Puente del Danubio en Bratislava. Análisis del fenómeno de arrastre por cortante y del complejo proceso constructivo de un tablero de 35m de ancho.

Bridge over the Danube river at Bratislava . Analysis of the shear lag effect and of the complex constructive process of a 35m wide deck.

Ramón M Merino Martínez[a], José M Simón-Talero Muñoz[b], Ángel Carriazo Lara[c], Javier Domínguez Martínez[d], David Walias Sánchez[d], Javier Gamino Palomo[d], Wojciech Wlodzimirski[e]

[a] Ingeniero de caminos, canales y puertos. TORROJA Ingeniería, SLP. Jefe de Proyectos.

[b] Doctor ingeniero de caminos, canales y puertos. TORROJA Ingeniería, SLP. Consejero Delegado.

[c] Ingeniero de caminos, canales y puertos. TORROJA Ingeniería, SLP. Director Técnico.

[d] Ingeniero de caminos, canales y puertos. TORROJA Ingeniería, SLP. Ingeniero de Proyectos.

[e] Ingeniero de caminos, canales y puertos. FERROVIAL AGROMÁN, SA. D4R7 ppp, Structures Design Manager.

RESUMEN

El cálculo tensional en servicio de un viaducto de 35m de ancho, con una sección tipo construida en dos fases, es una labor compleja. En este caso el cálculo se ha abordado a través de modelos de barras elásticos lineales calibrados mediante un estudio paralelo de elementos finitos. El estudio detallado de la distribución no lineal de tensiones en la sección ha permitido optimizar la cuantía de pretensado necesaria, permitiendo definir únicamente pretensado interior adherente en la sección. Se ha eliminado la necesidad de definir pretensado exterior en el interior del cajón, como sucede en otras realizaciones recientes comparables.

ABSTRACT

The stress calculation of a viaduct 35m wide, defined with a typical section built up in two phases, is a complex task. In this case, the calculation has been carried out using elastic beam models calibrated via finite element model calculations made on purpose. A detailed study of the non-linear stress distribution on the deck typical section has been useful to optimize the prestressing steel quantification, in order to define a single internal bonded post- tensioning tendon system, not being necessary to design an extra external prestressing system inside the deck box core, as usual in other comparable recent realizations.

PALABRAS CLAVE: Cajón, Voladizos, Sección eficaz, Arrastre por cortante, Torroja.

KEYWORDS: Box girder, Overhangs, Effective section, Shear lag, Torroja.

1. Generalidades

El consorcio D4R7, fruto de un contrato ppp, está construyendo en Bratislava la nueva autopista D4, que circunvala Bratislava por el sur entre las localidades de Jarovce (en la frontera con Austria) e Ivanka pri Dunaji.

Como parte del proyecto constructivo de la nueva autopista de circunvalación de Bratislava D4, se ha diseñado y está actualmente en construcción el paso de la autopista D4 sobre el Danubio. Dicho paso consta de 4 viaductos consecutivos, con una longitud conjunta de 2.932,5m: El viaducto de Acceso Oeste, el

viaducto del Kayak, el viaducto principal, o del Danubio, y viaducto de Acceso Este, de 782m, 470m, 430m y 1250.5m respectivamente.

Los viaductos de acceso son puentes ejecutados por fases, construidos mediante autocimbra, mientras que los viaductos centrales son puentes construidos mediante el método de avance en voladizo.

El paso de la autopista D4 sobre el Danubio tiene una anchura total de 35m, y alberga el tronco de la autopista, una vía ciclista y otra peatonal.

2. Definición general del tablero

En el presente artículo se muestran los resultados del análisis de la distribución no lineal de tensiones realizado para el viaducto de Acceso Este. El viaducto de Acceso Este del puente sobre el Danubio tiene 1250.5m de longitud total, dividida en 18 vanos de 65.0m, 16 de 70.0m y 1 de 62.5m.

Figura 1. Sección tipo del puente sobre el Río Danubio. Viaductos de acceso.

El tablero es continuo de canto constante, de hormigón pretensado tanto en dirección longitudinal como en dirección transversal.

Tiene una anchura total de 35m. La sección tipo del tablero está constituida por un cajón central ampliado lateralmente por sendos voladizos sustentados sobre jabalcones prefabricados de hormigón armado.

Se ofrece una descripción exhaustiva del viaducto en el artículo "Puente sobre el río Danubio en Bratislava (Autopista D4). Viaducto de Acceso Este, construido vano a vano mediante autocimbra", presentado en este mismo Congreso.

3. Proceso constructivo

Atendiendo a la sección tipo, el tablero se construye en dos fases. En una primera fase se construye el ancho central del tablero, o núcleo central, de 14.3m de ancho. En segunda fase se construye el sistema de puntal-jabalcón que constituye los voladizos, de 10.1m de ancho, a cada lado del tablero.

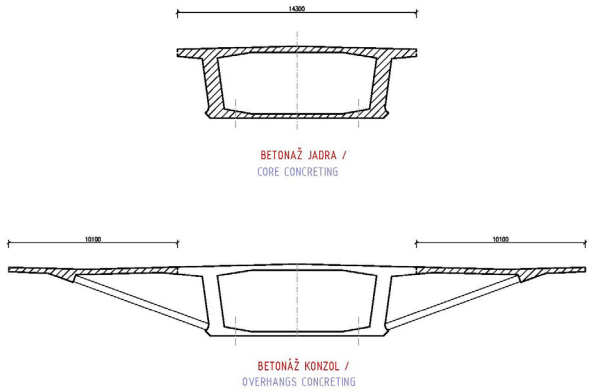


Figura 2. Proceso constructivo de la sección del tablero.

El estudio presentado considera unas dimensiones algo diferentes de las indicadas, el cajón central de 16.3m y los voladizos de 9.1m de ancho. Estas dimensiones son las inicialmente consideradas, y fueron modificadas a 14.3m y 10.1m por motivos constructivos.

La construcción del núcleo central del tablero se realiza vano a vano, o por fases, mediante el empleo de una autocimbra. La construcción de los voladizos se realiza también por fases, mediante el empleo de un carro de alas que apoya y se desliza sobre el núcleo central previamente construido.

4. Pretensado longitudinal

El pretensado longitudinal del tablero es complejo, resultando uno de los elementos de mayor interés del viaducto.

A efectos de este estudio, atendiendo a la disposición del pretensado dentro de la sección se distinguen dos tipos de pretensado:

- Pretensado longitudinal de almas. Se define en toda la longitud del tablero.
- Pretensado longitudinal del forjado superior, centrado sobre pila, con una longitud media de 30m.

Atendiendo al momento de tesado, podemos distinguir entre aquellos que son tesados una vez construido el núcleo central del tablero, y aquellos que lo son una vez construida la sección completa del tablero (núcleo y voladizos):

- La mitad del pretensado longitudinal de las almas, se introduce en la sección del núcleo central del tablero, mientras que la otra mitad se introduce en la sección completa del tablero.
- El pretensado longitudinal del forjado superior se introduce en la sección del núcleo central.

En líneas generales, atendiendo al estado tensional longitudinal del núcleo central del tablero, el pretensado introducido en la sección parcial es más eficaz que el introducido en la sección completa, que tiene una mayor área. No obstante, atendiendo al estado tensional longitudinal de los voladizos, que se construyen en segunda fase, y por tanto a tiempo cero no reciben compresión alguna del pretensado introducido con anterioridad a su construcción, es necesario introducir una parte importante del pretensado en la sección completa. El hecho de que la construcción de la sección tipo se realice en dos fases influye notablemente en la cuantía de pretensado resultante.

Se ha realizado un estudio detallado de elementos finitos para analizar la distribución no lineal de tensiones en el ancho de la sección debido al arrastre por cortante. Este estudio ha permitido evaluar de manera ajustada el máximo nivel tensional alcanzado en el voladizo. De esta manera ha sido posible establecer un criterio a seguir para el cálculo tensional del tablero en estado límite de servicio, teniendo en cuenta las características específicas de la sección tipo definida y el complejo proceso constructivo del tablero. En base a este criterio, ajustado específicamente para este viaducto, ha sido posible afinar al máximo el cálculo de tensiones en los voladizos a lo largo del proceso constructivo y de la vida útil del tablero, y por tanto ha sido posible minimizar las necesidades de pretensado a sección completa (pretensado de segunda fase).

Este estudio ha permitido reducir significativamente la cuantía de pretensado longitudinal del tablero, de tal manera que se ha podido definir todo el pretensado interior adherente, evitando la necesidad de definir adicionalmente un pretensado exterior por el interior del cajón, como se ha hecho en puentes similares existentes, comparables en luces y anchos con el puente objeto de este artículo.

5. Modelos de elementos finitos

Se han analizado varios modelos de elementos finitos, con el objetivo de estudiar distintas situaciones de cálculo.

Se ha analizado la distribución no lineal de tensiones en los forjados superior e inferior en las zonas de momento flector negativo y positivo, bajo la acción de varios tipos de cargas:

- Cargas muertas (SIDL)
- Sobrecargas de tráfico (LL)

Adicionalmente se han analizado los efectos de los dos tipos de pretensado existentes en el tablero, el pretensado recto en el forjado superior sobre pila, y el pretensado curvo a lo largo de las almas.

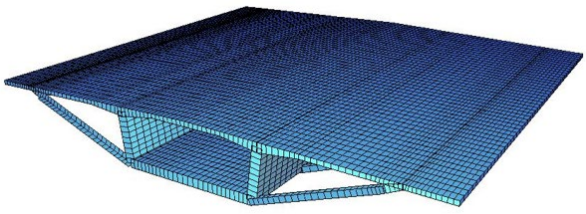
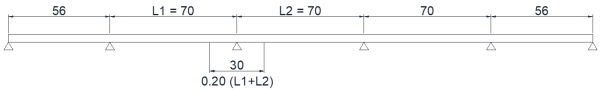


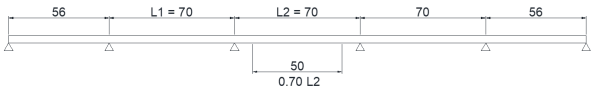
Figura 3. Perspectiva de uno de los MEF

BENDING MOMENT (SIDL & LL):

- NEGATIVE BENDING

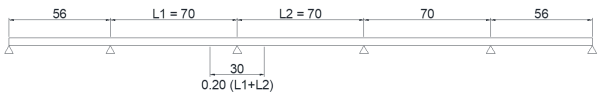


- POSITIVE BENDING

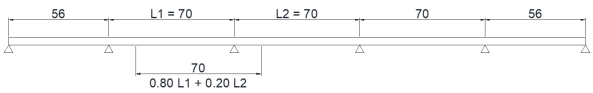


AXIAL FORCE (SECOND PHASE PRESTRESSING):

- FIRST SITUATION. Prestressing 30m long

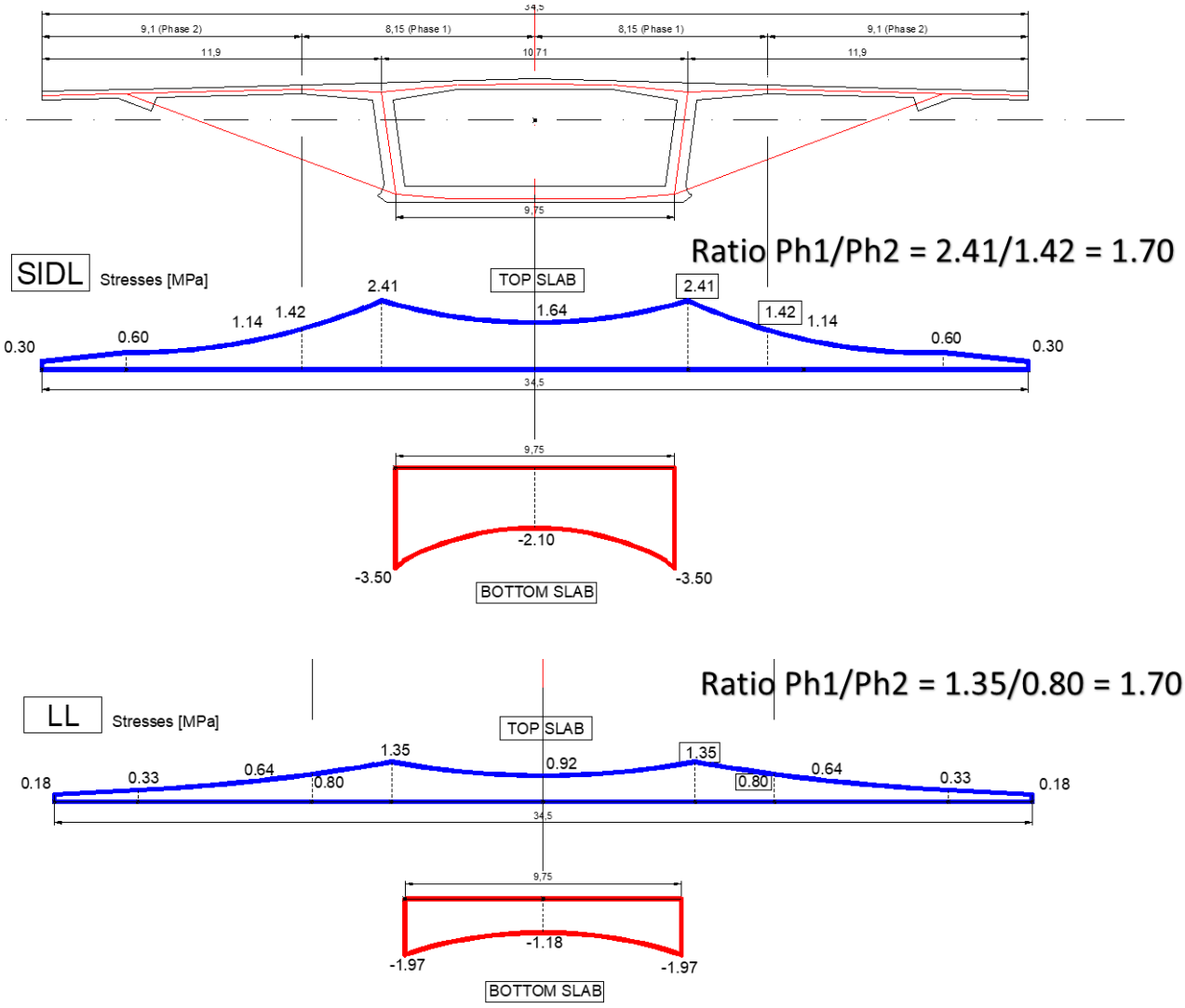


- SECOND SITUATION. Prestressing 70m long



5.1. Modelo zona sobre pila

A continuación se ofrecen los resultados de la distribución no lineal de tensiones en la sección de apoyo sobre pila, sometida a momentos flectores negativos.



Distribución no lineal de tensiones en los forjados superior e inferior.

Según se observa en las figuras superiores, y como por otra parte es bien conocido, debido al fenómeno de arrastre por cortante la distribución de tensiones en la sección no es

uniforme. Se produce una concentración de tensiones en las zonas de la sección de mayor rigidez, las inmediaciones de las almas (y en menor medida en las inmediaciones de las vigas de empotramiento de los puntales en el voladizo).

Dada la gran longitud de los voladizos, se observa que la concentración de tensiones es muy elevada. Por ejemplo, en el caso de la distribución de tensiones de cargas muertas, la tensión en el alma es 8 veces superior a la tensión en el borde del voladizo (2.41/0.30).

Es de gran interés remarcar que la tensión máxima que se va a producir en el voladizo la podremos controlar sin más que definiendo la junta entre núcleo central y voladizo más o menos cerca del alma. A efectos de este estudio, el ancho máximo del núcleo central se ha establecido en 16.3m, y la tensión máxima calculada en el voladizo (en la junta con el núcleo central) es 1.7 veces inferior a la máxima obtenida sobre el alma. Para una misma acción sobre la sección completa, si definimos la junta entre primera fase y segunda fase de tablero más lejos del alma, es decir, si definimos un ancho del núcleo central mayor, podremos concluir que la tensión máxima alcanzada en el voladizo va a ser menor. Esta reflexión es de capital interés de cara a poder optimizar el diseño del tablero, limitando el rango tensional en los voladizos, y por tanto disminuyendo la necesidad de pretensado a sección completa, con lo que esto supone de economía.

5.2. Modelo zona de centro de vano

A continuación se ofrecen los resultados de la distribución no lineal de tensiones en la sección de centro de vano, sometida a momentos flectores positivos. Se pueden obtener unas conclusiones similares a las del apartado anterior.

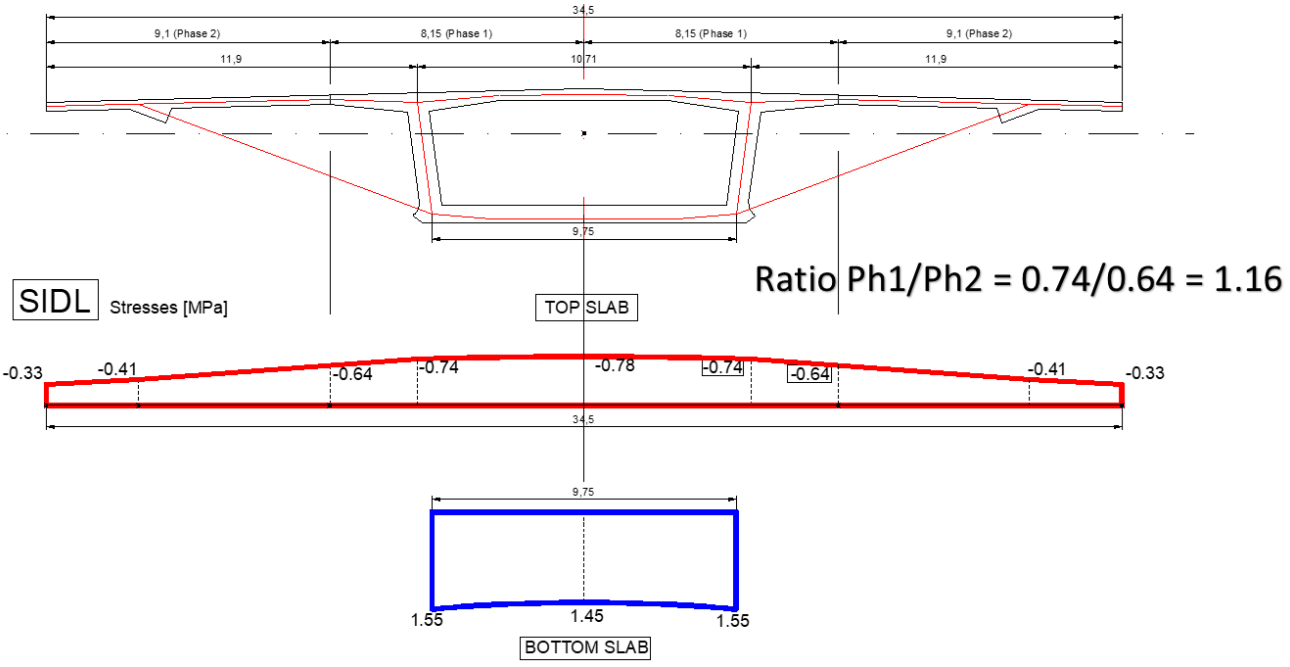


Figura 6. Sección de centro de vano sometida a momento flector positivo.
Distribución no lineal de tensiones en los forjados superior e inferior.

5.3. *Modelo análisis pretensado*

5.3.1. Pretensado recto en forjado superior sobre pila

Este pretensado sigue un trazado recto, generando una ley de axiles y momentos flectores prácticamente constante, y una ley de cortantes de valor despreciable.

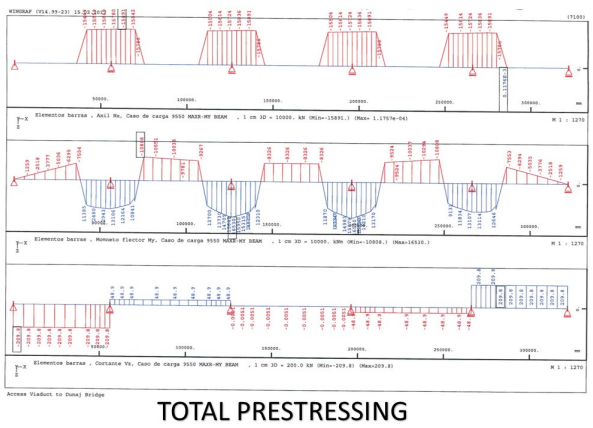


Figura 7. PT recto en forjado superior sobre pila.

En este caso, como se comprueba del cálculo mediante MEF realizado, no existe un fenómeno de arrastre por cortante reseñable, dado que la ley de momentos flectores es sensiblemente constante, y por tanto apenas existe esfuerzo cortante. No obstante, a nivel teórico, habrá que considerar este fenómeno a la hora de calcular tensiones.

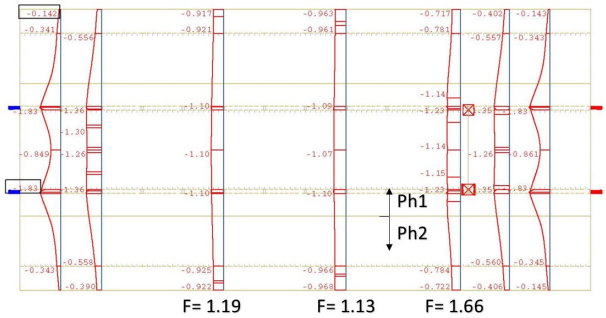


Figura 8. PT recto en forjado superior sobre pila.

En la figura superior se analiza la introducción del axil de pretensado en el forjado superior. Se observa una concentración de tensiones en las inmediaciones de las trompetas de pretensado, y se deben al fenómeno de difusión de la fuerza de pretensado, no al fenómeno de arrastre por cortante. En las secciones de tablero suficientemente alejadas de las trompetas, la distribución de tensiones es prácticamente constante en todo el ancho del tablero.

5.3.2. Pretensado de directriz curva en almas

Este pretensado sigue un trazado curvo a lo largo de las almas, generando una ley de axiles prácticamente constante y una ley de momentos flectores variable, acompañada de una ley de cortantes no despreciable.

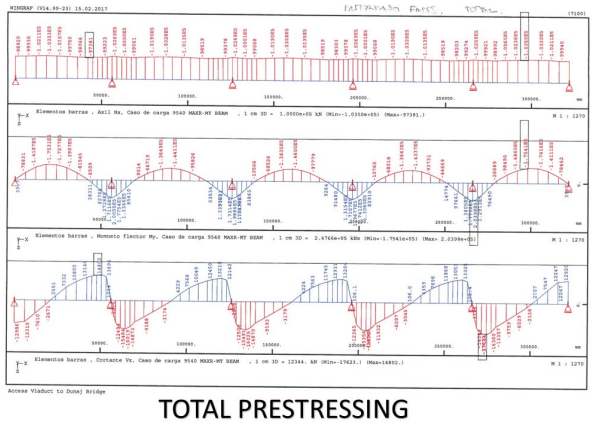


Figura 9. PT de directriz curva en almas.

En este caso, habrá que considerar el fenómeno de arrastre por cortante derivado de la ley variable de momentos flectores, y por tanto de la existencia de una ley reseñable de cortantes. En cuanto a la ley de axiles aplica lo comentado en el apartado anterior.

Luego del análisis del pretensado se puede concluir que el fenómeno de arrastre por cortante ha de ser considerado únicamente a la hora de analizar las tensiones producidas por la ley de momentos flectores. La distribución del axil de pretensado en la sección puede considerarse uniforme. Atendiendo al axil, habrá de analizarse la concentración local de tensiones en las inmediaciones de las trompetas, pero este fenómeno se escapa del ámbito de este estudio.

6. Anchos eficaces en la Normativa

$$b_{eff} = \beta\, b_0$$

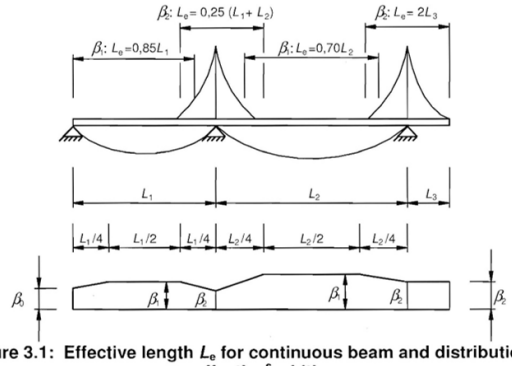
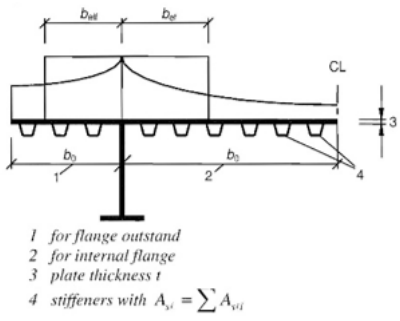


Figure 3.1: Effective length L_e for continuous beam and distribution of effective[s] width

Table 3.1: Effective[s] width factor β

κ	Verification	β – value
$\kappa \le 0{,}02$		$\beta = 1{,}0$
$0{,}02 < \kappa \le 0{,}70$	sagging bending	$\beta = \beta_1 = \dfrac{1}{1+6{,}4\,\kappa^2}$
	hogging bending	$\beta = \beta_2 = \dfrac{1}{1+6{,}0\left(\kappa - \dfrac{1}{2500\,\kappa}\right)+1{,}6\,\kappa^2}$
$> 0{,}70$	sagging bending	$\beta = \beta_1 = \dfrac{1}{5{,}9\,\kappa}$
	hogging bending	$\beta = \beta_2 = \dfrac{1}{8{,}6\,\kappa}$
all κ	end support	$\beta_0 = (0{,}55 + 0{,}025/\kappa)\,\beta_1$, but $\beta_0 < \beta_1$
all κ	Cantilever	$\beta = \beta_2$ at support and at the end
$\kappa = \alpha_0\, b_0 / L_e$ with $\alpha_0 = \sqrt{1 + \dfrac{A_{sl}}{b_0 t}}$		
in which A_{sl} is the area of all longitudinal stiffeners within the width b_0 and other symbols are as defined in Figure 3.1 and Figure 3.2.		



1 for flange outstand
2 for internal flange
3 plate thickness t
4 stiffeners with $A_{sl} = \sum A_{sl,i}$

Figure 3.2: Notations for shear lag

Figura 10. EN1993. Algoritmo de cálculo de ancho eficaz

El Eurocódigo ofrece distintos algoritmos para el cálculo de los anchos eficaces, en función del tipo de estructura a analizar. En función de si se calcula una estructura de hormigón, de acero o mixta, los Eurocódigos EN1992, EN1993 y EN1994 ofrecen soluciones distintas al fenómeno, algunas de ellas bastante simplificadas. A juicio del autor de este artículo, la formulación del Eurocódigo 3, relativo a estructuras metálicas, es la más refinada y es la que se ha utilizado en este estudio. Esta formulación es perfectamente aplicable al objeto de nuestro estudio, aunque se trate de un puente de hormigón.

7. Modelos para el cálculo general

Se han generado dos modelos de barras elásticos lineales para el cálculo longitudinal general del tablero en estado límite de servicio. Se ha generado un modelo definido con las secciones eficaces, de acuerdo con el Eurocódigo 3.1.5, capítulo 3.2., y otro modelo generado con las secciones completas, sin reducción alguna derivada del fenómeno de arrastre por cortante.

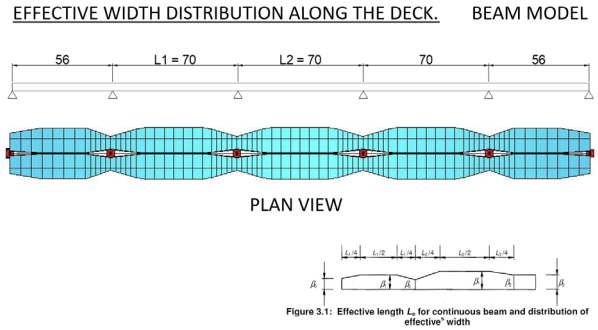


Figura 11. Planta del modelo definido con sección eficaz. Variación de anchos eficaces en el forjado superior.

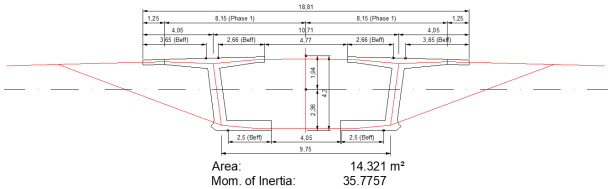


Figura 12. Sección eficaz sobre pila. EC1993

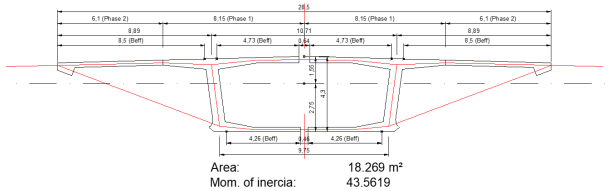


Figura 13. Sección eficaz en centro de vano. EC1993

7.1. Modelo general con sección eficaz. (MODeff)

A continuación se muestran los resultados del cálculo tensional en las secciones de pila y de centro de vano, utilizando un modelo lineal tipo viga caracterizado por las secciones eficaces definidas de acuerdo con el Eurocódigo 3. Los resultados se muestran superpuestos con los obtenidos de los modelos de elementos finitos ya comentados.

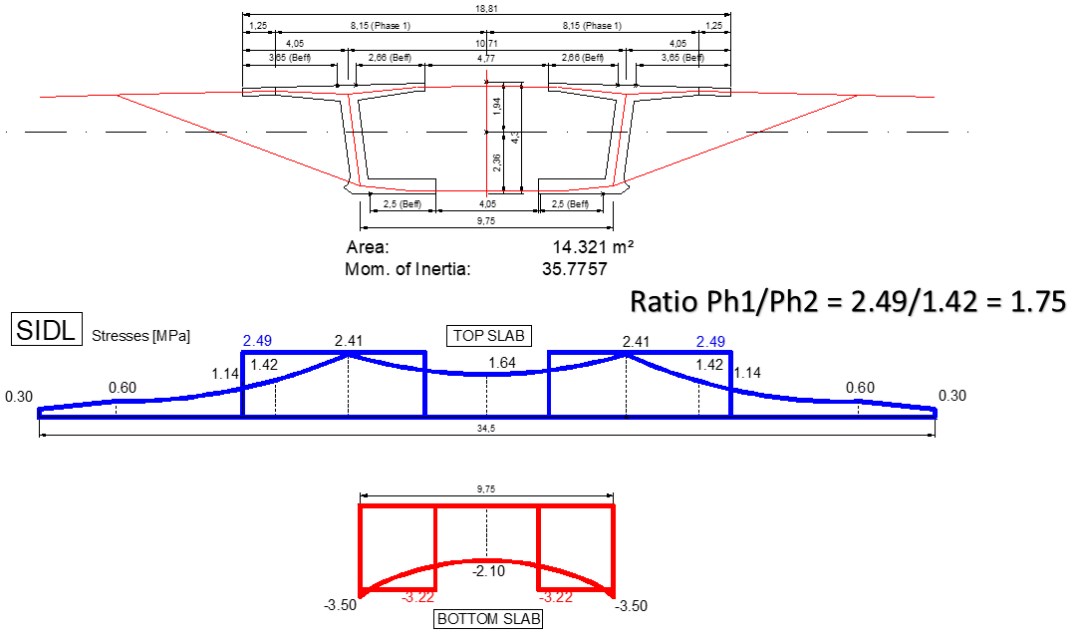
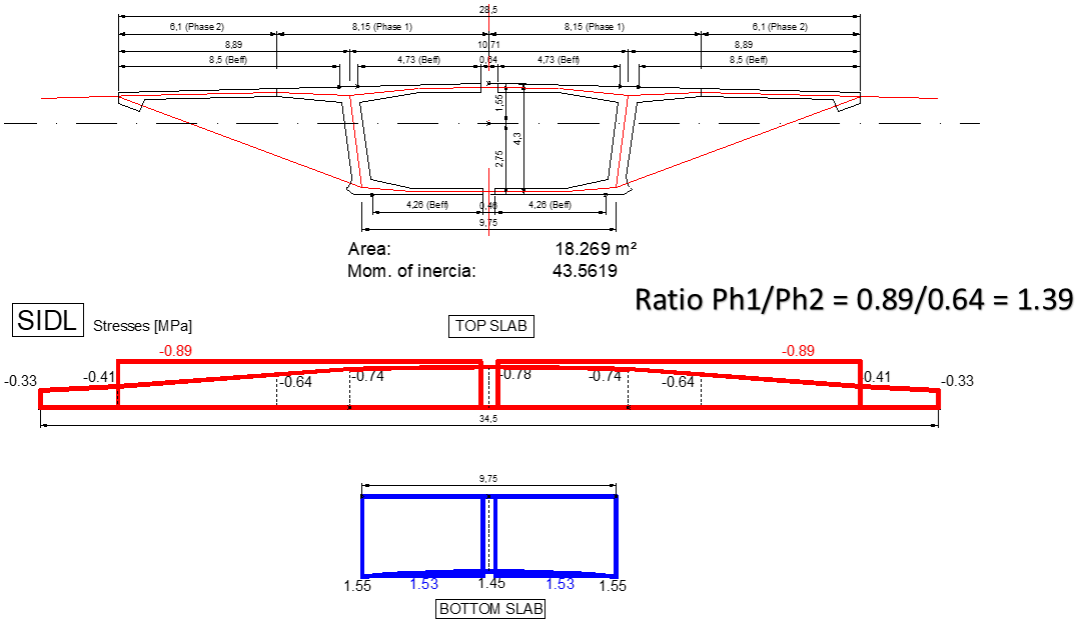


Figura 14. Sección sobre pila sometida a momento flector negativo. Distribución lineal de tensiones usando anchos eficaces del EC1993 Vs distribución no lineal de tensiones (MEF) en los forjados superior e inferior.



Es extraordinaria la correlación entre las tensiones máximas obtenidas en ambos cálculos (MEF y modelo de vigas) lo cual valida, como era de esperar, la comprobación tensional del núcleo central del

tablero mediante un modelo de cálculo lineal de barras, con las secciones tipo eficaces definidas de acuerdo con el Eurocódigo 3.

7.2. Modelo general con sección completa sin reducir (MODtot)

A continuación se muestran los resultados del cálculo tensional en las secciones de pila y de centro de vano, utilizando un modelo lineal tipo viga caracterizado por las secciones completas, sin reducción alguna de sección debido al fenómeno de arrastre por cortante. Los resultados se muestran superpuestos con los obtenidos de los modelos de elementos finitos ya comentados.

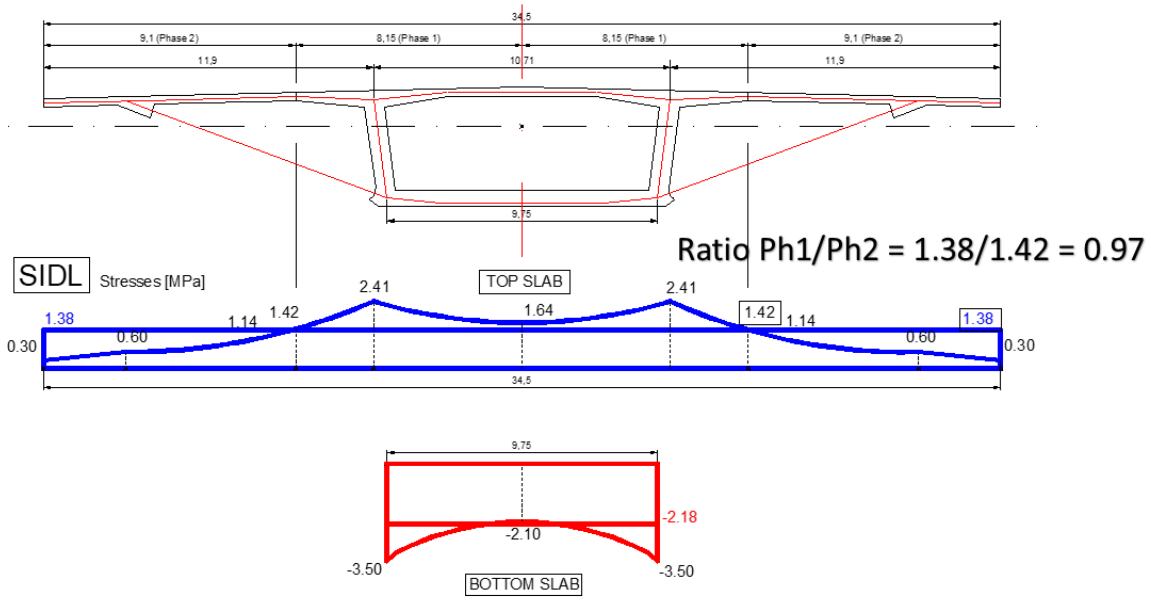
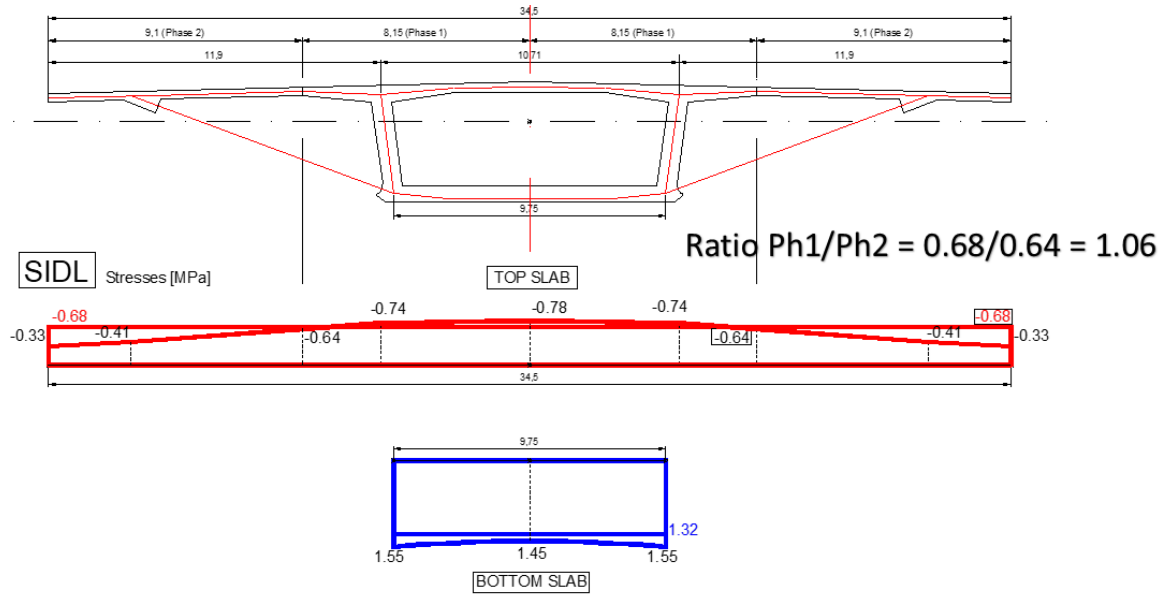


Figura 16. Sección sobre pila sometida a momento flector negativo. Distribución lineal de tensiones usando sección completa Vs distribución no lineal de tensiones (MEF) en los forjados superior e inferior.



Este modelo de barras caracterizado por sus secciones completas, sin reducción de anchos de los forjados por arrastre por cortante, se ha generado para comprobar el nivel tensional de la parte de tablero construida en segunda fase, los voladizos. El análisis de la distribución no lineal de tensiones en la sección, a través de un modelo de elementos finitos, ha permitido calibrar el modelo de barras, sin más que comparando las tensiones obtenidas del mismo con las máximas obtenidas en los voladizos en el modelo de elementos finitos. De esta manera, por ejemplo, si en el modelo de elementos finitos se calculó una tensión máxima en el voladizo de 1.42 MPa, en la junta con el núcleo central, para la acción de las cargas muertas, en el modelo lineal de barras se ha calculado una tensión media de 1.38 MPa. Por tanto, el cálculo tensional de los voladizos mediante el modelo de barras citado, será válido siempre que dichas tensiones sean ponderadas por un factor de amplificación de 1.03 (1.42/1.38). Igualmente, en centro de vano el factor de amplificación calculado es 0.94 (0.64/0.68).

Finalmente se ha adoptado un coeficiente de amplificación igual a 1.00 por simplicidad, lo cual ha resultado ser una casualidad, pues como se ha comentado, este factor de amplificación va a depender enormemente de la posición de la junta de construcción entre núcleo central y voladizos, entre otros factores. Cuanto más lejos del alma esté esa junta, el factor de amplificación será menor. A nivel teórico, en el extremo, si dicha junta se definiera sobre el alma, el nivel tensional de los voladizos debería ser analizando usando un coeficiente de amplificación igual a 1.70, resultante de dividir la máxima tensión alcanzada en el alma (2,41MPa) por la tensión media obtenida del cálculo lineal (1.38MPa).

Luego un factor de optimización del pretensado del viaducto será definir la junta entre el núcleo central del tablero, definido en primera fase, y los voladizos lo más alejado posible de las almas.

8. Conclusiones

A la vista de los resultados obtenidos en el cálculo, tenemos dos modelos lineales distintos de barras, uno caracterizado por las secciones eficaces (MODeff) y otro caracterizado por las secciones totales (MODtot). Ambos modelos han sido calibrados por comparación con una serie de modelos de elementos finitos espaciales de placas, calculados elásticamente, en los que se ha analizado la distribución no lineal de tensiones en la sección debido al fenómeno de arrastre por cortante. Los dos modelos de barras así calibrados sirven ya para evaluar el nivel tensional de la estructura.

El procedimiento resumido de cálculo mediante los modelos de barras será el siguiente.

8.1. Comprobación tensional del núcleo central.

CRITERIA IN ORDER TO ASSIGN TRANSVERSE SECTIONS:

• BOX GIRDER SW:	Deck-Phase 1	Effective widths
• PRESTRESSING PHASE 1 (Axial force):	Deck-Phase 1	Non reduced widths
• PRESTRESSING PHASE 1 (Bending Moments):	Deck-Phase 1	Effective widths
• OVERHANG SW (conserative):	Deck-Phase 1	Effective widths*
• PRESTRESSING PHASE 2 (Axial force):	Deck-Ph1 & Ph2	Non reduced widths
• PRESTRESSING PHASE 2 (Bending Moments):	Deck-Ph1 & Ph2	Effective widths
• SIDL:	Deck-Ph1 & Ph2	Effective widths
• LIVE LOADS:	Deck-Ph1 & Ph2	Effective widths

*An special study of the constructive process must be carried in order to obtain realistic stresses.

Figura 18. Comprobación tensional del núcleo central.

8.2. Comprobación tensional de los voladizos.

CRITERIA IN ORDER TO ASSIGN TRANSVERSE SECTIONS:

• BOX GIRDER SW:	Deck-Phase 1	Effective widths
• PRESTRESSING PHASE 1 (Axial force):	Deck-Phase 1	Non reduced widths
• PRESTRESSING PHASE 1 (Bending Moments):	Deck-Phase 1	Effective widths
• OVERHANG SW:	Deck-Phase 1	Effective widths*
• PRESTRESSING PHASE 2 (Axial force):	Deck-Ph1 & Ph2	Non reduced widths
• PRESTRESSING PHASE 1 (Bending Moments):	Deck-Ph1 & Ph2	Effective widths
• SIDL:	Deck-Ph1 & Ph2	Non reduced widths
• LIVE LOADS:	Deck-Ph1 & Ph2	Non reduced widths

*An special study of the constructive process must be carried in order to obtain realistic stresses.

Figura 19. Comprobación tensional de los voladizos.