sobre el funcionamiento de la viga-carril metálica y las tensiones locales y secundarias

JOSE RIVACOBÁ, Ingeniero de Caminos,
Jefe de la Sección de Estructuras Metálicas de SENER

sinopsis En las vigas-carriles de ejecución soldada que sirven de camino de rodadura para puentes-grúa de régimen de funcionamiento pesado, es frecuente la aparición de daños en forma de fisuras. La experiencia en la explotación de los caminos de rodadura metálicos demuestra que los métodos de cálculo que recogen muchas normas oficiales vigentes no reflejan el verdadero funcionamiento de una viga carril de alma llena. En el artículo se hace una breve descripción del particular funcionamiento de estas vigas metálicas, se comentan algunos de los métodos analíticos de cálculo de los llamados esfuerzos locales y se dan algunas recomendaciones prácticas que serán útiles tanto en el proyecto de elementos de este tipo como en el mantenimiento de los mismos.

566-2

PRIMERA PARTE

LA VIGA-CARRIL DE SECCION EN DOBLE TE

En los últimos años se viene prestando gran atención a los frecuentes daños que sufren las vigas-carriles metálicas de ejecución soldada a los dos o tres años de su puesta en servicio. Véase, por ejemplo, el interesante artículo del Dr. Ing. G. Maas¹⁸. Se trata de daños en vigas-carriles que sirven de camino de rodadura a puentes-grúa de servicio intenso. Los daños no se presentan en las vigas de determinados fabricantes, ni en vigas fabricadas de acuerdo con un determinado proceso tecnológico; su extensión es más bien general, apareciendo con mucha mayor frecuencia en las vigas-carriles de ejecución soldada que en las remachadas.

Los daños se presentan principalmente en forma de fisuras longitudinales observadas en la parte superior del alma de la viga, y en los cordones de soldadura de la platabanda superior, tanto en los cordones longitudinales que unen la platabanda superior al alma como en los cordones transversales que unen los rigidizadores transversales del alma a la platabanda superior, así como en la parte próxima al extremo inferior de los rigidizadores transversales cortos, cuando éstos no llegan hasta el rigidizador longitudinal del alma.

Debemos destacar que los proyectistas que calcularon las estructuras que comentamos realizaron su labor de acuerdo con las instrucciones oficiales vigentes en los distintos países, instrucciones algunas muy recientes, y que la fabricación y el montaje de las mismas se realizó de acuerdo con las normas tecnológicas vigentes. Este hecho ha llevado a alguna empresa siderúrgica alemana, que es la rama más afectada de la industria por este inconveniente, a soluciones que nos parecen un tanto drásticas e incluso desesperadas. Por ejemplo, aumentar el espesor de la parte superior del alma de la viga hasta valores iguales a la anchura de la base del carril, solución esta que obliga a salvar grandes y costosos obstáculos durante el proceso de fabricación.

La experiencia de explotación de los caminos de rodadura metálicos demuestra que los métodos de cálculo que recomiendan las instrucciones oficiales vigentes, reflejan un cuadro bastante incompleto del funcionamiento real de las vigas-carriles y que existe una serie de factores que deben tenerse en cuenta tanto en el cálculo como en el proyecto en general, aun cuando no se mencionen en las normas. Por ejemplo, las normas tecnológicas ad-

miten excentricidades del orden de 20 mm en la colocación del carril respecto al plano del alma de la viga. Como es sabido, la torsión es el tipo de esfuerzo que peor resiste una barra de sección abierta y paredes delgadas, como lo es en general toda viga-carril, y, sin embargo, los métodos de cálculo recomendados por las normas vigentes ni siquiera recogen el hecho real e inevitable de que en toda viga-carril las sobrecargas móviles verticales están aplicadas con cierta excentricidad.

Los daños mencionados tienen evidentemente un origen de fatiga y, sin embargo, se dan en una parte de la estructura en la que, según las normas, sólo debiera haber tensiones variables de compresión, cuyos valores máximos no alcanzan el límite de resistencia a fatiga y no pueden ser la causa del fallo.

Los deberes de la profesión nos obligaron a interesarnos por el problema del peculiar funcionamiento de las vigas-carriles respecto a otros tipos de vigas metálicas.

Funcionamiento de la viga-carril

El funcionamiento de una viga-carril metálica con el carril montado sobre la platabanda superior y centrado mejor o peor respecto al plano del alma tiene mucho en común con el funcionamiento de una viga metálica de cualquier otro tipo o destino; pero la existencia de fuertes sobrecargas móviles concentradas induce importantes tensiones locales, que son la causa principal de los desperfectos que hemos mencionado. Son precisamente estos esfuerzos locales los que no mencionan las normas vigentes, o lo hacen casi de pasada y siempre en forma elemental, sin destacar su importancia.

Ha sido considerable el esfuerzo y la atención que se ha dedicado en diferentes países al estudio e investigación del funcionamiento tanto general como local de los elementos que componen la parte superior de una viga-carril metálica. En este sentido debemos destacar la incesante labor de estudio y divulgación desarrollada en los últimos diez años por el señor L. de Loringhoven. No queremos dejar de comentar que nos ha sorprendido descubrir la debilidad de la intercomunicación bibliográfica existente, no ya entre el Occidente europeo y Rusia, por ejemplo, sino incluso entre los Estados Unidos y el primero. Se gastan considerables esfuerzos y grandes sumas de dinero en repetir series de ensayos realizados ya por otros investigadores con quince o veinte años de antelación¹⁸.

La sobrecarga móvil que actúa sobre una viga-carril se puede representar como una fuerza concentrada aplicada en el plano del alma de la viga, más un momento torsor concentrado aplicado a la platabanda superior a través del carril que va unido a la misma.

Ya hemos indicado que resulta imposible eliminar en las condiciones reales este momento torsor. Las causas de la aparición del momento torsor son las siguientes:

1. La excentricidad de aplicación de la carga y la excentricidad de colocación del carril respecto al plano del alma de la viga. El valor mínimo de esta excentricidad viene fijado por la tolerancia de fabricación del puente-grúa, por una parte, más la tolerancia de colocación y centrado del mismo carril, por otra.

2. Los efectos debidos al frenado del movimiento del carro de la grúa. Estos efectos del movimiento del carro se pueden reducir, pero son igualmente imposibles de eliminar.
3. Los efectos de la marcha oblicua del puente-grúa.
4. Si bien los tres primeros factores son los más importantes, también se deja notar la influencia del giro de las vigas testeras del puente de la grúa a consecuencia de la flexión de las vigas principales del puente, en grúas en las que se han descuidado en su fase de proyecto las consecuencias de una insuficiente rigidez del puente.

Describiremos brevemente el funcionamiento de una viga-carril.

La fuerza concentrada da origen a una flexión general de la viga, y al mismo tiempo el momento torsor concentrado somete a la viga a una torsión general, que va acompañada de los correspondientes bimomentos, y en las platabandas de la viga se inducen las tensiones sectoriales normales y tangenciales. Una exposición y clasificación claras de estas tensiones viene en la referencia ¹². Cuando el momento torsor concentrado se sitúa en el tramo comprendido entre dos rigidizadores transversales consecutivos del alma, el conjunto formado por el carril-platabanda alta-parte superior del alma se ve expuesto a la acción de un momento torsor y un momento flector locales. Explicaremos el origen de ambos esfuerzos locales. El momento torsor concentrado M_{tor} , al no existir enderezador transversal debajo, somete a la platabanda superior, junto con cierta zona contigua del alma, a una torsión local. El carril, como elemento a través del cual es aplicada la sobrecarga, en función del grado de eficacia de su amarre a la platabanda, también se opone al momento torsor. El momento torsor local se ve equilibrado en su mayor parte por tensiones tangenciales de torsión inducidas en el carril y en la platabanda superior, así como en una pequeña zona contigua del alma. La parte restante del momento torsor local, muy inferior a la citada, es resistida por el alma funcionando a flexión en un plano normal al suyo propio, como consecuencia del giro que sufre su zona superior junto con la platabanda alta de la viga. La distribución de los valores del momento torsor local dependen de la rigidez a torsión del carril y de la resistencia a flexión de la parte superior del alma fuera de su plano. Además, en el entorno de influencia de las dos sobrecargas concentradas (la fuerza P y el momento torsor M_{tor}) existen tensiones locales, normales y tangenciales, debidas exclusivamente a la acción local de la fuerza concentrada P .

Establecida la naturaleza de fatiga de los daños observados en las vigas-carriles metálicas necesitamos disponer de métodos de cálculo que nos permitan determinar el cuadro de tensiones completo en la totalidad de la sección de la viga; pues sólo así podremos proyectar estructuras seguras y duraderas.

La determinación de las tensiones normales y tangenciales debidas a la flexión general de la viga es un problema elemental; algo más complicado resulta determinar los valores de las tensiones sectoriales normales y tangenciales inducidas por la torsión general de la viga. El método de Vlášov es una buena ayuda y su empleo resulta imprescindible en vigas-carriles de sección doble te, de doble simetría o de simetría sencilla. Las vigas-carriles con viga de frenado de alma llena desarrollada, aunque funcionan como una sola barra de sección abierta y paredes delgadas, se pueden calcular a flexión y torsión generales con aceptable precisión por el método elemental de descomposición de las cargas, dado que las líneas de acción de las cargas móviles pasan muy próximas al centro de torsión.

A continuación comentamos algunos de los métodos de cálculo de las tensiones locales.

Tensiones locales producidas por la carga móvil centrada en el plano del alma

Para determinar las tensiones normales y tangenciales debidas al efecto local de la carga móvil concentrada, centrada en el plano del alma de la viga, disponemos de algunos métodos un tanto complicados ^{6, 7, 16}; pero son las expresiones finales de Broude las que han encontrado mayor aceptación.

Se puede considerar el carril junto con la platabanda superior como una viga sobre lecho elástico. Bajo la presión local de la rueda situada sobre el carril, éste y la platabanda superior se hallan solicitados a flexión, mientras que el alma lo está a compresión transversal.

A partir de esta hipótesis, Broude¹ obtuvo la siguiente expresión para la presión local que ejerce la platabanda sobre el alma:

$$p(x) = \frac{2 \cdot P}{L} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\cos(2n+1) \cdot \frac{\pi \cdot x}{L}}{1 + \alpha \cdot (2n+1)^3 + \beta \cdot (2n+1)^4} \quad [1]$$

en la que:

L = Distancia entre apoyos de la viga;

$$\alpha = \frac{2 \cdot (J_{zc} + J_{zp})}{t} \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^3 ; \quad \beta = \frac{E \cdot (J_{zc} + J_{zp})}{K_1} \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 ;$$

siendo:

E = Módulo de elasticidad.

K_1 = Coeficiente de asiento de la unión del alma con la platabanda.

La expresión [1] se puede sustituir por la siguiente serie trigonométrica, conservando precisión suficiente desde un punto de vista práctico:

$$p(x) = 2,60 \cdot c \cdot \frac{P}{\lambda_0} \cdot \sum_{K=1, 3, 5, \dots} a_K \cdot \cos \frac{K \cdot \pi}{\lambda_0} \cdot x ;$$

siendo:

$$|x| \leq \frac{\lambda_0}{2} \quad [2]$$

λ_0 = Distancia entre los puntos consecutivos de presión nula.

Los primeros cuatro coeficientes a_K de la serie tienen, según Broude, los siguientes valores:

$$a_1 = \frac{11}{16} ; \quad a_3 = \frac{13}{64} ; \quad a_5 = \frac{7}{96} ; \quad a_7 = \frac{7}{192} .$$

Broude nos proporciona la siguiente expresión para la tensión máxima σ_y^n , tensión que llamó local, de compresión transversal del borde superior del alma de la viga expuesta a la acción de una carga concentrada P , transmitida a través del carril situado sobre la platabanda alta:

$$\sigma_{y \max}^n = \frac{P}{\lambda \cdot t} \quad [3]$$

en la que:

$\lambda = c \cdot \sqrt[3]{\frac{(J_{zc} + J_{zp})}{t}}$ = Longitud equivalente de distribución de la carga concentrada en el supuesto de que todas las tensiones $\sigma_{y \max}^n$ sean uniformes sobre toda la longitud λ .

$(J_{zc} + J_{zp})$ = Suma de los momentos de inercia J_z del carril y de la platabanda alta respecto a sus propios ejes principales.

Esto es cierto en los casos normales, cuando el carril no está soldado a la platabanda; en caso contrario, se entenderá el momento de inercia J_z respecto al eje principal del conjunto carril-platabanda.

t = Espesor del alma.

Sobre el coeficiente c , que tiene el valor invariable de 3,25 en el caso de vigas de ejecución soldada y de 3,75 en el de vigas remachadas, no influye la luz de la viga, confirmando el carácter local del fenómeno. El hecho de tener el coeficiente c un valor más alto en el caso de vigas remachadas encuentra su explicación en una mayor elasticidad de la unión de la platabanda al alma en las vigas de este tipo.

Con el índice n indicamos el origen de esta tensión local, cual es la presión normal existente en el borde superior del alma. Los resultados de los ensayos y de las mediciones en vigas en servicio realizados por los años 50 demostraron estar de acuerdo con los obtenidos aplicando la fórmula de Broude, confirmándose que el valor de la tensión σ_y^n baja al sustituir un carril determinado por otro de igual canto, pero con un J_z mayor.

En la figura 2 presentamos el aspecto general de la ley de distribución de las tensiones de compresión transversal σ_y^n en el borde superior del alma de la viga.

2

La figura 3 es una representación gráfica de lo que entiende Broude por λ .

En la referencia ¹⁹ aparece una interpretación gráfica errónea de la longitud equivalente.

Entre las longitudes λ_0 y λ existe una simple relación:

$$\lambda_0 = 2,6 \cdot \lambda ,$$

que se cumple como media, tanto en el caso de vigas soldadas como remachadas.

La ley de distribución y variación de la tensión σ_y^n en la altura del alma la encontramos en la citada obra de Broude ¹:

$$\sigma_y^n = \frac{2 \cdot \sigma_{y \max}^n}{\pi} \left[\arctg \frac{\varrho}{\eta} - 3 \cdot \eta^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{3} \cdot \eta \right) \cdot \arctg \varrho \right] \quad [4]$$

3

en la que

$$\varrho = 0,4 \cdot \frac{\lambda_0}{h}; \quad \eta = \frac{y}{h};$$

siendo h el canto del alma de la viga.

Para obtener la fórmula [4], Broude esquematizó el diagrama real de la presión que obra sobre el canto superior de la viga, que hemos representado en la figura 4, con una línea a trazos, substituyéndolo por un diagrama triangular, según figura 5.

En el gráfico de la figura 6 vemos cómo varía σ_y^{η} con la altura del alma.

Observamos que la tensión σ_y^{η} varía desde un valor máximo en el borde superior hasta cero en el borde inferior de la viga; con $\varrho = \infty$ tiene lugar el caso de la viga con su borde superior cargado uniformemente.

En las condiciones reales, los valores de λ oscilan entre los 15 y los 50 mm y son lo suficientemente pequeños para que con los trenes de cargas existentes tenga lugar en los bordes superiores de las vigas-carriles tan sólo una cierta nivelación de las tensiones σ_y^n , sin que se sobrepase el valor máximo correspondiente al caso de una carga concentrada única.

Todo lo expuesto hasta aquí sobre la fórmula [3] de Broude se refiere a vigas-carriles sin enderezadores que rigidicen la chapa que constituye el alma. Los rigidizadores transversales del alma hacen las veces de apoyos intermedios de la platabanda superior, desviando hacia sí parte de la presión ejercida por la carga concentrada, descargando, por consiguiente, al alma. Esta particularidad también ha sido estudiada por Broude¹. La influencia descargadora de los enderezadores transversales se puede tener en cuenta en la forma siguiente:

$$\sigma_{y \max}^n = \frac{\xi \cdot P}{\lambda \cdot t} \quad [5]$$

donde ξ es un coeficiente que depende del siguiente parámetro:

$$\alpha_0 = \frac{2 \cdot (J_{zc} + J_{zp})}{t} \cdot \left(\frac{\pi}{3 \cdot a} \right)^3 ;$$

en la que a es la separación entre enderezadores transversales.

La figura 7 muestra un gráfico de la relación $\xi = f(\alpha_0)$, valedero para las vigas de ejecución soldada.

En condiciones reales la influencia de los enderezadores transversales no se percibe ($\xi = 1$) hasta que $(a \leq 70 \cdot t)$. Una disminución apreciable de las tensiones σ_y^n sólo se obtiene a partir de $[a = (40 \text{ a } 50) \cdot t]$. Esta separación es suficientemente pequeña como para que no resulte interesante situar los enderezadores principales tan próximos unos de otros. Sin embargo, los valores indicados sí caen dentro de la separación normal de los enderezadores transversales cortos. La determinación del valor del momento de inercia J_{zp} de la platabanda superior de una viga-carril con sección transversal en simple te no ofrece ninguna duda. Pero no sucede lo mismo en el caso de una viga-carril de sección en cajón con el carril centrado sobre una de sus dos almas. En este caso se debe considerar en el cálculo

de J_{zp} sólo una parte de la platabanda, concretamente un ancho que va desde el extremo volado hasta una distancia igual a 10 ó 15 espesores hacia el interior del cajón a partir del eje vertical del alma que porta el carril; pero nunca se debe considerar un ancho inferior al de la base del carril.

Como ya hemos mencionado, los valores de la tensión $\sigma_{y \max}^n$ obtenidos a partir de la fórmula [3] concuerdan bien con los que se obtienen en los ensayos, razón por la cual la norma oficial de proyecto de estructuras metálicas de la U.R.S.S. a partir de su versión de 1955 adopta la fórmula [3] de Broude, hecho que han repetido las instrucciones alemanas en su proyecto de norma DIN 4 132 de 1971.

La variación de $\sigma_{y \max}^n$ en la dirección del eje y va acompañada de la correspondiente tensión tangencial τ_{yx}^n , igualmente ondulatoria; su valor máximo es del orden de:

$$\tau_{yx}^n = \pm 0,2 \cdot \sigma_{y \max}^n \quad [6]$$

y lleva un cierto desfase respecto a $\sigma_{y \max}^n$.

Tensiones locales producidas por el momento torsor móvil

El número de trabajos que en los últimos años se han dedicado al estudio e investigación del fenómeno de la flexión local del alma en una viga-carril representa una cifra importante^{2, 5, 7, 8}.

En las soluciones teóricas que disponemos en la actualidad para la determinación de las tensiones locales debidas a la flexión local del alma, se parte de la consideración del problema estáticamente indeterminado de la deformación conjunta de la platabanda y el alma. Las expresiones finales, obtenidas para la determinación de las tensiones debidas al momento flector local por los diferentes autores, difieren considerablemente unas de otras, en función de los supuestos de partida adoptados por cada autor; lo mismo ocurre con los resultados numéricos que se obtienen de las expresiones mencionadas. Debemos destacar, además, que, salvo raras excepciones, en las investigaciones que comentamos no se ha estudiado la distribución de las tensiones debidas a la flexión local para los diferentes valores de y , limitándose los trabajos a la determinación del valor máximo de σ_y^f en el borde superior del alma.

Diremos también que los resultados obtenidos por la mayoría de los investigadores no concuerdan bien con el estado real de tensiones en la parte superior del alma, dado que se ha estudiado únicamente la influencia del momento torsor local, sin tener en consideración las fuerzas de compresión existentes en los bordes.

Odin nos ha proporcionado⁵ una fórmula sencilla para determinar el valor máximo de la tensión normal inducida por la flexión local de la parte superior del alma de una viga-carril solicitada por un momento torsor local. En su análisis del fenómeno Odin partió de los siguientes supuestos:

1. La porción de alma, delimitada por las platabandas superior e inferior y por dos enderezadores transversales consecutivos, o por la platabanda superior, el enderezador longitudinal y los enderezadores transversales, se estudia como una placa apoyada en su contorno.
2. El carril, junto con la platabanda alta, se presentan como una barra sometida a torsión en el tramo entre los dos enderezadores consecutivos.
3. La intensidad del momento flector, que es transmitido al alma por la línea de su unión a la platabanda, sigue una ley sinusoidal.

La expresión final obtenida por Odin es la siguiente:

$$\sigma_{y \max}^f = \frac{M_{tor} \cdot t}{\gamma \cdot (J_{tc} + J_{tp}) + 0,068 \cdot a \cdot t^3} \quad [7]$$

en la que:

$\sigma_{y \max}^f$ = Valor máximo de la tensión normal transversal σ_y debida a la acción del momento flector inducido por el momento torsor concentrado M_{tor} aplicado al carril.

a = Separación entre enderezadores transversales.

$(J_{tc} + J_{tp})$ = Suma de los módulos de torsión del carril y de la platabanda superior.

γ = Coeficiente que depende de la relación entre el canto del alma y la separación a entre enderezadores transversales, y su valor es:

h/a	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,2	1,4
γ	0,357	0,382	0,398	0,408	0,415	0,420	0,425	0,426

La fórmula [7] es la que emplean generalmente los proyectistas rusos. Nosotros la hemos tomado del último curso de «Estructuras Metálicas»²² del Prof. Streletski y colaboradores. Debemos advertir que tal y como aparece en la obra mencionada contiene un error, evidentemente tipográfico, que hemos corregido.

El valor máximo de la tensión σ_y en el borde superior del alma se halla sumando los valores obtenidos por las fórmulas [3] y [7]:

$$\sigma_y = \sigma_{y \max}^n + \sigma_{y \max}^f \quad [8]$$

¿Pueden las tensiones σ_y ser la causa de los daños de fatiga que observamos en la parte superior de las almas de las vigas-carril?

Odin, Shapiro, Sprengler y algunos más contestan afirmativamente. Según estos investigadores dan origen a las fisuras la combinación de los siguientes fenómenos:

Debido a excentricidades excesivas de aplicación de las cargas concentradas móviles respecto al plano del alma, en ésta, en sus fibras situadas del lado de la excentricidad, las tensiones locales de compresión transversal σ_y alcanzan el límite de fluencia, y como consecuencia tienen lugar deformaciones plásticas localizadas. Una vez retirada la carga concentrada, en las mismas fibras surgirán tensiones residuales de tracción. Bajo una nueva pasada de la carga concentrada se volverán a inducir tensiones σ_y de compresión. Es decir, en la parte superior del alma tiene lugar un cambio de ciclos de tensiones de signo alterno, creándose las condiciones necesarias para la iniciación y desarrollo de fisuras en la cara más próxima al eje de aplicación de la carga móvil.

Esta hipótesis se ha podido confirmar en parte en algunas instalaciones con caminos de rodadura explotados en condiciones que se encuentran muy distantes de las que exige la buena práctica, como, por ejemplo, con carriles casi sueltos, debido a la falta de apriete en los tornillos que los fijan sobre las vigas. Sin embargo, al parecer, no se han podido registrar tensiones σ_y del orden del límite de fluencia en instalaciones con excentricidades de aplicación de la carga móvil del orden de 40 mm; pero sí se ha podido registrar que en tales casos el signo de σ_y es diferente en las dos caras del alma de una misma sección de la viga. El diagrama de la figura 8, que ilustra lo que acabamos de exponer, lo hemos tomado de la referencia¹⁸.

8

Otro grupo de investigadores, Oxfort, Senior, Gurney, Loringhoven, Malyshkina, hacen hincapié en la importancia de las tensiones tangenciales originadas tanto por la presión local sobre el borde superior del alma como por el momento torsor local transmitido a la platibanda superior.

Así, por ejemplo, Malyshkina asegura que sólo las tensiones tangenciales alternas pueden crear las condiciones necesarias para la aparición de las fisuras de fatiga observadas, tensiones que cambian de signo al paso de la carga móvil. Esto se refiere principalmente a las tensiones tangenciales locales en las proximidades del punto de aplicación de la carga móvil, tensiones que se repiten con cada pasada de la carga y que alcanzan su valor máximo en las secciones del alma próximas al punto de aplicación de la carga. A pesar de la gran influencia que tienen las tensiones tangenciales sobre la resistencia de las estructuras metálicas, este tipo de tensiones no suele considerarse en toda su importancia al analizar el funcionamiento de los elementos de las vigas-carriles.

Hoy día ya disponemos de métodos analíticos de cálculo de algunas de las tensiones tangenciales locales; véanse las referencias ^{2, 3, 4, 6, 7, 9, 14, 15, 17}. Pero queremos destacar por su sencillez el método práctico propuesto por Malyshkina, método que permite determinar la totalidad

de las tensiones en cualquier punto del alma de la viga-carril. Este método comprende la utilización de ciertas funciones adimensionales de las tensiones locales, funciones que han sido deducidas y tabuladas por Lampsi para una serie de parámetros de las vigas ^{10, 11}.

Una determinación, de suficiente precisión, del estado de tensiones en una viga de sección en doble te, puede llevarse a cabo mediante la descomposición de la pieza en sus tres elementos principales (placas delgadas alargadas), y el estudio de cada uno de ellos como elemento independiente, que funciona separadamente, bajo la acción de las cargas exteriores y de los respectivos esfuerzos de interacción, aplicados a los bordes contiguos de la placa en las secciones de descomposición de la pieza. Estos esfuerzos son la consecuencia directa de la identidad de las deformaciones en las secciones mencionadas.

Si tenemos en consideración que las placas presentan un espesor de pequeño valor con respecto al resto de sus dimensiones, podemos considerar tan sólo el estado general plano de tensiones dentro de los límites de cada una de las placas en que hemos descompuesto la pieza. Entonces, los esfuerzos de interacción de los elementos se reducen a un sistema de presiones normales a sus bordes y tangenciales a los mismos. El estado tensional originado por los esfuerzos de interacción en los elementos, puede determinarse con rigor si establecemos las dos soluciones generales siguientes: la de una placa alargada solicitada por una fuerza concentrada, normal a su borde longitudinal, y la de una placa alargada solicitada por una fuerza concentrada tangencial al borde.

Estas dos soluciones nos proporcionarán las funciones de influencia de las tensiones, y con su ayuda podremos considerar cualquier otra carga arbitraria aplicada en los bordes del elemento.

Lampsi, sirviéndose de la generalización de la solución que L. Filon ²³ obtuvo para una placa alargada, estableció las dos soluciones generales que apuntamos. Además, después de aislar de la solución general una cierta función de las tensiones locales, función que determina las tensiones que diferencian el estado tensional real del estado elemental general, ha demostrado que las dos soluciones generales conservan su plena validez en el caso de las placas cortas.

Para llegar a las expresiones finales de las funciones de influencia de las tensiones locales, Lampsi desprecia las presiones normales de primer orden con las que la platabanda presiona sobre el alma, que son consecuencia de la flexión general de la pieza bajo la acción de momentos flectores variables en la longitud de la misma. Por consiguiente, de las presiones normales existentes en el borde, Lampsi sólo considera las presiones normales de segundo orden, como son las locales originadas por la fuerza concentrada exterior, cuyos valores cuantitativos los establece siguiendo la solución de Broude que ya hemos tratado.

Según Malyshkina tenemos:

a) Tensiones normales σ_x :

$$\sigma_x = -\frac{N}{A} \pm \frac{M_z \cdot y}{J_z} + \sigma'_x \quad [9]$$

en la que σ'_x son las tensiones debidas a los esfuerzos locales, siendo:

$$\sigma'_x = \sigma_x^n + \sigma_x^q ;$$

donde:

$$\sigma_x^n = \alpha_1 \cdot \frac{\xi \cdot P}{t_a \cdot h} = \text{Componente debida a la presión local existente sobre el borde del alma.}$$

$$\sigma_x^q = \alpha_3 \cdot \frac{q}{t_a} = \text{Componente debida a los esfuerzos cortantes existentes en el borde del alma.}$$

α_1 y α_3 = Funciones adimensionales de las tensiones locales deducidas y tabuladas por Lampsi.

J_z = Momento de inercia del alma.

h = Semicanto del alma.

P = Carga concentrada.

q = Esfuerzo cortante uniforme por unidad de longitud aplicado al borde del alma, que se puede expresar como sigue:

$$q = \frac{Q \cdot S_p}{J_{zv} \cdot t_a} + 1,13 \cdot \frac{m_{(x)} \cdot t_p}{J_{icab}} \cdot k \quad [10]$$

siendo el segundo sumando la tensión tangencial debida al momento torsor local $m_{(x)}$ por unidad de longitud de la platabanda.

S_p = Momento estático de la platabanda.

J_{zv} = Momento de inercia de la viga.

J_{icab} = Módulo de torsión de la simple te o cabeza formada por la platabanda alta y una porción del alma de altura igual al semiancho de la platabanda (fig. 9).

k = Coeficiente de concentración de tensiones; por ejemplo, según E. Trefftz:

$$k = 1,74 \cdot \sqrt[3]{\frac{t_p}{r}} ;$$

donde r es el radio de acuerdo entre la platabanda y alma.

b) Tensiones normales σ_y , que son de origen exclusivamente local:

$$\sigma'_y = \sigma_y^n + \sigma_y^q + \sigma_y^f \quad [11]$$

en la que:

$$\sigma_y^n = \beta_1 \cdot \frac{\xi \cdot P}{t_a \cdot h} = \text{Componente debida a la presión normal en el borde.}$$

$$\sigma_y^q = \beta_3 \cdot \frac{q}{t_a} = \text{Componente debida a los esfuerzos cortantes existentes en los bordes del alma.}$$

$$\sigma_y^f = \pm \frac{6 \cdot M_y}{t_a^2} = \text{Componente debida a la flexión local del alma.}$$

β_1 y β_3 = Funciones adimensionales de la tensión σ_y deducidas y tabuladas por Lampsi.

M_y = Momento flector local aplicado al borde del alma.

c) Tensiones tangenciales τ_{xy} :

$$\tau_{xy} = \frac{Q \cdot S_z}{J_z \cdot t_a} + \tau^t + \tau^n + \tau^q ;$$

en la cual:

$$\tau^t = \frac{M_{tor} \cdot t_a}{J_{tv}} = \text{Componente debida a la torsión general de la viga.}$$

$$\tau^n = \gamma_1 \cdot \frac{\xi \cdot P}{t_a \cdot h} = \text{Componente debida a la presión normal en el borde del alma.}$$

$$\tau^q = \gamma_3 \cdot \frac{q}{t_a} = \text{Componente debida a las fuerzas cortantes existentes en los bordes.}$$

γ_1 y γ_3 = Funciones adimensionales de la tensión τ_{xy} deducidas y tabuladas por Lampsi.

J_{tv} = Módulo de torsión de la sección de la viga.

ξ = Coeficiente de influencia de los enderezadores transversales, según fórmula [5].

Debemos añadir que el valor de la porción de alma, considerada como parte de la cabeza, se ha elegido por razones de simplicidad, y no ejerce una influencia notable sobre la rigidez a torsión del conjunto carril-platabanda superior. Su introducción tiene importancia a la hora de determinar los esfuerzos cortantes locales en la unión alma-platabanda y permite tener en cuenta el efecto de concentración de tensiones, hecho este último imposible si siguiéramos el esquema de A. Föppl.

Como ejemplo, y para no extendernos en exceso, sólo presentamos las expresiones de las funciones α_1 , β_1 y γ_1 obtenidos por Lampsi¹⁰:

$$\left. \begin{aligned} \alpha_1 &= 5,2 \cdot \sum_{k=1, 3, 5, \dots} (-1)^{\frac{k-1}{2}} \cdot a_k \cdot k \cdot \int_0^\infty \left[G_1(z, \mu) + G_2(z, \mu) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{3 \cdot \mu}{2 \cdot z^2} \right] \cdot \frac{\cos z\zeta \cdot \cos z\chi \cdot dz}{(k \cdot \pi)^2 - 4 \cdot z^2 \cdot \chi^2}; \\ \beta_1 &= -5,2 \cdot \sum_{k=1, 3, 5, \dots} (-1)^{\frac{k-1}{2}} \cdot a_k \cdot k \cdot \int_0^\infty [G_3(z, \mu) + G_4(z, \mu)] \cdot \\ &\quad \cdot \frac{\cos z\zeta \cdot \cos z\chi \cdot dz}{(k \cdot \pi)^2 - 4 \cdot z^2 \cdot \chi^2}; \\ \gamma_1 &= 5,2 \cdot \sum_{k=1, 3, 5, \dots} (-1)^{\frac{k-1}{2}} \cdot a_k \cdot k \cdot \int_0^\infty \left[G_5(z, \mu) + G_6(z, \mu) - \right. \\ &\quad \left. - \frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{4 \cdot z} \right] \cdot \frac{\sin z\zeta \cdot \cos z\chi \cdot dz}{(k \cdot \pi)^2 - 4 \cdot z^2 \cdot \chi^2}. \end{aligned} \right] \quad [13]$$

donde:

$$\zeta = \frac{x}{h};$$

$$\mu = \frac{y}{h};$$

$$z = m \cdot h;$$

$$\chi = \frac{\gamma_0}{2 \cdot h};$$

y las funciones de $G_i(z, \mu)$ se determinan como sigue:

$$\left. \begin{aligned} G_1(z, \mu) &= \frac{(z \cdot \operatorname{sh} z - \operatorname{ch} z) \cdot \operatorname{sh} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{ch} z \cdot \operatorname{ch} \mu z}{\operatorname{sh} 2z - 2 \cdot z}; \\ G_2(z, \mu) &= \frac{(z \cdot \operatorname{ch} z - \operatorname{sh} z) \cdot \operatorname{ch} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{sh} z \cdot \operatorname{sh} \mu z}{\operatorname{sh} 2z + 2 \cdot z}; \\ G_3(z, \mu) &= \frac{(z \cdot \operatorname{sh} z + \operatorname{ch} z) \cdot \operatorname{sh} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{ch} z \cdot \operatorname{ch} \mu z}{\operatorname{sh} 2z - 2 \cdot z}; \\ G_4(z, \mu) &= \frac{(z \cdot \operatorname{ch} z + \operatorname{sh} z) \cdot \operatorname{ch} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{sh} z \cdot \operatorname{sh} \mu z}{\operatorname{sh} 2z + 2 \cdot z}; \\ G_5(z, \mu) &= \frac{z \cdot \operatorname{sh} z \cdot \operatorname{ch} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{ch} z \cdot \operatorname{sh} \mu z}{\operatorname{sh} 2z - 2 \cdot z}; \\ G_6(z, \mu) &= \frac{z \cdot \operatorname{ch} z \cdot \operatorname{sh} \mu z - \mu \cdot z \cdot \operatorname{sh} z \cdot \operatorname{ch} \mu z}{\operatorname{sh} 2z + 2 \cdot z}. \end{aligned} \right\} [14]$$

En las expresiones [13] el significado de λ_0 es el dado por Broude.

En los gráficos de las figuras 10 a 13 presentamos los valores de las funciones [13] calculados para las fibras longitudinales $\mu = 0$, $\mu = \pm 0,5$, $\mu = \pm 1$ y $\mu = 1 - \varepsilon$ del elemento, en función de los parámetros χ y μ . Los valores de la abscisa relativa ξ aparecen al final de las curvas. Por ε entendemos cierta pequeña magnitud correspondiente a la fibra $\mu = \text{const.}$ en la que α_i alcanza su valor extremo.

Las funciones α_i , β_i y γ_i se amortiguan con bastante rapidez a medida que nos alejamos del punto de aplicación de la carga; en consecuencia, a distancias superiores a la mitad de la altura del alma las tensiones locales en los cálculos prácticos se pueden despreciar.

Determinación de los esfuerzos locales

A continuación presentamos los resultados de la investigación realizada por Malyshkina para determinar los esfuerzos locales $m(x)$ y M_y . Malyshkina ha estudiado el comportamiento de una placa solicitada conjuntamente a torsión local en uno de sus bordes y a compresión en dos direcciones, como son la compresión local del borde superior del alma y la producida por los esfuerzos normales de la flexión general.

13

El funcionamiento del alma a flexión, tanto general como local, se puede representar, según Malyshkina, dentro de los límites de precisión exigida en los cálculos de ingeniería de las vigas-carriles, como el funcionamiento de vigas elementales sometidas al giro de uno de sus apoyos y al desplazamiento del mismo por la fuerza de compresión (fig. 14).

El momento flector local se puede representar por la siguiente ecuación general:

$$M_y = \frac{4 \cdot E \cdot J \cdot \theta}{l} \cdot \left(1 - \frac{3}{2} \frac{y}{l} \right) + P \cdot z \quad [15]$$

o como función de y mediante el momento torsor:

$$M_y = M_{tor} \cdot s \cdot \left(1 - \frac{c}{a}\right) \cdot \frac{\text{sh } s x}{\text{ch } s c} \cdot \left(\cos \varphi y - \frac{2 \cdot \cos 2 \varphi h + 1}{2 \cdot \sin 2 \varphi h} \cdot \sin \varphi y\right); \quad [16]$$

siendo:

$$\varphi = \sqrt{\frac{p(x)}{E \cdot J}}$$

$p(x)$ = Intensidad, según Broude, de la compresión por unidad de longitud del alma.

θ = Angulo de giro de la cabeza en la misma sección.

$l = 2 \cdot h$ = Altura (canto) del alma.

$E \cdot J$ = Rigidez transversal a flexión de la unidad de longitud del alma.

M_{tor} = Momento torsor concentrado exterior (fig. 15).

15

a = Separación entre enderezadores.

c = Distancia desde el origen de las coordenadas al punto de aplicación del momento torsor concentrado.

$$s = \sqrt{\frac{4 \cdot E \cdot J}{l \cdot G \cdot (J_{tc} + J_{tp})}} = \text{Característica de rigidez de la sección.}$$

En la sección $y = 0$:

$$M_y = m_r = \frac{4 \cdot E \cdot J}{l} \cdot \theta \quad [17]$$

o

$$m_r = M_{tor} \cdot s \cdot \left(1 - \frac{c}{a}\right) \cdot \frac{\text{sh } s x}{\text{ch } s c} \quad [18]$$

que representa el momento flector en el apoyo de la viga elemental y expresa la resistencia, por unidad de longitud, que opone el alma a la torsión de la cabeza. En el alma el momento

flector alcanza su valor máximo en $c = d = \frac{a}{2}$, $x = \frac{a}{2}$:

$$m_r = \frac{M_{tor} \cdot s}{2} \cdot \text{th} \cdot \frac{s \cdot a}{2}; \quad [19]$$

$$M_y = \frac{M_{tor} \cdot s}{2} \cdot \text{th} \cdot \frac{s \cdot a}{2} \cdot \left(\cos \varphi y - \frac{2 \cdot \cos 2 \varphi h + 1}{2 \cdot \sin 2 \varphi h} \cdot \sin \varphi h \right) \quad [20]$$

La expresión obtenida por Malyshkina para el momento torsor local correspondiente a la unidad de longitud de la cabeza es la siguiente:

$$m(x) = M_{tor} \cdot \left(1 - \frac{c}{a}\right) \cdot \left(1 - s \cdot \frac{\text{sh } s x}{\text{ch } s c}\right) \quad [21]$$

siendo $c \leq x \leq a$.

Desplazando el punto de aplicación del momento torsor exterior M_{tor} a lo largo de a , obtenemos la ley de variación de los momentos torsores locales $m(x)$ en toda la longitud de la cabeza. Este valor se mantiene prácticamente constante dentro de los límites entre enderezadores contiguos.

Conclusiones y recomendaciones

Los valores de las tensiones totales en los elementos de la viga-carril se hallan en estrecha relación con la característica de rigidez s , que, a su vez, depende principalmente de la rigidez a torsión $G \cdot J_{tc}$ del carril. En consecuencia, el valor de la rigidez a torsión del conjunto oscila bruscamente en función del grado de eficacia de la unión del carril con la platabanda superior. La rigidez propia de la platabanda oscila entre el 3 y el 7 % de la rigidez total (carril más platabanda). En otras palabras, el grado de fijación del carril sobre la platabanda determina en parte muy importante el estado de tensiones en el alma. En la figura 16 presentamos cuatro diagramas de tensiones σ_y , medidas en ambas caras de una misma sección de la viga y trazadas a la misma escala, en el caso de carril bien fijado a la viga (figura 16 a) y con fijación floja (fig. 16 b).

Son grandes las discrepancias existentes entre los diferentes autores sobre el valor del momento torsor M_{tor} a introducir en el cálculo de la viga-carril. Así, Behul¹⁶ propone para la excentricidad e de aplicación de la carga móvil vertical:

$$e = \frac{b}{4} + 5 \text{ mm} ;$$

siendo b , en mm, la anchura de la cabeza del carril. Maas¹⁸ propone elevar ese valor hasta un tercio de b , y Streletsky considera una excentricidad de sólo 20 mm, que es el valor máximo que admiten las autoridades oficiales rusas encargadas de la recepción y supervisión del tipo de estructuras que comentamos.

Para terminar daremos algunas recomendaciones que serán útiles en el proyecto de caminos de rodadura de ejecución soldada, y alejarán el peligro del fallo por fatiga del material:

- 1) Limitar lo más posible el valor de la excentricidad de colocación del carril sobre la viga.
- 2) Las tensiones locales σ_y y τ_{xy} en el alma de la viga-carril se pueden disminuir aplicando las siguientes medidas constructivas:
 - a) Adoptando carriles de dimensiones mayores que las necesarias por razón de su estricta resistencia, y aumentando las dimensiones de la platabanda superior eleva-

mos la longitud equivalente de aplicación de la carga móvil y la suma de los módulos de torsión del carril y de la platabanda, medidas ambas que contribuyen a bajar los valores de las tensiones σ_y y τ_{xy} , tanto en el caso de carga centrada como excéntrica.

- b) Una buena medida consiste en aumentar el espesor de la parte superior del alma (fig. 17 a).
 - c) Con el refuerzo de la platabanda superior con llantas verticales o inclinadas, así como con perfiles (figs. 17 b y 17 c), al elevar la rigidez a torsión del conjunto disminuyen fuertemente las tensiones de flexión local del alma. Sin embargo, no aconsejamos el empleo de la solución representada en la figura 17 d, debido a que, en este caso, entre la platabanda y el perfil laminado siempre existirá cierta holgura, imposible de eliminar, que aparece como consecuencia de las deformaciones de soldadura y otras causas, siendo inevitable el fallo por fisuración de los cordones que unen el perfil a la platabanda.
- 3) El cordón de soldadura que une la platabanda superior de la viga con el alma de la misma debe ejecutarse con penetración completa. Esta recomendación es norma obligatoria en la U.R.S.S.²⁰. Para cumplir esta recomendación, se debe preparar el borde de la chapa con bisel en k en chapas de 10 o más milímetros de espesor cuando se realice la unión con soldadura a mano o semiautomática. Cuando se emplee la soldadura automática la preparación del bisel en k se realizará en chapas de más de 14 mm de espesor.
 - 4) En vigas-carriles que sirvan de camino de rodadura de puentes-grúa de servicio intenso (grupos III y IV, según clasificación de la Federación Europea de la Manutención), para realizar el cordón de soldadura que une la platabanda superior al alma de la viga se debe emplear sólo la soldadura automática.
 - 5) En el tipo de vigas-carriles que hemos mencionado en el punto 4 no se deben emplear enderezadores cortos cuando no exista enderezador longitudinal del alma que los reciba. Las fisuras que aparecen en los extremos inferiores de los enderezadores cortos son debidas principalmente a la aplicación excéntrica de las cargas móviles.
 - 6) Disminuir la separación entre enderezadores transversales adoptando enderezadores transversales intermedios cortos junto con el enderezador longitudinal.
 - 7) Emplear forros continuos de material elástico entre el carril y la platabanda superior de la viga. Estos forros, que deben ser de bajo módulo elástico, hasta 10^4 kgf/cm² y de unos 6 mm de espesor, reducen en un 25 % aproximadamente las tensiones σ_y y τ_{xy} .
 - 8) En las instalaciones en servicio, vigilar el estado de los carriles, su centrado y fijación, corrigiendo a tiempo los defectos que se observen. El personal de vigilancia y mantenimiento de los caminos de rodadura debe tomar conciencia de la importancia que el buen estado de la estructura tiene sobre la durabilidad de la misma.

Es importante poder detectar los daños en el período inicial de la propagación estática de la fisura, no sólo para prevenir la ruina de la obra, sino para reducir al mínimo los gastos de reparación.

Llamamos la atención sobre la necesidad de un estudio profundo del proceso a seguir y de las técnicas a emplear en las operaciones de reparación de los daños (fisuras del alma) que se detecten.

De no proceder así, la reparación conducirá a un empeoramiento del estado del camino de rodadura. Algunas recomendaciones útiles sobre este tema se pueden encontrar en el artículo de Senior y Gurney⁷.

REFERENCIAS

1. B. M. BROUDE: «Raspredeleñiye sosredotochennogo davleñiya v metallicheskykh Balkakh» (Distribución de una presión concentrada en las vigas metálicas). *Stroizdat*, 1946.
2. A. A. APALKO: «Napriazhonnoye sostoyaniye stienok svarnykh podkranovykh balok» (Estado de tensiones en las almas de las vigas-carriles soldadas). *Biulleten Technicheskoy Informatsii*, núm. 8, 1957.
3. A. S. DÓVZHENKO: «Izucheniye prochnosti sploshnykh svarnykh podkranovykh balok pri povtornykh nagruzkakh» (Estudio de la resistencia de las vigas-carriles soldadas de alma llena bajo cargas reiteradas). Tesis para la obtención del título de candidato a doctor en Ciencias Técnicas. Moscú, 1959.
4. G. A. SHAPIRO: «Miestnyye napriazheñiya v stienke podkranovoy balki pri vñetsentriennoy nagruzkie» (Tensiones locales en el alma de una viga-carril bajo carga excéntrica). *Stroitielnaya Mekhanika y Raschot Sooruzheñiy*, núm. 5, 1959.
5. I. M. ODIN: «K raschotu napriazheñiy v stienkakh podkranovykh balok ot smieschieñiya rielsa» (Sobre el cálculo de las tensiones debidas al desplazamiento del carril en las almas de las vigas-carriles). *Promyshlennoye Stroitelstvo*, núm. 3, 1963.
6. I. OXFORD: «Zur Beanspruchung der Obergurte vollwandiger Kranbahnträger durch Torsionsmomente und durch Querkraftbiegung unter dem örtlichen Radlastangriff». *Der Stahlbau*, núm. 12, 1963.
7. A. G. SENIOR y T. R. GURNEY: «The design and service life of the upper part of welded crane girder». *Structural Engineer*, vol. 41, núm. 10, 1963, y vol. 42, núm. 3, 1964.
8. A. S. DOVZHENKO: «Prichiny rozrusheñiya szhatoy zony svarnykh balok» (Causas de fallos en la zona comprimida de las vigas soldadas). *Materialy Po Metallicheskim Konstruktsiyam*, 1964.
9. L. DE LORINGHOVEN: «Torsion locale des membrures supérieures de chemins de roulement». *Construction Metallique*, núms. 1 y 2, 1964.
10. B. B. LAMPSI: «Napriazheñiya v stienkakh pri poperiechnykh nagruzkakh» (Tensiones en las almas bajo cargas transversales). *Izvestiya Vuzov. Stroitelstvo y Arkhitektura*, núm. 9, 1964.
11. B. B. LAMPSI: «Napriazheñiya v dlinnoy polosie ot kasatielnykh sil na yeyo kromkie» (Tensiones en una llanta larga debidas a fuerzas tangenciales en su borde). *Inzheniorny Zhurnal*, tomo V, edición I, 1965.
12. L. DE LORINGHOVEN: «Poûtres de chemin de roulement. Sollicitations et classification des contraintes». *Construction Metallique*, núm. 2, 1967.
13. L. DE LORINGHOVEN: «La torsion des poûtres. Méthodes de calcul des moments sectoriels, centraux d'inertie des moments sectoriels d'inertie et des moments statiques sectoriels». *Construction Metallique*, núm. 4, 1967.
14. D. MATESCO y N. BALUT: «Efforts sur les poûtres de roulement». *Construction Metallique*, núm. 2, 1967.
15. I. N. MALYSHKINA: «Niekotoryye voprosy prochnosti svarnykh podkranovykh balok» (Algunas cuestiones sobre la resistencia de las vigas-carriles soldadas). *Metallicheskiye Konstruktsii - Stroizdat*, 1968.
16. V. BEHUL: «Incrinature per fatica nelle anime delle vie di corsa per gru». *Costruzioni Metalliche*, núm. 1, 1970.
17. L. DE LORINGHOVEN: «Les problèmes de torsion des chemins de roulement». *Construction Metallique*, núm. 1, 1970.
18. G. MAAS: «Investigations Concerning Craneway Girders». *Iron and Steel Engineer*, marzo de 1972.
19. L. DE LORINGHOVEN: «Calcul de pression locale des galets transmise au chemin de roulement» (Comparación de los métodos empleados en la U.R.S.S. y en Alemania Federal). *Construction Metallique*, núm. 3, 1973.
20. Normas de Proyecto. Estructuras de Acero. SN y P, II, vol. 3 de 1962.
21. DIN 4132. Kranbahnen-Stahltragwerke, 1970.
22. E. I. BELEÑA y otros: «Metallicheskiye Konstruktsii». *Costzdat*, 1973.
23. L. FILON: «On approximate solution for the bending of a beam rectangular gross-section under any system of load». *Phi. Trans.*, A 206, 63-165, 1903.

résumé

A propos du fonctionnement d'une poutre de roulement métallique et des contraintes locales à son âme

José Rivacoba,

ingénieur des Ponts et Chaussées,
chef de la Section des Ossatures
Métalliques de SENER

L'apparition de dommages sous forme de fissures est fréquente dans les poutres de roulement qui sont exécutées par soudure. Elles servent de chemin de roulement des ponts-roulants à fonctionnement lourd. L'expérience dans l'exploitation des chemins de roulement métalliques montre que les méthodes de calcul fixées par bon nombre de normes officielles en vigueur ne reflètent pas le véritable fonctionnement d'une poutre de roulement à âme pleine. Dans cet article, l'auteur fait une brève description du fonctionnement particulier de ces poutres métalliques, commente quelques-unes des méthodes analytiques de calcul des efforts dits locaux et donne quelques recommandations pratiques qui seront utiles tant au projet d'éléments de ce genre qu'à leur entretien.

summary

Local stresses on the web of metal rail girders

José Rivacoba,

Civil Engineer,
Head of the Department of SENER Metal
Structures

Damages in the shape of cracks frequently appear in the welded rail girders that serve as heavy service travelling cranes. Experience in the use of metal rails shows that the design methods included in many officially valid norms do not reflect the true behaviour of a solid web rail girder. The article provides a brief description of the particular behaviour of these metal beams, comments upon some of the analytic design methods of the so called local stresses and gives practical recommendations that will be useful both for the design of this type of members as well as for their maintenance.

zusammenfassung

Lokalspannungen im Steg der metallischen Schienenträgern

José Rivacoba,

Zivilingenieur,
Chef der SENER Metallstrukturabteilung

Häufig entstehen Risse in den geschweissten Schienenträgern, die als Fahrbahn für Schwerbrückenkrane dienen. Die Erfahrung von dem Gebrauch der Metallschienen zeigt, dass die Berechnungsmethoden vieler offizieller Normen nicht die wahrhaftige Leistung eines Schienenträgers mit vollem Steg darstellt. Der Artikel beschreibt kurz die besondere Leistung dieser Metallschienen, erwähnt einige der analytischen Berechnungsmethoden der sogenannten Lokalspannungen und gibt praktische Empfehlungen, die sowohl bei dem Entwurf von dieser Art Elementen wie für ihre Unterhaltung von Nutzen sein werden.

publicación del i. e. t. c.c.

LAMINAS DE HORMIGON

A. M. Haas
Dr. Ingeniero

Traducción de José M.^a Urcelay
Dr. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

El profesor A. M. Haas es personalidad muy conocida en todo el mundo dentro del campo de las estructuras laminares.

El libro, que ha sido traducido a varios idiomas, es de exposición clara e intuitiva, y destaca los conceptos fundamentales sobre los desarrollos matemáticos.

En su primera parte, el libro trata de la teoría de membrana en láminas de revolución. A continuación se aplica esta teoría, para el caso en que las cargas sean también de revolución, a las láminas de revolución más usuales: cúpulas esférica y elíptica, láminas cónicas, depósitos.

Se estudian seguidamente las láminas de revolución sometidas a cargas que no sean de revolución, así como las tensiones secundarias debidas a flexiones en láminas de revolución.

Se termina la primera parte con un capítulo dedicado a la construcción de láminas.

En la segunda parte se estudia la teoría de membrana para láminas rebajadas, dedicando sendos capítulos a las láminas en paraboloide hiperbólico, en paraboloide elíptico y en conoide.

A continuación se dedica un extenso capítulo a la flexión.

Seguidamente se estudia el caso de pequeñas cargas que originan fuertes tensiones por flexión.

Finalmente, el libro dedica un capítulo al pandeo.

Un volumen encuadernado en tela, brillantemente presentado, de 17 × 24,5 cm, compuesto de 420 páginas, numerosas figuras, tablas y ábacos. Precios: España, 1.250 ptas.; extranjero, \$ 25.