\text{B.12})$$

De este modo la solución analítica de la vibración libre del i -ésimo modo de vibración del modelo planteado queda

$$\xi_{i,l} = e^{-\zeta_i \omega_i t} [\mathcal{A}_i \cos(\omega_{d,i} t) + \mathcal{B}_i \sin(\omega_{d,i} t)] \quad (\text{B.13})$$

con las constantes \mathcal{A}_i y \mathcal{B}_i definidas como sigue

$$\mathcal{A}_i = \frac{e_i^\zeta \omega_i t_s}{\omega_{d,i}} (x_{0_i} \omega_{d,i} \cos(\omega_{d,i} t_s) - (\zeta_i \omega_i x_{0_i} + \dot{x}_{0_i}) \sin(\omega_{d,i} t_s)) \quad (\text{B.14})$$

$$\mathcal{B}_i = \frac{e_i^\zeta \omega_i t_s}{\omega_{d,i}} ((\zeta_i \omega_i x_{0_i} + \dot{x}_{0_i}) \cos(\omega_{d,i} t_s) + x_{0_i} \omega_{d,i} \sin(\omega_{d,i} t_s)) \quad (\text{B.15})$$

Formulación de los modelos de interacción

C.1. Equilibrio dinámico de la viga B-E simplemente apoyada sometida a una sucesión de fuerzas de interacción

En un modelo de interacción las fuerzas que excitan el movimiento del puente son las que aparecen entre los ejes de la composición y el carril $F_k(t)$ (figura 3.3), las cuales, a raíz de las hipótesis admitidas, se supone que actúan concentradas sobre el eje neutro de la viga.

El equilibrio dinámico del puente sometido a la acción de las fuerzas de interacción puede expresarse mediante la siguiente ecuación matricial

$$M_b \ddot{\xi}(t) + C_b \dot{\xi}(t) + K_b \xi(t) = -A^T F(t) \quad (C.1)$$

en donde M_b , C_b y K_b son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez de la estructura. Si se considera la contribución de N_m modos de vibración, estas matrices adoptan la siguiente expresión diagonal

$$\begin{aligned} M_b &= \text{diag} \left(\frac{mL}{2}, \frac{mL}{2}, \dots, \frac{mL}{2} \right) \\ C_b &= \text{diag} \left(\omega_0 \zeta_i mL, 2^2 \omega_0 \zeta_i mL, \dots, N_m^2 \omega_0 \zeta_i mL \right) \\ K_b &= \text{diag} \left((\pi)^4 \frac{EI}{2L^3}, (2\pi)^4 \frac{EI}{2L^3}, \dots, (N_m \pi)^4 \frac{EI}{2L^3} \right) \end{aligned} \quad (C.2)$$

La matriz A de la ecuación (C.1) regula la contribución de las fuerzas de interacción del sistema, agrupadas en el vector $\mathbf{F}(t)$, de manera que la acción de la k -ésima carga se considera únicamente si el eje correspondiente se encuentra sobre el puente. Esta matriz relaciona también los movimientos verticales de los ejes de la composición con los distintos grados de libertad del puente. Puesto que se considera que no existe pérdida de contacto¹ entre los ejes de la composición y el carril en ningún instante de tiempo, la posición vertical de cada eje puede expresarse en función del desplazamiento vertical de la sección correspondiente del puente según

$$\mathbf{y}_w(t) = A\boldsymbol{\xi}(t) \quad (\text{C.3})$$

donde $\mathbf{y}_w(t)$ contiene el movimiento vertical de los ejes de la composición, y el vector $\boldsymbol{\xi}(t)$ las amplitudes modales. La matriz A tiene por tanto N_w filas y N_m columnas, siendo N_w y N_m el número de ejes y el número de modos considerados respectivamente. Su componente ki -ésima viene dada por

$$A_{k,i} = \sin\left(\frac{i\pi(Vt - d_k)}{L}\right) \left[H\left(t - \frac{d_k}{V}\right) - H\left(t - \frac{d_k + L}{V}\right) \right] \quad (\text{C.4})$$

Al igual que en la formulación del TLM, se ha empleado la función de Heaviside, H , para anular la contribución a la amplitud del modo de vibración i si el eje k no se encuentra sobre el puente. Empleando la definición del tiempo y la velocidad adimensionales dada en las ecuaciones (3.16) y (3.17), puede verificarse la analogía entre las expresiones (C.4) y (3.21).

C.2. Equilibrio dinámico de un coche convencional

Se particulariza en este apartado la formulación al equilibrio dinámico de un coche de tipo convencional de los modelos DIM y SIM, admitiendo que los vagones son simétricos respecto al eje vertical que pasa por su centro de gravedad y que los bogies delantero y trasero son idénticos y también simétricos respecto de sus centros de

¹ Puede el lector consultar las hipótesis que se han empleado para formular los distintos modelos en la sección 3.3.1 del documento.

gravedad. El esquema de los vehículos junto con la descripción de las variables que los definen puede consultarse en la sección 1.1 del documento.

El equilibrio dinámico del vehículo puede representarse mediante la siguiente ecuación matricial²

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} M_{tt} & 0 \\ 0 & M_{ww} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{y}}_t(t) \\ \ddot{\mathbf{y}}_w(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{tt} & C_{tw} \\ C_{wt} & C_{ww} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{y}}_t(t) \\ \dot{\mathbf{y}}_w(t) \end{bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} K_{tt} & K_{tw} \\ K_{wt} & K_{ww} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{y}_t(t) \\ \mathbf{y}_w(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{gt} \\ \mathbf{F}_{gw} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{F}(t) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{C.5})$$

donde los subíndices t y w se emplean para distinguir entre los grados de libertad correspondientes a las masas suspendidas (los bogies y las cajas) y a las no suspendidas (los ejes) respectivamente. Las traslaciones y giros de todas ellas se agrupan en los vectores $\mathbf{y}_t(t)$ y $\mathbf{y}_w(t)$. La expresión detallada de estos vectores y el resto de términos de la ecuación (C.5) para los modelos DIM y SIM se recoge en los apartados C.2.1 y C.2.2 respectivamente.

C.2.1. Particularización del equilibrio dinámico del coche para el modelo DIM

$$\mathbf{y}_t(t) = \text{col}(y_c(t), \psi_c(t), y_{bf}(t), \psi_{bf}(t), y_{br}(t), \psi_{br}(t)) \quad (\text{C.6})$$

$$\mathbf{y}_w(t) = \text{col}(y_{w1}(t), y_{w2}(t), y_{w3}(t), y_{w4}(t)) \quad (\text{C.7})$$

$$\mathbf{F}_{gw} = -m_w g \cdot \text{col}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.8})$$

²Según el criterio de signos adoptado se tiene que las fuerzas de interacción y los desplazamientos son positivos si actúan en sentido ascendente. El sentido de giro positivo es el horario.

$$F_{gt} = \text{col}(-m_c g, 0, -m_b g, 0, -m_b g, 0) \quad (\text{C.9})$$

$$F(t) = \text{col}(F_1(t), F_2(t), F_3(t), F_4(t)) \quad (\text{C.10})$$

$$M_{ww} = m_w \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.11})$$

$$M_{tt} = \text{diag}(m_c, J_c, m_b, J_b, m_b, J_b) \quad (\text{C.12})$$

$$C_{ww} = c_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.13})$$

$$C_{wt} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -c_p & c_p b/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -c_p & -c_p b/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -c_p & c_p b/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -c_p & -c_p b/2 \end{bmatrix} \quad C_{tw} = C_{wt}^T \quad (\text{C.14})$$

$$C_{tt} = \begin{bmatrix} 2c_s & 0 & -c_s & 0 & -c_s & 0 \\ 0 & c_s l^2/2 & c_s l/2 & 0 & -c_s l/2 & 0 \\ -c_s & c_s l/2 & c_s + 2c_p & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_p b^2/2 & 0 & 0 \\ -c_s & -c_s l/2 & 0 & 0 & c_s + 2c_p & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_p b^2/2 \end{bmatrix} \quad (\text{C.15})$$

$$\mathbf{K}_{ww} = k_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.16})$$

$$\mathbf{K}_{wt} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -k_p & k_p b/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -k_p & -k_p b/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -k_p & k_p b/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -k_p & -k_p b/2 \end{bmatrix} \quad \mathbf{K}_{tw} = \mathbf{K}_{wt}^T \quad (\text{C.17})$$

$$\mathbf{K}_{tt} = \begin{bmatrix} 2k_s & 0 & -k_s & 0 & -k_s & 0 \\ 0 & k_s l^2/2 & k_s l/2 & 0 & -k_s l/2 & 0 \\ -k_s & k_s l/2 & k_s + 2k_p & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_p b^2/2 & 0 & 0 \\ -k_s & -k_s l/2 & 0 & 0 & k_s + 2k_p & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_p b^2/2 \end{bmatrix} \quad (\text{C.18})$$

C.2.2. Particularización del equilibrio dinámico del coche para el modelo SIM

$$\mathbf{y}_t(t) = \text{col}(y_{b_1}(t), y_{b_2}(t), y_{b_3}(t), y_{b_4}(t)) \quad (\text{C.19})$$

$$\mathbf{y}_w(t) = \text{col}(y_{w_1}(t), y_{w_2}(t), y_{w_3}(t), y_{w_4}(t)) \quad (\text{C.20})$$

$$\mathbf{F}_{gw} = -m_w g \cdot \text{col}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.21})$$

$$F_{gt} = -\left(\frac{m_c g}{4} + \frac{m_b g}{2}\right) \cdot \text{col}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.22})$$

$$F(t) = \text{col}(F_1(t), F_2(t), F_3(t), F_4(t)) \quad (\text{C.23})$$

$$M_{ww} = m_w \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.24})$$

$$M_{tt} = \frac{m_b}{2} \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.25})$$

$$C_{ww} = C_{tt} = -C_{wt} = -C_{tw} = c_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.26})$$

$$K_{ww} = K_{tt} = -K_{wt} = -K_{tw} = k_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{C.27})$$

C.3. Equilibrio dinámico del sistema vehículo-estructura

El comportamiento dinámico de los subsistemas vehículo y estructura, cuyas ecuaciones de movimiento han sido presentadas en las secciones C.1 y C.2, se encuentra acoplado a través de las fuerzas de interacción existentes entre las ruedas de la composición y los carriles. Para formular el equilibrio dinámico del sistema en una sola ecuación matricial, se emplea la condición impuesta en la expresión (C.3) por la que los movimientos verticales de los ejes son solidarios a los del puente durante todo el análisis.

En primer lugar se deriva la ecuación (C.3) para obtener la velocidad $\dot{y}_w(t)$ y la ace-

lización vertical $\dot{\mathbf{y}}_w(t)$ de los ejes del vehículo

$$\dot{\mathbf{y}}_w(t) = \dot{\mathbf{A}}\boldsymbol{\xi}(t) + \mathbf{A}\dot{\boldsymbol{\xi}}(t) = V \cdot \frac{d}{dx}\mathbf{A}\boldsymbol{\xi}(t) + \mathbf{A}\dot{\boldsymbol{\xi}}(t) \simeq \mathbf{A}\dot{\boldsymbol{\xi}}(t) \quad (\text{C.28})$$

$$\ddot{\mathbf{y}}_w(t) = V^2 \cdot \frac{d^2}{dx^2}\mathbf{A}\boldsymbol{\xi}(t) + 2V \cdot \frac{d}{dx}\mathbf{A}\boldsymbol{\xi}(t) + \mathbf{A}\ddot{\boldsymbol{\xi}}(t) \simeq \mathbf{A}\ddot{\boldsymbol{\xi}}(t) \quad (\text{C.29})$$

En las expresiones anteriores se ha despreciado la contribución de los términos de velocidad y aceleración asociados a la pendiente y curvatura de la deformada. Esta hipótesis, justificada por la rigidez que presentan los puentes de ferrocarril de alta velocidad y la ausencia en el modelo de irregularidades de vía, ha sido enunciada y comentada en el apartado 3.3.1 del documento.

El vector de fuerzas de interacción $\mathbf{F}(t)$ se obtiene directamente a partir de la ecuación (C.5). Si se emplean las definiciones (C.3), (C.28) y (C.29), puede escribirse según

$$\begin{aligned} \mathbf{F}(t) = & -\mathbf{F}_{gw} + \mathbf{M}_{ww}\mathbf{A}\ddot{\boldsymbol{\xi}}(t) + \mathbf{C}_{wt}\dot{\mathbf{y}}_t(t) \\ & + \mathbf{C}_{ww}\mathbf{A}\dot{\boldsymbol{\xi}}(t) + \mathbf{K}_{wt}\mathbf{y}_t(t) + \mathbf{K}_{ww}\mathbf{A}\boldsymbol{\xi}(t) \end{aligned} \quad (\text{C.30})$$

Al sustituir la expresión anterior en la ecuación matricial del equilibrio dinámico del puente (C.1) y agrupar términos se obtiene

$$\begin{aligned} \mathbf{A}^T\mathbf{F}_{gw}(t) = & (\mathbf{M}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{M}_{ww}\mathbf{A})\ddot{\boldsymbol{\xi}}(t) + (\mathbf{C}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{C}_{ww}\mathbf{A}(t))\dot{\boldsymbol{\xi}}(t) \\ & + (\mathbf{K}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{K}_{ww}\mathbf{A})\boldsymbol{\xi}(t) + \mathbf{A}^T\mathbf{C}_{wt}\dot{\mathbf{y}}_t(t) + \mathbf{A}^T\mathbf{K}_{wt}\mathbf{y}_t(t) \end{aligned} \quad (\text{C.31})$$

De la ecuación (C.5) se despeja \mathbf{F}_{gw} y se sustituyen los términos interpolados (C.3) a

(C.29)

$$\mathbf{F}_{gt} = \mathbf{M}_{tt}\ddot{\mathbf{y}}_t(t) + \mathbf{C}_{tt}\dot{\mathbf{y}}_t(t) + \mathbf{K}_{tt}\mathbf{y}_t(t) + \mathbf{C}_{tw}\mathbf{A}\dot{\xi}(t) + \mathbf{K}_{tw}\mathbf{A}\xi(t) \quad (\text{C.32})$$

Agrupando de forma matricial las expresiones (C.31) y (C.32) se obtiene la ecuación buscada

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} \mathbf{M}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{M}_{ww}\mathbf{A} & 0 \\ 0 & \mathbf{M}_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\xi}(t) \\ \dot{\mathbf{y}}_t(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{C}_{ww}\mathbf{A} & \mathbf{A}^T\mathbf{C}_{wt} \\ \mathbf{C}_{tw}\mathbf{A} & \mathbf{C}_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\xi}(t) \\ \mathbf{y}_t(t) \end{bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_b + \mathbf{A}^T\mathbf{K}_{ww}\mathbf{A} & \mathbf{A}^T\mathbf{K}_{wt} \\ \mathbf{K}_{tw}\mathbf{A} & \mathbf{K}_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi(t) \\ \mathbf{y}_t(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}^T\mathbf{F}_{gw} \\ \mathbf{F}_{gt} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{C.33})$$

La ecuación anterior se modifica con el objeto de expresar la evolución de los distintos grados de libertad del vehículo a partir de su posición de equilibrio estático

$$\mathbf{z}_t(t) = \mathbf{y}_t(t) - \mathbf{K}_{tt}^{-1}\mathbf{F}_{gt} \quad (\text{C.34})$$

donde la expresión de $\mathbf{z}_t(t)$ se particulariza en las ecuaciones (C.35) y (C.36) para los modelos DIM y SIM respectivamente³

$$\mathbf{z}_t(t) = \text{col}(z_c(t), \psi_c(t), z_{bf}(t), \psi_{bf}(t), z_{br}(t), \psi_{br}(t)) \quad (\text{C.35})$$

$$\mathbf{z}_t(t) = \text{col}(z_{b1}(t), z_{b2}(t), z_{b3}(t), z_{b4}(t)) \quad (\text{C.36})$$

de manera que se obtiene la siguiente ecuación matricial del movimiento de un sis-

³Se han modificado únicamente las variables correspondiente a los movimientos verticales de las cajas y los bogies, puesto que la simetría del conjunto asegura que los grados de libertad de rotación no se vean modificados respecto a la configuración indeformada inicial del vehículo.

tema vehículo-estructura

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} M_b + A^T M_{ww} A & 0 \\ 0 & M_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\xi}(t) \\ \ddot{z}_t(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_b + A^T C_{ww} A & A^T C_{wt} \\ C_{tw} A & C_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\xi}(t) \\ \dot{z}_t(t) \end{bmatrix} \\
 & + \begin{bmatrix} K_b + A^T K_{ww} A & A^T K_{wt} \\ K_{tw} A & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi(t) \\ z_t(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A^T (\mathbf{F}_{gw} - K_{wt} K_{tt}^{-1} \mathbf{F}_{gt}) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{C.37}$$

Desglose de la ecuación de movimiento adimensional para los modelos SIM y DIM

En la sección 3.3.3 se emplea la siguiente expresión matricial compacta de la ecuación de movimiento adimensional de un sistema vehículo-estructura

$$\begin{aligned}
 & \frac{1}{4\pi^2} \begin{bmatrix} \tilde{M}_{11} & 0 \\ 0 & \tilde{M}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi''(\tau) \\ \mathbf{q}_t''(\tau) \end{bmatrix} + \frac{1}{2\pi} \begin{bmatrix} \tilde{C}_{11} & \tilde{C}_{12} \\ \tilde{C}_{21} & \tilde{C}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi'(\tau) \\ \mathbf{q}_t'(\tau) \end{bmatrix} \\
 & + \begin{bmatrix} \tilde{K}_{11} & \tilde{K}_{12} \\ \tilde{K}_{21} & \tilde{K}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi(\tau) \\ \mathbf{q}_t(\tau) \end{bmatrix} = \frac{-P}{\omega_0^2 mL} \begin{bmatrix} \mathbf{f}\left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L}\right) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{D.1}$$

En los siguientes apartados se particularizan los términos de la expresión anterior para los modelos SIM y DIM. En aras de la brevedad en la notación, las matrices y vectores han sido detallados considerando la contribución de un modo y la presencia de un sólo coche en el modelo.

Con el mismo objetivo algunos de los parámetros dados en las expresiones (3.24) a

(3.27) y (3.30) se han agrupado en las siguientes definiciones

$$\begin{aligned}\Lambda_p &= \frac{\zeta_p}{\eta_p \mu_b} & \Lambda_s &= \frac{\zeta_s}{\eta_s \mu_c} \\ \Gamma_p &= \frac{1}{2\eta_p^2 \mu_b} & \Gamma_s &= \frac{1}{2\eta_s^2 \mu_c}\end{aligned}\tag{D.2}$$

La contribución al modo i -ésimo de la carga k -ésima se encuentra regulada, como se ha explicado durante la formulación de los modelos, mediante la función $h_{k,i}$ definida en la ecuación (3.21), y que se muestra de nuevo a continuación para facilitar la interpretación de los siguientes apartados.

$$h_{k,i}\left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L}\right) = \sin\left(i\pi\left(\alpha\tau - \frac{d_k}{L}\right)\right)\left(\mathrm{H}\left(\tau - \frac{d_k}{\alpha L}\right) - \mathrm{H}\left(\tau - \frac{d_k}{\alpha L} - \frac{1}{\alpha}\right)\right)\tag{D.3}$$

Se recuerda asimismo que la función $h_{k,i}$ no es sino la expresión adimensional de la componente ki -ésima de la matriz de interpolación A definida en la ecuación (C.4), para lo cual se ha empleado la definición del tiempo y la velocidad adimensionales definidos en las expresiones (3.16) y (3.17) respectivamente.

D.1. Modelo SIM

En la escritura adimensional de la ecuación de movimiento del modelo SIM se han empleado los siguientes siete parámetros:

- Relaciones de distancia de la caja, del empate entre pivotes de bogies y del empate del bogie

$$\beta_d = \frac{L}{d} \quad \beta_r = \frac{L}{r} \quad \beta_b = \frac{L}{b}\tag{D.4}$$

- Relaciones de masa del bogie y del eje

$$\mu_b = \frac{mL}{m_b} \quad \mu_w = \frac{mL}{m_w} \quad (\text{D.5})$$

- Relación entre la frecuencia vertical del bogie y la frecuencia fundamental del puente

$$\eta_p = \frac{n_0}{n_p} \quad (\text{D.6})$$

- Tasa de disipación de energía del sistema de suspensión primario

$$\zeta_p = \frac{c_p}{\sqrt{2k_p m_b}} \quad (\text{D.7})$$

Submatrices de masa adimensionales

$$\tilde{M}_{11} = \frac{1}{2} + \frac{1}{\mu_w} \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.8})$$

$$\tilde{M}_{22} = \frac{1}{2\mu_b} \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{D.9})$$

Submatrices de amortiguamiento adimensionales

$$\tilde{C}_{11} = \zeta_0 + \Lambda_p \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.10})$$

$$\tilde{C}_{21} = \tilde{C}_{12}^T = -\Lambda_p \cdot \text{col}(h_{1,1}, h_{2,1}, h_{3,1}, h_{4,1}) \quad (\text{D.11})$$

$$\tilde{\mathbf{C}}_{22} = \Lambda_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{D.12})$$

Submatrices de rigidez adimensionales

$$\tilde{\mathbf{K}}_{11} = \frac{1}{2} + 2\Gamma_p \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.13})$$

$$\tilde{\mathbf{K}}_{21} = \tilde{\mathbf{K}}_{12}^T = -\Gamma_p \cdot \text{col}(h_{1,1}, h_{2,1}, h_{3,1}, h_{4,1}) \quad (\text{D.14})$$

$$\tilde{\mathbf{K}}_{22} = \Gamma_p \cdot \text{diag}(1, 1, 1, 1) \quad (\text{D.15})$$

Vector de carga

$$\mathbf{f} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) = \sum_{k=1}^4 h_{k,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.16})$$

Vectores con los grados de libertad del sistema

$$\boldsymbol{\xi}(\tau) = \boldsymbol{\xi}(\tau) \quad (\text{D.17})$$

$$\mathbf{q}_t(\tau) = \text{col}(z_{b1}(\tau), z_{b2}(\tau), z_{b3}(\tau), z_{b4}(\tau)) \quad (\text{D.18})$$

D.2. Modelo DIM

Cinco parámetros adicionales a los siete del modelo SIM han sido empleados para escribir la ecuación de movimiento del modelo DIM de manera adimensional:

- Relación de masas de la caja

$$\mu_c = \frac{mL}{m_c} \quad (\text{D.19})$$

- Relación de frecuencias vertical de la caja

$$\eta_s = \frac{n_0}{n_s} \quad (\text{D.20})$$

- Relación de frecuencias de cabeceo de bogie y de la caja

$$\gamma_p = \frac{n_0}{n_{\theta p}} \quad \gamma_s = \frac{n_0}{n_{\theta s}} \quad (\text{D.21})$$

- Tasa de disipación de energía del sistema de suspensión secundario

$$\zeta_s = \frac{c_s}{\sqrt{2k_s m_c}} \quad (\text{D.22})$$

Submatrices de masa adimensionales

$$\tilde{M}_{11} = \frac{1}{2} + \frac{1}{\mu_w} \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.23})$$

$$\tilde{M}_{22} = \text{diag} \left(\frac{1}{\mu_c}, \frac{\Gamma_s \gamma_s^2}{2\beta_r^2}, \frac{1}{\mu_b}, \frac{\Gamma_p \gamma_p^2}{2\beta_b^2}, \frac{1}{\mu_b}, \frac{\Gamma_p \gamma_p^2}{2\beta_b^2} \right) \quad (\text{D.24})$$

Submatrices de amortiguamiento dimensionales

$$\tilde{\mathbf{C}}_{11} = \tilde{\zeta}_0 + \Lambda_p \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.25})$$

$$\tilde{\mathbf{C}}_{21} = \tilde{\mathbf{C}}_{12}^T = \Lambda_p \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -h_{1,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_1}{L} \right) - h_{2,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_2}{L} \right) \\ \frac{h_{1,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_1}{L} \right) - h_{2,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_2}{L} \right)}{2\beta_b} \\ -h_{3,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_3}{L} \right) - h_{4,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_4}{L} \right) \\ \frac{h_{3,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_3}{L} \right) - h_{4,1} \left(\tau, \alpha, \frac{d_4}{L} \right)}{2\beta_b} \end{bmatrix} \quad (\text{D.26})$$

$$\tilde{\mathbf{C}}_{22} = \begin{bmatrix} 2\Lambda_s & 0 & -\Lambda_s & 0 & -\Lambda_s & 0 \\ 0 & \frac{\Lambda_s}{2\beta_r^2} & \frac{\Lambda_s}{2\beta_r} & 0 & -\frac{\Lambda_s}{2\beta_r} & 0 \\ -\Lambda_s & \frac{\Lambda_s}{2\beta_r} & 2\Lambda_p + \Lambda_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\Lambda_p}{2\beta_b^2} & 0 & 0 \\ -\Lambda_s & -\frac{\Lambda_s}{2\beta_r} & 0 & 0 & 2\Lambda_p + \Lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\Lambda_p}{2\beta_b^2} \end{bmatrix} \quad (\text{D.27})$$

Submatrices de rigidez dimensionales

$$\tilde{\mathbf{K}}_{11} = \frac{1}{2} + 2\Gamma_p \sum_{k=1}^4 h_{k,1}^2 \left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L} \right) \quad (\text{D.28})$$

$$\tilde{\mathbf{K}}_{21} = \tilde{\mathbf{K}}_{12}^T = \frac{\Gamma_p}{\Lambda_p} \tilde{\mathbf{C}}_{21} \quad (\text{D.29})$$

$$\tilde{\mathbf{K}}_{22} = \begin{bmatrix} 2\Gamma_s & 0 & -\Gamma_s & 0 & -\Gamma_s & 0 \\ 0 & \frac{\Gamma_s}{2\beta_r^2} & \frac{\Gamma_s}{2\beta_r} & 0 & -\frac{\Gamma_s}{2\beta_r} & 0 \\ -\Gamma_s & \frac{\Gamma_s}{2\beta_r} & 2\Gamma_p + \Gamma_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\Gamma_p}{2\beta_b^2} & 0 & 0 \\ -\Gamma_s & -\frac{\Gamma_s}{2\beta_r} & 0 & 0 & 2\Gamma_p + \Gamma_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\Gamma_p}{2\beta_b^2} \end{bmatrix} \quad (\text{D.30})$$

Vector de carga

$$\mathbf{f}\left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L}\right) = \sum_{k=1}^4 h_{k,1}\left(\tau, \alpha, \frac{d_k}{L}\right) \quad (\text{D.31})$$

Vectores con los grados de libertad del sistema

$$\boldsymbol{\xi}(\tau) = \boldsymbol{\xi}(\tau) \quad (\text{D.32})$$

$$\mathbf{q}_i(\tau) = \text{col}\left(z_c(\tau), \psi_c^*(\tau), z_{bf}(\tau), \psi_{bf}^*(\tau), z_{br}(\tau), \psi_{br}^*(\tau)\right) \quad (\text{D.33})$$

donde los movimientos de cabeceo de las distintas masas del vehículo se han multiplicado por la luz del puente L para garantizar la coherencia del sistema de unidades

según

$$\psi_{c,bf,br}^*(\tau) = \psi_{c,bf,br}(\tau) \cdot L \quad (\text{D.34})$$

Trenes reales para alta velocidad

En este anexo se recogen los datos recopilados de trenes reales existentes para alta velocidad. El esquema del modelo de vehículo completo para las composiciones de tipo convencional, articulada y regular puede consultarse en la figura E.1, donde se han indicado también las variables que definen sus características mecánicas, siendo:

- d longitud del coche o distancia característica de la composición.
- r embate entre pivotes de bogies (únicamente en composiciones convencionales).
- b embate del bogie (únicamente en composiciones convencionales y articuladas).
- k_p, c_p rigidez y amortiguamiento de la suspensión primaria.
- k_s, c_s rigidez y amortiguamiento de la suspensión secundaria.
- $m_{c,b,w}$ masa nominal de la caja c , del bogie b y del eje w .
- J_b momento de inercia frente al cabeceo del bogie (únicamente en composiciones convencionales y articuladas).
- J_c momento de inercia frente al cabeceo de la caja.

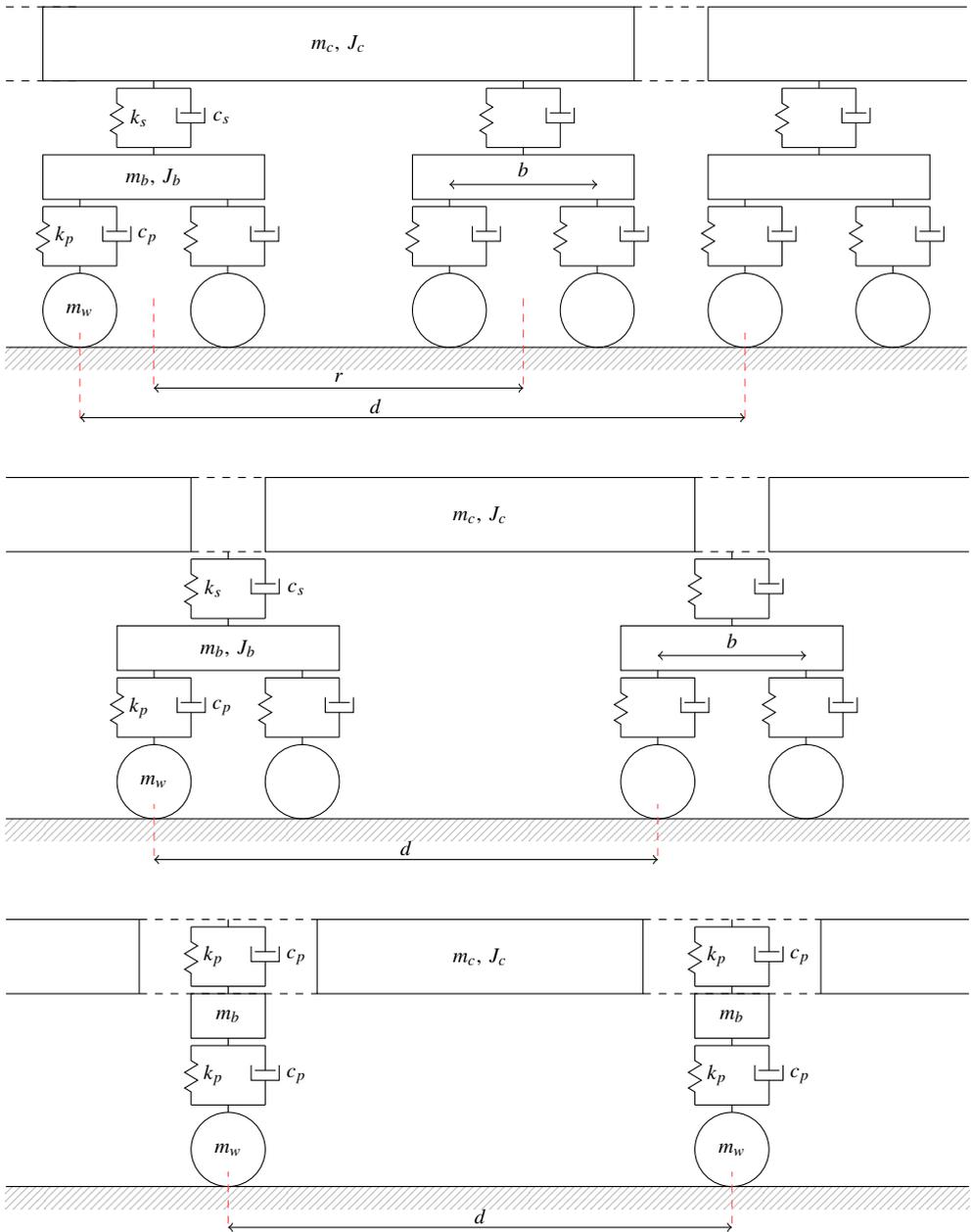


Figura E.1: Esquema de las composiciones convencional (esquema superior), articulada (esquema central) y regular (esquema inferior) según el modelo completo de vehículo

E.1. ICE 2

Variable	Unidades	Coches	Locomotora
d	m	26.40	19.31
r		19.00	11.46
b		2.50	3.00
m_c	kg	33930	60768
m_b		2373	5600
m_w		1728	2003
J_c	kg · m ²	2115000	1344000
J_b		1832	21840
k_s	kN/m	300	1760
k_p		1600	4800
c_s	kN · s/m	6	152
c_p		20	108
n_s	Hz	0.67	1.21
$n_{\theta s}$		0.81	1.48
n_p		5.84	6.59
$n_{\theta p}$		8.31	5.01
ζ_s	-	4.21 %	32.87 %
ζ_p		22.95 %	46.58 %

Tabla E.1: Modelo completo de la composición ICE 2 [ERRI D214, 1997]

E.2. ETR500Y

Variable	Unidades	Coches	Locomotora
d	m	26.10	19.40
r		19.00	12.00
b		3.00	3.00
m_c	kg	34230	55976
m_b		2760	3896
m_w		1583	2059
J_c	kg · m ²	1822000	1643100
J_b		2504	5843
k_s	kN/m	180.55	472.06
k_p		808.74	1792.20
c_s	kN · s/m	16.25	36.25
c_p		7.50	15.25
n_s	Hz	0.52	0.65
$n_{\theta s}$		0.67	0.72
n_p		3.85	4.83
$n_{\theta p}$		6.07	5.91
ζ_s	-	14.62 %	15.77 %
ζ_p		11.23 %	12.90 %

Tabla E.2: Modelo completo de la composición ETR500Y [Liu y otros, 2009b]

E.3. Virgin

Variable	Unidades	Coches	Locomotora
d	m	23.90	23.90
r		17.00	17.00
b		2.70	2.70
m_c	kg	-	-
m_b		-	-
m_w		-	-
J_c	$\text{kg} \cdot \text{m}^2$	-	-
J_b		-	-
k_s	kN/m	-	-
k_p		-	-
c_s	$\text{kN} \cdot \text{s}/\text{m}$	-	-
c_p		-	-
n_s	Hz	-	-
$n_{\theta s}$		-	-
n_p		-	-
$n_{\theta p}$		-	-
ζ_s	-	-	-
ζ_p		-	-

Tabla E.3: Modelo completo de la composición Virgin [ERRI D214, 1997]

E.4. Shinkansen S300

Variable	Unidades	Coches	Locomotora
d	m	25.00	—
r		17.50	—
b		2.50	—
m_c	kg	41750	—
m_b		3040	—
m_w		1780	—
J_c	kg · m ²	2080000	—
J_b		3930	—
k_s	kN/m	530	—
k_p		1180	—
c_s	kN · s/m	90.2	—
c_p		39.2	—
n_s	Hz	0.80	—
n_{θ_s}		0.99	—
n_p		4.43	—
n_{θ_p}		4.88	—
ζ_s	-	42.88 %	—
ζ_p		46.28 %	—

Tabla E.4: Modelo completo de la composición Shinkansen S300 [Wu y Yang, 2003]

E.5. Pioneer

Variable	Unidades	Coches R	Coches M
d	m	–	–
r		18.00	18.00
b		2.50	2.50
m_c	kg	44000	42400
m_b		1700	3400
m_w		1900	2200
J_c	$\text{kg} \cdot \text{m}^2$	2740000	1064400
J_b		1700	7200
k_s	kN/m	350	400
k_p		700	1040
c_s	$\text{kN} \cdot \text{s}/\text{m}$	40	33
c_p		38	30
n_s	Hz	0.63	0.69
$n_{\theta s}$		0.72	1.24
n_p		4.57	3.94
$n_{\theta p}$		5.71	3.38
ζ_s	-	22.79 %	17.92 %
ζ_p		77.89 %	35.67 %

Tabla E.5: Modelo completo de la composición Pioneer [Antolín y otros, 2013]

E.6. AVE-S103 (ICE 3)

Variable	Unidades	Coches R	Coches M
d	m	24.20	24.20
r		17.38	17.38
b		2.50	2.50
m_c	kg	53500	53500
m_b		3500	3500
m_w		1800	1800
J_c	kg · m ²	1690000	1690000
J_b		2802	2802
k_s	kN/m	410	410
k_p		873	873
c_s	kN · s/m	45	45
c_p		24	24
n_s	Hz	0.62	0.62
$n_{\theta s}$		0.96	0.96
n_p		3.55	3.55
$n_{\theta p}$		4.97	4.97
ζ_s	-	21.48 %	21.48 %
ζ_p		30.70 %	30.70 %

Tabla E.6: Modelo completo de la composición AVE-S103 (ICE 3) [Nguyen Gia, 2013]^a

^aNo se indica si los datos se corresponden con coches motores o remolcados. Cabe esperar que esto se deba a que existe una escasa diferencia entre los valores correspondientes a uno y otro, por lo que los datos disponibles se han asignado a los dos tipos de coches que monta la composición AVE-S103.

E.7. Eurostar

Variable	Unidades	Locomotora	Coche tipo EC1
d	m	20.275	22.50
l_d		7.00	5.448
l_t		7.00	13.252
b		3.00	3.00
m_c	kg	51500	35860
m_b		2200	2200
m_w		1700	1700
J_c	kg · m ²	1050000	1658000
J_b		1900	1900
k_s	kN/m	3260	90
k_p		2600	2600
c_s	kN · s/m	90	20
c_p		12	12

Tabla E.7: Modelo completo de la composición Eurostar (1/2) [ERRI D214, 1997]

l_d = distancia entre el centro de gravedad de la caja y el pivote del bogie delantero

l_t = distancia entre el centro de gravedad de la caja y el pivote del bogie trasero

Variable	Unidades	Coche tipo E _{C2} a E _{C8}	Coche tipo E _{C9}
d	m	18.7	21.965
l_d		8.926	5.448
l_t		9.774	13.252
b		3.00	3.0
m_c	kg	22525	27122
m_b		2900	2900
m_w		1900	1900
J_c	kg · m ²	810000	1254000
J_b		2508	2508
k_s	kN/m	580	250
k_p		2000	1320
c_s	kN · s/m	-	20
c_p		12	12

Tabla E.8: Modelo completo de la composición Eurostar (2/2) [ERRI D214, 1997]

l_d = distancia entre el centro de gravedad de la caja y el pivote del bogie delantero

l_t = distancia entre el centro de gravedad de la caja y el pivote del bogie trasero

E.8. Talgo AV

Se ha empleado la variante del modelo simplificado SIM* según el esquema representado en la figura 3.5.

$d_k(m)$	$m_b(kg)$	$Q'(kN)$	$k_p(kN/m)$	$c_p(kN \cdot s/m)$
0.00	3550.00	131.94	4400.00	60.00
2.65	3550.00	131.94	4400.00	60.00
11.00	3550.00	131.94	4400.00	60.00
13.65	3550.00	131.94	4400.00	60.00
19.13	1380.00	153.23	5160.00	6.40
28.10	1406.00	152.98	5160.00	6.40
41.24	1406.00	152.98	5160.00	6.40
54.38	1406.00	152.98	5160.00	6.40
67.52	1406.00	152.98	5160.00	6.40
80.66	1406.00	152.98	5160.00	6.40
93.80	1406.00	152.98	5160.00	6.40
106.94	1406.00	152.98	5160.00	6.40
120.08	1406.00	152.98	5160.00	6.40
133.22	1406.00	152.98	5160.00	6.40
146.36	1406.00	152.98	5160.00	6.40
155.33	1380.00	153.23	5160.00	6.40
160.80	3550.00	131.94	4400.00	60.00
163.45	3550.00	131.94	4400.00	60.00
171.80	3550.00	131.94	4400.00	60.00
174.45	3550.00	131.94	4400.00	60.00

Tabla E.9: Modelo simplificado de la composición Talgo AV (1/2) [Dominguez, 2001]

$d_k(m)$	$m_b(kg)$	$Q'(kN)$	$k_p(kN/m)$	$c_p(kN \cdot s/m)$
183.49	3550.00	131.94	4400.00	60.00
186.14	3550.00	131.94	4400.00	60.00
194.49	3550.00	131.94	4400.00	60.00
197.14	3550.00	131.94	4400.00	60.00
202.62	1380.00	153.23	5160.00	6.40
211.59	1406.00	152.98	5160.00	6.40
224.73	1406.00	152.98	5160.00	6.40
237.87	1406.00	152.98	5160.00	6.40
251.01	1406.00	152.98	5160.00	6.40
264.15	1406.00	152.98	5160.00	6.40
277.29	1406.00	152.98	5160.00	6.40
290.43	1406.00	152.98	5160.00	6.40
303.57	1406.00	152.98	5160.00	6.40
316.71	1406.00	152.98	5160.00	6.40
329.85	1406.00	152.98	5160.00	6.40
338.82	1380.00	153.23	5160.00	6.40
344.29	3550.00	131.94	4400.00	60.00
346.94	3550.00	131.94	4400.00	60.00
355.29	3550.00	131.94	4400.00	60.00
357.94	3550.00	131.94	4400.00	60.00

Tabla E.10: Modelo simplificado de la composición Talgo AV (2/2) [Dominguez, 2001]

Obtención de combinaciones realistas de parámetros fundamentales para el modelo DIM

Los parámetros fundamentales de un sistema vehículo-estructura se han definido en el capítulo 3 para los distintos modelos de vehículo. Una combinación o secuencia de parámetros fundamentales es considerada como realista cuando representa al menos un sistema vehículo-estructura que pueda tener lugar combinando los catálogos de puentes y trenes definidos en dicho capítulo. Para ello deben satisfacerse simultáneamente las siguientes condiciones:

1. Todos los parámetros pertenecientes a un mismo grupo (*i. e.*, las tres relaciones de distancias, las tres relaciones de masa o las cuatro relaciones de frecuencia) deben intersectarse en un rango de valores de la dimensión del puente asociada (*i. e.*, la luz del puente, su masa total o la frecuencia fundamental).
2. Al menos un puente de la región $L-mL-n_0$ resultante tiene que estar contenido dentro del catálogo de puentes.

El procedimiento seguido para la obtención de un ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales se ha desglosado en tres puntos a continuación, que se corresponden con las tres agrupaciones de parámetros correspondientes a los tres ejes del catálogo de puentes. Como se mostrará, cada vez que se asigna un valor a un parámetro adimensional, quedan restringidos los valores reales que pueden tomar las características del puente y del tren que dicho parámetro relaciona. Por ejemplo al tomar un cierto $\beta_b = L/b$, no todas las luces del catálogo de puentes ni todos los em-

Parámetro	L_t	L_s
$\beta_d = 1.15$	27.025 m	31.005 m
$\beta_b = 9.5$	23.75 m	28.5 m
$\beta_r = 1.63$	26.05 m	31.13 m

Tabla F.1: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de distancia

pates de bogies del catálogo de trenes tienen por qué poder satisfacer dicha relación. La restricción de ambos catálogos que implica un cierto valor de un parámetro adimensional hace que dichos parámetros sean dependientes entre sí. Por lo tanto, debe elegirse un orden prefijado para formar la secuencia de parámetros que caracterice el modelo, y partiendo del rango de valores realistas para el primero de ellos (que en este caso es la relación $\beta_d = L/d$), discretizar dicho rango e ir formando, para cada uno de estos valores discretos, los rangos de los siguientes parámetros y sus discretizaciones. Se trata pues de un procedimiento secuencial o en cadena en el que, en general, las sucesivas asignaciones de valores concretos a los distintos parámetros (dentro del rango realista que configure para cada uno de ellos el conjunto de valores anteriormente fijados en la secuencia) irá restringiendo el catálogo de puentes y de trenes dentro del cual dicha secuencia de relaciones adimensionales podrá tener efectivamente lugar. Al concluir el proceso, la secuencia es realista ya que el procedimiento seguido garantiza que al menos un puente y un tren del catálogo queden definidos por la combinación de parámetros. En otros casos, aunque los catálogos queden restringidos por la secuencia, se tendrá todavía un conjunto de infinitas combinaciones vehículo-puente representadas por esta.

El esquema gráfico de la combinación realista tomada como ejemplo se representa en la figura F.1. Los valores de cada parámetro así como los rangos de las características mecánicas del puente asociados se facilitan en las tablas F.1 a F.3.

F.1. Combinación realista de parámetros fundamentales: distancias

Siguiendo el proceso secuencial descrito, se determina en primer lugar el rango de variación que puede adoptar la relación de distancias $\beta_d = L/d$, que depende de las luces de los puentes del catálogo y de las distancias características de los coches

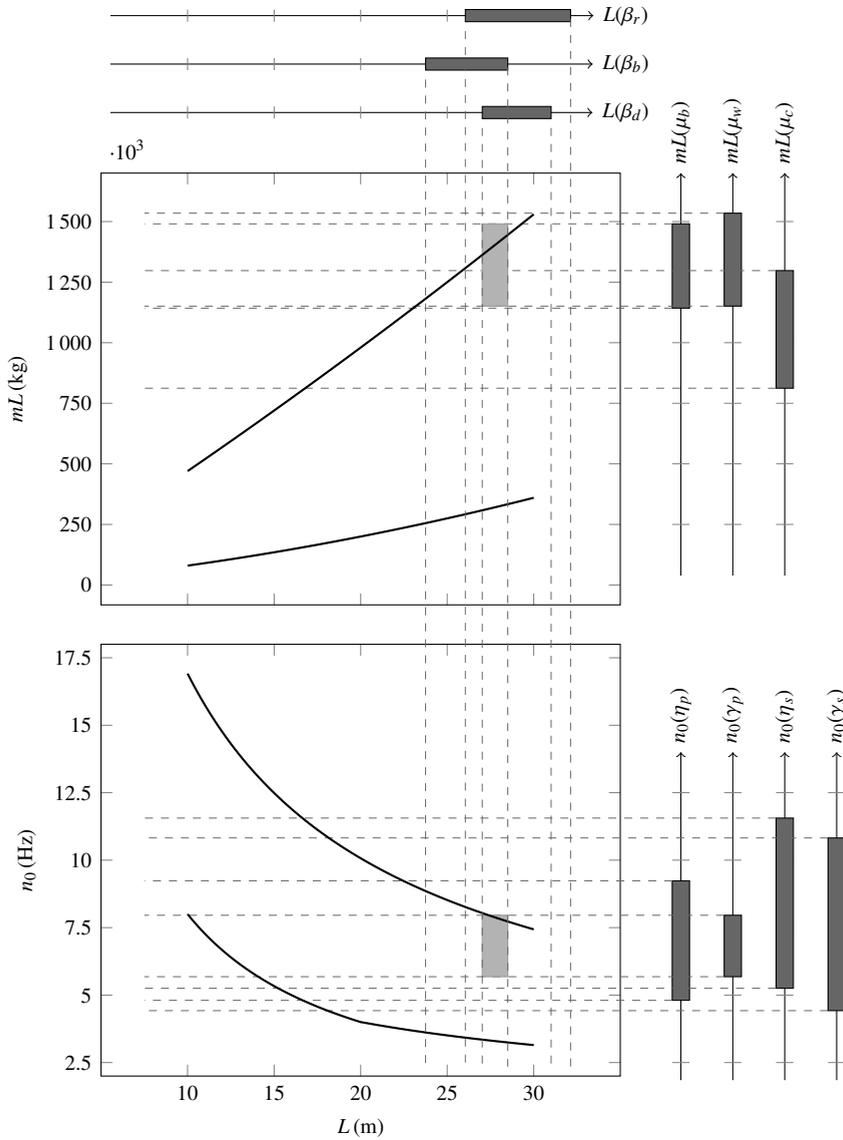


Figura F.1: Ejemplo gráfico de combinación realista de parámetros fundamentales

Parámetro	mL_I	mL_S
$\mu_b = 496.85$	$1142.75 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$1490.55 \cdot 10^3 \text{ kg}$
$\mu_w = 767.34$	$1151.01 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$1534.68 \cdot 10^3 \text{ kg}$
$\mu_c = 27$	$812.16 \cdot 10^3 \text{ kg}$	$1297.62 \cdot 10^3 \text{ kg}$

Tabla F.2: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de masa

Parámetro	n_{0_I}	n_{0_S}
$\eta_p = 1.265$	4.81 Hz	9.23 Hz
$\gamma_p = 0.947$	5.682 Hz	7.96 Hz
$\eta_s = 10.509$	5.25 Hz	11.55 Hz
$\gamma_s = 7.9$	4.424 Hz	10.823 Hz

Tabla F.3: Ejemplo de combinación realista de parámetros fundamentales: relaciones de frecuencia

convencionales considerados.

El conjunto de valores que puede tomar el cociente L/d en este estudio es

$$\mathcal{B}_d = \left\{ \beta_d \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{L}_I}{\mathcal{D}_{d_S}} \leq \beta_d \leq \frac{\mathcal{L}_S}{\mathcal{D}_{d_I}} \right\} \quad (\text{F.1})$$

$$\mathcal{B}_d = \{ \beta_d \in \mathbb{R} : 0.37 \leq \beta_d \leq 1.28 \}$$

donde \mathcal{L} y \mathcal{D}_d son los conjuntos que contienen todas las luces de puentes y longitudes de coches analizadas durante el estudio de sensibilidad, y los subíndices I y S indican que se consideran los valores inferiores o superiores de cada conjunto:

$$\mathcal{L} = \{ L \in \mathbb{R} : 10 \text{ m} \leq L \leq 30 \text{ m} \} \quad (\text{F.2})$$

$$\mathcal{D}_d = \{ d \in \mathbb{R} : 23.5 \text{ m} \leq d \leq 27 \text{ m} \} \quad (\text{F.3})$$

Al seleccionar un $\beta_d \in \mathcal{B}_d$ se establece una relación binaria entre los elementos de \mathcal{L} y \mathcal{D}_d . En la figura F.2 se ha representado un haz de rectas que muestra las combinaciones (L, d) establecidas a partir de cada uno de los cinco valores de β_d analizados durante el estudio de sensibilidad llevado a cabo. En trazo gris se han marcado algunos valores intermedios. Tal y como puede apreciarse en la figura, en función del valor de β_d analizado podrán tener lugar las siguientes situaciones:

1. β_d sólo puede formarse a partir de un valor de L y un valor de d (casos extremos 0.37 y 1.28).
2. Existen infinitas combinaciones entre L y d que satisfacen el valor de β_d seleccionado (cualquier caso intermedio).

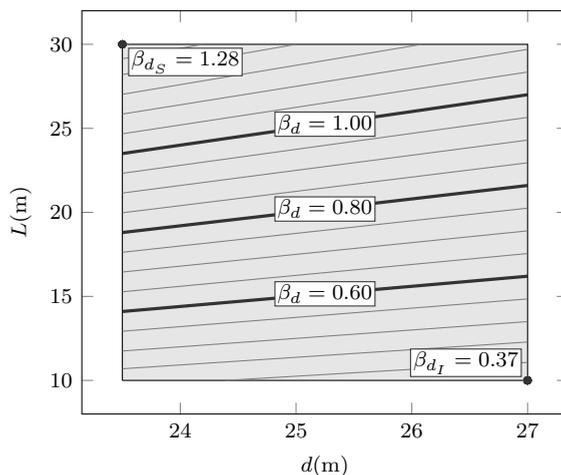


Figura F.2: Valores β_d analizados en el estudio de sensibilidad

Se selecciona el valor $\beta_d = 1.15$ y se representa en la figura F.4, marcando el rango de luces y longitudes de caja que pueden dar lugar, combinadas una a una, a la relación β_d tomada.

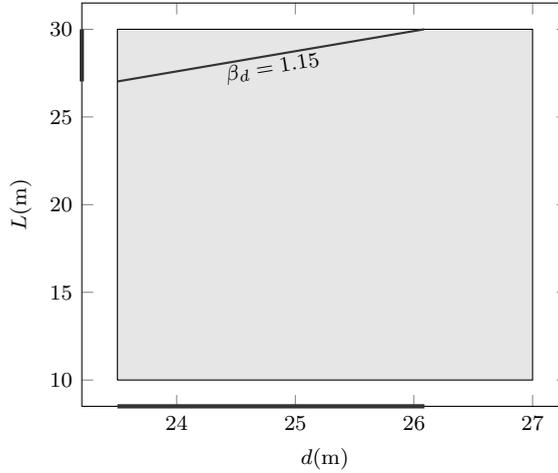


Figura F.3: Relación $\beta_d = 1.15$

En concreto el rango de luces delimitado por $\beta_d = 1.15$ puede calcularse como

$$\mathcal{L}_l(\beta_d) = \text{máx}(L_l, \beta_d d_l) = \text{máx}(10 \text{ m}, 1.15 \cdot 23.5 \text{ m}) = 27.025 \text{ m} \quad (\text{F.4})$$

$$\mathcal{L}_s(\beta_d) = \text{mín}(L_s, \beta_d d_s) = \text{mín}(30 \text{ m}, 1.15 \cdot 27 \text{ m}) = 30 \text{ m} \quad (\text{F.5})$$

por lo que el subconjunto de longitudes de caja que se obtiene para el β_d seleccionado es

$$\mathcal{D}_d(\beta_d) = \left\{ d \in \mathcal{R} : \frac{\mathcal{L}_l(\beta_d)}{\beta_d} \leq d \leq \frac{\mathcal{L}_s(\beta_d)}{\beta_d} \right\} \quad (\text{F.6})$$

$$\mathcal{D}_d(\beta_d) = \left\{ d \in \mathcal{R} : 23.5 \text{ m} \leq d \leq 26.086 \text{ m} \right\}$$

A continuación debe definirse un rango realista de β_b y su discretización. En la figura F.4 se ha representado el subconjunto de combinaciones entre la luz del puente, L , y el empuje del bogie, b que pueden darse en el estudio de sensibilidad, a partir del

valor del parámetro β_d seleccionado. Se han indicado además una serie de valores que puede tomar el parámetro β_b , resaltando el valor seleccionado para proseguir con el ejemplo, y los rangos de luz y empate del bogie que pueden satisfacer la relación considerada.

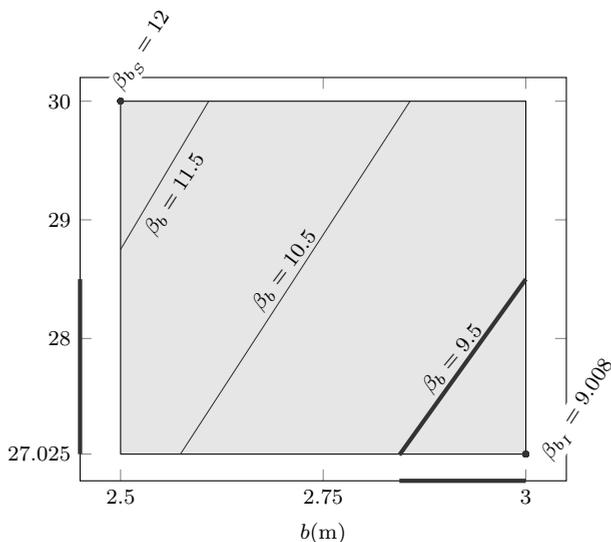


Figura F.4: Valores de β_b realistas

El rango de variación realista del cociente L/b , tras haberse delimitado el intervalo de luces del estudio con la selección de $\beta_d = 1.15$, viene representado por los casos extremos del gráfico de la figura F.4, y se calcula según

$$\mathcal{B}_b(\beta_d) = \left\{ \beta_b \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{L}_l(\beta_d)}{b_s} \leq \beta_b \leq \frac{\mathcal{L}_s(\beta_d)}{b_l} \right\} \tag{F.7}$$

$$\mathcal{B}_b(\beta_d) = \left\{ \beta_b \in \mathbb{R} : 9.008 \leq \beta_b \leq 12 \right\}$$

donde se ha tomado $b_l = 2.5$ m y $b_s = 3.0$ m de acuerdo con el catálogo de coches considerado.

Al seleccionar un valor particular del parámetro β_b dentro del rango de valores dado

por la ecuación (F.7), las luces para las que la combinación (β_d, β_b) seleccionada puede tener lugar queda de nuevo restringida. Considérese por ejemplo que $\beta_b = 9.5$. Este valor cubre el conjunto de combinaciones tren-puente en los que la luz es 9.5 veces el empate del bogie. Esta relación puede tener lugar para puentes cuya luz esté comprendida en el rango

$$\mathcal{L}(\beta_b) = \{L \in \mathbb{R} : \beta_b b_l \leq L \leq \beta_b b_s\} \quad (\text{F.8})$$

$$\mathcal{L}(\beta_b) = \{L \in \mathbb{R} : 23.75 \text{ m} \leq L \leq 28.50 \text{ m}\}$$

El conjunto de luces que puede darse para los valores de β_d y β_b seleccionados resulta de la intersección de los conjuntos de luces correspondientes a cada parámetro por separado

$$\mathcal{L}(\beta_d, \beta_b) = \mathcal{L}(\beta_d) \cap \mathcal{L}(\beta_b) \quad (\text{F.9})$$

$$\mathcal{L}(\beta_d, \beta_b) = \{L \in \mathbb{R} : 27.025 \text{ m} \leq L \leq 28.50 \text{ m}\}$$

Combinando el rango de luces anterior con el parámetro β_d en estudio, se obtiene el subconjunto de longitudes de caja delimitado por los parámetros β_d y β_b

$$\mathcal{D}_d(\beta_d, \beta_b) = \left\{ d \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{L}_l(\beta_d, \beta_b)}{\beta_d} \leq d \leq \frac{\mathcal{L}_s(\beta_d, \beta_b)}{\beta_d} \right\} \quad (\text{F.10})$$

$$\mathcal{D}_d(\beta_d, \beta_b) = \{d \in \mathbb{R} : 23.5 \text{ m} \leq d \leq 24.78 \text{ m}\}$$

y el correspondiente subconjunto de los empates del bogie

$$\mathcal{D}_b(\beta_d, \beta_b) = \left\{ b \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{L}_l(\beta_d, \beta_b)}{\beta_b} \leq d \leq \frac{\mathcal{L}_s(\beta_d, \beta_b)}{\beta_b} \right\} \quad (\text{F.11})$$

$$\mathcal{D}_b(\beta_d, \beta_b) = \{ b \in \mathbb{R} : 2.84 \text{ m} \leq d \leq 3 \text{ m} \}$$

Finalmente, el rango de variación realista de la última relación de distancias, β_r , se determina siguiendo el mismo procedimiento: β_{r_l} se obtiene cuando la mínima luz delimitada por β_d y β_b (i. e., 27.025 m) se combina con el máximo valor realista de r . El límite superior β_{r_s} se calcula aplicando la condición inversa. En este caso se debe considerar además la relación entre r y d dada en la tabla 3.2.

Puesto que el parámetro β_d relaciona el conjunto de luces y longitudes de caja estudiadas, y a su vez el empate entre pivotes de bogies varía entre $c_{r_l} = 0.68$ y $c_{r_s} = 0.73$ veces la distancia d , es posible obtener el rango de variación del parámetro β_r a partir del valor asignado a β_d según

$$\mathcal{B}_r(\beta_d, \beta_b) = \mathcal{B}_r(\beta_d) = \left\{ \beta_r \in \mathbb{R} : \frac{\beta_d}{c_{r_s}} \leq \beta_r \leq \frac{\beta_d}{c_{r_l}} \right\} \quad (\text{F.12})$$

$$\mathcal{B}_r(\beta_d) = \{ \beta_r \in \mathbb{R} : 1.57 \leq \beta_r \leq 1.69 \}$$

El valor de β_r depende de la selección del coeficiente c_r . Puesto que cualquier valor que se adopte dentro del rango (F.12) es realista con independencia de la longitud de la caja o la luz del puente, la selección de un determinado β_r no delimita de nuevo el rango de luces o longitudes de caja estudiadas, así que no tiene repercusión “aguas abajo” en la formación de la combinación realista de parámetros fundamentales. Es decir, los valores de β_d y β_b influyen en los rangos realistas de las relaciones de masas y frecuencias, mientras que β_r no lo hace. A modo de ejemplo se ha tomado el valor medio de β_r , 1.63.

F.2. Combinación realista de parámetros fundamentales: masas

Continuando con la definición de la secuencia de parámetros fundamentales, se precede ahora a obtener los rangos realistas y las discretizaciones de las relaciones de masas del bogie, del eje y de la caja. El rango de variación de la relación μ_b queda definido a partir del rango de valores que puede tomar la masa del bogie m_b (tabla 3.2) y la masa total mínima, $mL_l(\beta_d, \beta_b) = 308.22 \cdot 10^3$ kg, y máxima, $mL_s(\beta_d, \beta_b) = 1444.95 \cdot 10^3$ kg, de los puentes del catálogo que siguen en el estudio, calculadas mediante las expresiones (3.69) y (3.70) teniendo en cuenta la limitación del rango de luces a partir de los parámetros β_d y β_b seleccionados con anterioridad.

$$\mathcal{M}_b(\beta_d, \beta_b) = \left\{ \mu_b \in \mathbb{R} : \frac{mL_l(\mathcal{L}_l(\beta_d, \beta_b))}{m_{b_s}} \leq \mu_b \leq \frac{mL_s(\mathcal{L}_s(\beta_d, \beta_b))}{m_{b_l}} \right\} \quad (\text{F.13})$$

$$\mathcal{M}_b(\beta_d, \beta_b) = \{ \mu_b \in \mathbb{R} : 102.74 \leq \mu_b \leq 628.23 \}$$

En el estudio de sensibilidad se han tomado cinco valores uniformemente repartidos de μ_b dentro de cada rango de variación realista definido. Los valores correspondientes al ejemplo desarrollado se han representado en el gráfico izquierdo de la figura F.5. Puede apreciarse también cómo al seleccionar un valor concreto de μ_b se restringen los valores de mL y m_b que, respetando las relaciones y límites de los catálogos de trenes y puentes definidos, pueden dar lugar al valor del parámetro seleccionado. En el gráfico de la derecha se ha representado la región $mL - L$ del catálogo de puentes definida por el conjunto de parámetros fundamentales que han sido seleccionados hasta este momento, de acuerdo con el rango de luces delimitado por las relaciones β_d y β_b (ecuación (F.9)) y el rango de masas totales del puente que restringe μ_b . Este rango de masas resulta de la intersección del conjunto de masas \mathcal{K} delimitado por los parámetros β_d y β_b

$$\mathcal{K}(\beta_d, \beta_b) = \{ mL \in \mathbb{R} : 308.22 \cdot 10^3 \text{ kg} \leq mL \leq 1444.95 \cdot 10^3 \text{ kg} \} \quad (\text{F.14})$$

con las masas que pueden tener lugar para el valor asignado al parámetro μ_b

$$\mathcal{K}(\mu_b) = \{mL \in \mathbb{R} : 1142.75 \cdot 10^3 \text{ kg} \leq mL \leq 1490.55 \cdot 10^3 \text{ kg}\} \quad (\text{F.15})$$

con lo que resulta

$$\mathcal{K}(\beta_d, \beta_b, \mu_b) = \mathcal{K}(\beta_d, \beta_b) \cap \mathcal{K}(\mu_b) \quad (\text{F.16})$$

$$\mathcal{K}(\beta_d, \beta_b, \mu_b) = \{mL \in \mathbb{R} : 1142.75 \cdot 10^3 \text{ kg} \leq mL \leq 1444.95 \cdot 10^3 \text{ kg}\}$$

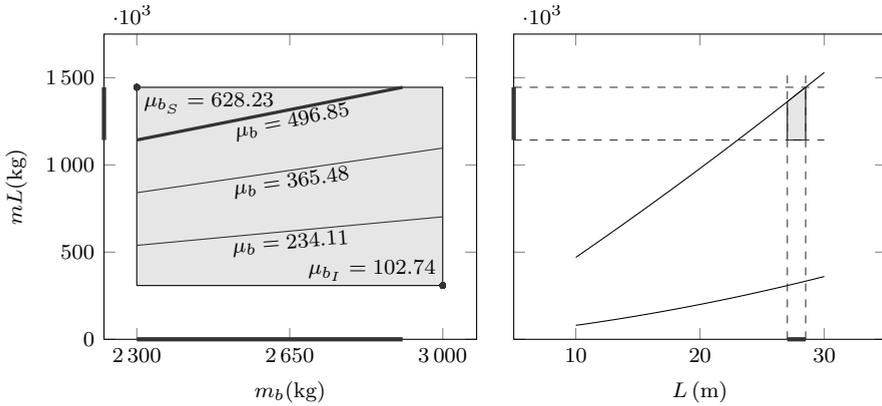


Figura F.5: Conjunto $mL - m_b$ y ejemplo de discretización del rango realista de μ_b

Los casos extremos, $\mu_{b_I} = 102.74$ y $\mu_{b_S} = 628.23$, solo pueden tener lugar, respectivamente, para los valores mínimo y máximo de las luces delimitadas previamente por los parámetros β_d y β_b . En caso de seleccionar dichos valores, el rango de luces, y consecuentemente las longitudes de las cajas, quedarían de nuevo restringidos respecto a los valores indicados en las expresiones (F.9) y (F.10)¹. Esta circunstancia debe ser tomada en cuenta puesto que: (i) el rango de variación de la masa de la caja

¹Es posible teóricamente que, incluso con valores intermedios de μ_b cercanos a μ_{b_I} y μ_{b_S} quede nuevamente restringido el rango válido de luces para los β_d y β_b seleccionados previamente, circunstancia que ha sido tomada en cuenta al calcular las secuencias de parámetros fundamentales.

depende de la longitud de la misma; y (ii) los límites superior e inferior de las frecuencias fundamentales de los puentes del catálogo dependen de la luz del tablero. Todas estas casuísticas han sido consideradas durante la obtención de las combinaciones realistas de los parámetros fundamentales.

Para definir el rango de variación del siguiente parámetro, μ_w , se emplean los valores mínimos y máximos de la masa del eje facilitados en la tabla 3.2, y el rango de variación realista de mL según la ecuación (F.16). En el gráfico izquierdo de la figura F.6 se han representado los casos extremos y el valor intermedio realista de μ_w , que es el seleccionado para continuar con el desarrollo del presente ejemplo.

$$\mathcal{M}_w(\beta_d, \beta_b, \mu_b) = \left\{ \mu_w \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{K}_l(\beta_d, \beta_b, \mu_b)}{m_{wS}} \leq \mu_w \leq \frac{\mathcal{K}_s(\beta_d, \beta_b, \mu_b)}{m_{wI}} \right\} \quad (\text{F.17})$$

$$\mathcal{M}_w(\beta_d, \beta_b, \mu_b) = \left\{ \mu_w \in \mathbb{R} : 571.39 \leq \mu_w \leq 963.30 \right\}$$

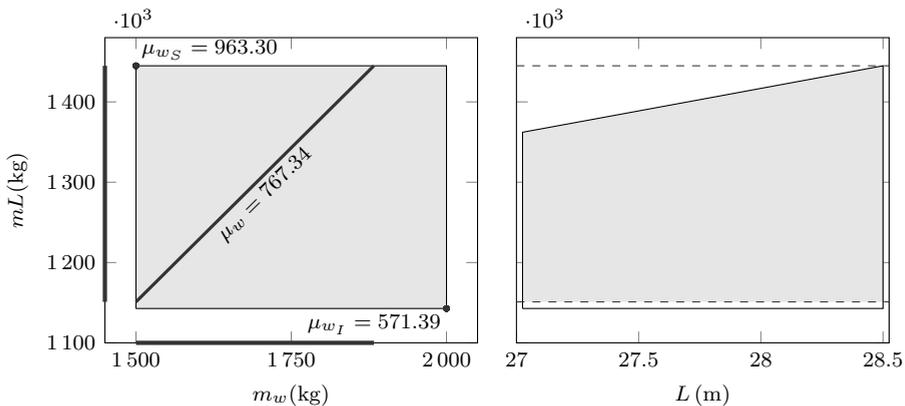


Figura F.6: Conjunto $mL - m_w$ y ejemplo de discretización del rango realista de μ_w

Como se aprecia en el gráfico derecho de la figura F.6, todo el rango de luces sigue siendo realista tras asignar el valor intermedio al parámetro μ_w . El límite inferior de la masa del puente queda sin embargo delimitado al intersectarse el rango realista que resulta del parámetro μ_w seleccionado con el rango acotado previamente por el resto de parámetros fundamentales. Las masas del puente que pueden tener lugar para el

valor asignado al parámetro μ_w se calculan a partir de las masas mínima y máxima del eje según el catálogo de trenes y el valor concreto del parámetro μ_w , siendo

$$\mathcal{K}(\mu_w) = \{mL \in \mathbb{R} : 1151.01 \cdot 10^3 \text{ kg} \leq mL \leq 1534.68 \cdot 10^3 \text{ kg}\} \quad (\text{F.18})$$

con lo que resulta

$$\mathcal{K}(\beta_d, \beta_b, \mu_b, \mu_w) = \mathcal{K}(\beta_d, \beta_b, \mu_b) \cap \mathcal{K}(\mu_w) \quad (\text{F.19})$$

$$\mathcal{K}(\beta_d, \beta_b, \mu_b, \mu_w) = \{mL \in \mathbb{R} : 1151.01 \cdot 10^3 \text{ kg} \leq mL \leq 1444.95 \cdot 10^3 \text{ kg}\}$$

Resta únicamente seleccionar un valor de la relación de masas μ_c dentro del rango de valores realistas que puede tomar este parámetro. Es necesario considerar aquí la dependencia establecida entre la masa de la caja, μ_c , y su longitud, d , por lo que el tratamiento es ligeramente distinto. En el catálogo de coches convencionales, recogido en la tabla 3.2, se establece que la masa lineal de las cajas oscila entre $c_{m_l} = 1280 \text{ kg/m}$ y $c_{m_s} = 1780 \text{ kg/m}$. En la figura F.7 se ha representado el conjunto de combinaciones que pueden darse entre las longitudes de caja en estudio y las masas de las mismas. Se ha duplicado el eje de abscisas, indicando en la parte superior del gráfico la luz asociada a cada longitud de caja a través del parámetro β_d , de tal modo que es posible determinar el rango de longitudes de caja que puede darse para cada una de las luces en estudio.

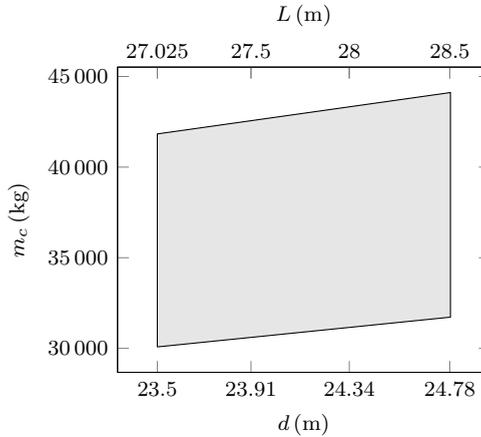


Figura F.7: Luces, distancias características y masas de cajas en estudio

Tal y como se aprecia en el gráfico derecho de la figura F.6, cada una de las luces tiene asociado un rango de variación de la masa total del puente. Por tanto para un determinado valor L_i en estudio, es posible determinar el rango de variación del parámetro μ_c combinando los valores mínimos y máximos de las masas de los puentes con los opuestos de las masas de las cajas del siguiente modo

$$\mathcal{M}_c(L_i) = \left\{ \mu_c \in \mathbb{R} : \frac{mL_l(L_i)}{m_{cS}(L_i)} \leq \mu_c \leq \frac{mL_s(L_i)}{m_{cI}(L_i)} \right\} \quad (\text{F.20})$$

o alternativamente

$$\mathcal{M}_c(L_i) = \left\{ \mu_c \in \mathbb{R} : \frac{mL_l(L_i)}{c_{mS}L_i/\beta_d} \leq \mu_c \leq \frac{mL_s(L_i)}{c_{mI}L_i/\beta_d} \right\} \quad (\text{F.21})$$

Puede por tanto representarse la envolvente inferior y superior de μ_c en función de las luces que siguen incluidas en el estudio según se representa en la figura F.8. Nótese que la línea superior que delimita dicha envolvente no es una recta horizontal, aunque por su reducida pendiente podría parecerlo.

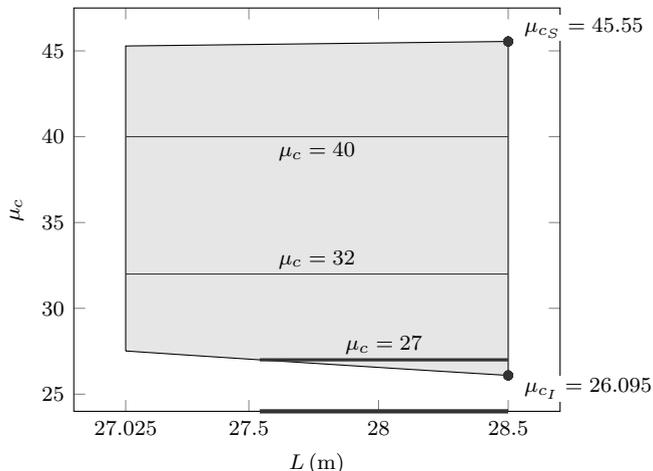


Figura F.8: Envolvente de μ_c con las luces que siguen en el estudio

Se han indicado los valores mínimos y máximos de la relación de masas μ_c . En los dos casos extremos, el valor indicado sólo puede alcanzarse para $L = 28.5$ m, mientras que para casos intermedios, existen infinitas posibilidades, aunque no todas ellas son capaces de abarcar el rango de luces delimitado por los parámetros previamente fijados. Mediante un trazo grueso se ha representado el valor de $\mu_c = 27$ seleccionado para continuar con este ejemplo, y también el rango de luces que delimita dicho valor. Este puede despejarse de la ecuación (F.21) al ser conocidas las expresiones de $mL_i(L_i)$ y $mL_s(L_i)$, de modo que, combinando con el rango de luces delimitado por el resto de parámetros fundamentales se obtiene

$$\mathcal{L}(\beta_d, \beta_b, \mu_b, \mu_w, \mu_c) = \{L \in \mathbb{R} : 27.54 \text{ m} \leq L \leq 28.50 \text{ m}\} \tag{F.22}$$

F.3. Combinación realista de parámetros fundamentales: frecuencias

Para finalizar el ejemplo del cálculo de una combinación realista de parámetros fundamentales, se aplica un procedimiento análogo al desarrollado en las secciones anteriores a los cuatro parámetros de frecuencias restantes. Ninguno de estos parámetros tiene dependencias “aguas arriba”, por lo que el punto de partida para determinar el

primero de ellos, η_p , es el rango de variación de la frecuencia fundamental del puente delimitado por el rango de luces indicado en la ecuación (F.22).

A partir de las ecuaciones (3.67) y (3.68) es posible determinar el valor mínimo, n_{0_I} , y máximo, n_{0_S} , de la frecuencia propia de los puentes del catálogo de una determinada luz. Ambas funciones decrecen de manera monótona en todo el rango de luces, por lo que el valor máximo y el valor mínimo de las frecuencias que siguen en el estudio se calculan empleando la luz mínima y máxima indicada en la ecuación (F.22) respectivamente:

$$n_{0_I}(\mathcal{L}_S(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c})) = n_{0_I}(28.50 \text{ m}) = 3.24 \text{ Hz} \quad (\text{F.23})$$

$$n_{0_S}(\mathcal{L}_I(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c})) = n_{0_S}(27.54 \text{ m}) = 7.93 \text{ Hz} \quad (\text{F.24})$$

donde se han agrupado los subíndices para abreviar la notación empleada.

El conjunto de valores de η_p realista con los parámetros previamente seleccionados puede calcularse del siguiente modo

$$\mathcal{E}_p(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}) = \left\{ \eta_p \in \mathbb{R} : \frac{n_{0_I}(\mathcal{L}_S(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}))}{n_{p_S}} \leq \eta_p \leq \frac{n_{0_S}(\mathcal{L}_I(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}))}{n_{p_I}} \right\} \quad (\text{F.25})$$

$$\mathcal{E}_p(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}) = \left\{ \eta_p \in \mathbb{R} : 0.444 \leq \eta_p \leq 2.086 \right\}$$

En el gráfico izquierdo de la figura F.9 se ha representado el conjunto de combinaciones $n_0 - n_p$ que seguirían por tanto en el estudio, y también el conjunto de valores que en este ejemplo adopta la relación η_p de acuerdo con el proceso de discretización de los parámetros fundamentales explicada en la sección 3.5.4.1. En el gráfico de la derecha se representa la región del catálogo de puentes, en ejes $n_0 - L$, que sigue en el estudio tras la selección del valor de η_p resaltado.

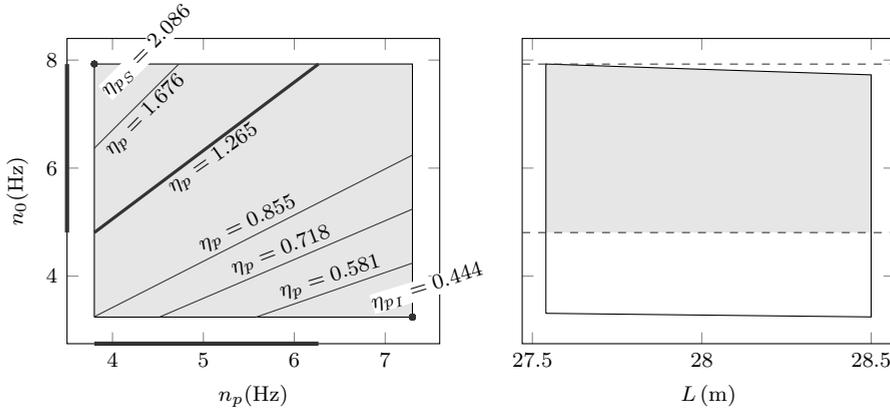


Figura F.9: Conjunto $n_0 - n_p$ y ejemplo de discretización del rango realista de η_p

El rango de frecuencias fundamentales resaltado en el gráfico izquierdo de la figura F.9 puede calcularse según

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p) = \mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}) \cap \mathcal{N}(\eta_p) \quad (\text{F.26})$$

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p) = \{n_0 \in \mathbb{R} : 4.81 \text{ Hz} \leq mL \leq 7.93 \text{ Hz}\}$$

Con lo que el siguiente parámetro, γ_p , puede adoptar cualquier valor incluido en el siguiente conjunto

$$\mathcal{G}_p(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p) = \left\{ \gamma_p \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{N}_I(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p)}{n\theta_{pS}} \leq \gamma_p \leq \frac{\mathcal{N}_S(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p)}{n\theta_{pI}} \right\} \quad (\text{F.27})$$

$$\mathcal{G}_p(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p) = \{ \gamma_p \in \mathbb{R} : 0.572 \leq \gamma_p \leq 1.321 \}$$

La representación gráfica del conjunto de combinaciones realistas $n_0 - n_{\theta p}$ que pueden tener lugar, y de la región $n_0 - L$ resultante tras la selección de $\gamma_p = 0.947$, valor medio de los casos extremos indicados, se muestra en la figura F.10.

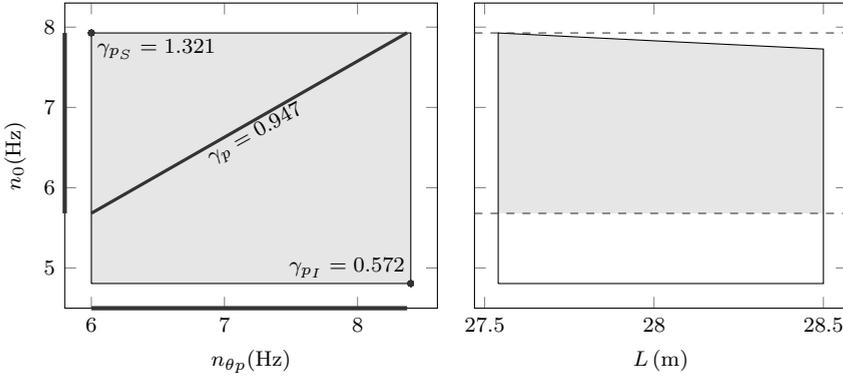


Figura F.10: Conjunto $n_0 - n_{\theta_p}$ y ejemplo de discretización del rango realista de γ_p

De nuevo es necesario recalcular los valores límite que puede adoptar la frecuencia fundamental en los puentes que siguen en el estudio:

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p) = \mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p) \cap \mathcal{N}(\gamma_p) \quad (\text{F.28})$$

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p) = \{n_0 \in \mathbb{R} : 5.68 \text{ Hz} \leq mL \leq 7.93 \text{ Hz}\}$$

Se procede de manera análoga para determinar el rango de variación del parámetro η_s

$$\mathcal{E}_s(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p) = \left\{ \eta_s \in \mathbb{R} : \frac{\mathcal{N}_I(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p)}{n_{s_I}} \leq \eta_s \leq \frac{\mathcal{N}_S(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p)}{n_{s_S}} \right\}$$

$$\mathcal{E}_s(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p) = \{ \eta_s \in \mathbb{R} : 5.164 \leq \eta_s \leq 15.854 \} \quad (\text{F.29})$$

y se emplea la representación gráfica habitual de las combinaciones que pueden tener lugar, de acuerdo con los parámetros previamente seleccionados, entre las frecuencias fundamentales de los puentes en estudio y las frecuencias verticales de las cajas

(figura F.11).

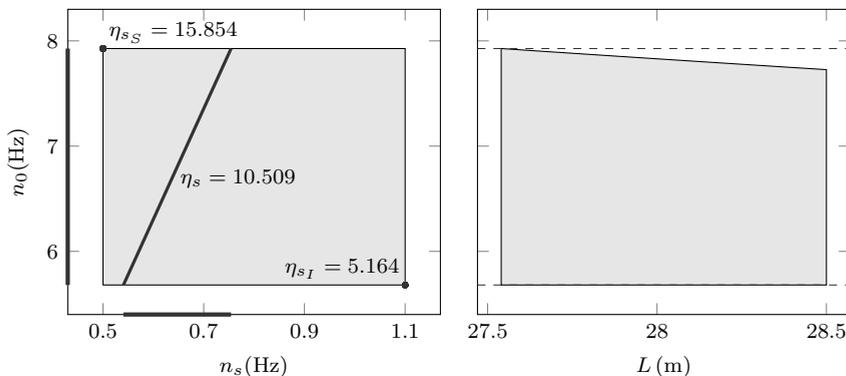


Figura F.11: Conjunto $n_0 - n_s$ y ejemplo de discretización del rango realista de η_s

Puede apreciarse cómo en esta ocasión, al seleccionar el valor medio de η_s , no se vuelve a restringir el conjunto de frecuencias fundamentales que pueden tener los puentes en estudio, con lo que el rango definido a continuación se corresponde con el calculado mediante la expresión (F.28).

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_{p,s}, \gamma_p) = \mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_p, \gamma_p) \cap \mathcal{N}(\eta_s) \tag{F.30}$$

$$\mathcal{N}(\beta_{d,b}, \mu_{b,w,c}, \eta_{p,s}, \gamma_p) = \{n_0 \in \mathbb{R} : 5.68 \text{ Hz} \leq mL \leq 7.93 \text{ Hz}\}$$

Resta únicamente determinar el rango de variación de la relación existente entre la frecuencia fundamental del puente y la frecuencia de cabeceo de la caja. En el catálogo de trenes se ha establecido que, para cada valor que adopte la frecuencia vertical del sistema de suspensión secundario, n_s , se obtiene un intervalo de valores de la frecuencia de cabeceo, n_{θ_s} , de dicho sistema de suspensión. Cada valor de n_s está además relacionado de manera biunívoca con una frecuencia fundamental n_0 a través del parámetro η_s , por lo que puede establecerse que, a cada n_{0i} perteneciente al conjunto definido en la ecuación (F.30), le corresponde un rango de valores realistas de n_{θ_s} , y por lo tanto un rango de valores realistas de la relación $\gamma_s = n_0/n_{\theta_s}$.

Empleando las relaciones indicadas en la tabla 3.2, el rango de variación de γ_s en

función de la frecuencia fundamental n_0 y la relación η_s puede expresarse según

$$\mathcal{G}_s(n_{0i}) = \left\{ \gamma_s \in \mathbb{R} : \frac{n_{0i}}{1.1 \frac{n_{0i}}{\eta_s} + 0.16} \leq \gamma_s \leq \frac{n_{0i}}{1.0 \frac{n_{0i}}{\eta_s} + 0.06} \right\} \quad (\text{F.31})$$

En la figura F.12 se ha representado el conjunto de combinaciones realistas que pueden darse entre γ_s y n_0 , calculadas empleando la ecuación (F.31) y el rango de variación de n_0 dado por la expresión (F.30). Se ha duplicado el eje de abscisas para facilitar también la interpretación de la figura, empleando la relación $\eta_s = 10.509$ para establecer la correspondencia entre los valores de n_0 y n_s . En el gráfico se han indicado los valores extremos del parámetro γ_s , así como un valor intermedio y el finalmente seleccionado, $\gamma_s = 7.9$, para el que se ha delimitado el rango de las frecuencias fundamentales del puente.

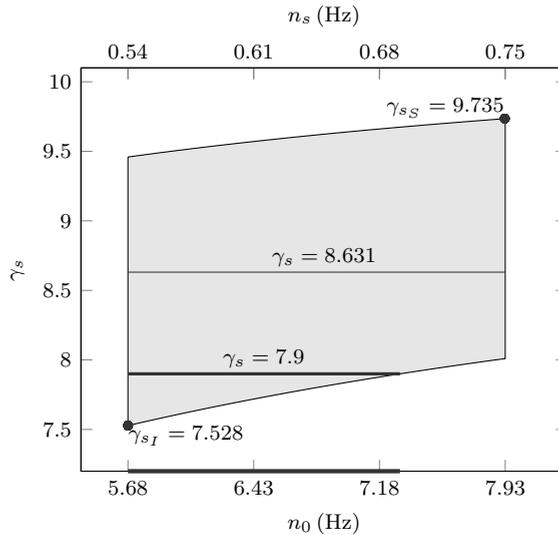


Figura F.12: Conjunto $n_0 - n_s$ y ejemplo de discretización del rango realista de γ_s

Bibliografía

- AIDA, T.; GREEN, R. y HOSOGI, Y.: «Dynamic behavior of railway bridges under unsprung masses of a multi-vehicle train». *Journal of Sound and Vibration*, 1990, **142** (2), pp. 245–260.
- ÁLVAREZ, R.: *Interacción dinámica vehículo-vía-estructura en puentes de ferrocarril*. Tesis doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, 1984.
- ANTOLÍN, P.; ZHANG, N.; GOICOLEA, J.M.; XIA, H.; ASTIZ, M.A. y OLIVA, J.: «Consideration of nonlinear wheel–rail contact forces for dynamic vehicle–bridge interaction in high-speed railways». *Journal of Sound and Vibration*, 2013, **332**, pp. 1231–1251.
- ARVIDSSON, T.; KAROUMI, R. y PACOSTE, C.: «Statistical screening of modelling alternatives in train-bridge interaction systems». *Engineering Structures*, 2014, **59**, pp. 693–701.
- AYRE, R.S.; FORD, G. y JACOBSEN, L.S.: «Transverse vibration of a two-span beam under the action of a moving constant force». *Journal of Applied Mechanics*, 1950, **17**, pp. 1–12.
- BIGGS, J.M.: *Introduction to Structural Dynamics*. McGraw-Hill, New York, 1964.
- BIGGS, J.M.; SUER, H.S. y LOUW, J.M.: «The vibration of simple span highway bridges». *ASCE Structural Division Proceedings*, 1957.
- BIONDI, B.; MUSCOLINO, G. y SOFI, A.: «A substructure approach for the dynamic analysis of train-track-bridge system». *Computers & Structures*, 2005, **83**, pp. 2271 – 2281.
- BLEICH, FRIEDRICH: *Theorie und Berechnung der eisernen Brücken*. Springer, 1924.
- BOLOTIN, V.V.: *The Dynamic Stability of Elastic Systems*. Holden-Day, San Francisco, CA, 1964.
- BRADY, S.P.; O'BRIEN, E.J. y ZNIDARIC, A.: «Effect of vehicle velocity on the dynamic amplification of a vehicle crossing a simply supported bridge». *Journal of Bridge Engineering*, 2006, **11**(2), pp. 241–249.

- CALÇADA, R.; CUNHA, A. y DELGADO, R.: «Dynamic analysis of metallic arch railway bridge». *Journal of Bridge Engineering*, 2002, **7(4)**, pp. 214–222.
- CALÇADA, R.; DELGADO, R. y CAMPOS E MATOS, A.: *Briges for High-Speed RRailway: Revised Papers from the Workshop, Porto, Portugal, 3-4 June 2004*. Civil Engineering Department. Faculty of Engineering of the University of Porto, 2004.
- CE: *Libro blanco: hoja de ruta hacia un espacio único europeo de transporte: por una política de transportes competitiva y sostenible*. Comisión Europea, 2011.
- CLOUGH, R.W. y PENZIEN, J.: *Dynamics of Structures*. Mac Graw-Hill, 1993.
- COMITÉ EUROPEO DE NORMALIZACIÓN: *Eurocódigo 1: Acciones en estructuras: Cargas de tráfico en puentes*. Publicado por AENOR, 2004.
- CORRES, H.; ROMO, J. y PÉREZ, A.: «Puentes de ferrocarril. Bases de proyecto, concepción y posibilidades tipológicas». *Revista de Obras Públicas*, 2004, **3445**, pp. 91–102.
- DEL POZO, F.J. y SIEGRIST, C.: «Puentes de ferrocarril. Diseño, construcción y mantenimiento». *IABSE*, 2002.
- DINH, V. N.; KIM, K.D. y WARNITCHAI, P.: «Dynamic analysis of three-dimensional bridge-high-speed train interactions using a wheel-rail contact model». *Engineering Structures*, 2009, **31(12)**, pp. 3090 – 3106.
- DOMINGUEZ, J.: *Dinámica de puentes de ferrocarril para alta velocidad: métodos de cálculo y estudio de la resonancia*. Tesis doctoral, E.T.S Ingenieros de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid, 2001.
- DOMÉNECH, A. y MUSEROS, P.: «Influence of the vehicle model on the response of high-speed railway bridges at resonance. Analysis of the additional damping method prescribed by Eurocode 1». *Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics, EURO DYN 2011*, 2011, pp. 1273–1280.
- DOMÉNECH, A.; MUSEROS, P.; J.NASARRE y CASTILLO-LINARES, A.: «Behavior of simply supported high-speed railway bridges at resonance: analysis of the influence of the vehicle model and simplified methods for dynamic analyses». *Proceedings of the 25th International Conference on Noise and Vibration Engineering, ISMA 2012*, 2012, pp. 1057–1072.

- ERRI D214: *Train bridge interaction*. European Rail Research Institute, 1997.
- ERRI D214: *Calculation for bridges with simply supported beams during the passage of a train*. European Rail Research Institute, 1999a.
- ERRI D214: *Rail bridges for speeds > 200 km/h. Final report. Part a. Synthesis of the results of D 214 research*. European Rail Research Institute, 1999b.
- FLEMING, F.J. y ROMUALDI, J.P.: «Dynamic Response of Highway Bridges». *Journal of the Structural Division, ASCE*, 1961, **87(7)**, pp. 31–60.
- FRÝBA, L.: *Vibration of solids and structures under moving loads*. Noordhoff International Publishing, Groningen, Primera edición, 1972.
- FRÝBA, L.: *Dynamics of Railway Bridges*. Thomas Telford, 1996.
- FRÝBA, L.: *Vibration of solids and structures under moving loads*. Thomas Telford, London, 1999.
- FRÝBA, L.: «A rough assessment of railway bridges for high speed trains». *Engineering Structures*, 2001, **23(5)**, pp. 548–556.
- GARG, V.K. y DUKKIPATI, R.V.: *Dynamics of Railway Vehicle Systems*. Academic Press, New York, 1984.
- GBADEYAN, J.A. y ONI, T.: «Dynamic behaviour of beams and rectangular plates under moving loads». *Journal of Sound and Vibration*, 1995, **182 (5)**, pp. 677–395.
- GOICOLEA, J.M.; ANTOLÍN, P. y ANCOCHEA, T.: *EN15528 rev. Calculations UPM. Influence of considering interaction model*. Ministerio de Fomento DGIF. Universidad Politécnica de Madrid, 2012.
- GUO, W.W.; XIAA, H.; DE ROECK, G. y LIU, K.: «Integral model for train-track-bridge interaction on the Sesia viaduct: Dynamic simulation and critical assessment». *Computers & Structures*, 2012, **112-113**, pp. 205–216.
- HILLERBORG, A.: *Dynamic influences of smoothly running loads on simply supported girders*. Tesis doctoral, Royal Institute of Technology (KTH), Estocolmo, 1951.
- HUMAR, J.L.: *Dynamics of structures*. Balkema Publishers, 2002.
- HUNLEY, J.B.: «Report of Committee on Impact». *Impact in Steel Railway Bridges*, 1936, **37**, p. 747.

- INGLIS, E.: *A mathematical treatise on vibrations in railway bridges*. Cambridge University Press, 1932.
- IWNICKI, S.: *Handbook of Railway Vehicle Dynamics*. Taylor and Francis, 2006.
- JEFFCOT, H. H.: «On the vibrations of beams under the action of moving loads». *Philosophical Magazine*, 1929, **8(48)**, pp. 66–97.
- KAROUMI, R.: *Response of cable-stayed and suspension bridges to moving vehicles. Analysis methods and practical modelling techniques*. Tesis doctoral, Department of Structural Engineering, KTH, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 1998.
- KIM, P. y SEOK, J.: «Bifurcation analysis on the hunting behavior of a dual-bogie railway vehicle using the method of multiple scales». *Journal of Sound and Vibration*, 2010, **329(19)**, pp. 4017 – 4039.
- KLASZTORNY, M. y LANGER, J.: «Dynamic response of single-span beam bridges to a series of moving loads». *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 1990, **19**, p. 1107–1124.
- KORPANEC, I.: «Major projects of joint european railway research». *Japan Railway & Transport Review*, 1996, **Marzo**.
- KRYLOFF, A.: «Über die erzwungenen schwingungen von gleichförmigen elastischen stäben». *Mathematische Annalen*, 1905.
- KWARK, J.W.; CHOI, E.S.; KIM, Y.J.; KIM, B.S. y KIM, S.I.: «Dynamic behavior of two-span continuous concrete bridges under moving high-speed train». *Computers & Structures*, 2004, **82**, pp. 463 – 474.
- LEE, U.: «Revisiting the Moving Mass Problem: Onset of Separation Between the Mass and Beam». *Journal of Vibration and Acoustics*, 1996, **118(3)**, pp. 516–524.
- LEVY, S. y WILKINSON, J.: *The component element method in dynamics*. McGraw Hill, 1976.
- LEWIS, P.R. y GAGG, C.: «Aesthetics versus function: the fall of the Dee bridge, 1847». *Interdisciplinary science reviews*, 2004, **29(2)**, pp. 177–191.
- LI, J. y SU, M.: «The resonant vibration for a simply supported girder bridge under high-speed trains». *Journal of Sound and Vibration*, 1999, **224(5)**, pp. 897 – 915.

- LIU, K.; DE ROECK, G. y LOMBAERT, G.: «The effect of dynamic train-bridge interaction on the bridge response during a train passage». *Journal of Sound and Vibration*, 2009a, **325**, pp. 240 – 251.
- LIU, K.; LOMBAERT, G. y DE ROECK, G.: «Dynamic analysis of multispan viaducts with weak coupling between adjacent spans». *Journal of bridge engineering*, 2014, **19(1)**, pp. 83–90.
- LIU, K.; REYNDERS, E.; DE ROECK, G. y LOMBAERT, G.: «Experimental and numerical analysis of a composite bridge for high-speed trains». *Journal of Sound and Vibration*, 2009b, **320**, pp. 201 – 220.
- LOU, P. y AU, F.T.K.: «Finite element formulae for internal forces of Bernoulli-Euler beams under moving vehicles». *Journal of Sound and Vibration*, 2013, **332(6)**, pp. 1533 – 1552.
- LOWAN, A. N.: «On transverse oscillations of beams under the action of moving variable loads». *Philosophical Magazine*, 1935, **19**, pp. 708–715.
- MANTEROLA, J.; ASTIZ, M.A. y MARTÍNEZ-CUTILLAS, A.: «Puentes de Ferrocarril de Alta Velocidad». *Revista de Obras Públicas*, 1999, **3386**, pp. 43–77.
- MARTÍNEZ-RODRIGO, M.D.: *Atenuación de vibraciones resonantes en puentes de ferrocarril de Alta Velocidad mediante amortiguadores fluido-viscosos*. Tesis doctoral, Departamento de Ingeniería de la Construcción y Proyectos de Ingeniería Civil, Universidad Politécnica de Valencia, 2009.
- MELIS, M.: *Apuntes de introducción a la dinámica vertical de la vía y a las señales en ferrocarriles*. Universidad Politécnica Madrid, 2008.
- MFOM: *Instrucción sobre las acciones a considerar en el proyecto de puentes de ferrocarril*. Ministerio de Fomento, 2007.
- MICHALTSOS, G.T.: «The influence of centripetal and Coriolis forces on the dynamic response of light bridges under moving vehicles». *Journal of Sound and Vibration*, 2001, **247(2)**, pp. 261 – 277.
- MOLINER, E.: *Comportamiento dinámico de puentes de ferrocarril para tráfico de alta velocidad y reacondicionamiento mediante disipadores viscoelásticos pasivos*. Tesis doctoral, Departamento de Ingeniería de la Construcción y Proyectos de Ingeniería Civil, Universidad Politécnica de Valencia, 2012.

- MUSEROS, P.: *Interacción vehículo-estructura y efectos de resonancia en puentes isostáticos de ferrocarril para líneas de alta velocidad*. Tesis doctoral, E.T.S Ingenieros Industriales, Universidad Politécnica de Madrid, 2002.
- MUSEROS, P. y ALARCÓN, E.: «An investigation on the importance of train- bridge interaction at resonance». *Proceedings of the 6th International Conference on Computational Structures Technology (CST 2002)*, Civil-Comp Press, Stirling (Scotland), 2002, pp. 335–336.
- MUSEROS, P. y ALARCÓN, E.: «Influence of the Second Bending Mode on the Response of High-Speed Bridges at Resonance». *Journal of Structural Engineering*, 2005, **131**, pp. 405–415.
- MUSEROS, P.; MOLINER, E. y MARTÍNEZ-RODRIGO, M.D.: «Free vibrations of simply-supported beam bridges under moving loads: Maximum resonance, cancellation and resonant vertical acceleration». *Journal of Sound and Vibration*, 2013, **332(2)**, pp. 326 – 345.
- NGUYEN GIA, K.: *Efectos dinámicos debidos al tráfico de ferrocarril sobre la infraestructura de vía y las estructuras*. Tesis doctoral, E.T.S Ingenieros de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid, 2013.
- OLSSON, M.: «On the fundamental moving load problem». *Journal of Sound and Vibration*, 1991, **145(2)**, pp. 299 – 307.
- PESTEREV, A.V. y BERGMAN, L.A.: «Response of elastic continuum carrying moving linear oscillator». *Journal of engineering mechanics*, 1997, **123 (8)**, pp. 878–884.
- PESTEREV, A.V. y BERGMAN, L.A.: «A Contribution to the Moving Mass Problem». *Journal of Vibration and Acoustics*, 1998, **120**, pp. 824–826.
- PESTEREV, A.V.; BERGMAN, L.A.; TAN, C.A.; TSAO, T.-C. y YANG, B.: «On asymptotics of the solution of the moving oscillator problem». *Journal of Sound and Vibration*, 2003a, **260(3)**, pp. 519 – 536.
- PESTEREV, A.V.; YANG, B.; BERGMAN, L.A. y TAN, C.A.: «Revisiting the moving force problem». *Journal of Sound and Vibration*, 2003b, **261(1)**, pp. 75 – 91.
- ROBINSON, S.W.: «Vibration of bridges». *ASCE Transactions*, 1887, **16(351)**, pp. 42–65.

- ROMERO, A.; SOLIS, M.; DOMINGUEZ, J. y GALVÍN, P.: «Soil-structure interaction in resonant railway bridges». *Soil dynamics and earthquake engineering*, 2013, **47**, pp. 108–116.
- SADIKU, S. y LEIPHOLZ, H. H. E.: «On the dynamics of elastic systems with moving concentrated masses». *Ingenieur-Archiv*, 1987, **57(3)**, pp. 223–242.
- SAVIN, E.: «Dynamic amplification factor and response spectrum for the evaluation of vibrations of beams under successive moving loads». *Journal of Sound and Vibration*, 2001, **248(2)**, pp. 267 – 288.
- SEGADO, S.; ALCOVER, M.E.; ALCOVER, P. y TORMO, M.R.: «Estudio de las repercusiones de las Especificaciones Técnicas de Interoperabilidad en obras de permeabilización de la red ferroviaria de interés general española». *Revista Vía Libre Técnica N°3*, 2012, pp. 21–36.
- SMITH, J. W.: *Vibration of structures: Applications in civil engineering design*. Chapman & Hall, London, 1988.
- SOBRINO, J.A. y GÓMEZ, M.D.: «Aspectos significativos de cálculo en el proyecto de puentes de ferrocarril». *Revista de Obras Públicas*, 2004, **3445**, pp. 7–18.
- SONG, M.K.; NOH, H.C. y CHOI, C.K.: «A new three-dimensional finite element analysis model of high-speed train-bridge interactions». *Engineering Structures*, 2003, **25(13)**, pp. 1611 – 1626.
- STANISIC, M.M.: «On a new theory of the dynamic behavior of the structures carrying moving masses». *Ingenieur-Archiv*, 1985, **55(3)**, pp. 176–185.
- STANISIC, M.M.; EULER, J.A. y MONTGOMERY, S.T.: «On a theory concerning the dynamical behavior of structures carrying moving masses». *Ingenieur-Archiv*, 1974, **43(5)**, pp. 295–305.
- STOKES, G.G.: «Discussion of a differential equation relating to the breaking of railway bridges». *Trans. Cambridge Phil. Soc.*, 1849, **8(5)**, pp. 707–735.
- TIMOSHENKO, S.P.: «On the forced vibrations of bridges». *Philosophical Magazine*, 1922, **43**, pp. 1018– 1019.
- TURNAURE, F.E.: «Report of Committee on Impact». *American Railway Engineering Association Proceedings*, 1911, **12 (parte 3)**, p. 13.

- UIC CODE 702-O: *Schema de charges a prendre en consideration dans le calcul des ouvrages sous rail sur des lignes internationales*. Union Internationale Des Chemins de Fer, segunda edición, 1974.
- UIC CODE 776-1 R: *Loads to be considered in railway bridge design*. Union Internationale Des Chemins de Fer, 1979.
- UIC CODE 776-1 R: *Loads to be considered in railway bridge design*. Union Internationale Des Chemins de Fer, 2006.
- UIC CODE 776-2 R: *Design requirements for rail-bridges based on interaction phenomena between train, track and bridge*. Union Internationale Des Chemins de Fer, 2009.
- WILLIS, R.: *Appendix to the report of the commissioners appointed to inquire the application of iron to railway structures*. H. M. Stationary Office, Londres, 1849.
- WU, Y.S. y YANG, Y.B.: «Steady-state response and riding comfort of trains moving over a series of simply supported bridges». *Engineering Structures*, 2003, **25(2)**, pp. 251 – 265.
- XIA, H.; DE ROECK, G. y GOICOLEA, J.M.: *Bridge vibration and controls. New research*. Nova Science Publishers, Inc. New York, 2012.
- XIA, H. y ZHANG, N.: «Dynamic analysis of railway bridge under high-speed trains». *Computers & Structures*, 2005, **83**, pp. 1891 – 1901.
- XIA, H.; ZHANG, N. y DE ROECK, G.: «Dynamic analysis of high speed railway bridge under articulated trains». *Computers & Structures*, 2003, **81**, pp. 2467 – 2478.
- XU, Y.L.; ZHANG, N. y XIA, H.: «Vibration of coupled train and cable-stayed bridge systems in cross winds». *Engineering Structures*, 2004, **26**, pp. 1389–1406.
- YANG, Y.B.; LIN, C.L.; YAU, J.D. y CHANG, D.W.: «Mechanism of resonance and cancellation for train-induced vibrations on bridges with elastic bearings». *Journal of Sound and Vibration*, 2004a, **269**, pp. 345 – 360.
- YANG, Y.B.; YAU, J.D. y HSU, L.C.: «Vibration of simple beams due to trains moving at high speeds». *Engineering Structures*, 1997, **19(11)**, pp. 936–944.
- YANG, Y.B.; YAU, J.D. y WU, Y.S.: *Vehicle-Bridge Interaction Dynamics With Application to High-Speed Railways*. World Scientific Publishing, 2004b.

- YAU, J.D. y YANG, Y.B.: «Vertical accelerations of simple beams due to successive loads traveling at resonant speeds». *Journal of Sound and Vibration*, 2006, **289**, pp. 210 – 228.
- YAU, J.D.; YANG, Y.B. y KUO, S.R.: «Impact response of high speed rail bridges and riding comfort of rail cars». *Engineering Structures*, 1999, **9**, pp. 836–844.
- ZHANG, N.; XIA, H. y GUO, W.: «Vehicle-bridge interaction analysis under high-speed trains». *Journal of Sound and Vibration*, 2008, **309**, pp. 407–425.
- ZHANG, N.; XIA, H.; GUO, W. W. y DE ROECK, G.: «A vehicle-bridge linear interaction model and its validation». *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 2010, **10(02)**, pp. 335–361.
- ZHANG, Q.L.; VROUWENVELDER, A. y WARDENIER, J.: «Numerical simulation of train-bridge interactive dynamics». *Computers & Structures*, 2001, **79(10)**, pp. 1059 – 1075.
- ZHOU, J.; GOODALL, R.; REN, L. y ZHANG, H.: «Influences of car body vertical flexibility on ride quality of passenger railway vehicles». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 2009, **223 (5)**, pp. 461–471.
- ZHU, X.Q. y LAW, S.S.: «Dynamic Behavior of Orthotropic Rectangular Plates under Moving Loads». *Journal of Engineering Mechanics*, 2003, **129(1)**, pp. 79–87.