

Control pasivo de vibraciones aplicado al acondicionamiento de puentes de ferrocarril para velocidades de tráfico superiores

M.D. Martínez Rodrigo⁽¹⁾, J. Lavado⁽²⁾, P. Museros Romero⁽³⁾

(1) Dpto. de Ingeniería Mecánica y Construcción. Universitat Jaume I
mrodrigo@emc.uji.es

(2) Dpto. de Mecánica de Estructuras e Ingeniería Hidráulica. Universidad de Granada

(3) Dpto. de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras. Universidad Politécnica de Valencia

En el presente trabajo se investiga el problema de vibraciones verticales excesivas que pueden experimentar algunos puentes de ferrocarril de luces medias-cortas debido a la aparición de fenómenos de resonancia. Frente a soluciones tradicionales para mejorar el comportamiento dinámico de estructuras existentes ante nuevos requerimientos de tráfico, como un posible recrecido de la losa o la sustitución del tablero, se plantea la alternativa de aumentar externamente el amortiguamiento estructural mediante el reacondicionamiento con amortiguadores fluido-viscosos. Se propone su conexión a través de una estructura auxiliar, que permite transformar el movimiento vertical de la losa ante el paso de las composiciones ferroviarias en movimiento relativo entre extremos de los dispositivos, consiguiendo de este modo disipar energía y atenuar en gran medida la respuesta resonante. El sistema ideado podría ser introducido sin afectar a las circulaciones, lo que supondría una clara ventaja desde el punto de vista operativo frente a soluciones convencionales que generalmente implican el cierre temporal de la línea.

1. INTRODUCCIÓN

La construcción de nuevas líneas ferroviarias de alta velocidad y el aumento progresivo de la velocidad de explotación de líneas existentes requieren de la adaptación de todos los elementos que componen la línea y, en particular, de las infraestructuras. En lo relativo a los puentes de ferrocarril, pese a que las acciones verticales asociadas a los convoyes de pasajeros modernos no son superiores a las que prescribía la Instrucción de Acciones de 1975 [1], el aumento de la velocidad de circulación puede propiciar la aparición de fenómenos de resonancia. El fenómeno de resonancia en un puente tiene lugar cuando el tiempo de paso entre grupos de ejes consecutivos sobre una misma sección del tablero coincide con un múltiplo de alguno de sus períodos naturales. En resonancia, la entrada de las cargas se produce en fase con las oscilaciones verticales de la estructura dando lugar a un aumento progresivo de la respuesta. En esta situación, además, la estructura suele llegar a alcanzar una respuesta a régimen debido al número elevado de ejes de las composiciones ferroviarias. A medida que la velocidad de circulación se acerca a la de resonancia, el nivel de aceleraciones verticales en el tablero puede llegar a ser muy elevado, especialmente si el amortiguamiento estructural es reducido como suele ser el caso de muchos puentes ferroviarios [2], dando lugar a una degradación y una desconsolidación prematura de la capa de balasto, como fue constatado por el ERRI y se recoge en [2], con el consiguiente aumento del coste de explotación de la línea, un mayor riesgo de pandeo de la vía y una disminución del grado de confort del viajero. Son especialmente críticos a este respecto los puentes de luces medias-cortas (12-25 m) compuestos por vanos isostáticos. Por todo ello, la aceleración vertical del tablero se ha convertido en una de las variables de mayor relevancia en el proyecto de puentes de alta velocidad constituyendo un Estado Límite de Servicio ligado a la seguridad del tráfico.

Entre los tableros ferroviarios susceptibles de experimentar vibraciones que den lugar a aceleraciones verticales inadmisibles, cabe diferenciar dos posibles escenarios:

- Puentes existentes pertenecientes a líneas convencionales (i) que se hayan deteriorado estructuralmente desde su puesta en servicio, y sufran oscilaciones excesivas al paso de convoyes circulando a la velocidad de explotación; y (ii) puentes susceptibles de experimentar vibraciones inadmisibles en caso de que fuera aumentada la velocidad de explotación de la línea. Este tipo de aumento es bastante habitual debido a la continua evolución de las vías y el material rodante.
- Puentes nuevos situados en líneas de alta velocidad que sufren fenómenos de resonancia debido a la velocidad de las composiciones que circulan por la línea.

En aras a remediar este tipo de problemas, las estrategias convencionales de reacondicionamiento consisten, en el primero de los casos, en el refuerzo o sustitución de tableros, con el consiguiente coste asociado al cierre de línea. En el ámbito de los puentes nuevos pertenecientes a líneas de alta velocidad, la tónica general es dotarlos de una gran rigidez para elevar sus frecuencias naturales lo suficiente, de forma que las velocidades críticas sean superiores a la máxima velocidad de proyecto. Ello puede encarecer significativamente la construcción de puentes de luces pequeñas y moderadas.

Como posible alternativa a las medidas correctivas tradicionales en puentes existentes, o al dimensionado de gran rigidez en puentes nuevos, en el presente trabajo, que resume de forma sucinta lo investigado en la Tesis Doctoral [3], se investiga la posibilidad de aumentar externamente el amortiguamiento global de la estructura a través de su reacondicionamiento con amortiguadores fluido-viscosos (FVD), consiguiendo de este modo disipar energía y atenuar en gran medida la respuesta resonante. Las simulaciones numéricas realizadas indican que, mediante el sistema propuesto, se podrían reducir niveles de aceleración vertical del tablero considerablemente elevados a valores admisibles sin superar la capacidad de los amortiguadores comerciales, los esfuerzos máximos en los elementos auxiliares del reacondicionamiento, ni agotar la resistencia a punzonamiento de la losa de reparto. La solución que se propone presenta además las ventajas adicionales de ser, en los casos analizados, económicamente más ventajosa que la demolición y sustitución de la estructura original, requerir un nivel de mantenimiento de los dispositivos mínimo y poder ser instalada y mantenida sin la necesidad de interrumpir el tráfico.

En los apartados siguientes se resume la configuración concreta del sistema de reacondicionamiento propuesto, la herramienta numérica implementada para predecir el comportamiento dinámico de la estructura, y se presenta el estudio de la posible aplicación de la alternativa a un puente real perteneciente a la línea de alta velocidad Madrid-Córdoba.

2. CONFIGURACIÓN DEL SISTEMA DE RECONDICIONAMIENTO

El sistema de reacondicionamiento que se propone está compuesto por un conjunto de vigas auxiliares simplemente apoyadas en ambos estribos y colocadas entre las originales del tablero, en el caso de tableros de vigas, debiendo existir siempre cierta holgura entre la cara superior de las nuevas vigas y la inferior de la losa. Conectando el movimiento de las vigas auxiliares con el de la cara inferior de la losa, se sitúan los FVD en posición vertical, los cuales disipan energía debido a la velocidad relativa que existe entre ambos elementos.

La Figura 1 muestra una posible configuración del sistema aplicado a un puente de vigas, tipología habitual en el rango de luces medias-cortas. En este caso se ha seleccionado un cajón metálico como viga auxiliar, y los amortiguadores se conectarían a la cara interna del ala inferior de ésta previo taladro del ala superior. Esta solución presenta la ventaja de que, al ocupar los dispositivos el espacio hueco del cajón, se mantiene prácticamente inalterado el gálibo libre. No obstante, los resultados y conclusiones obtenidos son aplicables a vigas auxiliares de cualquier material y tipología.

En caso de que la altura ocupada por las vigas auxiliares y los elementos de disipación superara la altura libre existente entre el estribo y la cara inferior de la losa, o en el de tipologías de tableros de losa o pseudolosa, las vigas se podrían anclar directamente al

paramento del intradós del estribo, previa ejecución de los apoyos pertinentes, siempre que el gálibo libre lo permitiera.

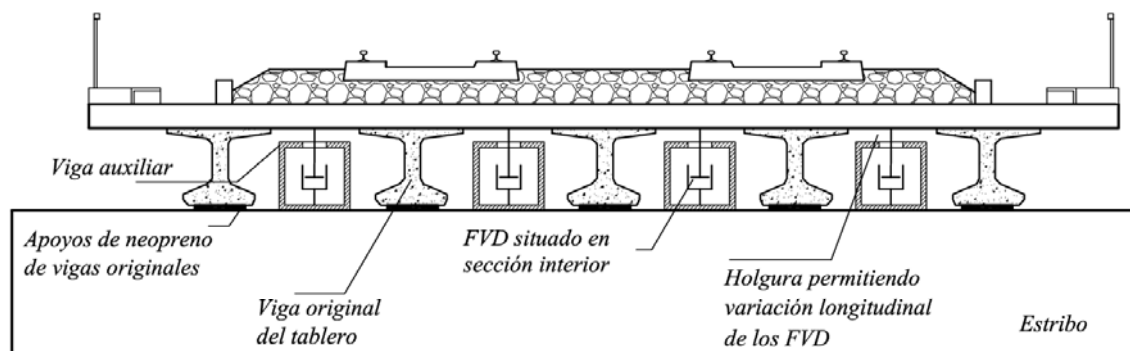


Figura 1. Sistema de reacondicionamiento propuesto instalado en tablero de vigas

El interés de la configuración propuesta radica en que, dada su simplicidad, conlleva un número mínimo de conexiones ocupando además un espacio muy reducido bajo el tablero. Los amortiguadores se conectarían a orejetas fijadas a la cara inferior de la losa y a las vigas auxiliares a través de cojinetes esféricos, con el fin de evitar la flexión de estos elementos ante posibles acciones horizontales que actúen sobre el tablero.

3. MODELO NUMÉRICO IMPLEMENTADO

En el presente apartado se describe en detalle la herramienta numérica programada por los autores con el fin de simular el comportamiento dinámico de tableros de tipologías propias de luces moderadas reacondicionados.

El modelo tridimensional implementado, que incluye el tablero y el sistema de reacondicionamiento, se compone de diferentes elementos, como muestra la Figura 2. Debido a que las tipologías más habituales de tableros de puentes de luces cortas son el tablero de vigas y la losa, se ha seleccionado un modelo de placa ortótropa para simular su comportamiento. Ello permite tener en cuenta la contribución de modos de deformación transversal que pueden tener una importancia considerable en el caso de tableros de vía múltiple, en los de vía única situada de forma excéntrica o en tableros esviados [4, 5]. La placa se discretiza en elementos finitos (EF) triangulares de 12 grados de libertad (gdl) para los cuales se adoptan las hipótesis de Love-Kirchhoff, típicas de placas delgadas en pequeña deformación. El efecto de la rigidez vertical de los apoyos elásticos o apoyos de neopreno, sobre los cuales descansan las vigas estructurales del tablero, se ha introducido en el modelo de forma distribuida, modificando la matriz de rigidez de todos aquellos EF cuyo borde coincide con alguno de los dos estribos.

El comportamiento de las vigas auxiliares se simula mediante elementos viga Bernoulli-Euler unidimensionales con dos nodos y dos gdl por nodo: el desplazamiento en Z y el giro de la sección en Y según los ejes de la Figura 2. Se ha supuesto que las vigas auxiliares descansan directamente sobre el estribo o anclaje convenientemente ejecutado en el paramento del intradós, sin apoyos de neopreno.

Los amortiguadores se consideran elementos unidimensionales viscosos puros que acoplan el movimiento vertical de la placa con el de las vigas auxiliares en los nodos que conectan.

En cuanto a la simulación del paso de vehículos se ha adoptado un modelo de cargas puntuales, despreciando por tanto el efecto de la interacción vehículo-estructura, aplicadas en líneas de carga a lo largo del tendido de cada carril. El comportamiento dinámico del modelo completo se calcula integrando paso a paso en el tiempo el sistema de Ecuaciones Diferenciales que gobierna el movimiento en espacio modal, aplicando el Método de Newmark- β de aceleración lineal y teniendo en cuenta la contribución de los modos de vibración del tablero de frecuencia inferior a 30 Hz, según lo establecido en la actual Instrucción de Acciones [6].

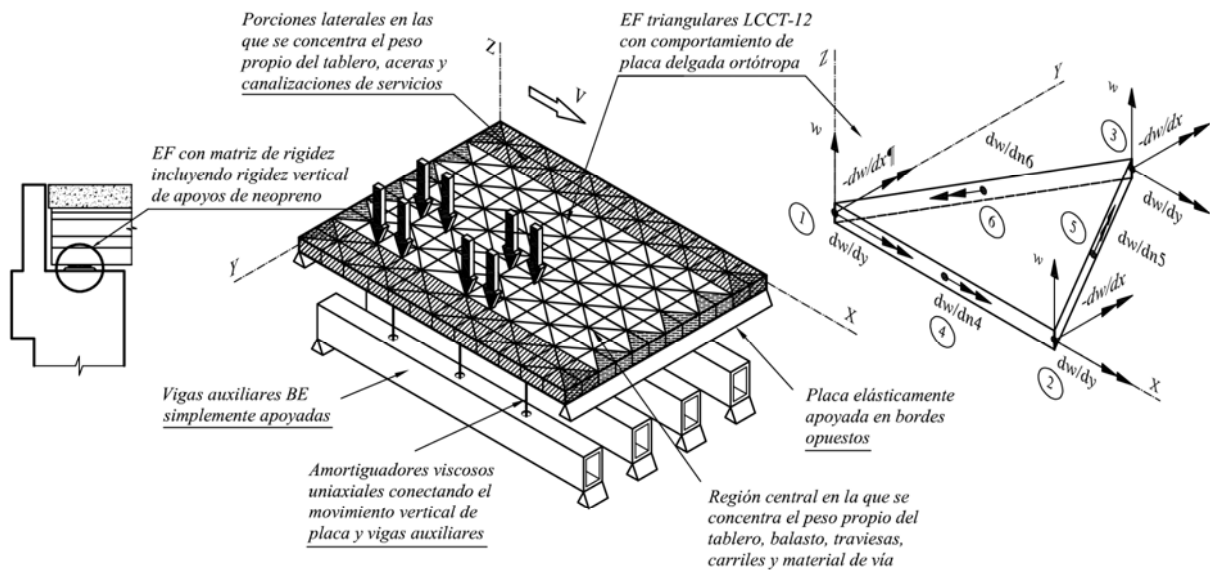


Figura 2. Modelo numérico implementado

El modelo numérico descrito ha sido implementado en el programa de cálculo propio DYNARET en lenguaje Fortran 90, tratando así de reducir en lo posible los tiempos de cálculo.

4. CÁLCULO DINÁMICO Y RECONDICIONAMIENTO DEL PUENTE ARROYO BRACEA II

En el presente apartado se evalúa la respuesta dinámica de un puente real suponiendo un hipotético aumento de la velocidad de explotación de la línea a 350 km/h, lo que podría dar lugar a un nivel de aceleraciones verticales excesivo en el tablero. El puente objeto de estudio se encuentra situado en el punto kilométrico 26+456 del tramo Mascaraque-El Emperador, perteneciente a la línea de alta velocidad Madrid-Córdoba. La estructura salva el cauce del arroyo Bracea, afluente del Río Algodor, a pocos kilómetros de la localidad de Los Yébenes (Toledo).

4.1. Descripción de la estructura

Se trata de una estructura de dos vanos idénticos, simplemente apoyados, con una luz entre ejes de apoyos de 15.25 m y un esviaje de 45°, como se muestra en la Figura 3. Cada tablero está constituido por cinco vigas prefabricadas de 1.05 m de canto, siendo la distancia entre ejes de 2.275 m. Sobre las vigas se ha hormigonado in situ una losa de 0.25 m de espesor mínimo y 11.60 m de anchura. Los apoyos extremos se materializan mediante estribos de hormigón armado cimentados directamente por zapatas, estando el apoyo intermedio compuesto por una pila pantalla cimentada mediante pilotes. Los extremos de todas las vigas se encuentran atados por una viga riostra hormigonada in situ. Las vigas descansan directamente sobre los estribos y el apoyo intermedio mediante un mortero de nivelación y neoprenos zunchados. El tablero así definido se completa con el balasto, dos vías y una acera a cada lado dotada de la correspondiente barandilla, según se observa en la sección transversal representada en la Figura 4.

A partir de la información recabada del proyecto de la estructura, y de los resultados obtenidos durante los ensayos estáticos y dinámicos llevados a cabo durante la prueba de carga previa a su puesta en servicio, se ajustan las propiedades del modelo de losa ortótropa descrito en el apartado anterior [7]. En la Figura 5 se han representado los seis primeros modos de vibración proporcionados por el modelo calibrado que serán tenidos en cuenta en el cálculo dinámico. Durante la prueba de carga se midió una tasa de amortiguamiento estructural en vibración libre del modo fundamental del 1% que es asignada a cada uno de estos modos a falta de más información.



Figura 3. Imágenes del puente Arroyo Bracea II

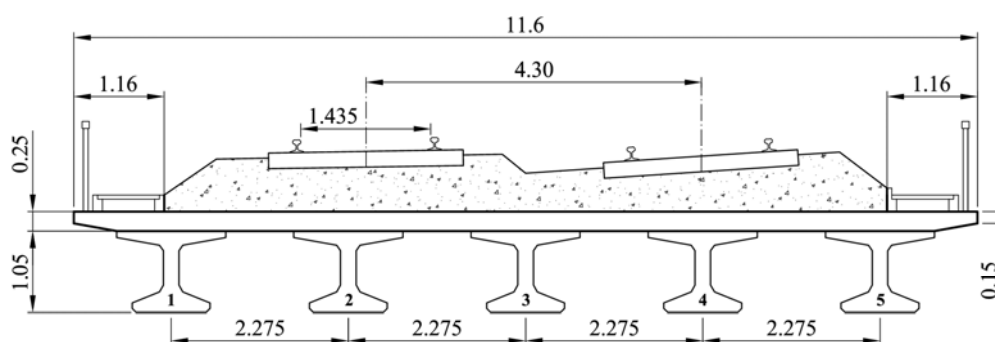


Figura 4. Sección transversal del tablero del puente Arroyo Bracea II

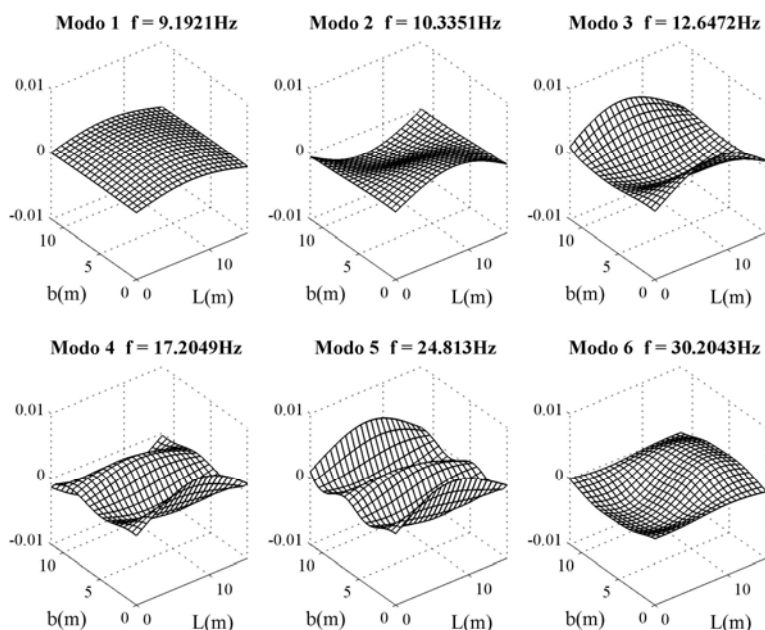


Figura 5. Primeros seis modos de vibración del modelo calibrado del tablero del puente Arroyo Bracea II

4.2. Comportamiento dinámico de la estructura original

La velocidad de explotación actual de la línea Madrid-Córdoba en el tramo en el que se encuentra el puente Arroyo Bracea II es de 270 km/h. Con el fin de verificar la efectividad de la solución propuesta, se considera un posible acondicionamiento de la línea a 350 km/h y se procede al cálculo dinámico del puente en la situación original según lo establecido en

la actual Instrucción de Acciones. Con este fin se calcula la respuesta máxima del tablero sometido a la circulación de las diez composiciones que conforman el modelo HSLM-A (High Speed Load Model-A [8]) en el rango de velocidades comprendido entre 28 y 117 m/s en incrementos de 1 m/s (entre 100.8 y 421.2 km/h cada 3.6 km/h), habiéndose fijado el límite superior como la velocidad de explotación de la línea aumentada en un 20% según lo especificado en la mencionada instrucción. Asimismo y en aras a verificar que los trenes universales garantizan resultados envolventes de los efectos dinámicos producidos por los trenes clásicos, articulados y regulares de alta velocidad europeos, se ha repetido el cálculo dinámico empleando modelos de cargas representativos de ocho composiciones reales: THALYS, ICE2, ETR-Y, EUROSTAR, TGV, VIRGIN, AVE y TAV, presentándose la respuesta asociada a los trenes universales y a los reales por separado.

El cálculo dinámico se ha llevado a cabo aplicando Superposición Modal de los seis primeros modos de vibración del tablero e integrando paso a paso las ecuaciones de movimiento en espacio modal, según se ha descrito en el apartado anterior. Los puntos de postproceso de resultados son los 25 puntos señalados en la Figura 6, repartidos en el área ocupada por la plataforma de vía.

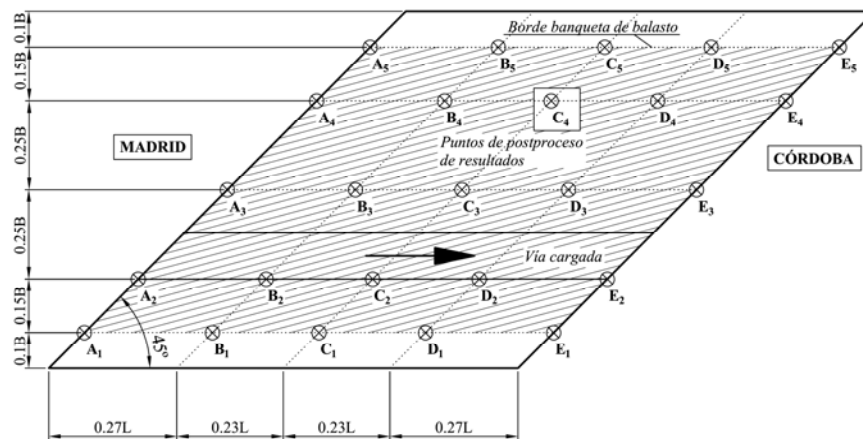


Figura 6. Puntos de postproceso de resultados en el modelo del puente Arroyo Bracea II

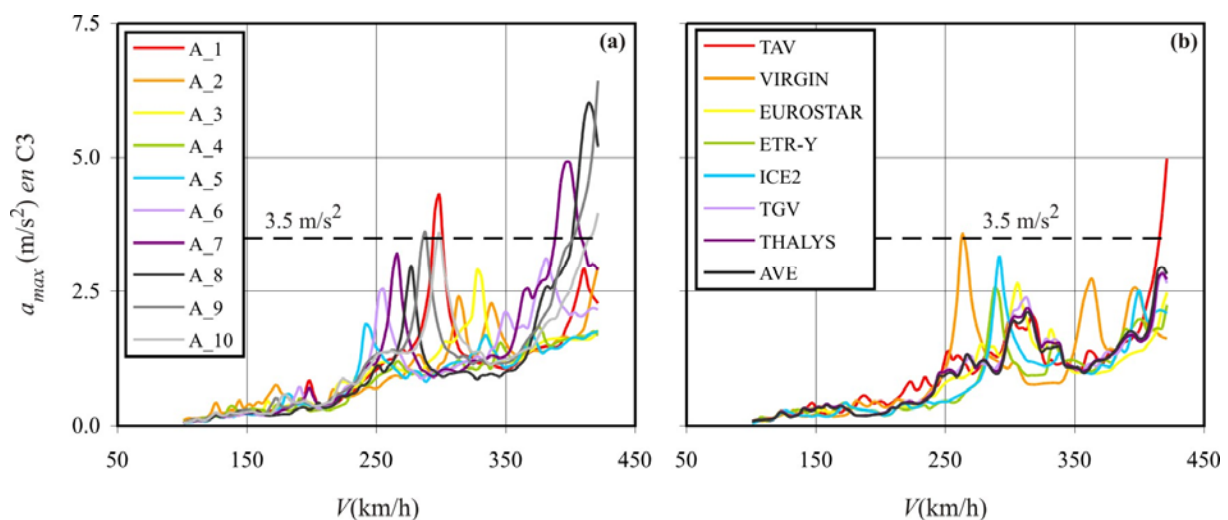


Figura 7. Aceleración vertical máxima en el punto C3 ante la circulación de (a) los trenes HSLM-A y (b) composiciones reales

El análisis de la respuesta en términos de aceleraciones muestra que la contribución predominante del modo fundamental hace que se concentre la máxima respuesta en la sección central del tablero, siendo el punto más desfavorable el C3, situado sobre el eje de éste. En la Figura 7 se ha representado la aceleración vertical máxima en el citado punto en

función de la velocidad de circulación de las distintas composiciones. Se observa que ésta alcanza un valor máximo de 6.44 m/s^2 al paso de la composición HSLM-A9 a la máxima velocidad de cálculo, resultando este valor inadmisibles por superar el límite de 3.5 m/s^2 establecido para puentes de vía sobre balasto [6]. Esta situación es debida a que la distancia característica propia del tren A9 ($D_c=26 \text{ m}$) excita una segunda resonancia del modo fundamental del tablero a una velocidad teórica de 430.19 km/h :

$$V_r (\text{km/h}) = 3.6 \frac{D_c f_1}{n} = 3.6 \frac{26 \cdot 9.19}{2} = 430.19 \frac{\text{km}}{\text{h}} \quad (1)$$

En la Figura 11(a), en trazo gris, se muestra la historia temporal de aceleraciones en C3 a la máxima velocidad de circulación del noveno tren. Se observa claramente cómo entre la entrada de dos bogies consecutivos en el tablero, éste experimenta dos ciclos de oscilación completos, incrementándose de forma progresiva la energía introducida en la estructura.

4.3. Comportamiento dinámico de la estructura reacondicionada

Con el fin de reducir la respuesta dinámica de la estructura se propone la introducción de un sistema de reacondicionamiento compuesto por dos vigas metálicas cajón de dimensiones $1000 \times 600 \times 4 \text{ mm}$ (canto \times ancho \times espesor) a situar entre las vigas 1 y 2 y las vigas 4 y 5 pretensadas del tablero, según se muestra en la Figura 8. Las vigas auxiliares cuentan con una frecuencia fundamental de 14.13 Hz , superior a la de los tres primeros modos del tablero que son los que más contribuyen a la respuesta. Esta condición es esencial para que el sistema disipe energía de forma efectiva, tal y como se justifica en detalle en [9]. En cada viga se instalará un único amortiguador fluido-viscoso situado en la sección central de ésta en posición vertical y conectado con la cara inferior de la losa previo taladro del ala superior. La constante óptima teórica del amortiguador que da lugar a la mínima respuesta del modo fundamental del tablero para las vigas auxiliares propuestas es $C_D = 477019 \text{ Ns/m}$. El procedimiento de obtención del tamaño mínimo de las vigas auxiliares y de las constantes óptimas de los amortiguadores se puede consultar en [3].

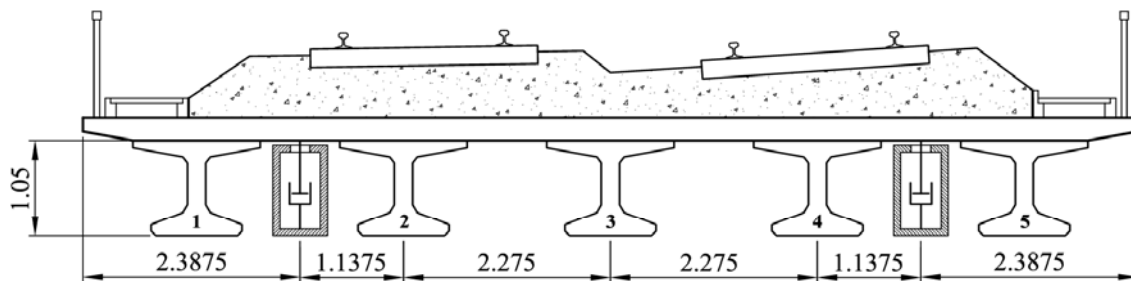


Figura 8. Ubicación propuesta de las vigas auxiliares en el puente Arroyo Bracea II

Una vez seleccionado el sistema de reacondicionamiento se incluyen las vigas auxiliares y los amortiguadores en el modelo numérico según lo descrito en el apartado 3. A continuación se lleva a cabo el cálculo dinámico de la estructura modificada sometida a la circulación de las 18 composiciones ferroviarias empleadas en el apartado 4.2 en el mismo intervalo de velocidades, $[100.8, 421.2] \text{ km/h}$. La respuesta en coordenadas espaciales se obtiene combinando linealmente las contribuciones de los seis primeros modos de vibración del tablero y las de los tres primeros modos de cada una de las vigas auxiliares.

En la Figura 9 se compara la envolvente de aceleraciones en los 25 puntos de postproceso para las 18 composiciones de cálculo en el rango de velocidades consideradas (a) en la estructura original y (b) en la estructura reacondicionada. Cabe resaltar que la máxima respuesta en ambas situaciones se debe a la circulación de trenes del modelo universal, y en ningún caso a la de trenes reales. La aceleración vertical en puntos de la sección central se reduce con respecto a la situación de partida en un 48.7% de media, reducción similar a la experimentada en las secciones a un cuarto y tres cuartos de vano en términos relativos.

La aceleración en ambos estribos, por el contrario, apenas se ve modificada, disminuyendo su valor máximo en menos de un 5% (si bien su valor de partida era reducido).

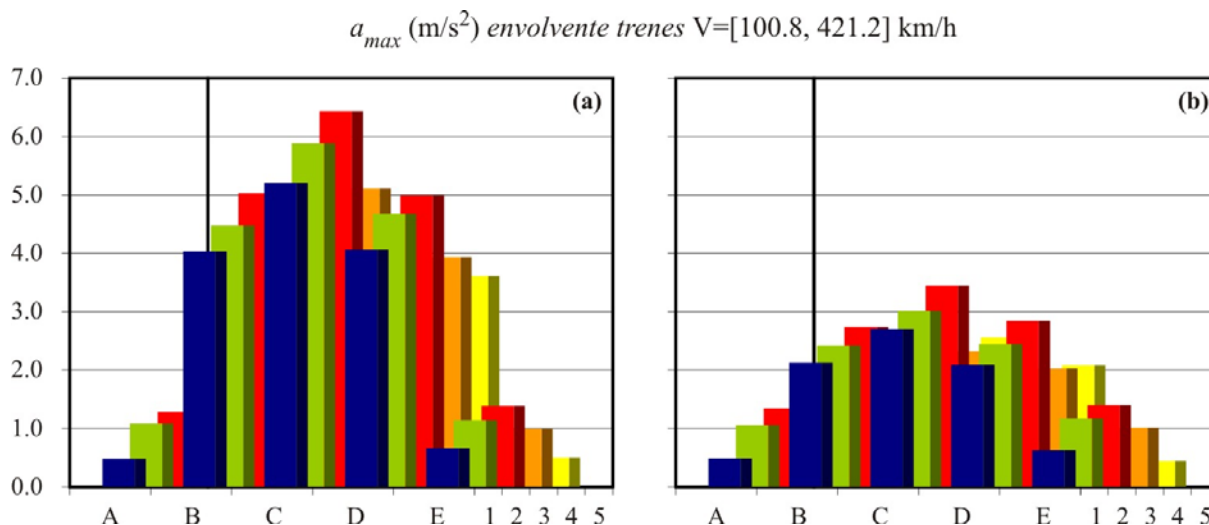


Figura 9. Envolventes de aceleración máxima en puente Arroyo Bracea II antes y después del reacondicionamiento

A consecuencia del reacondicionamiento la máxima aceleración vertical en el tablero se reduce de 6.44 a 3.45 m/s² en el punto C3, que se mantiene como punto más desfavorable tras la modificación de la estructura. La máxima aceleración en C3 tiene lugar cuando la composición HSLM-A9 cruza el puente a la máxima velocidad de cálculo, tal y como se puede observar en la Figura 10. Comparando la aceleración vertical máxima en el punto C3 con la aceleración en este mismo punto en la situación original representada en la Figura 7, se observa cómo el reacondicionamiento reduce la respuesta dinámica, especialmente a las velocidades de resonancia, manteniéndose todos los máximos que antes excedían la limitación de 3.5 m/s² por debajo de este umbral.

Para finalizar con la presentación de la respuesta en el punto más desfavorable, en la Figura 11(a) se ha representado la historia temporal de aceleraciones en C3 ante la circulación del HSLM-A9 a la máxima velocidad de cálculo, antes y después del reacondicionamiento. El control de la respuesta ejercido por el sistema de reacondicionamiento es evidente. En la Figura 11(b) se ha incluido el diagrama de histéresis que experimenta el FVD más castigado de los dos, el conectado a la primera viga auxiliar (la más próxima a la vía cargada), al circular el A9 a la citada velocidad. En dicha figura ΔL_D hace referencia a la variación de la distancia entre extremos del FVD. Esta variable se calcula como la diferencia de flechas entre el punto de la losa y de la viga auxiliar que conecta el dispositivo en cuestión. El área que encierra cada ciclo del diagrama corresponde a la energía disipada por el elemento en cuestión.

En cuanto a la máxima fuerza axial a la que se ve sometido el amortiguador más castigado cabe decir que alcanza 23.5 kN. Este valor se encuentra muy por debajo de la capacidad de los amortiguadores existentes hoy en día en el mercado que serían adecuados para la aplicación que se plantea, y también de la resistencia a punzonamiento de la losa de reparto. En cuanto a los esfuerzos que deben soportar las vigas auxiliares, su valor máximo alcanza 10.6 MPa, muy por debajo de la tensión máxima admisible en aceros comerciales. Este hecho es esperable debido a que los requisitos de frecuencia que deben cumplir las vigas auxiliares para reducir de forma efectiva la respuesta del tablero, dan lugar a diseños muy sobredimensionados desde el punto de vista puramente resistente.

Por último se ha comparado el coste del reacondicionamiento con el de la sustitución del tablero. Inicialmente se consideró también la posibilidad de recrecer el tablero con vistas a rigidizarlo y, de ese modo, aumentar su frecuencia en la medida necesaria o bien disminuir

su aceleración máxima hasta un nivel admisible. No obstante se comprobó que dicho recrecido era inviable por ser necesario un incremento del espesor de la losa superior a los 40 cm. Se pueden comprobar detalles de esta valoración en el Informe Técnico final del Proyecto de Investigación 80021/A04 [10]. El reacondicionamiento mediante FVD en el caso del puente Arroyo Bracea II supondría un ahorro del 34% con respecto al coste de sustitución del tablero (165,876 € frente a 251,798 €) en caso de que el reacondicionamiento se lleve a cabo empleando las vigas auxiliares metálicas propuestas. Si en vez de éstas, se instalaran vigas pretensadas el ahorro ascendería a un 71% (72,886 € frente a 251,798 €).

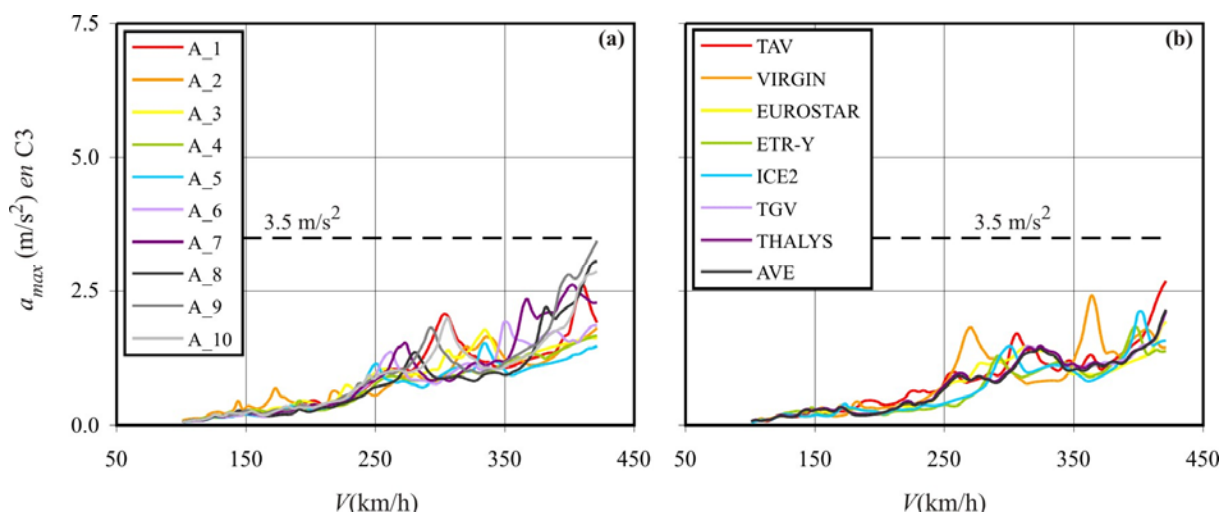


Figura 10. Aceleración vertical máxima en el punto C3 ante la circulación de (a) los trenes HSLM-A y (b) composiciones reales en el caso reacondicionado

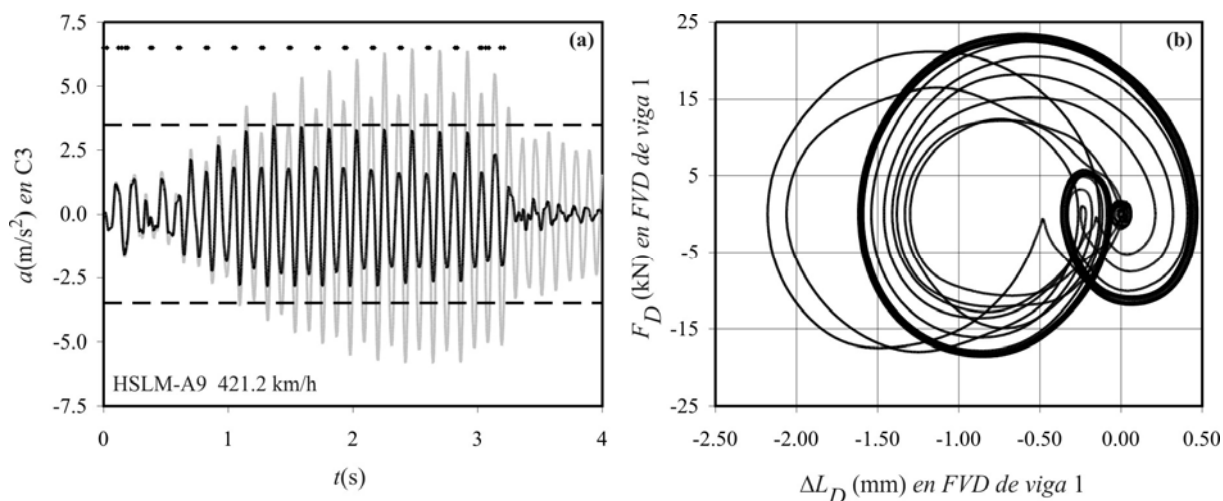


Figura 11. (a) Historia temporal de aceleraciones en C3 al paso del HSLM-A9 a 421.2 km/h antes y después del reacondicionamiento. • Instante de entrada de la rueda más excéntrica de cada eje de la composición. (b) Diagrama de histéresis en el FVD conectado a la viga 1 al paso del HSLM-A9 a 421.2 km/h

5. CONCLUSIONES

Frente a soluciones tradicionales para mejorar el comportamiento dinámico de puentes de ferrocarril existentes ante nuevos requerimientos de tráfico, como un posible recrecido de la losa o la sustitución del tablero, se plantea la alternativa de aumentar externamente el nivel de amortiguamiento mediante el reacondicionamiento con amortiguadores fluido-viscosos. Se ha propuesto una configuración concreta, que transforma el movimiento vertical de la

losa en movimiento relativo entre extremos de los dispositivos, consiguiendo de este modo disipar energía y atenuar en gran medida la respuesta resonante.

Las oscilaciones verticales que aparecen en puentes de luces medias-cortas, simplemente apoyados ante la circulación de composiciones ferroviarias, pueden ser reducidas significativamente mediante el sistema de reacondicionamiento propuesto. Es posible reducir niveles de aceleración vertical considerablemente elevados a valores admisibles, sin superar la capacidad de los FVD comerciales, los esfuerzos máximos admisibles en las vigas auxiliares, ni agotar la resistencia a punzonamiento de la losa de reparto.

La solución propuesta podría ser idónea en estructuras existentes que, ante nuevos requerimientos de tráfico, experimentaran un comportamiento dinámico deficiente, resultando en muchos casos más económica que una posible rigidización o sustitución del tablero, especialmente si se tienen en cuenta los costes asociados al cierre de línea que necesariamente contraen las soluciones clásicas. Asimismo este sistema podría dar solución al problema de niveles de amortiguamiento estructural insuficientes detectados en puentes nuevos durante la prueba de carga previa a su puesta en servicio.

6. REFERENCIAS

- [1] Ministerio de Obras Públicas y Transportes, Instrucción relativa a las acciones a considerar en el proyecto de puentes de ferrocarril, Ministerio de Obras Públicas y Transportes, (1975).
- [2] European Rail Research Institute, PontsRails pour vitesses > 200 km/h. Rapport final, ERRI D-214/RP9, (2000).
- [3] Martínez-Rodrigo M.D., Atenuación de vibraciones resonantes en puentes de ferrocarril de Alta Velocidad mediante amortiguadores fluido-viscosos, Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Valencia, (2009).
- [4] Aida T., Green R., Hosogi Y. Dynamic behaviour of railway bridges under unsprung masses of a multi-vehicle train. *Journal of Sound and Vibration* 142 (1990), 245-260.
- [5] Wu Y.S., Yang Y.B., Yau J.D. Three-dimensional analysis of train-rail-bridge interaction problems, *Vehicle System Dynamics* 36 (2001), 1-35.
- [6] Ministerio de Fomento, Instrucción sobre las acciones a considerar en el proyecto de puentes de ferrocarril (IAPF-07), Ministerio de Fomento, (2007).
- [7] Martínez-Rodrigo M.D., Lavado J., Museros P. Dynamic performance of existing high-speed railway bridges under resonant conditions retrofitted with fluid viscous dampers, *Engineering Structures* 32 (2010), 808-828.
- [8] European Committee for Standardisation (CEN), Eurocode 1: Actions on structures. Part 2: Traffic loads on bridges, Final Draft prEN 1991-2 (pre-European Standard), (2002).
- [9] Martínez-Rodrigo M.D., Museros P., Optimal design of passive viscous dampers for controlling the resonant response of orthotropic plates under high-speed moving loads, *Journal of Sound and Vibration* 330 (2011), 1328-1351.
- [10] Museros P., Martínez-Rodrigo M.D., Moliner E., Lavado J., Nasarre J., Castillo-Linares A., Elementos de disipación pasiva aplicados al reacondicionamiento y al proyecto de puentes de ferrocarril: Estudio de viabilidad técnica y económica, y desarrollo de modelos analíticos de cálculo. Informe final del Proyecto financiado por el Ministerio de Fomento 80021/A04, 2008 (no publicado).