

STEEL BUILDINGS IN EUROPE

**Edificios de acero de una sola
planta**

**Parte 5: Diseño detallado de
celosías**

**Edificios de acero de una sola
planta**

**Parte 5: Diseño detallado de
celosías**

PRÓLOGO

Esta publicación es la parte 5 de la guía de diseño *Edificios de acero de una sola planta* (en inglés, *Single-Storey Steel Buildings*).

Las 11 Partes en que se divide la guía *Edificios de Acero de una sola planta* son:

- Parte 1: Guía del arquitecto
- Parte 2: Diseño conceptual
- Parte 3: Acciones
- Parte 4: Diseño de detalle de pórticos de naves
- Parte 5: Diseño detallado de celosías
- Parte 6: Diseño detallado de pilares compuestos
- Parte 7: Ingeniería de fuego
- Parte 8: Cerramiento
- Parte 9: Introducción a herramientas informáticas
- Parte 10: Guía de prescripciones técnicas del proyecto
- Parte 11: Uniones resistentes a momentos

Edificios de acero de una sola planta, es una de las dos guías de diseño publicadas. La segunda guía se titula *Edificios de acero de varias plantas* (en inglés, *Multi-Storey Steel Buildings*).

Ambas guías han sido editadas dentro del marco del proyecto europeo: *Facilitating the market development for sections in industrial halls and low rise buildings (SECHALO) RFS2-CT-2008-0030*.

Ambas guías de diseño han sido redactadas y editadas bajo la dirección de ArcelorMittal, Peiner Träger y Corus. El contenido técnico ha sido elaborado por CTICM y SCI, colaboradores de Steel Alliance.

Índice

	Página Nº
PRÓLOGO	iii
RESUMEN	vi
1 INTRODUCCIÓN	1
1.1 Definición	1
1.2 Empleo de celosías en edificios de una sola planta	1
1.3 Diferentes tipos de celosías	4
1.4 Aspectos del cálculo de celosías para estructuras de cubierta	7
1.5 Diseño de contravientos	10
2 INTRODUCCIÓN AL DISEÑO DE DETALLE	12
2.1 Requisitos generales	12
2.2 Descripción del ejemplo resuelto	13
3 ANÁLISIS GLOBAL	17
3.1 Aspectos generales	17
3.2 Modelización	17
3.3 Modelización del ejemplo práctico	18
3.4 Análisis global simplificado del ejemplo resuelto	20
3.5 Esfuerzos secundarios	22
3.6 Efecto de la tolerancia en la flecha	24
3.7 Modificación de una celosía para el paso de equipos	27
4 COMPROBACIÓN DE ELEMENTOS	31
4.1 Comprobación de elementos sometidos a compresión	31
4.2 Comprobación de elementos traccionados	45
5 COMPROBACIÓN DE UNIONES	48
5.1 Características de la unión de celosía-montante	48
5.2 Continuidad de los cordones	50
5.3 Unión de las diagonales con los cordones	52
REFERENCIAS	54
APÉNDICE A Ejemplo resuelto – Diseño de uniones de cordones continuos mediante cubrejuntas	56
APÉNDICE B Ejemplo resuelto – Cálculo de un nudo de celosía con cartela	82

RESUMEN

En esta publicación se ofrecen consejos sobre el cálculo de celosías para edificios de una sola planta. El uso de celosías permite construir edificios de todos los tamaños y formas. Las celosías pueden ser tanto en 2D como en 3D. La celosía en 2D se utiliza como una viga para soportar la cubierta de edificios, con luces de hasta 120 metros en edificios industriales de grandes dimensiones. La celosía en 3D suele utilizarse en grandes superficies sin pilares intermedios. Este formato se utiliza normalmente en pabellones de exhibiciones de grandes dimensiones. En este documento hace referencia principalmente a celosías en 2D fabricadas con perfiles laminados, pero los principios que se abordan son, de modo general, aplicables a todas las formas de estructuras en celosías.

1 INTRODUCCIÓN

1.1 Definición

Una celosía es, básicamente, un sistema triangulado compuesto por elementos estructurales (normalmente) rectos interconectados. Los elementos individuales se interconectan en los nudos; que se suelen considerar uniones nominalmente articuladas. Las fuerzas externas aplicadas al sistema y las reacciones en los soportes se aplican por regla general en los nudos. Cuando todos los elementos y fuerzas aplicadas se encuentren en el mismo plano, se trata de una celosía en 2D.

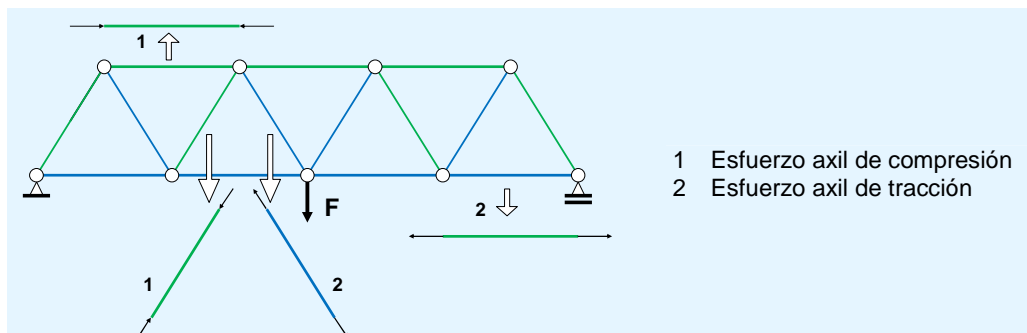


Figura 1.1 Elementos sometidos a fuerzas axiales en una celosía simple

El esfuerzo principal sobre cada elemento es tracción o compresión axial. Cuando las uniones de los nudos son rígidas, se introduce una flexión secundaria, que se trata más adelante.

1.2 Empleo de celosías en edificios de una sola planta

En edificios industriales de una sola planta está muy extendido el uso de las celosías para dos funciones principales:

- Para soportar la carga de la cubierta:
 - Cargas gravitatorias (peso propio, cubierta y equipamiento, bien sobre la cubierta, bien suspendido de la estructura, cargas de nieve)
 - Acciones ocasionadas por el viento (incluida la succión).
- Para aportar estabilidad horizontal:
 - Vigas contraviento a nivel de cubierta, o a niveles intermedios si fuera necesario
 - Arriostramiento vertical en los muros laterales y/o en los testeros.

En la Figura 1.2 Disposición del pórtico y la Figura 1.3 Disposición de las vigas y pilares se muestran dos tipos de disposición general de la estructura de un edificio típico de una sola planta.

En el primero de los casos (Figura 1.2 Disposición del pórtico), la estabilidad lateral de la estructura se consigue por medio de una serie de

celosías de pórtico: la unión entre la celosía y los pilares aporta resistencia a un momento flector global. El pórtico recibe cargas de las correas de fachada y las correas de cubierta.

En lo que a la estabilidad longitudinal de la estructura se refiere, se utiliza una viga contraviento (o contraviento) de cubierta transversal, junto con el arriostramiento en los muros laterales. En esta disposición, las fuerzas debidas a cargas de vientos longitudinales son transferidas del pórtico testero a los muros laterales, y, de ahí, a los cimientos.

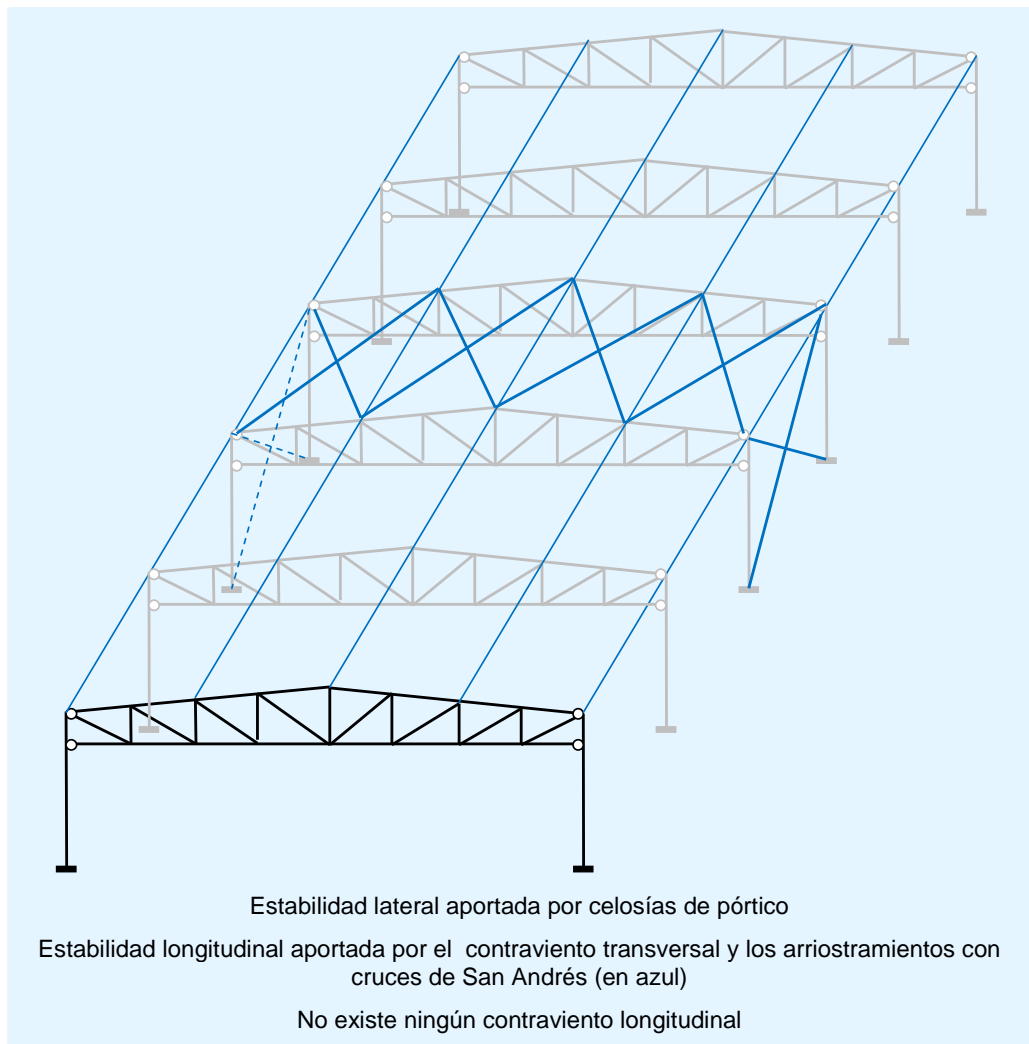


Figura 1.2 Disposición del pórtico

En el segundo de los casos, como se puede ver en la Figura 1.3 Disposición de las vigas y pilares, cada una de las celosías verticales y los dos pilares en los que se soportan, constituyen una estructura vigas articuladas: la unión entre la celosía y el pilar no resiste el momento flector global, y las dos bases del pilar están articuladas. Por lo que resulta necesario aplicar una coacción transversal en la parte superior de la estructura articulada, que se consigue mediante un contraviento longitudinal que soporta los esfuerzos transversales ocasionados por el viento en los muros laterales y los transfiere a los testeros arriostrados.

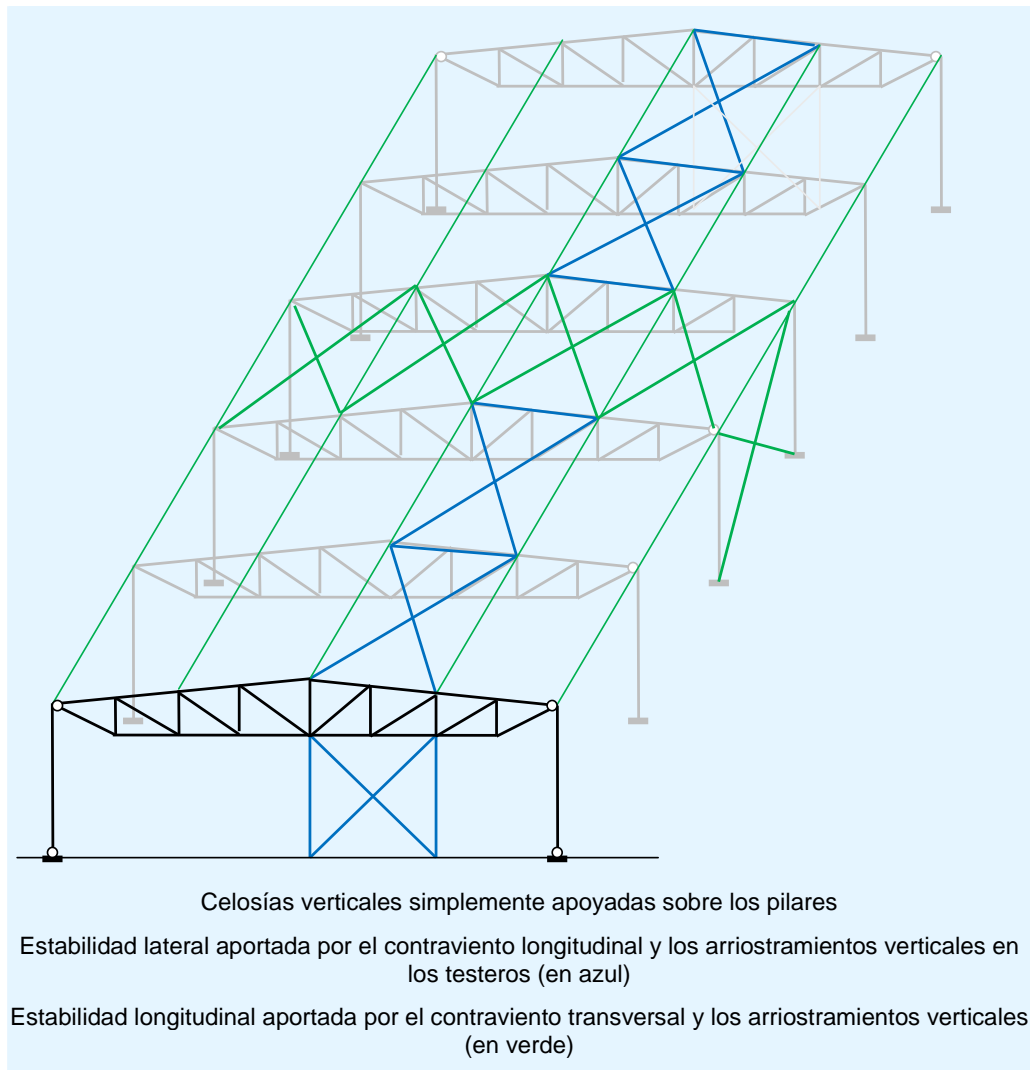


Figura 1.3 Disposición de las vigas y pilares

En la Figura 1.4 Disposición global 3 se muestra otro tipo de disposición. La estructura de la cubierta está dispuesta con celosías principales de pilar a pilar, y celosías secundarias entre las celosías principales.

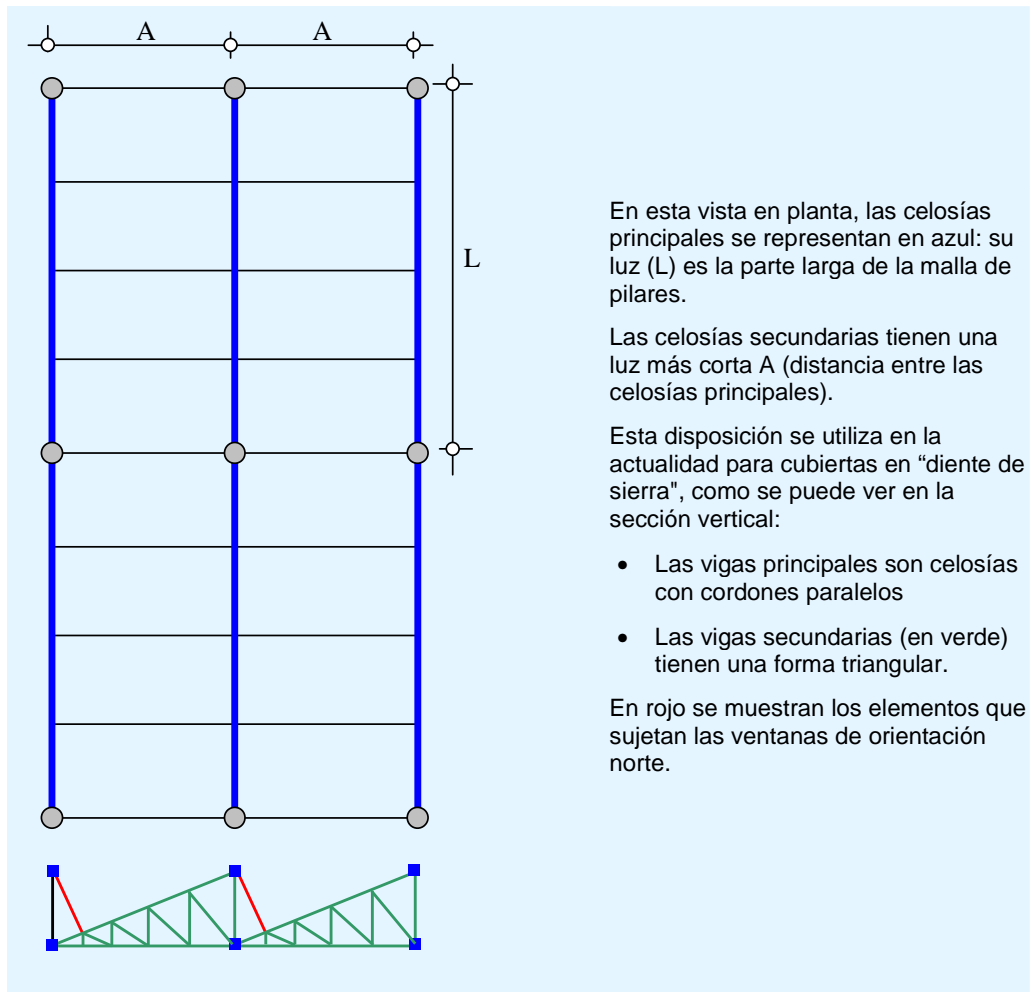





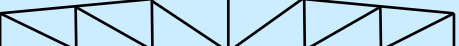
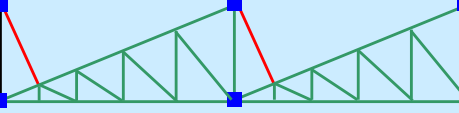
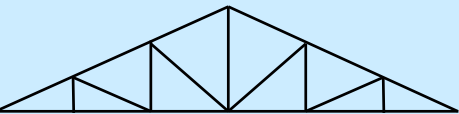
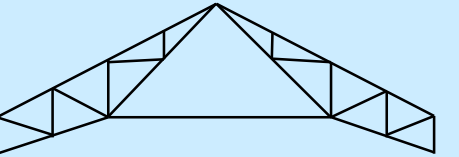


Figura 1.4 Disposición global 3

1.3 Diferentes tipos de celosías

Hay disponible una amplia gama de celosías. En la Tabla 1.1 se pueden ver algunos de los tipos más comúnmente empleados.

Tabla 1.1 Tipos principales de celosías

	o consultar la figura 1.2)	Grandes luces entre 20 y 100 m	Celosías tipo Pratt: En una celosía tipo Pratt, las diagonales están sometidas a tracción bajo cargas gravitatorias. Se utilizan cuando predominan las cargas gravitatorias.
			En la celosía de la imagen las diagonales están sometidas a tracción bajo cargas de levantamiento. Se utilizan cuando predominan las cargas de levantamiento, como edificios abiertos.
			Celosía Warren: En estas celosías, las diagonales se encuentran de modo alternativo a tracción y a compresión. Se suelen utilizar como vigas horizontales en puentes grúa (véase la Figura 1.5).
	Todos estos tipos de celosías se pueden utilizar bien en estructuras de celosías de pórtico (consultar el gráfico 1.3) en estructuras de celosías sencillas (consultar el gráfico 1.3)	Existen dos tipos de celosía en cruz: <ul style="list-style-type: none"> • Si las diagonales han sido calculadas para resistir la compresión, la celosía en cruz es la superposición de dos celosías tipo Warren. • Si se ignora la resistencia de los elementos diagonales a compresión, el comportamiento será el mismo que en una celosía tipo Pratt. Se utiliza con frecuencia en contravientos, en los que las diagonales son muy largas.	
			Se pueden añadir elementos secundarios para: <ul style="list-style-type: none"> • crear puntos de carga intermedios • limitar la longitud de pandeo de los elementos a compresión (sin influir en el comportamiento estructural global)
			Para cualquiera de los tipos que se han descrito, es posible diseñar el cordón superior en pendiente (a una o dos aguas) para soportar la cubierta. El ejemplo muestra una celosía a dos aguas.
			Cordón superior de pendiente única para estas celosías triangulares, que forman parte de una cubierta en "diente de sierra". Ventanas con orientación norte.
			
			
			Simplemente apoyadas, luces menores (entre 10 y 15 m)

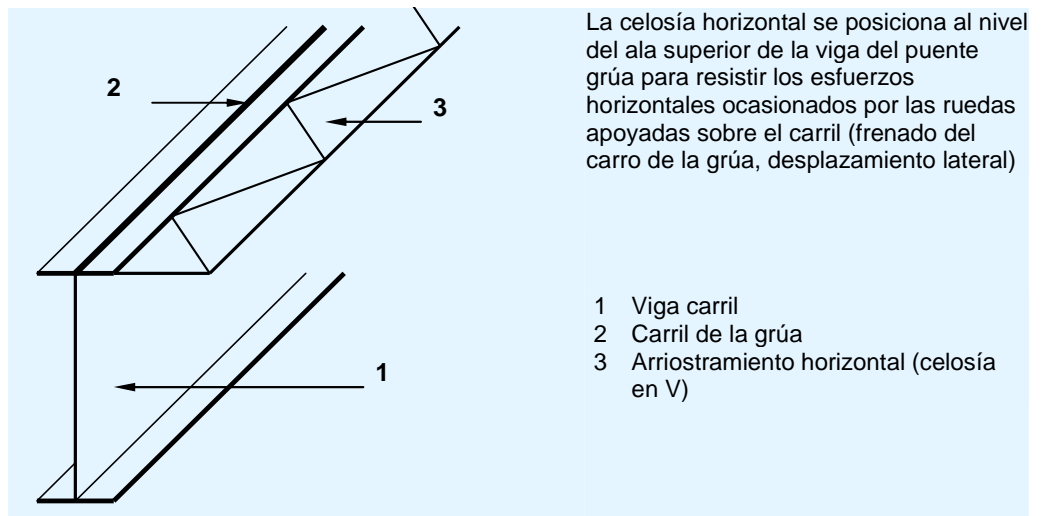


Figura 1.5 Arriostamiento horizontal en una viga carril

En la Figura 1.6 Celosía en “N” – luz de 100 m se muestran algunas de las celosías descritas en la Tabla 1.1.



Figura 1.6 Celosía en “N” – luz de 100 m



Figura 1.7 Celosía en “N” (con correas de celosía en “N”)

1.4 Aspectos del cálculo de celosías para estructuras de cubierta

1.4.1 Celosía o viga en doble T

Con el mismo peso de acero, es posible conseguir un mejor rendimiento con una celosía que con una viga en doble T en lo que a resistencia y rigidez se refiere. Esta diferencia es más sensible para grandes luces y/o cargas pesadas.

Se puede sacar beneficio de esta ventaja si la altura de la celosía no está limitada por criterios al margen de la eficiencia estructural (por ejemplo, un límite en la altura total del edificio).

Sin embargo, la fabricación de una celosía suele ser más laboriosa que la de una viga en doble T, incluso considerando que la modernización del equipo de fabricación permite optimizar los tiempos de fabricación.

El equilibrio entre el peso máximo y el coste mínimo depende de muchas condiciones: el equipo del taller, el coste total de fabricación, el coste unitario del acero, etc. Las celosías suelen suponer una solución económica para grandes luces, a partir de 20 ó 25 m.

Una ventaja del cálculo de celosías para aplicación en cubiertas es que los conductos y tubos necesarios para la operación de las instalaciones del edificio pueden pasarse a través del alma de la celosía.

1.4.2 Geometría general

Para conseguir un buen rendimiento estructural, habrá que optar por una relación entre la luz y el canto de la celosía de 10 a 15.

El diseño arquitectónico del edificio determina su geometría externa y gobierna la(s) pendiente(s) del cordón superior de la celosía.

La elección entre un cordón inferior horizontal (por ejemplo, cuando hay que colocar cintas transportadoras suspendidas bajo el cordón) o un cordón inferior inclinado viene determinada por el uso que se pretende dar al espacio interno, y la opción que permita liberar el mayor espacio posible (consultar el ejemplo final en la Tabla 1.1).

Para conseguir una disposición eficiente de los elementos de la celosía entre los cordones, se recomienda lo siguiente:

- La inclinación de los elementos diagonales, en relación a los cordones, deberá ser de entre 35° y 55°
- Sólo se aplicarán cargas puntuales en los nudos
- La orientación de los elementos diagonales deberá ser tal que los elementos más largos estén sometidos a tracción (estando los más cortos sometidos a compresión).

1.4.3 Sección de los elementos

Hay disponibles numerosas soluciones. Los criterios principales son:

- Las secciones deberían ser simétricas para la flexión fuera del plano vertical de la celosía
- En los elementos sometidos a compresión, la resistencia al pandeo en el plano vertical de la celosía deberá ser similar a la resistencia al pandeo fuera del plano.

Una solución muy utilizada, en particular para edificios industriales, consiste en utilizar secciones compuestas por dos angulares atornillados a cartelas verticales, reforzadas con presillas. Esta solución, que se utiliza tanto en los cordones como en los elementos internos, es muy sencilla y eficiente.

Para elementos sometidos a grandes fuerzas una buena solución sería:

- Cordones con secciones IPE, HEA o HEB, o con una sección compuesta de dos perfiles en U (UPE)
- Elementos diagonales formados por dos angulares empresillados.

El alma de los cordones con sección IPE / HEA / HEB está orientada vertical u horizontalmente. Puesto que resulta más fácil aumentar la resistencia al pandeo en el plano de los cordones (añadiendo elementos diagonales secundarios) que aumentar su resistencia fuera del plano, para los cordones sometidos a compresión resulta más eficiente que el alma esté dispuesta en horizontal. Por otro lado, resulta más fácil conectar las correas al cordón superior si el alma del mismo está posicionada en vertical.

Podría ser una buena solución colocar el cordón superior con el alma en vertical, y el cordón inferior con el alma en horizontal.

Otras soluciones posibles vienen dadas por el uso de perfiles tubulares para los cordones y/o para los elementos diagonales.

1.4.4 Tipos de uniones

En todos los tipos de secciones de elementos es posible diseñar uniones atornilladas o uniones soldadas. En términos generales, son preferibles las uniones atornilladas in situ. Cuando se utilizan uniones atornilladas con los tornillos cargados perpendicularmente a su vástago, es necesario evaluar las consecuencias de la holgura de las uniones. Para reducir estas consecuencias (lo típico suele ser que aumenten las flechas), hay soluciones disponibles, tales como el empleo de tornillos pre-tensados, o bien, limitar el tamaño del agujero.

1.4.5 Estabilidad lateral

Los cordones sometidos a compresión deben ser calculados para resistir el pandeo fuera del plano. Para las celosías simplemente apoyadas, el cordón superior está sometido a compresión debido a las cargas gravitatorias, y el cordón inferior está sometido a compresión debido a cargas de levantamiento. En cuanto a las celosías de pórtico, cada cordón se encuentra parcialmente sometido a compresión y parcialmente sometido a tracción.

Por regla general, la coacción lateral del cordón superior es proporcionada por las correas y el contraviento transversal de la cubierta.

Para la coacción del cordón inferior, puede ser necesario un arriostramiento adicional, como se puede ver en la Figura 1.8 Arriostramiento lateral. Este arriostramiento permite limitar la longitud de pandeo del cordón inferior fuera del plano de la celosía a la distancia entre los puntos coaccionados lateralmente: sirven para transferir los esfuerzos de coacción al cordón superior, el nivel en el que se da el arriostramiento general de la cubierta. Este tipo de arriostramiento también se utiliza cuando se aplica una carga horizontal en el cordón inferior (por ejemplo, los esfuerzos derivados del frenado de una cinta transportadora suspendida).

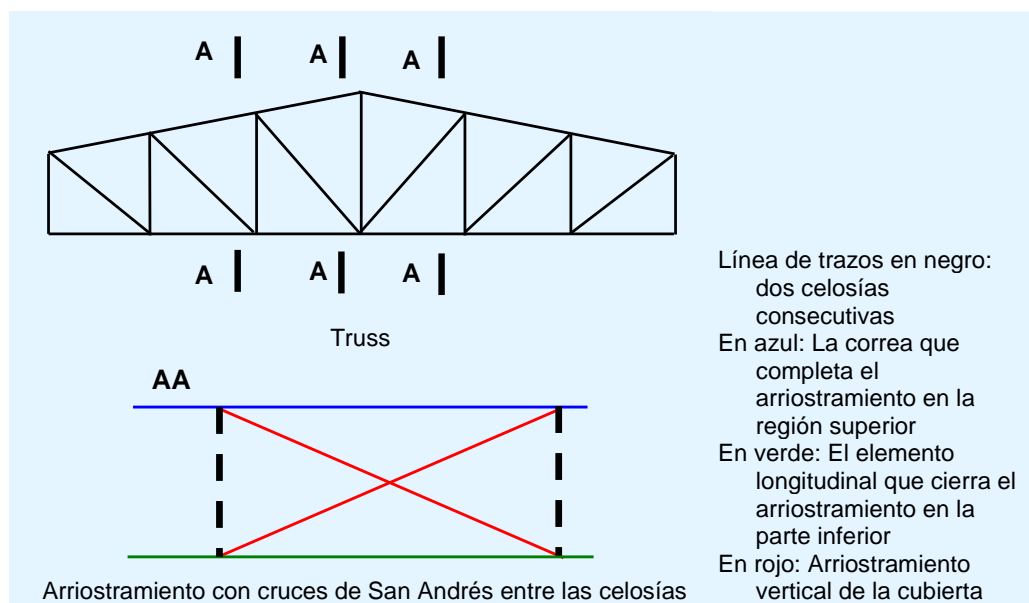


Figura 1.8 Arriostramiento lateral

Las correas de cubierta a menudo sirven como parte del arriostramiento en el cordón superior. La introducción de elementos longitudinales en el cordón

inferior permite estabilizar las celosías mediante el mismo arriostramiento vertical.

Es posible crear una viga horizontal contraviento al nivel de los cordones inferiores, con elementos longitudinales que estabilicen todas las celosías.

1.5 Diseño de contravientos

1.5.1 Contraviento transversal

En términos generales, la forma de un contraviento transversal es la siguiente (véase Figura 1.2 Disposición del pórtico):

- Está dispuesto como celosía en X, paralelo al plano de la cubierta.
- Los cordones del contraviento son los cordones superiores de dos celosías verticales adyacentes. Esto quiere decir que las fuerzas axiales a las que están sometidos estos elementos por la carga en la celosía vertical y las que se deben a cargas en el contraviento deben sumarse (para una combinación adecuada de las acciones).
- Los montantes del contraviento son normalmente las correas de la cubierta. Esto quiere decir que las correas están sometidas a una compresión, además de la flexión debida a la carga de la cubierta.
- También es posible, para grandes luces del contraviento, disponer montantes separados (por regla general, de sección tubular) que no actúen como correas.
- Los elementos diagonales están unidos en el plano de los montantes. Si los montantes son las correas, los elementos diagonales van unidos a la parte inferior de las correas. En una celosía en X de grandes dimensiones, los elementos diagonales sólo se consideran sometidos a tracción, y en este caso se podrán utilizar angulares simples o cables.

Es conveniente disponer un contraviento transversal en cada extremo del edificio, pero entonces se deben considerar los efectos de la dilatación térmica, que pueden ocasionar fuerzas longitudinales si los elementos longitudinales se unen entre los dos sistemas de arriostramiento, especialmente en edificios con alturas superiores a 60 m.

Para liberar la dilatación de los elementos longitudinales, el contraviento transversal se puede posicionar en el centro del edificio, pero, entonces, es necesario asegurarse de que las cargas de viento se transmiten desde el pórtico testero al arriostramiento central en forma de cruz de San Andrés.

Los contravientos transversales en ocasiones se colocan en el segundo y penúltimo vano de la cubierta, ya que, si las correas de la cubierta se utilizan como montantes del contraviento, dichos vanos son menos susceptibles a la flexión ocasionada por las cargas de la cubierta.

En ocasiones las correas que sirven como montantes del contraviento y que están sometidas a compresión, deben reforzarse.

- Para reforzar correas IPE: utilizar angulares o perfiles en U (UPE) soldados

- Para reforzar correas conformadas en frío: aumentar el espesor en la luz correspondiente o, si esto no fuera suficiente, duplicar la sección de la correa (con accesorios para la Zeta, respaldo con respaldo para la Sigma).

1.5.2 Contraviento longitudinal

Es necesario proporcionar un contraviento longitudinal entre los testeros arriostrados en edificios en los que las celosías de cubierta no estén aporticadas.

La disposición general es similar a la descrita para un contraviento transversal.

- Celosía en cruz
- Los cordones son dos líneas de correas en edificios pequeños, o elementos adicionales (normalmente perfiles tubulares).
- Los montantes son los cordones superiores de las celosías de cubierta consecutivas y estabilizadas.

2 INTRODUCCIÓN AL DISEÑO DE DETALLE

El diseño de detalle de las celosías viene ilustrado en los siguientes apartados con la respectiva referencia a un ‘ejemplo resuelto’ En esta sección se recogen los requisitos generales, introduciendo el ejemplo. Los temas que se tratan en las secciones siguientes son:

Sección 3: Análisis global

Sección 4: Comprobación de elementos

Sección 5: Comprobación de uniones

En los Apéndices A y B se dan los cálculos detallados para la comprobación de una unión mediante cartela y un empalme de cordón.

2.1 Requisitos generales

Los parámetros que se deben tener en cuenta durante la fase de diseño, son los siguientes:

- Estética
- Geometría (longitud de luz, altura, etc.)
- Acciones.

Deben tenerse en cuenta los siguientes requisitos:

- Requisitos reglamentarios
- Requisitos contractuales con respecto a la normativa
- Requisitos contractuales específicos

El resultado de un diseño es el conjunto de documentos de ejecución de la estructura.

La naturaleza de los requisitos reglamentarios varía de un país a otro, y su objeto es proteger a las personas. Suelen hacer referencia específicamente al comportamiento sísmico y al comportamiento de los edificios ante incendio (consultar la guía *Edificios de acero de una sola planta, Parte 7: Ingeniería de fuego*¹).

Los requisitos de la normativa afectan a la determinación de acciones que se han de considerar, los métodos de análisis que se han de utilizar, y los criterios de comprobación con respecto a la resistencia y a la rigidez.

No existen límites para el número de requisitos específicos que se pueden imponer en un edificio en particular, pero únicamente afectan a la geometría de construcción, influyen en la determinación de acciones y más concretamente, las acciones climáticas.

La siguiente lista proporciona ejemplos de las obligaciones y los requisitos de la interfase del diseño de detalle:

- Prohibir el empleo de tubos en el cordón inferior de las celosías, de los cuales el cliente desea suspender algún equipo
- Obligación de utilizar secciones tubulares para cordones de celosías por motivos de estética
- Empleo de la cubierta para estabilizar determinados elementos estructurales.

El diagrama de flujo que se da a continuación presenta los principales pasos en el diseño de un elemento estructural.

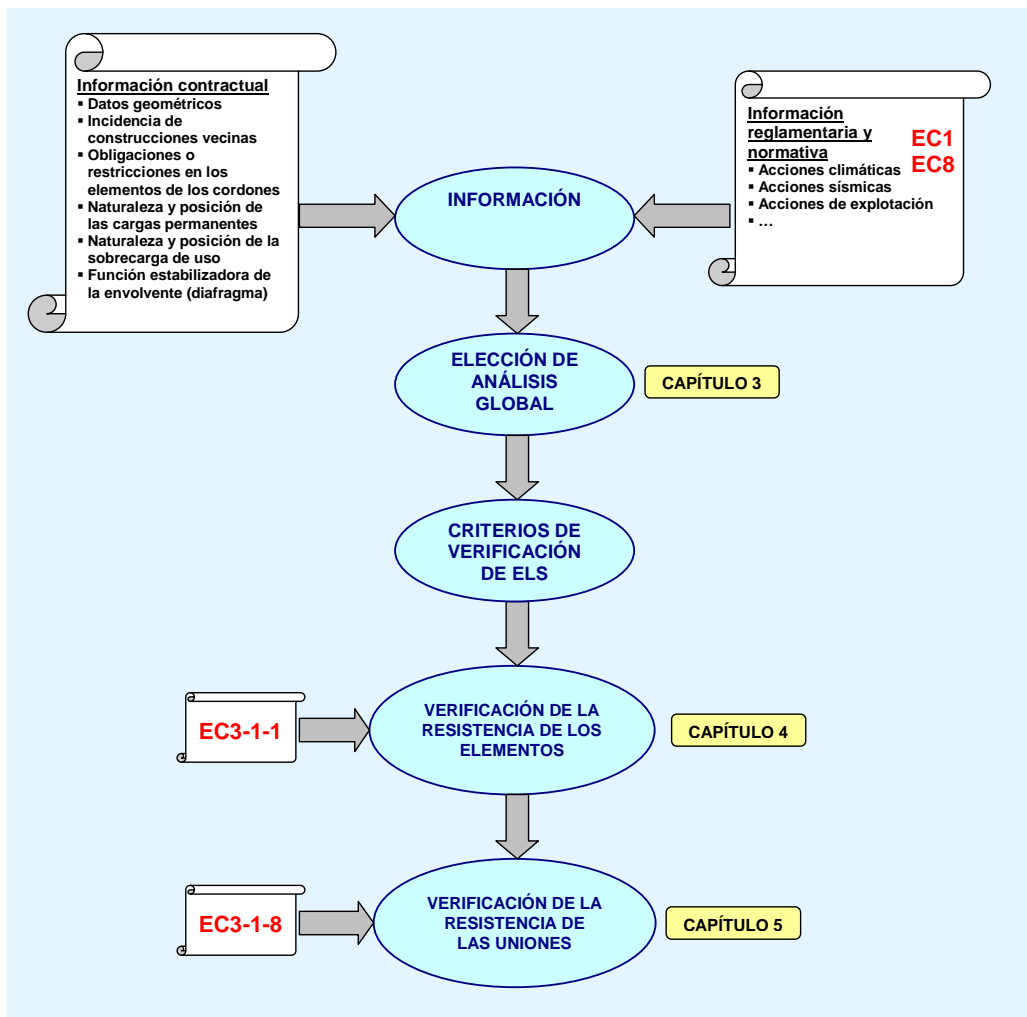
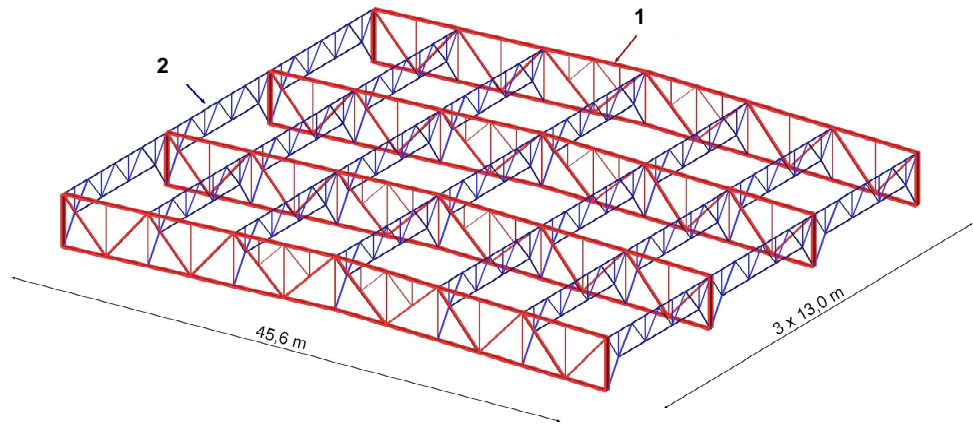


Figura 2.1 Diagrama de flujo para el cálculo de elementos estructurales

2.2 Descripción del ejemplo resuelto

El ejemplo resuelto en el que se centran las secciones siguientes es una celosía de gran luz que sustenta la cubierta de un edificio industrial mediante correas en forma de celosía. Es una celosía de una construcción real, con algunas simplificaciones para facilitar la comprensión del funcionamiento general.



- 1 Celosía principal
- 2 Celosía de correas

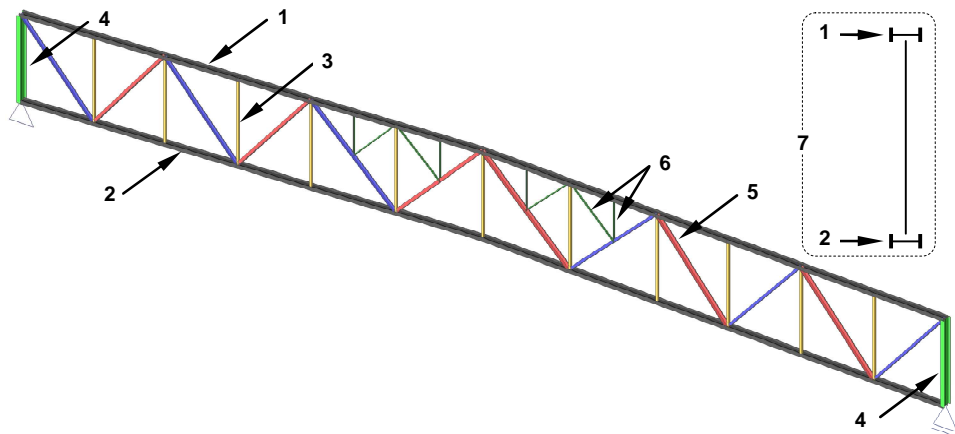
Nota: en este diagrama no se muestra el arriostramiento horizontal. Sin embargo éste ha sido diseñado de forma que las correas proporcionen una coacción lateral adecuada a las celosías principales.

Figura 2.2 Ejemplo resuelto – Configuración global de la cubierta

Se trata de una cubierta simétrica a dos aguas, con una pendiente del 3 % a ambos lados.

Cada una de las celosías principales tiene una luz de 45,60 m y está simplemente apoyada sobre los pilares (no hay transmisión de momento entre la celosía y el pilar).

La estabilidad transversal general del edificio se consigue mediante el empotramiento de los pilares a cota 0, mientras que la estabilidad longitudinal se consigue mediante un sistema de arriostramiento de cubierta y pórticos arriostrados en las paredes laterales.



- | | |
|---|---|
| 1 Cordón superior IPE 330 con alma horizontal | 5 Elementos diagonales – angulares dobles |
| 2 Cordón inferior IPE 330 con alma horizontal | 6 Elementos secundarios de celosías |
| 3 Montante – Angular único L100x100x10 | 7 Detalle de la sección transversal |
| 4 Parte superior del pilar (IPE 450) | |

Figura 2.3 Ejemplo resuelto – vista de la celosía

La celosía se puede ver en la Figura 2.3 Ejemplo resuelto – vista de la celosía. Los cordones de las celosías están compuestos por perfiles IPE 330, posicionados en paralelo y con las almas en posición horizontal. Los elementos diagonales están compuestos por angulares dobles: dos angulares de $120 \times 120 \times 12$ para los elementos diagonales sometidos a tracción bajo cargas gravitatorias (en azul en el diagrama anterior), dos angulares de $150 \times 150 \times 15$ para los elementos diagonales sometidos a compresión bajo cargas gravitatorias (en rojo en el diagrama anterior); los montantes están compuestos por angulares individuales de $100 \times 100 \times 10$.

Es importante tener en cuenta que en los paneles centrales hay elementos diagonales secundarios y montantes. Por regla general estos se instalan con uno de los objetivos siguientes:

- Permitir la aplicación de una carga puntual entre los nudos principales, sin ocasionar una flexión adicional sobre cordón superior
- Reducir el pandeo en el plano de la celosía de los elementos centrales del cordón superior

En este ejemplo, las celosías secundarias reducen la longitud de pandeo.

Los pares de angulares que componen la sección de los elementos diagonales van empresillados para garantizar la acción combinada al pandeo entre los nudos de la celosía. Para ser eficaces, las presillas deben evitar que se deslice localmente uno de los angulares con respecto al otro. El apartado 4.1.3 proporciona información adicional.

Cada uno de los cordones está fabricado en dos piezas (véase Figura 3.6 Ejemplo resuelto – posicionamiento de las uniones de cordones mediante empalmes con placas). Las diagonales y los montantes están atornillados a ambos lados a cartelas verticales, las cuales están, a su vez, soldadas a las almas horizontales de los cordones IPE 330. En el Apéndice A y en los apartados 5.2 y □ pueden verse diagramas detallados de este tipo de uniones.

Los pilares sobre los que se apoya la celosía son IPE 450, cuyas almas son perpendiculares al plano de la viga en celosía.

Para poder ilustrar todos los asuntos relacionados con este tema, la viga en celosía del ejemplo resuelto ha sido proyectada para dos situaciones: una de carga gravitatoria y una de carga de levantamiento. Las cargas corresponden a la combinación de acciones calculadas según lo establecido en la norma EN 1990 para la comprobación del estado límite último (ELU).

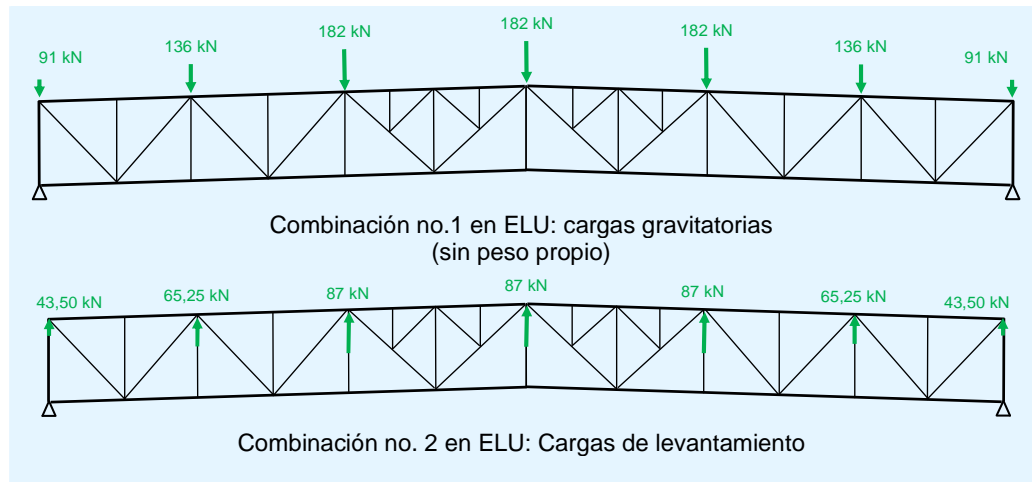


Figura 2.4 Ejemplo resuelto - combinaciones de cargas

3 ANÁLISIS GLOBAL

3.1 Aspectos generales

En el apartado 1.1 se describe el comportamiento general de una celosía. En la realidad, las estructuras se desvían de su comportamiento teórico, y su análisis global debe tener en cuenta dichas desviaciones. En particular, dichas desviaciones incluyen la flexión de los elementos, además de los esfuerzos axiales. Dichos momentos flectores, conocidos como “momentos secundarios”, pueden ocasionar tracciones adicionales significativas en los elementos que componen la celosía.

Las desviaciones en el diseño se presentan de diferentes formas:

- Los elementos que componen la estructura no suelen estar articulados en sus nodos. Los cordones de las celosías suelen fabricarse con una determinada longitud, y abarcan varias correas. Una vez unidos entre sí mediante uniones rígidas, estos tramos de cordón forman un cordón continuo. La rotación de los nudos, resultado de la deformación general de la celosía, produce momentos flectores en los elementos unidos de forma rígida; cuanto mayor rigidez presenten los elementos de cordón, mayores serán los momentos (consultar el apartado 3.4).
- Los elementos no siempre están adecuadamente alineados con los nodos en los que se conectan. Cuanto mayor sea la excentricidad y la rigidez de los elementos mayor será el momento flector originado por una alineación inadecuada de los ejes. En el apartado 3.6. se ilustra este fenómeno.
- Las cargas no siempre se aplican de forma estricta a los nudos. Si no se tiene el cuidado de introducir elementos secundarios para triangular el punto de aplicación de las cargas entre los nodos, el resultado es la aparición de momentos flectores.

3.2 Modelización

Al realizar la modelización de una celosía deben tenerse en cuenta algunos aspectos importantes.

Es más conveniente trabajar siempre con modelos reducidos. Por ejemplo, en el caso de un edificio estándar, es habitual y normalmente justificable trabajar con modelos en 2D (pórtico, viga contraviento, arriostramiento vertical) en lugar de con un modelo en 3D único y global. Una celosía puede igualmente ser modelizada sin sus pilares cuando esté articulada a los mismos.

No obstante, es importante tener en cuenta lo siguiente:

- Al utilizar modelos independientes, y para la comprobación de la resistencia de determinados elementos, puede resultar necesario combinar los resultados de diversos análisis, por ejemplo: el cordón superior de una celosía es igualmente utilizado como cordón de la viga contraviento.

- Si se utiliza un modelo global en 3D, se puede observar una flexión "parásita", que crea una precisión ilusoria del comportamiento estructural. Es por este motivo que suelen ser preferibles los modelos en 2D.

En el ejemplo práctico, en aquellos casos en los que la celosía está simplemente apoyada sobre los pilares, el modelo de cálculo elegido contempla únicamente la celosía.

Una vez decidido y adaptado el alcance del modelo, según el uso que se vaya a hacer de los resultados, es importante considerar la naturaleza de las uniones internas. Actualmente, en la modelización actual la estructura de los elementos, se hace una selección entre "un elemento articulado en un nodo" y "un elemento unido de forma rígida a un nodo". En celosías raramente se utiliza la opción de modelizar las uniones como semirrígidas, a pesar de que la norma EN 1993 lo permite.

Las celosías se representan mediante una de las dos opciones que se indican:

- **Cordones continuos** (y, por lo tanto, los elementos que forman los cordones están conectados de forma rígida en ambos extremos)
- **Elementos de la celosía** (dispuestos en diagonal y en vertical) unidos mediante articulaciones a los cordones.

3.3 Modelización del ejemplo práctico

En el ejemplo resuelto las diagonales de la celosía están unidas a los cordones mediante uniones articuladas, a pesar de que éstas se realizan con tornillos de alta resistencia adecuados para ser pretensados mediante apriete controlado. De este modo, se consiguen uniones rígidas sin holgura entre la diagonal y la cartela. La unión se puede clasificar como articulada porque las cartelas verticales están soldadas al centro del alma horizontal del IPE 330, de poca rigidez.

En la Figura 3.1 Modelo informatizado se muestra dicha modelización con la numeración de los elementos.

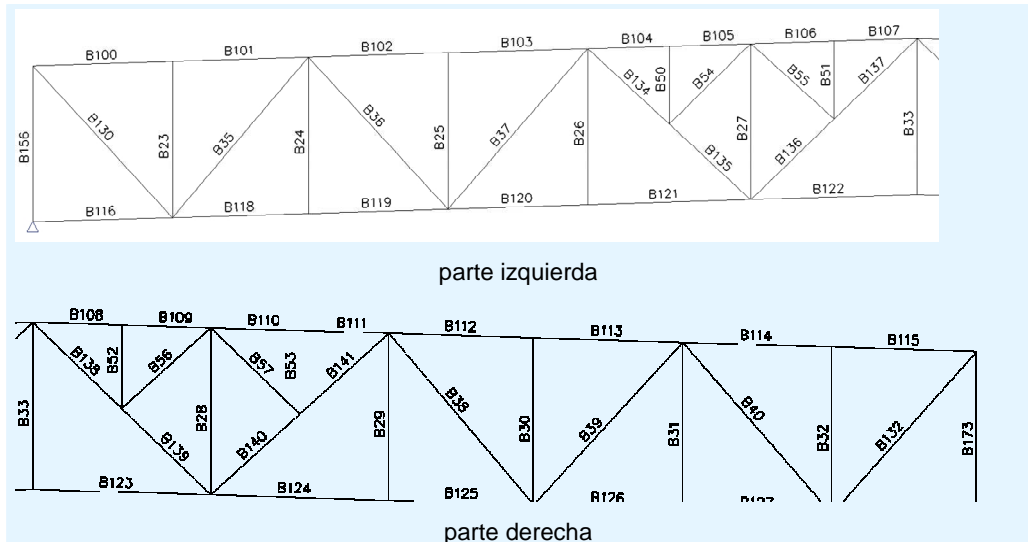


Figura 3.1 Modelo informatizado

Es importante que el modelo represente adecuadamente las excentricidades que existen en la estructura real. Dichas excentricidades pueden tener un efecto significativo, como se ilustra en el apartado 3.6.1.

Es igualmente importante que la modelización represente la situación real de las cargas. En concreto, el aplicar las cargas que en los nudos, a pesar de que en realidad, se aplican entre nudos, podría conllevar el riesgo de descartar la flexión, con consecuencias significativas.

En la Figura 3.2 se muestran los resultados principales del análisis para el lado izquierdo de la celosía.

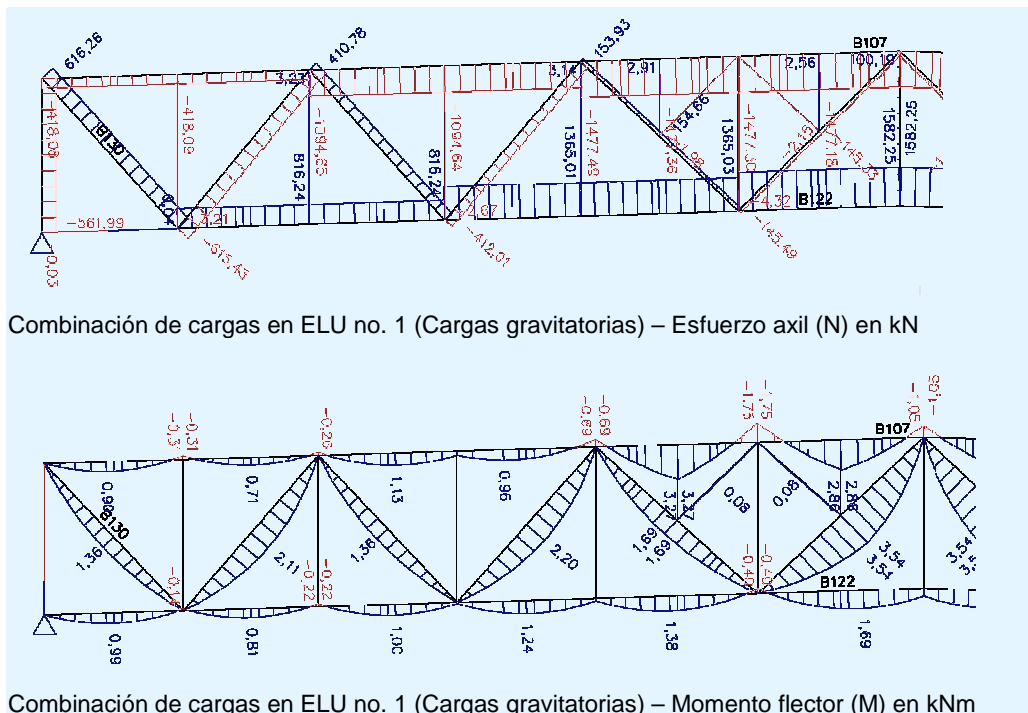


Figura 3.2 Ejemplo resuelto – Esfuerzos axiles y momentos flectores

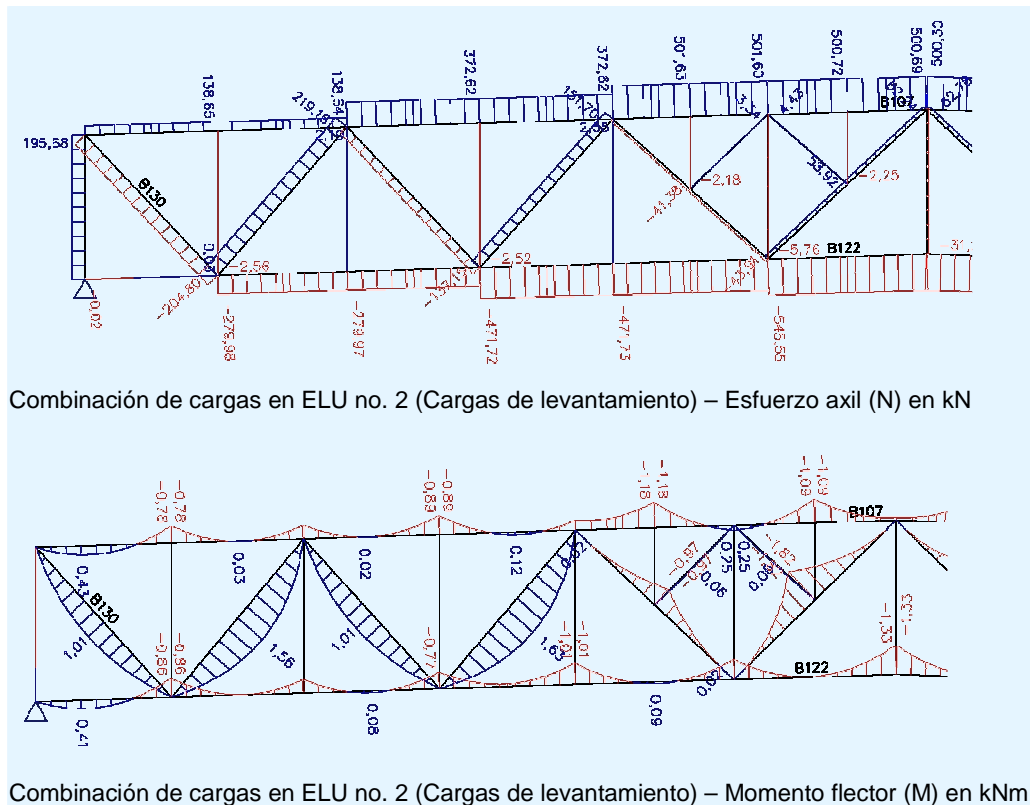


Figura 3.2 Ejemplo resuelto – Esfuerzos axiles y momentos flectores (continuación)

Es interesante señalar la forma de los diagramas de momentos en el elemento.

- En los cordones y las diagonales, el peso propio da lugar a un momento flector que traza una forma parabólica.
- En los cordones, la modelización continua (elementos unidos de forma rígida entre sí) hace que se produzcan momentos en los nudos.

3.4 Análisis global simplificado del ejemplo resuelto

Una viga triangulada con una profundidad constante se puede equipararse a una viga en doble T. Esta equivalencia es posible y permite una buena aproximación, por ejemplo, para una celosía con cordones paralelos.

El esfuerzo cortante global V_{global} y el momento flector global M_{global} de la viga equivalente varían muy poco a lo largo de un panel, y se pueden igualar a los valores medios del panel. Por lo tanto, la carga axial puede evaluarse utilizando las siguientes expresiones (se pueden consultar las notaciones en la Figura 3.3

Celosía con cordones paralelos - Notación):

$$N_{ch} = \pm M_{global}/h \quad \text{en los cordones}$$

$$N_d = \pm V_{global}/\cos \theta \quad \text{en una diagonal}$$

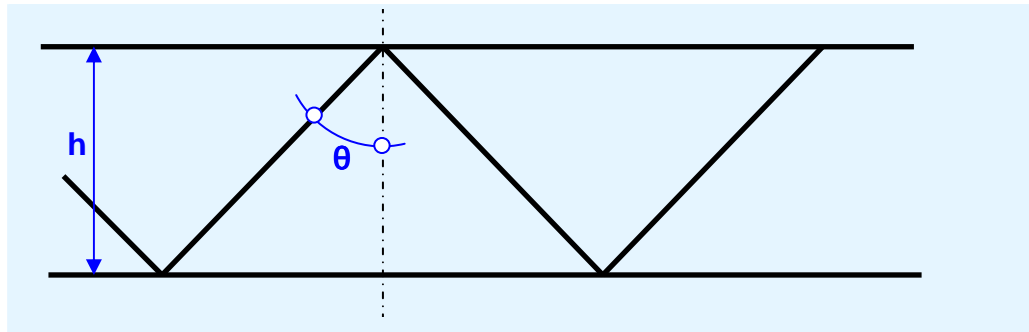


Figura 3.3 Celosía con cordones paralelos - Notación

También se puede hacer una estimación de la flecha de la celosía, calculando la de una viga equivalente con la misma carga. Para ello, se puede utilizar teoría de vigas, aplicando a la viga equivalente un momento de inercia igual a:

$$I = \sum_{i=1}^2 A_{ch,i} d_i^2$$

donde:

$A_{ch,i}$ es la sección del cordón i

d_i es la distancia desde el centro de gravedad de los dos cordones al centro de gravedad del cordón i .

Para poder tener en cuenta las deformaciones globales por cortante, que no se tratan con las fórmulas elementales, se utiliza un módulo de elasticidad reducido. De hecho, estas deformaciones globales por cortante no son despreciables en las celosías, ya que son el resultado de una variación de longitud de las diagonales y los montantes. El valor del módulo reducido de elasticidad varía dependiendo de la geometría de la celosía, la sección de los elementos, etc. Para una celosía de cordones paralelos “bien proporcionados”, el módulo de elasticidad reducido es de unos 160000 N/mm^2 (en lugar de 210000 N/mm^2).

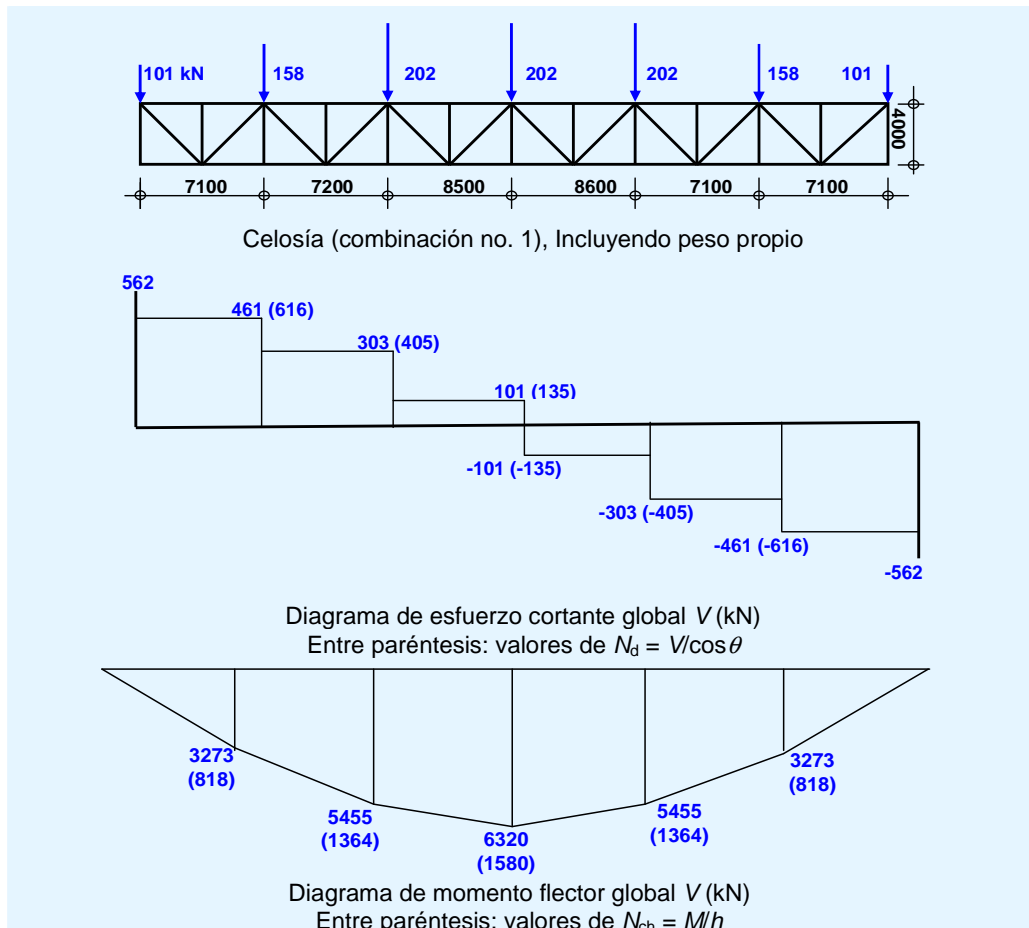


Figura 3.4 Ejemplo resuelto – Cálculo aproximado

Los valores de los esfuerzos axiales en los cordones obtenidos mediante el enfoque simplificado, M_{global}/h , se pueden ver en la Figura 3.4 Ejemplo resuelto – Cálculo aproximado. Los valores son muy próximos a los valores obtenidos utilizando software de análisis estructural (consultar Figura 3.2), para secciones cercanas a los puntos de aplicación de las cargas. La pequeña diferencia procede de la pendiente (3%) de los cordones de la celosía en el ejemplo resuelto, que no se tiene en cuenta en el cálculo a mano.

Los valores de los esfuerzos axiales en los elementos diagonales obtenidos mediante la ecuación simplificada $V_{global}/\cos\theta$, son también una buena aproximación de los valores obtenidos utilizando el software.

3.5 Esfuerzos secundarios

3.5.1 Influencia de la rigidez de los cordones

Los elementos de los cordones en celosías de construcción no suelen estar articulados en los nudos, y a menudo van conectados de forma rígida. Por lo tanto, los elementos conectados al mismo nudo tienen que mantener sus respectivos ángulos. Durante la deformación de la estructura bajo carga, los extremos de los elementos giran el mismo ángulo respecto al nudo. En estas condiciones, a parte de los esfuerzos axiales originales (calculados bajo la suposición de que los nudos están articulados) denominados esfuerzos primarios, aparecen unos esfuerzos secundarios en forma de momentos

flectores, debido a los momentos y los cortantes que se generan como consecuencia de la deformación de la celosía.

Durante el proceso de diseño es habitual utilizar cordones continuos y articular los elementos de la celosía.

De hecho, la transformación de las uniones articuladas en nudos rígidos no suele conllevar una variación de los esfuerzos axiales en los elementos, ya que el esfuerzo cortante transmitido por los elementos tiene poca influencia en la ecuación de equilibrio de las fuerzas nodales y, por otro lado, la flexión del elemento debido a momentos flectores secundarios sólo ocasiona una ligera variación en la distancia entre los extremos de este elemento en comparación con la diferencia de longitud debida al esfuerzo axial.

No obstante, es fundamental que las estructuras trianguladas se diseñen correctamente, de modo que los elementos queden adecuadamente dispuestos para poder soportar los esfuerzos flectores, y que no sean demasiado esbeltos para evitar el pandeo. Cuanto mayor sea la rigidez de los cordones (que normalmente son continuos), en comparación con la rigidez global de la celosía, mayores serán los momentos desarrollados en los cordones. Por ejemplo, para una viga contraviento en una cubierta, la rigidez de los cordones es relativamente pequeña, y los momentos secundarios también siguen siendo pequeños.

Para una celosía ancha y corta, es decir, cuando la rigidez a flexión de cada uno de los cordones no es significativamente menor que la rigidez global de la celosía, puede que sea necesario tener en cuenta los momentos secundarios y que los elementos y las uniones sean diseñados para resistir dichos momentos.

Se puede ilustrar este fenómeno en el ejemplo resuelto disponiendo las secciones IPE 330 en vertical, en lugar de en horizontal (Figura 3.5 Opciones de disposición de los cordones). De esta forma, los cordones se flexionan en el plano vertical de la celosía, utilizando su inercia respecto al eje mayor. Los resultados del cálculo demuestran claramente un incremento significativo de los momentos secundarios.

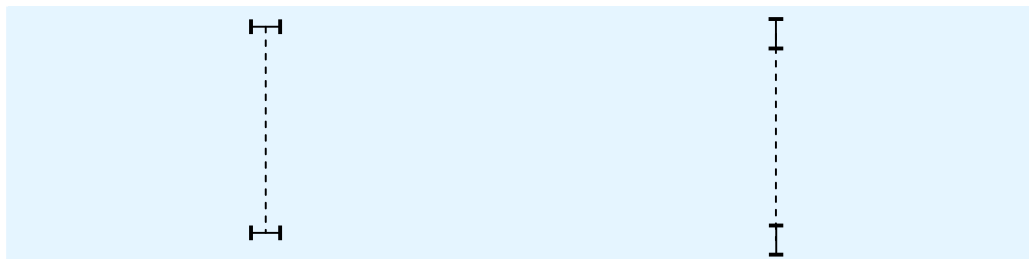


Figura 3.5 Opciones de disposición de los cordones

En el cordón superior, en una sección IPE 300 vertical junto al punto central, el momento flector bajo las cargas gravitatorias (ULS) es de 28,5 kNm, en comparación con los 2,7 kNm de la sección IPE 330 horizontal.

Del mismo modo, en el cordón inferior, el momento flector es 23,4 kNm, en comparación con los 1,7 kNm.

La relación de los momentos flectores con los cordones en vertical y en horizontal es de 11 en el cordón superior, y de 14 en cordón inferior, que es comparable con la relación de la inercia respecto al eje mayor con el eje menor en una sección IPE 330 (alrededor de 15).

3.5.2 Hipótesis para uniones rígidas

En otra evaluación del efecto de la rigidez de los elementos en el valor de los momentos secundarios, la celosía del ejemplo se ha recalculado con todas las uniones internas rígidas (elementos diagonales y montantes verticales unidos de forme rígida en ambos extremos). La comparativa se resume en la Tabla 3.1, donde se puede ver que los momentos en los extremos son del orden de los momentos resultantes del propio peso de las diagonales.

Tabla 3.1 Los efectos de uniones rígidas con uniones articuladas

	Alma en horizontal	Alma en vertical
Momentos en los extremos de un elemento diagonal sometido a tracción (Angulares dobles 120 x12)	1,03	1,17
Momentos en los extremos de un elemento diagonal sometido a compresión (Angulares dobles 150 x15)	1,30	2,35
<i>Momento debido al peso propio (con fines comparativos)</i>	1,36	1,36
Supuesto de elementos diagonales biarticulados	Aceptable	Aceptable

Nota: los momentos flectores están dados en kNm.

3.6 Efecto de la tolerancia en la flecha

Cuando las uniones entre los elementos que componen una celosía son uniones atornilladas, con tornillos trabajando a cortante (categoría A en la norma EN 1993-1-8^[2]), la tolerancia de dichas uniones puede tener un efecto significativo en el desplazamiento de los nudos.

Para facilitar el montaje, los tornillos se introducen en orificios de mayor diámetro que los propios tornillos. Para tornillos hasta M27, se taladran orificios con 2 mm de holgura.

Para que una unión con holgura transmita al nudo la carga requerida por el elemento conectado, el tornillo debe entrar en contacto con una de las partes conectadas. Para un elemento sometido a tracción, esta holgura se puede considerar como extensión adicional a la elongación elástica del elemento traccionado. De la misma forma, en el caso de un elemento sometido a compresión, la holgura se puede considerar como una reducción de longitud que se suma al acortamiento elástico del elemento comprimido.

La holgura total en todas las uniones de una celosía puede llevar a un incremento significativo de los desplazamientos, lo que podría tener consecuencias variadas, más o menos graves. Entre éstas cabe señalar:

- En la mayoría de los casos, el efecto visual es la peor de las consecuencias.

- El incremento de la flecha puede conducir a una reducción de la altura libre bajo el cordón inferior, lo que podría influir en el uso previsto. Por ejemplo, la flecha adicional de una celosía que sujete las puertas en un hangar de aviones, podría impedir el paso de los aviones.
- El aumento de la flecha puede resultar en la reducción de la pendiente de la cubierta e, incluso, si la pendiente nominal fuera pequeña, una inversión de la pendiente que podría derivar en riesgo de acumulación de agua.
- Si la celosía no es un sistema estáticamente determinado, podrían producirse una serie de esfuerzos internos inesperados.

Así pues, es vital controlar el efecto de la holgura de las uniones en los desplazamientos en la celosía. Para hacerlo, a menudo es necesario:

- bien limitar la holgura de las uniones de categoría A: utilizar orificios de +1 mm, incluso +0,5 mm y utilizar tornillos con vástago sin roscar (para limitar el incremento de la holgura por deformación); o bien
- utilizar tornillos; o bien
- utilizar tornillos pretensados (uniones de categoría C); o bien
- utilizar uniones soldadas en lugar de uniones atornilladas.

Cuando las diferentes combinaciones de carga no resulten en una inversión del esfuerzo axial en los elementos conectados, es posible calcular el efecto de la holgura en las uniones. En el cálculo que se presenta a continuación se muestra este fenómeno en el ejemplo resuelto.

Cada uno de los cordones, el superior y el inferior, tiene una unión rígida aproximadamente en la mitad su longitud, con placas de empalme atornilladas. Además, los elementos diagonales van unidos mediante tornillos sobre cartelas soldadas a los cordones. Los orificios son 2 mm más grandes que el diámetro del tornillo.

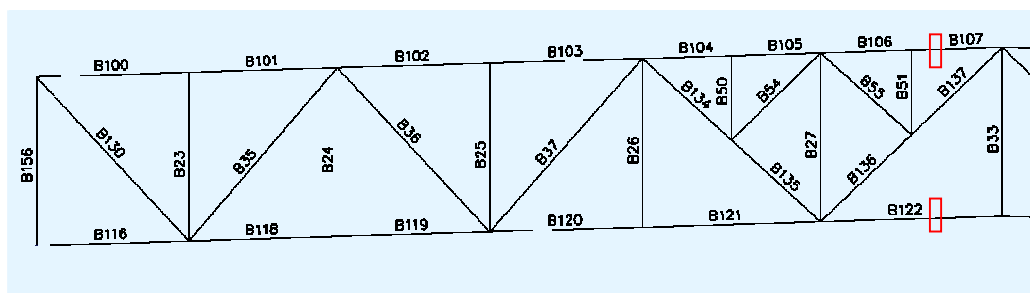


Figura 3.6 Ejemplo resuelto – posicionamiento de las uniones de cordones mediante empalmes con placas

En el empalme de un cordón, se puede evaluar el efecto de la holgura en la flecha suponiendo que los tornillos están inicialmente centrados en los orificios. Si el diámetro de los orificios es $d + 2$ mm (siendo d el diámetro del tornillo), un cordón sometido a tracción se alarga 4 mm, como se puede ver en la Figura 3.7 El efecto de holgura bajo carga.

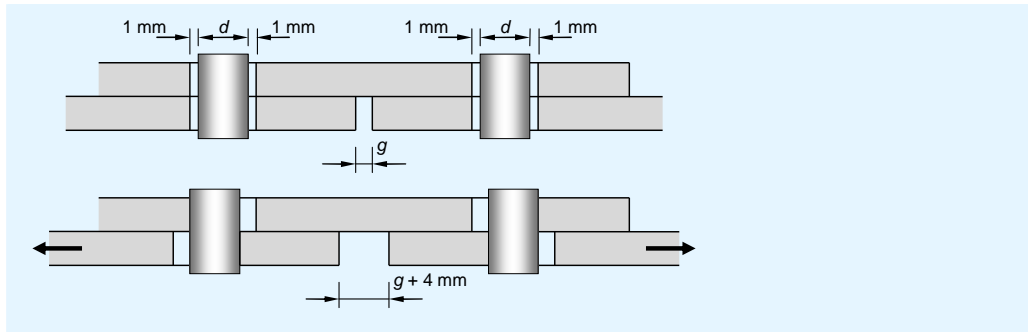


Figura 3.7 El efecto de holgura bajo carga

Para poder cargar un elemento diagonal se deben recuperar 2 mm en cada extremo: la longitud de una diagonal sometida a tracción se ve incrementada en 4 mm; y la longitud de una diagonal sometida a compresión se ve reducida otros 4 mm.

Utilizando la ecuación de Bertrand Fontviolant se puede evaluar la flecha de una celosía debido a la holgura, considerando una carga unitaria aplicada en el punto medio de la luz.

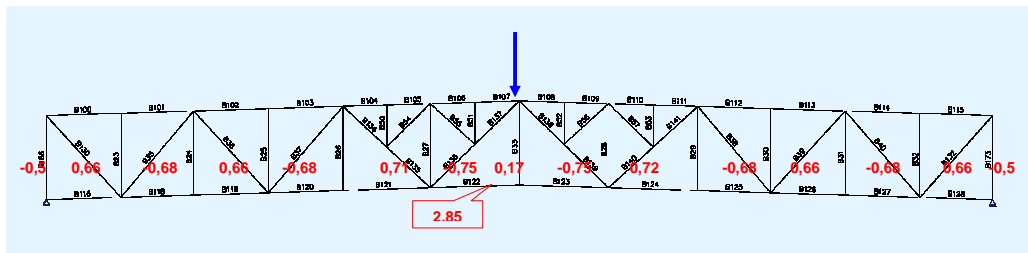


Figura 3.8 Ejemplo resuelto – Esfuerzos axiales ($N_{1,i}$) bajo una carga unitaria

La flecha se obtiene mediante la siguiente ecuación:

$$v = \sum_{i=1}^{i=b} N_{1,i} \frac{F_i l_i}{ES_i}$$

donde:

$N_{1,i}$ es el esfuerzo axial producido en un elemento (i) por una fuerza unitaria aplicada en el punto donde la flecha es requerida

l_i es la longitud del elemento i

S_i es el área de la sección del elemento i

b es el número de elementos con uniones atornillada

$\frac{F_i l_i}{ES_i}$ es la variación en longitud del elemento i derivada de la holgura

= ± 4 mm dependiendo si el cordón está comprimido o traccionado

Entonces:

$$v = 4 \times (2,31 + 2,85 + 0,5 + 0,66 + 0,68 + 0,66 + 0,68 + 0,71 + 0,75 + \dots + 0,17 + 0,75 + 0,72 + 0,68 + 0,66 + 0,68 + 0,66 + 0,5)$$

$$v = 58,4 \text{ mm}$$

Esta flecha adicional es significativa en comparación con la flecha originada debido a la combinación de ELU (127 mm).

3.7 Modificación de una celosía para el paso de equipos

Ocurre con frecuencia que para permitir el paso de equipos (por ejemplo, un conducto de gran sección) la forma de una celosía tiene que ser modificada.

Son varias las soluciones que se presentan (Figura 3.9 Paso de un conducto – Modificación localizada de la celosía):

- Se puede aumentar el área de paso disponible mediante una excentricidad en la unión de uno de los cordones (caso 1)
- O "quebrando" una diagonal mediante triangulación (caso 2).

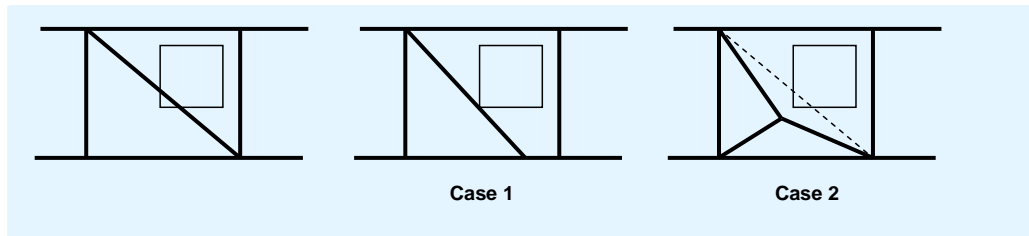


Figura 3.9 Paso de un conducto – Modificación localizada de la celosía

En el caso 1, los momentos secundarios ocasionados por la introducción de una excentricidad incrementan con el aumento de excentricidad. Si es posible, es preferible introducir una excentricidad en los cordones menos traccionados.

En el caso 2, hay que tener en cuenta varios fenómenos:

- El esfuerzo axial puede aumentar de forma significativa en determinados cordones cercanos al panel modificado (debido a la modificación de la posición de los elementos).
- Se producen momentos "secundarios" debido a la pérdida de rigidez en las diagonales "quebradas" respecto a diagonales rectas
- El punto de ruptura de la diagonal debe estar triangulado en el plano de la celosía y si la diagonal está sometida a compresión, también debe estar coaccionada fuera del plano.

Estos dos fenómenos (caso 1 y caso 2) se ilustran en el ejemplo resuelto.

3.7.1 Introducción de una excentricidad en una diagonal (caso 1)

El panel de la celosía a través del cual el equipo debe pasar es el segundo panel desde el soporte de la derecha. En la Figura 3.10 Paso de un conducto – excentricidad de una diagonal se muestra una parte de la celosía, con excentricidad en una diagonal.

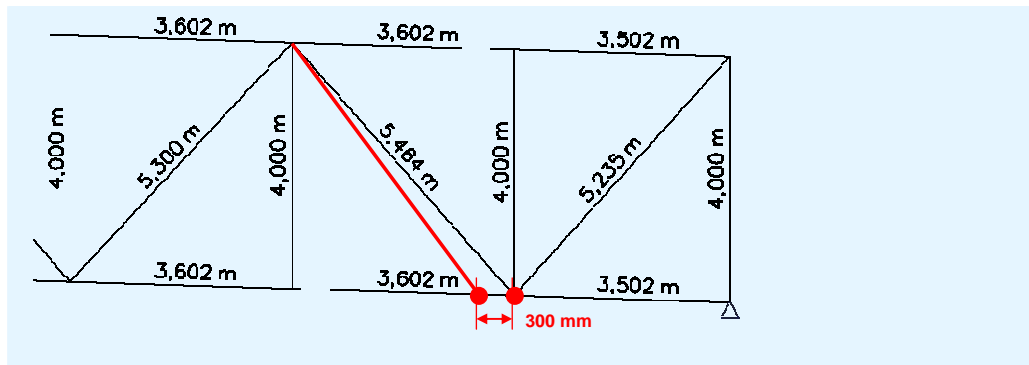


Figura 3.10 Paso de un conducto – excentricidad de una diagonal

Los cambios en esfuerzos axiles, en la zona modificada, se muestran en la Figura 3.11 Efectos de la excentricidad en las diagonales sometidas a cargas gravitatorias de .

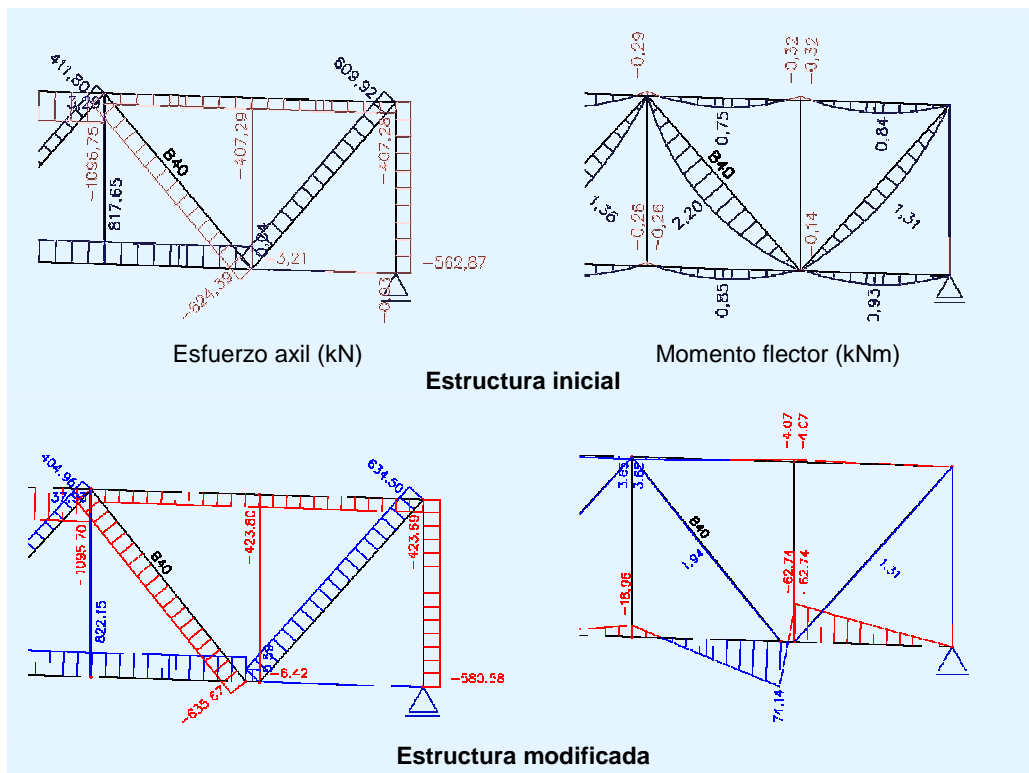


Figura 3.11 Efectos de la excentricidad en las diagonales sometidas a cargas gravitatorias de ELU

La excentricidad de 300 mm hace que la triangulación no sea perfecta.

La principal consecuencia de esta disposición modificada es un incremento significativo en el momento flector del cordón inferior que soporta la diagonal excéntrica. El momento en el segundo miembro del cordón empezando por el lado derecho es de 74,15 kNm, y el en el primer miembro de 62,72 kNm, valores mucho mayores que los obtenidos para la estructura inicial, sin excentricidad.

La resistencia elástica a flexión de un perfil horizontal IPE 330 es:

$$69,2 \times 0,355 = 24,57 \text{ kNm}$$

Por lo tanto se sobrepasa la capacidad de flexión, aparte de otras interacciones y el cordón inferior debe ser reforzado para poder soportar la excentricidad introducida.

3.7.2 Diagonal “quebrada” (ejemplo 2)

El panel donde se ha sido introducido el equipamiento es igual al que se muestra en la Figura 3.12 Paso de un conducto – diagonal quebrada del apartado 3.6.1.

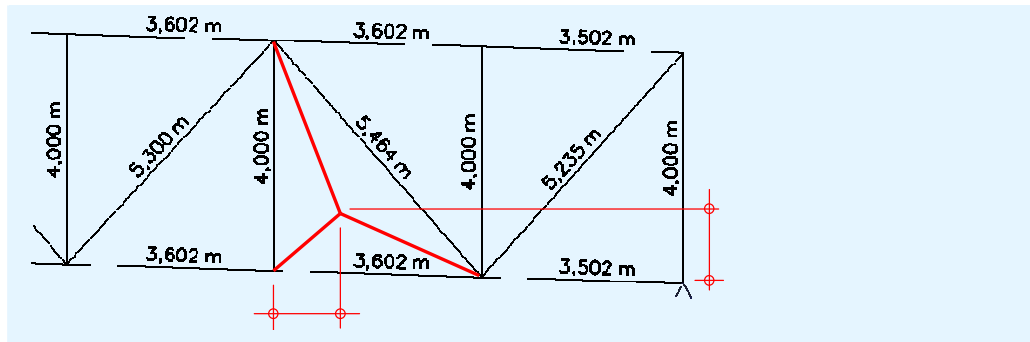


Figura 3.12 Paso de un conducto – diagonal quebrada

El esfuerzo en la zona modificada se muestra en la Figura 3.13 Efectos de un elemento diagonal quebrado sometido a cargas gravitatorias de .

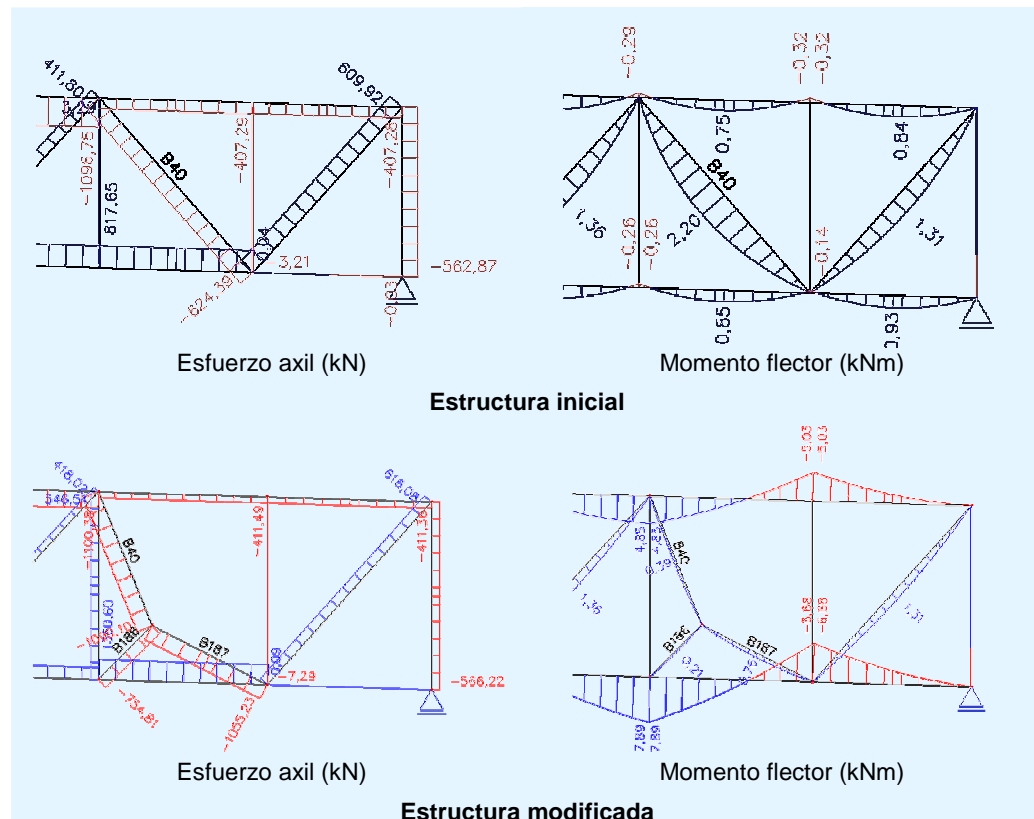


Figura 3.13 Efectos de un elemento diagonal quebrado sometido a cargas gravitatorias de ELU

Los efectos de la modificación en los esfuerzos calculados son principalmente los siguientes:

- Se observa un considerable incremento de esfuerzo axial en el segundo miembro del cordón desde el soporte derecho (en el panel que contiene la diagonal quebrada): la tracción calculada aumenta de 818 kN a 1350 kN.
- Se observa igualmente un incremento significativo en el esfuerzo de compresión en la diagonal quebrada, comparado con el de la diagonal recta de la estructura inicial: incremento en la compresión de 624 kN a 1090 kN.
- El elemento de triangulación adicional soporta una compresión de 755 kN.
- En el cordón inferior, a parte de un incremento en la tracción, se observa un incremento de los momentos “secundarios” en los tres paneles del lado derecho.

Se puede concluir que la modificación de la estructura (diagonal quebrada) tiene gran impacto sobre el tamaño de los elementos.

4 COMPROBACIÓN DE ELEMENTOS

Tal y como se describe en el apartado anterior los elementos están principalmente sometidos a esfuerzos axiales.

En muchos casos, los elementos están sometidos a momentos flectores secundarios.

4.1 Comprobación de elementos sometidos a compresión

La resistencia de un elemento a compresión se calcula teniendo en cuenta los diferentes modos de inestabilidad.

- La abolladura de la sección se controla mediante la clasificación de las secciones y, si procede, sus propiedades efectivas (clase 4)
- Para controlar el pandeo del elemento se aplica un coeficiente de reducción en el cálculo de la resistencia.

En un elemento sometido a compresión deben considerarse varios modos de pandeo. En la mayoría de los elementos de una celosía sólo es necesario evaluar el pandeo por flexión de los elementos comprimidos en el plano de la celosía y fuera del plano de la celosía.

Para cada modo de pandeo, la resistencia al pandeo se determina aplicando una reducción a la resistencia de la sección transversal, según se define en la norma EN 1993-1-1^[3]. Este factor de reducción se obtiene a partir de la esbeltez del elemento, que depende del esfuerzo axial crítico elástico (carga de Euler).

Para los elementos diagonales y verticales, sometidos a un esfuerzo de compresión uniforme, la carga de Euler se determina a partir de la longitud de pandeo del elemento, según el apartado 6.3.1.3 de la norma EN 1993-1-1. Según el Anexo BB, apartado BB.1, de la norma EN 1993-1-1 debe considerarse lo siguiente:

- Para el pandeo en el plano de la celosía: la longitud de pandeo se toma como el 90% de la longitud del sistema (distancia entre nudos), cuando el elemento de la celosía esté conectado, en cada uno de sus extremos, mediante por lo menos dos tornillos, o por soldadura (apartado BB.1.1(4) de la norma EN 1993-1-1)

(Según lo indicado en el Anexo BB una excepción serían los elementos angulares de la celosía, para los que se proporciona una evaluación distinta. Este Anexo no especifica si esta regla es igualmente aplicable a elementos compuestos por dos pares de angulares: como simplificación, se recomienda usar una longitud de pandeo de 0,9 veces la longitud del sistema)

- Para pandeo fuera del plano de la celosía: la longitud de pandeo se toma igual a la longitud del sistema.

Para el pandeo de los cordones en compresión uniforme, en el plano de la celosía, la longitud de pandeo se toma como el 90% de la longitud del sistema (distancia entre nudos).

Calcular la fuerza de Euler para el pandeo fuera del plano de la celosía, podría ser más complejo por los siguientes motivos:

- No siempre existe un soporte lateral en cada nudo de la celosía
- Los puntos de soporte lateral no son siempre efectivamente rígidos.

Si no existe un apoyo lateral en cada nudo a lo largo del cordón, el segmento ubicado entre los puntos de soporte estará sometido a compresión variable en los vanos adyacentes. Bajo estas condiciones:

- Un enfoque conservador sería utilizar el valor máximo del esfuerzo de compresión y tomar como longitud de pandeo la distancia entre los soportes, pero esto podría conducir a una subestimación de la resistencia de los cordones.
- Existe la opción de utilizar métodos más exhaustivos, mediante la investigación de la longitud de pandeo equivalente en situaciones de compresión constante.

En el ejemplo resuelto, donde la celosía soporta una cubierta, con correas sobre el cordón superior de la celosía:

- Todas las correas conectadas al arriostamiento de una cubierta se consideran como soportes lateralmente rígidos.
- Correas intermedias también pueden considerarse como un punto de soporte rígido, siempre que la cubierta trabaje como diafragma (construcción de clase 2, según la norma EN 1993-1-3).
- Para el cordón inferior, estos puntos de soporte lateral los proporcionan los elementos de arriostamiento vertical entre las celosías (ver los arriostamientos ubicados bajo las correas de la celosía en la Figura 2.2 Ejemplo resuelto – Configuración global de la cubierta).

Otro punto a tener en cuenta, y que ocurre a menudo, en el cálculo de la resistencia a compresión, es el caso de los pares de elementos. Tal y como se ha mencionado, es práctica habitual fabricar los elementos de la celosía con dos angulares o dos perfiles tubulares (UPE).

Para asegurar que los elementos mixtos se comportan como un único elemento en modo de pandeo por flexión, los dos elementos se unen mediante dos presillas. Considerando que la función de estos elementos es evitar el deslizamiento de un elemento respecto al otro, éstos deben unirse sin holgura. El hueco entre los angulares, y el espesor de las presillas, debe ser igual al espesor de la cartela a la que el elemento armado está conectado.

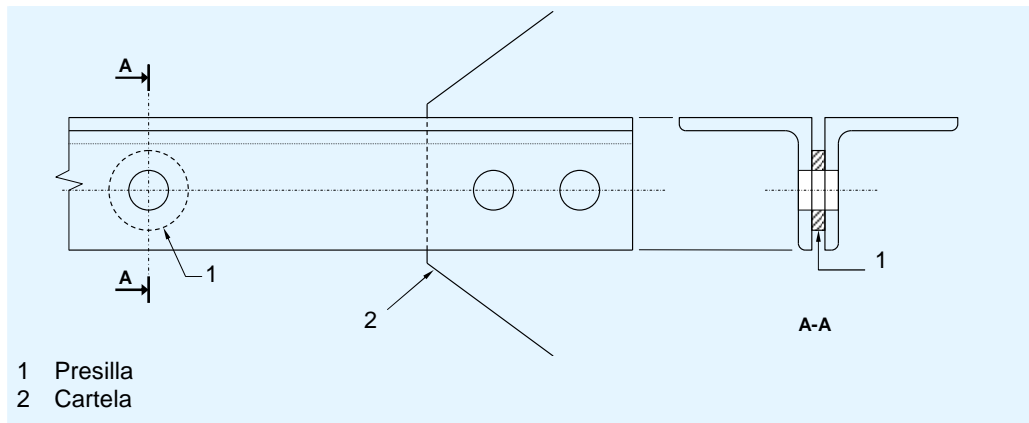


Figura 4.1 Elementos compuestos por dos angulares

Según la norma EN 1993-1-1, el espaciamiento máximo entre las uniones de elementos está limitado a 15 veces el radio de giro mínimo de los dos elementos aislados. Si no, deben llevarse a cabo comprobaciones más complejas, en las que se debe considerar la rigidez a cortante del elemento armado. Esta limitación es bastante restrictiva. Por ejemplo, para unir dos angulares de $50 \times 50 \times 5$, observando el límite de espaciamiento, sería necesario disponer una presilla cada 15 cm.

A modo de ilustración de los principios anteriormente mencionados, en el ejemplo resuelto que se presenta en las siguientes secciones, se desarrollan los cálculos justificativos para los diferentes tipos de elementos sometidos a compresión. Los resultados del ejemplo resuelto básico son:

- Cordones IPE 330 con alma horizontal
- Se asume que los elementos del alma de la celosía están articulados en ambos extremos
- Se asume que los cordones son continuos.

4.1.1 Cordón superior sometido a compresión

Las comprobaciones que se presentan a continuación, hacen referencia al cordón superior en la zona del punto medio de la luz (elemento B107 en la Figura 3.1), en el que el esfuerzo de compresión axial calculado bajo cargas gravitatorias en ELU es superior o igual a:

$$N_{Ed} = -1477 \text{ kN}$$

En las comprobaciones se han considerado los momentos flectores coincidentes.

Es preciso tener en cuenta que la comprobación debe llevarse a cabo en el primer elemento que no esté coaccionado por la celosía secundaria, contando desde el punto medio de la luz: menor compresión, pero mayor longitud de pandeo en el plano de la celosía. Dado que el cálculo es idéntico, éste no se detalla a continuación. Si la resistencia no fuese suficiente, la solución de refuerzo consistiría, coaccionar el elemento mediante la celosía secundaria.

El esfuerzo cortante y los momentos flectores se indican en la Figura 4.2
Momento flector y esfuerzo cortante en el cordón superior.

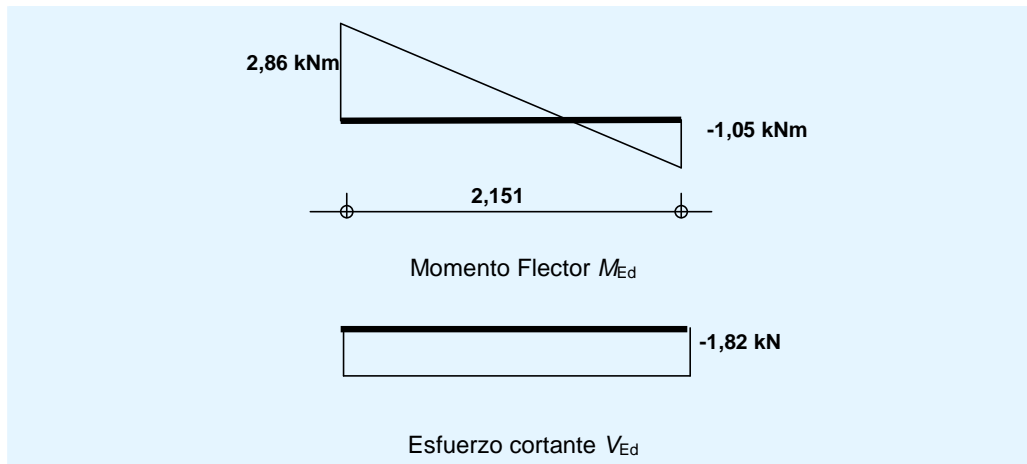


Figura 4.2 Momento flector y esfuerzo cortante en el cordón superior

Características de la sección transversal

Para un perfil IPE 330 con alma horizontal (grado de acero S355):

$$A = 62,6 \text{ cm}^2$$

$$I_y = 11770 \text{ cm}^4$$

$$I_z = 788 \text{ cm}^4$$

$$W_{el,z} = 98,5 \text{ cm}^3$$

Clase de la sección transversal

El parámetro del material es:

$$\varepsilon = 0,81$$

De manera simplificada, para clasificar la sección transversal se puede suponer que la misma está sometida a una compresión uniforme, aunque en realidad está sometida a una combinación de compresión axial y momento flector.

Las alas comprimidas se clasifican como alas en voladizo (Hoja 2 en la Tabla 5.2 de la norma EN 1993-1-1):

$$\frac{c}{t} = \frac{58,25}{11,5} = 5,1 < 9\varepsilon = 7,29$$

El ala es de Clase 1.

El alma se clasifica como un elemento interno sometido a compresión (Hoja 1 en la Tabla 5.2 de la norma EN 1993-1-1):

$$\frac{c}{t} = \frac{271}{7,5} = 36,1 > 42\varepsilon = 34,02$$

El alma es de clase 4.

Propiedades efectivas de la sección transversal

Se calcula el área efectiva A_{eff} para compresión pura.

Las alas son de clase 1, y por lo tanto, plenamente efectivas.

La anchura efectiva del alma se calcula según lo indicado en la Tabla 4.1 de la norma EN 1993-1-15:

$$\psi = 1 \Rightarrow k_{\sigma} = 4$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\frac{b}{t}}{28,4\epsilon\sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{\frac{271}{7,5}}{28,4 \times 0,81 \times \sqrt{4}} = 0,782 > 0,673$$

$$\psi = 1 \Rightarrow k_{\sigma} = 4 \Rightarrow \bar{\lambda}_p = \frac{\frac{b}{t}}{28,4\epsilon\sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{\frac{271}{7,5}}{28,4 \times 0,81 \times \sqrt{4}} = 0,782 > 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,919 \Rightarrow b_{\text{eff}} = 0,919 \times 271 = 249 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 0,5b_{\text{eff}} = 124,5 \text{ mm}$$

$$b_{\text{eff}} = 0,919 \times 271 = 249 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 0,5 b_{\text{eff}} = 124,5 \text{ mm}$$

El área efectiva de la sección es:

$$A_{\text{eff}} = 6260 - (271 - 249) \times 7,5 = 6095 \text{ mm}^2$$

Se calcula el módulo elástico efectivo, en torno al eje débil ($W_{\text{eff},z}$), para flexión pura.

En flexión pura en el plano de la celosía, en torno al eje débil, las alas son, inevitablemente, de clase 1, mientras que el alma no está sometida a esfuerzos. Por lo tanto, la sección se puede clasificar como plenamente eficaz:

$$W_{\text{eff},z} = W_{e1,z} = 98,5 \text{ cm}^3$$

Resistencia de la sección transversal

Sometida a compresión (apartado 6.2.4 de la norma EN 1993-1-1)

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{\text{eff}} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{6095 \times 0,355}{1,0} = 2164 \text{ kN}$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} = \frac{1477}{2164} = 0,683 < 1 \text{ OK}$$

Sometida a flexión en el plano de la celosía (apartado 6.2.5 de la norma EN 1993-1-1)

$$M_{z,Rd} = \frac{W_{\text{eff},z} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{98,5 \times 0,355}{1,0} = 34,97 \text{ kNm}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{z,Rd}} = \frac{2,86}{34,97} = 0,082 < 1 \text{ OK}$$

Sometida a esfuerzo cortante (apartado 6.2.6 de la norma EN 1993-1-1)

$$A_{v,y} = 2 \times 160 \times 11,5 = 3680 \text{ mm}^2$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_{v,y} \frac{f_y}{\sqrt{3}}}{\gamma_{M0}} = \frac{3680 \times \frac{0,355}{\sqrt{3}}}{1,0} = 754 \text{ kN}$$

$$\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} = \frac{1,82}{754} = 0,002 < 1 \quad \text{OK}$$

Considerando que el valor de $V_{Ed}/V_{pl,Rd}$ es inferior a 0,5, el esfuerzo cortante no influye en la resistencia de la sección transversal flexión y compresión.

Interacción M-N (apartado 6.2.93 de la norma EN 1993-1-1):

La interacción M-N se tiene en cuenta mediante el siguiente criterio:

$$0,683 + 0,082 = 0,765 < 1 \quad \text{OK}$$

Resistencia al pandeo del elemento

Resistencia al pandeo en el plano de la celosía, es decir sobre el eje débil de la sección transversal (apartado 6.3.1 de la norma EN 1993-1-1).

La longitud de pandeo del cordón superior es igual a 90% de la longitud del sistema (apartado B.B.1.1 de la norma EN 1993-1-1):

$$L_{cr,z} = 0,9 \times 2151 = 1936 \text{ mm}$$

El esfuerzo axial crítico elástico es:

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 EI_z}{l_z^2} = \frac{\pi^2 \times 21000 \times 788}{193,6^2} = 4357 \text{ kN}$$

La esbeltez viene dada por la siguiente ecuación:

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr,z}}} = \sqrt{\frac{6095 \times 0,355}{4357}} = 0,705$$

La curva de pandeo a emplear es la curva **b** (Tabla 6.2 de la norma EN 1993-1-1), y el factor de imperfección es:

$$\alpha = 0,34$$

$$\Phi_z = 0,5 \times (1 + \alpha(\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2) = 0,8344$$

$$\chi_z = \frac{1}{\Phi_z + \sqrt{\Phi_z^2 - \bar{\lambda}_z^2}} = \frac{1}{0,8344 + \sqrt{0,8344^2 - 0,705^2}} = 0,781$$

La resistencia de cálculo al pandeo será:

$$N_{b,z,Rd} = \frac{\chi_z A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,781 \times 6095 \times 0,355}{1,0} = 1690 \text{ kN}$$

$$N_{Ed} / N_{b,z,Rd} = 1477 / 1690 = 0,874 \quad \text{OK}$$

Resistencia al pandeo fuera del plano de la celosía, es decir sobre el eje fuerte de la sección transversal (apartado 6.3.1 de la norma EN 1993-1-1).

Los soportes laterales del cordón superior están compuestos por la celosía secundaria, posicionada a intervalos de 8504 mm.

El esfuerzo de compresión es casi constante entre los soportes laterales (ver apartado 3.2).

Por lo tanto no será necesario utilizar un método que permita tener en cuenta el esfuerzo no uniforme.

El esfuerzo axial crítico elástico es:

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{l_y^2} = \frac{\pi^2 \times 21000 \times 11770}{8504^2} = 3373 \text{ kN}$$

La esbeltez viene dada por la siguiente ecuación:

$$\bar{\lambda}_y = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr,y}}} = \sqrt{\frac{6095 \times 0,355}{3373}} = 0,8009$$

La curva de pandeo a emplear es la curva **a** (Tabla 6.2 de la norma EN 1993-1-1), y el factor de imperfección es:

$$\alpha = 0,21$$

$$\Phi_y = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2) = 0,8838$$

$$\chi_y = \frac{1}{\Phi_y + \sqrt{\Phi_y^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{0,8838 + \sqrt{0,8838^2 - 0,8009^2}} = 0,7952$$

Por lo tanto, la resistencia a compresión viene dada por la siguiente ecuación:

$$N_{b,y,Rd} = \frac{\chi_y A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,7952 \times 6095 \times 0,355}{1,0} = 1720 \text{ kN}$$

$$N_{Ed} / N_{b,y,Rd} = 1477 / 1720 = 0,859 \quad \text{OK}$$

Interacción M-N (apartado 6.3.3 de la norma EN 1993-1-1):

No existe ningún efecto debido al pandeo lateral por torsión a tener en cuenta en un elemento sometido a flexión sobre su eje débil (ninguna flexión en el eje fuerte). Los criterios son:

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y A_{eff} f_y / \gamma_{M1}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{eff,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (\text{Eq. 6.61 de EN 1993-1-1})$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z A_{eff} f_y / \gamma_{M1}} + k_{zz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{eff,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (\text{Eq. 6.62 de EN 1993-1-1})$$

Utilizando la resistencia previamente calculada, estos criterios se pueden expresar como:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,y,Rd}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,z,Rd}} + k_{zz} \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1$$

Los factores de interacción k_{yz} y k_{zz} , para secciones de clase 4, se calculan según lo indicado en el Anexo A de la norma EN 1993-1-1:

$$k_{yz} = C_{mz} \frac{\mu_y}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}$$

donde:

$$C_{mz} = 0,79 + 0,21\psi + 0,36(\psi - 0,33) \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}$$

$$\psi = \frac{-1,05}{2,86} = -0,367$$

$$C_{mz} = 0,628$$

$$\mu_y = \frac{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}}}{1 - \chi_y \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}}} = \frac{1 - \frac{1477}{3373}}{1 - 0,7952 \frac{1477}{3373}} = 0,8624$$

$$k_{yz} = 0,628 \times \frac{0,8624}{1 - \frac{1477}{4357}} = 0,819$$

Primer criterio de interacción (ecuación 6.61)

$$\frac{1477}{1720} + 0,819 \times \frac{2,86}{34,97} = 0,926 \leq 1 \quad \text{OK}$$

$$k_{zz} = C_{mz} \frac{\mu_z}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}$$

donde:

$$C_{mz} = 0,628$$

$$\mu_z = \frac{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}{1 - \chi_z \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}} = \frac{1 - \frac{1477}{4357}}{1 - 0,781 \frac{1477}{4357}} = 0,899$$

Ahora, ya se puede calcular el factor k_{zz} :

$$k_{zz} = 0,628 \times \frac{0,899}{1 - \frac{1477}{4357}} = 0,854$$

Segundo criterio de interacción (ecuación 6.62)

$$\frac{1477}{1690} + 0,854 \times \frac{2,86}{34,97} = 0,944 \leq 1 \quad \text{OK}$$

Nota sobre celosías secundarias

La presencia de celosías secundarias en la parte central de la celosía (ver Figura 2.3), permite reducir a la mitad la longitud de pandeo del cordón superior, en el plano de la celosía.

La celosía secundaria ha sido dimensionada para soportar una carga de coacción del pandeo, cuyo valor depende del esfuerzo de compresión en el cordón coaccionado y de su esbeltez (ver Anexo H4 de la norma EN 1993-3-1 sobre el diseño de torres).

4.1.2 Cordón inferior sometido a compresión

El cordón inferior está sometido a esfuerzos de compresión menores, pero no está coaccionado por la celosía secundaria.

La comprobación del cordón inferior a compresión es similar a la indicada en el apartado □ para cordones superiores sometidos a compresión.

El cordón inferior está coaccionado lateralmente en cada correa (Figura 2.2 Ejemplo resuelto – Configuración global de la cubierta).

El único punto específico que es importante desarrollar, sería el análisis de pandeo fuera del plano de la celosía.

El pandeo del cordón inferior se calcula de la misma forma que en el cordón superior, para una longitud igual a la distancia entre paneles de celosía, gracias a la presencia de arriostramiento en los sub-paneles (ver Figura 2.3).

La diferencia entre los paneles inferior y superior estriba en que el esfuerzo axial en el primero varía a lo largo de la longitud de pandeo, en dos paneles, mientras que en el cordón superior este esfuerzo se mantiene constante a lo largo de la longitud de pandeo.

Hay que tener en cuenta que, para el cordón con mayor momento flector, la variación en el esfuerzo axial es mínima; en un diseño real la pequeña reducción en la longitud de pandeo debido a la variación en el esfuerzo axial puede despreciarse.

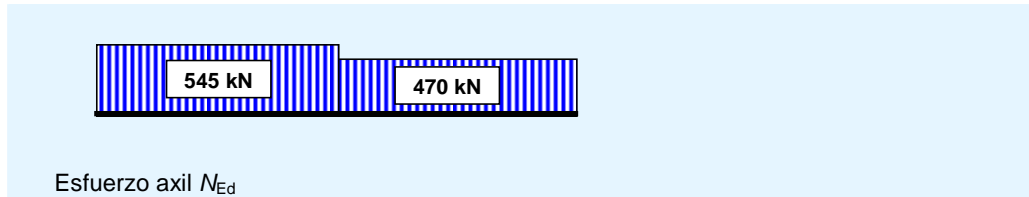


Figura 4.3 Esfuerzo axil en el cordón inferior

4.1.3 Elemento diagonal sometido a compresión

El elemento diagonal, cuya resistencia se calcula en el ejemplo resuelto, es la segunda diagonal del soporte derecho (elemento B40 en la Figura 3.1), sometido a cargas gravitatorias en ELU.

El esfuerzo de compresión es:

$$N_{Ed} = -624,4 \text{ kN}$$

Al inicio es práctica habitual ignorar el momento flector debido al peso propio del elemento.

El efecto de este momento se calcula posteriormente.

Características de la sección transversal de un angular

Para dimensiones de $150 \times 150 \times 15 \text{ L}$

$$A = 43 \text{ cm}^2$$

$$z_G = y_G = 4,25 \text{ cm}$$

$$I_y = I_z = 898,1 \text{ cm}^4$$

$$I_v = 369 \text{ cm}^4$$

Para un par de angulares

Área de la sección:

$$A = 2 \times 43 = 86 \text{ cm}^2$$

El momento de inercia fuera del plano de la celosía (cuando el perfil es homogéneo), suponiendo que la separación entre los angulares es de 10 mm:

$$I_y = 2 \times 898,1 + 2 \times 43 \times (4,25 + 1,0/2)^2 = 3737 \text{ cm}^4.$$

El momento de inercia en el plano de la celosía es:

$$I_z = 2 \times 898,1 = 1796 \text{ cm}^4$$

Clasificación del perfil a compresión uniforme

El parámetro del material para $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$: $\varepsilon = 0,81$

Para un angular (Tabla 5.2 (Hoja 3) de la norma EN 1993-1-1):

$$\frac{h}{t} = \frac{150}{15} = 10 < 15\varepsilon = 12,15$$

$$\frac{h+b}{2t} = \frac{2 \times 150}{2 \times 15} = 10 > 11,5\varepsilon = 9,31$$

La sección es de Clase 4 y por lo tanto no será totalmente efectiva bajo compresión uniforme. El área efectiva de la sección transversal debe calcularse en conformidad con lo indicado en la norma EN 1993-1-5. Mediante dicho cálculo se obtiene el área totalmente efectiva.

$$A_{\text{eff}} = A = 86 \text{ cm}^2$$

Resistencia de la sección transversal

La resistencia de la sección sometida a compresión uniforme viene dada por la siguiente ecuación:

$$N_{\text{c,Rd}} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} = \frac{8600 \times 0,355}{1,0} = 3053 \text{ kN}$$

Resistencia del elemento al pandeo

Pandeo en el plano de la celosía:

La resistencia al pandeo es igual a:

$$0,9 \times 5,464 = 4,918 \text{ m}$$

El esfuerzo axial crítico elástico es:

$$N_{\text{cr,z}} = \frac{\pi^2 EI_z}{l_y^2} = \frac{\pi^2 \times 21000 \times 1796}{491,8^2} = 1539 \text{ kN}$$

La esbeltez viene dada por la siguiente ecuación:

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{\text{cr,z}}}} = \sqrt{\frac{8600 \times 0,355}{1539}} = 1,408$$

La curva de pandeo a emplear es la curva **b** (Tabla 6.2 de la norma EN 1993-1-1), y el factor de imperfección es:

$$\alpha = 0,34$$

$$\Phi_z = 0,5 \times (1 + \alpha(\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2) = 1,697$$

$$\chi_z = \frac{1}{\Phi_z + \sqrt{\Phi_z^2 - \bar{\lambda}_z^2}} = \frac{1}{1,697 + \sqrt{1,697^2 - 1,408^2}} = 0,378$$

La resistencia al pandeo será entonces:

$$N_{\text{b,z,Rd}} = \frac{\chi_z Af_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,378 \times 8600 \times 0,355}{1,0} = 1154 \text{ kN}$$

Resistencia al pandeo fuera del plano de la celosía

La longitud de pandeo es igual a la longitud del sistema: $L_{\text{cr,y}} = 5.464 \text{ m}$.

El esfuerzo axial crítico elástico es:

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{l_y^2} = \frac{\pi^2 \times 21000 \times 3737}{546,5^2} = 2594 \text{ kN}$$

La esbeltez viene dada por la siguiente ecuación:

$$\bar{\lambda}_y = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr,y}}} = \sqrt{\frac{8600 \times 0,355}{2594}} = 1,085$$

La curva de pandeo a emplear es la curva **b** (Tabla 6.2 de la norma EN 1993-1-1), y el factor de imperfección es:

$$\alpha = 0,34$$

$$\Phi_y = 0,5 \times (1 + \alpha(\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2) = 1,239$$

$$\chi_y = \frac{1}{\Phi_y + \sqrt{\Phi_y^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{1,239 + \sqrt{1,239^2 - 1,085^2}} = 0,544$$

La resistencia de cálculo al pandeo es:

$$N_{b,y,Rd} = \frac{\chi_y Af_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,544 \times 8600 \times 0,355}{1,0} = 1661 \text{ kN}$$

La resistencia al pandeo en el plano de la celosía es menor y la comprobación se hace mediante la siguiente ecuación:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = \frac{624,4}{1154} = 0,541 < 1,0 \text{ OK}$$

La resistencia de la diagonal es adecuada, y por lo tanto su sección puede ser optimizada.

Presillas de unión

La diagonal está compuesta por dos angulares unidos mediante presillas. El cálculo de resistencia previamente elaborado basa en la suposición de que la sección es homogénea (para pandeo fuera del plano de la celosía).

Para sustanciar esta hipótesis, la norma EN 1993-1-1 indica como requisito disponer barras de unión ubicadas en intervalos inferiores a 15 veces el radio de giro mínimo del angular aislado; que en el caso de un angular de $150 \times 150 \times 15$ sería una distancia de $15 \times 29,3 = 440 \text{ mm}$.

Considerando la reserva de resistencia, es recomendable disponer las barras con mayores espaciamientos (pues los costes de fabricación y montaje son considerables). En lugar de disponer 12 presillas en cada diagonal, que sería el resultado del cálculo previamente llevado a cabo en base a los requisitos de la norma, podría optarse por disponer 3 presillas con espaciamientos de 1366 mm.

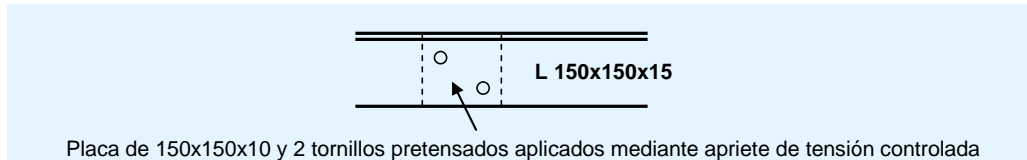


Figura 4.4 Presilla

Para que las presillas sean efectivas, deben disponerse conforme a lo indicado a continuación. Como consecuencia, la longitud de pandeo sobre el eje principal sería igual a $0,7 \times 1366 = 956$ mm.

Para este tipo de pandeo el esfuerzo elástico crítico es:

$$N_{cr,v} = \frac{\pi^2 EI_v}{l_v^2} = \frac{\pi^2 \times 210000 \times 369 \times 10^4}{956^2} \times 10^{-3} = 8368 \text{ kN}$$

La esbeltez para un angular único es:

$$\bar{\lambda}_v = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr,v}}} = \sqrt{\frac{4300 \times 355}{8368000}} = 0,427$$

La curva de pandeo a emplear es la curva **b** y el factor de imperfección es:

$$\alpha = 0,34$$

$$\Phi_v = 0,5 \times (1 + 0,34 \times (\bar{\lambda}_v - 0,2) + \bar{\lambda}_v^2) = 0,630$$

$$\chi_v = \frac{1}{\Phi_v + \sqrt{\Phi_v^2 - \bar{\lambda}_v^2}} = \frac{1}{0,630 + \sqrt{0,630^2 - 0,427^2}} = 0,915$$

De forma conservadora, la resistencia a compresión podrá evaluarse calculando el factor de reducción obtenido para la totalidad del elemento y el obtenido para un angular único entre presillas:

$$\chi = \text{Min}(\chi_y ; \chi_z) \times \chi_v = 0,378 \times 0,915 = 0,346$$

La resistencia de cálculo al pandeo de la diagonal viene dada por la siguiente ecuación:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi Af_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,346 \times 8600 \times 355}{1,0} \times 10^{-3} = 1056 \text{ kN}$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = \frac{624,4}{1056} = 0,591 < 1,0$$

La resistencia de compresión es adecuada.

Comprobación local de la sección a la derecha de la cartela

Esta comprobación se desarrolla en el Anexo B de este documento.

Efecto del momento flector debido al peso propio de la diagonal

El momento flector es:

$$M_{y,Ed} = 2,20 \text{ kNm} \quad (\text{véase el apartado 3.2}).$$

El módulo elástico de la sección transversal para la flexión en el plano de la celosía es:

$$W_{el,z} = 167 \text{ cm}^3.$$

Los criterios de interacción se dan en el apartado 6.3.3 de la EN 1993-1-1:

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y A f_y / \gamma_{M1}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{el,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z A f_y / \gamma_{M1}} + k_{zz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{el,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

donde:

El factor k_{yz} es:

$$k_{yz} = C_{mz} \frac{\mu_y}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}$$

$$\mu_y = \frac{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}}}{1 - \chi_v \chi_y \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}}} = \frac{1 - \frac{624,4}{2594}}{1 - 0,915 \times 0,544 \times \frac{624,4}{2594}} = 0,863$$

$$C_{mz} = 1 + 0,03 \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}} = 1 + 0,03 \frac{624,4}{1539} = 1,012$$

$$k_{yz} = 1,012 \times \frac{0,863}{1 - \frac{624,4}{1539}} = 1,47$$

El factor k_{zz} es:

$$k_{zz} = C_{mz} \frac{\mu_z}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}$$

$$\mu_z = \frac{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}}{1 - \chi_v \chi_z \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}} = \frac{1 - \frac{624,4}{1539}}{1 - 0,915 \times 0,378 \times \frac{624,4}{1539}} = 0,691$$

$$k_{zz} = 1,012 \times \frac{0,691}{1 - \frac{624,4}{1539}} = 1,18$$

Por lo que:

$$\frac{624400}{0,915 \times 0,544 \times 8600 \times 355 / 1,0} + 1,47 \times \frac{2,20 \times 10^6}{167000 \times 355 / 1,0} = 0,465 \leq 1$$

$$\frac{624400}{0,915 \times 0,378 \times 8600 \times 355 / 1,0} + 1,18 \times \frac{2,20 \times 10^6}{167000 \times 355 / 1,0} = 0,635 \leq 1$$

Al considerar el momento flector debido al peso propio de la diagonal, la resistencia incrementa de 0,591 a 0,635, es decir un incremento del 7%.

4.2 Comprobación de elementos traccionados

Un aspecto importante a considerar durante la comprobación de elementos sometidos a tracción es la existencia de criterios que consideran la sección neta del elemento. Este aspecto se explora en el ejemplo resuelto.

4.2.1 Cordón inferior traccionado (plano IPE 330)

El cordón inferior se comprueba cerca del punto medio de la luz. Considerando los resultados obtenidos en el apartado 3.2:

$$N_{Ed} = 1582 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = 1,69 \text{ kNm}$$

La resistencia a tracción de la sección viene determinada por dos condiciones: una es la condición en una sección “bruta” y la otra en una sección “neta”:

Sección bruta

$$A = 6260 \text{ mm}^2$$

$$N_{pl,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} = \frac{6260 \times 0,355}{1,0} = 2222 \text{ kN}$$

Sección neta

$$A_{net} = 6260 - (4 \times 24 \times 11,5) - (3 \times 22 \times 7,5) = 4661 \text{ mm}^2$$

$$N_{u,Rd} = \frac{0,9A_{net}f_u}{\gamma_{M0}} = \frac{0,9 \times 4661 \times 0,51}{1,25} = 1711 \text{ kN}$$

La resistencia a tracción viene dada por la siguiente ecuación:

$$N_{t,Rd} = \min(N_{pl,Rd}, N_{u,Rd}) = 1711 \text{ kN}$$

En el caso de flexión simple en el plano de la celosía (apartado 6.2.5 de la norma EN 1993-1-1), la sección de clase 1 permite la movilización del módulo plástico:

$$W_{pl} = \frac{2 \times 1,15 \times 16^2}{4} = 147,2 \text{ cm}^3$$

$$M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{147,2 \times 0,355}{1,0} = 52,3 \text{ kNm}$$

La comprobación es la siguiente:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} = \frac{1582}{1711} = 0,93$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} = \frac{1,69}{52,3} = 0,03$$

$$\text{Interacción N-M: } 0,93 + 0,03 = 0,96 < 1$$

4.2.2 Diagonal traccionada (angulares dobles L120 × 120 × 12)

La comprobación de la diagonal se lleva a cabo en el soporte izquierdo, sometido a cargas gravitatorias. Considerando los resultados obtenidos en el apartado 3.2:

$$N_{Ed} = 616,3 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = 1,36 \text{ kNm}$$

Resistencia a tracción

La resistencia a tracción de la sección viene determinada por dos condiciones: la sección “bruta” y la sección “neta”:

Sección bruta

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{5510 \times 0,355}{1,0} = 1956 \text{ kN}$$

Sección neta (ver las disposiciones indicadas en el Anexo 2)

$$A_{net} = 5510 - (2 \times 26 \times 12) = 4886 \text{ mm}^2$$

Para angulares unidos por un único lado, la norma EN 1993-1-8 define un requisito adicional para considerar el efecto de la excentricidad de la fuerza de tracción en el angular (distancia entre el eje neutro y la línea de aplicación de la fuerza) sobre la distribución de las fuerzas en la sección (la aparición de momentos secundarios).

Este método requiere la aplicación de un coeficiente de reducción de la resistencia última del angular (Cláusula 3.10.3(2) de la norma EN 1993-1-8).

$$N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}}$$

El coeficiente de reducción β_3 depende de la distancia entre tornillos, p_1 .

Para, $p_1 = 2,5 d_0 = 65 \text{ mm}$: $\beta_3 = 0,5$ (EN 1993-1-8 Tabla 3.8)

Nota: Los coeficientes de reducción son únicamente aplicables a angulares únicos, pues el método es demasiado conservador para "angulares

dobles". Es recomendable considerar el comportamiento de los dos angulares por separado respecto a este fenómeno local.

$$N_{u,Rd} = \frac{0,5A_{net}f_u}{\gamma_{M0}} = \frac{0,5 \times 4886 \times 0,51}{1,25} = 997 \text{ kN}$$

Entonces:

$$N_{t,Rd} = \min(N_{pl,Rd}, N_{u,Rd}) = 997 \text{ kN}$$

Resistencia a flexión

En flexión simple en el plano de la celosía (apartado 6.2.5 de la norma EN 1993-1-1)

$$W_{el} = 85,46 \text{ cm}^3$$

$$M_{el,Rd} = \frac{W_{el}f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{85,46 \times 0,355}{1,0} = 30,3 \text{ kNm}$$

Comprobación:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} = \frac{616,3}{997} = 0,62 < 1$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} = \frac{1,36}{30,3} = 0,05$$

El criterio de interacción M-N es: $0,62 + 0,05 = 0,67 < 1$

5 COMPROBACIÓN DE UNIONES

5.1 Características de la unión de celosía-montante

5.1.1 Aspectos generales

Es importante que la unión celosía-montante esté adecuadamente representada por las suposiciones formuladas en la modelización.

En particular, debe respetarse la elección entre unión rígida y unión articulada. La diferencia entre estos dos tipos de uniones es que la unión articulada permite que la celosía y el montante se deformen independientemente de la rotación. El resultado, en términos de cargas, es que la articulación no transmite ningún momento flector desde la celosía al montante, mientras que una unión fija sí.

La rotación se manifiesta, a la altura del soporte de la celosía, mediante un desplazamiento horizontal diferencial entre el nudo del cordón superior y el nudo del cordón inferior.

Al objeto de permitir dicha rotación global es necesario tener en cuenta el desplazamiento horizontal, en el extremo de uno de los cordones respecto al montante: normalmente, el desplazamiento del cordón, que no está unido al elemento dispuesto en diagonal en el soporte, está liberado.

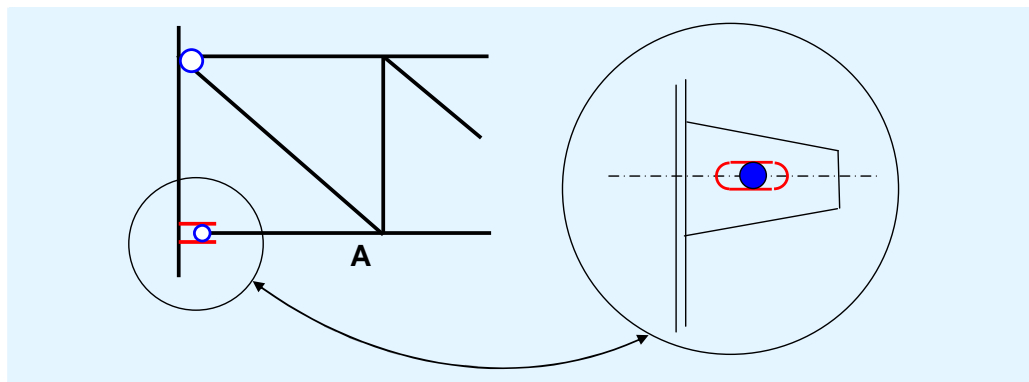


Figura 5.1 Orificio ovalado en el cordón inferior de la celosía

Mediante dicha disposición se consigue un esfuerzo axial igual a cero en el cordón inferior del primer panel. El cordón inferior del primer nudo de la celosía se podría acortar (A en el diagrama). Sin embargo, es preferible aumentar la longitud del cordón inferior y unirlo al montante y de este modo proporcionar mayor estabilidad al cordón inferior de la celosía.

A continuación, en el ejemplo resuelto del apartado 5.1.2 se muestra una aplicación de este tipo de articulación.

En contrapartida, para ejecutar una unión rígida de celosía-pilar, es necesario realizar una unión sin holgura entre cada cordón de la celosía y el pilar.

5.1.2 Convergencia de los ejes en la unión de celosía-pilar

Otra cuestión a considerar, al realizar la unión de una celosía con un pilar, es la convergencia de los ejes de los elementos unidos y sus efectos sobre la modelización. Las opciones disponibles se ilustran en la Figura 5.2.

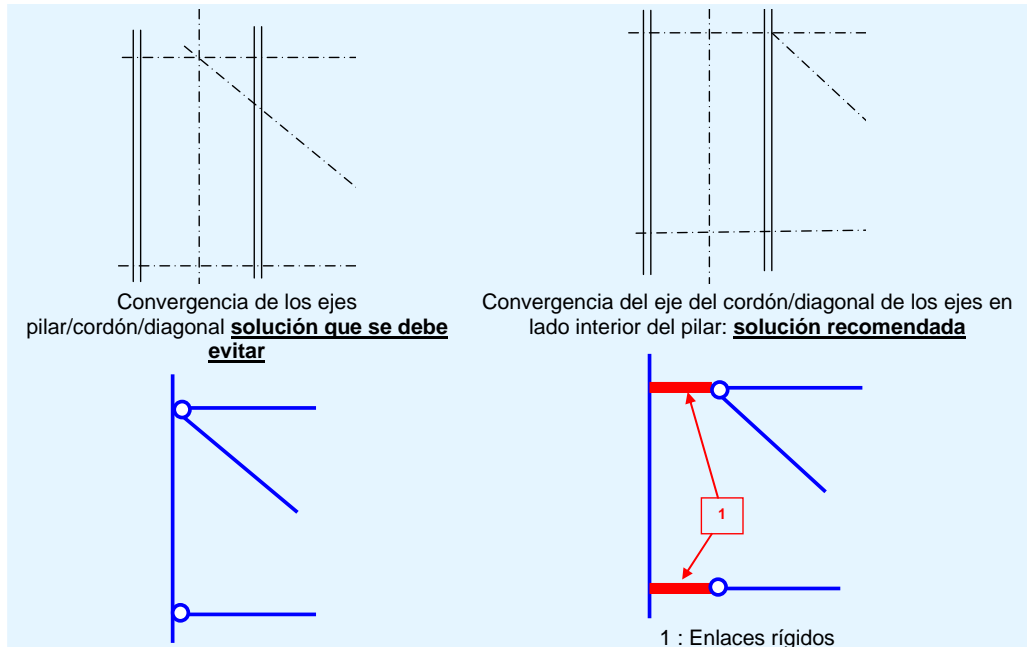


Figura 5.2 Unión rígida celosía-pilar

En el primer ejemplo, la unión física real y el modelo no son coherentes: existe el riesgo de ocasionar momentos secundarios significativos en la diagonal y en el cordón. En el segundo ejemplo, la coherencia es mayor; el momento debido a la excentricidad es soportado por el montante, lo que posee una resistencia a flexión mayor que el cordón o la diagonal, sobre todo cuando la celosía está articulada en el montante.

Nótese que éste no es el caso del ejemplo resuelto en el que el alma de los montantes es perpendicular al plano de la celosía: la convergencia de los tres ejes se da sin ocasionar momentos secundarios.

5.1.3 Ejemplo resuelto: detalle de una unión articulada

En la Figura 5.3 se muestran los desplazamientos horizontales de los nudos inferior y superior de los dos soportes, para casos de combinaciones de cargas gravitatorias en ELU y para combinaciones de cargas de levantamiento en ELU. Se puede observar que, cuando la estructura es simétrica o está sometida a cargas simétricas, cada caso de carga produce rotaciones globales iguales sobre los dos soportes.

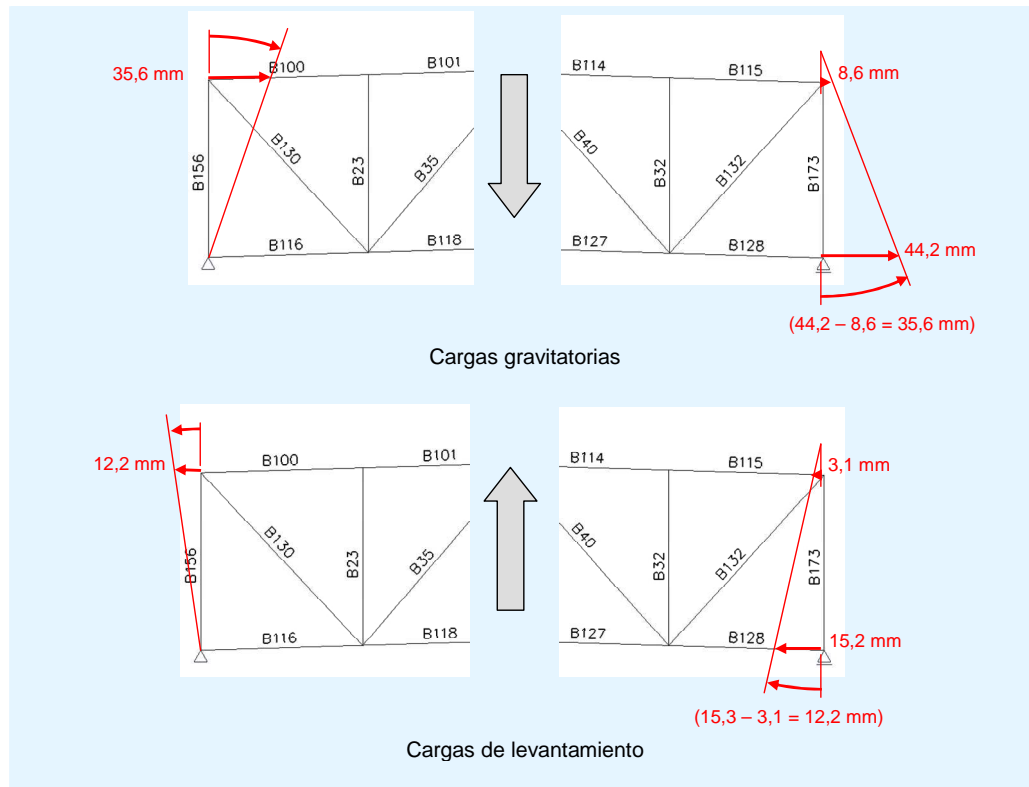


Figura 5.3 Rotaciones en los soportes de la celosía

Para poder liberar las rotaciones globales en los soportes (suposición para celosías con uniones articuladas al pilar), los agujeros ovalados en el pilar en la unión del cordón inferior, deben permitir un movimiento de 35,6 mm hacia el exterior y de 12,2 mm hacia el interior. No obstante, sería aconsejable dejar un margen de seguridad, en lo que a dimensiones de orificios ovalados se refiere (por ejemplo 50 mm), y comprobar después del montaje que, bajo el propio peso, la libertad de movimiento es la adecuada en ambas direcciones.

5.2 Continuidad de los cordones

A menudo es necesario transportar las celosías de grandes luces en varias secciones, por lo que resulta imprescindible proporcionar uniones continuas de cordones entre dichas secciones. Normalmente, lo más práctico es hacer dichas uniones en obra mediante uniones atornilladas en vez de uniones soldadas.

El diseño de dichas uniones atornilladas depende del tipo de sección del cordón que se pretende unir. Sin embargo, se pueden distinguir dos tipos de uniones atornilladas:

- Aquellas donde los tornillos están principalmente traccionados: en este tipo de unión se emplean placas de extremo
- Aquellas donde los tornillos son cargados perpendicularmente a sus vástagos: en este tipo de unión se emplean cubrejuntas.

Cuando los cordones están compuestos por un único perfil/sección en I o H, se pueden utilizar cualquiera de las uniones anteriormente mencionadas.

Cuando los cordones están compuestos por dos angulares dobles o perfiles en “U”, normalmente es preferible utilizar cubrejuntas.

Cuando los cordones están compuestos por perfiles tubulares es preferible utilizar uniones con placas de extremo (los perfiles tubulares están fuera del alcance de esta guía).

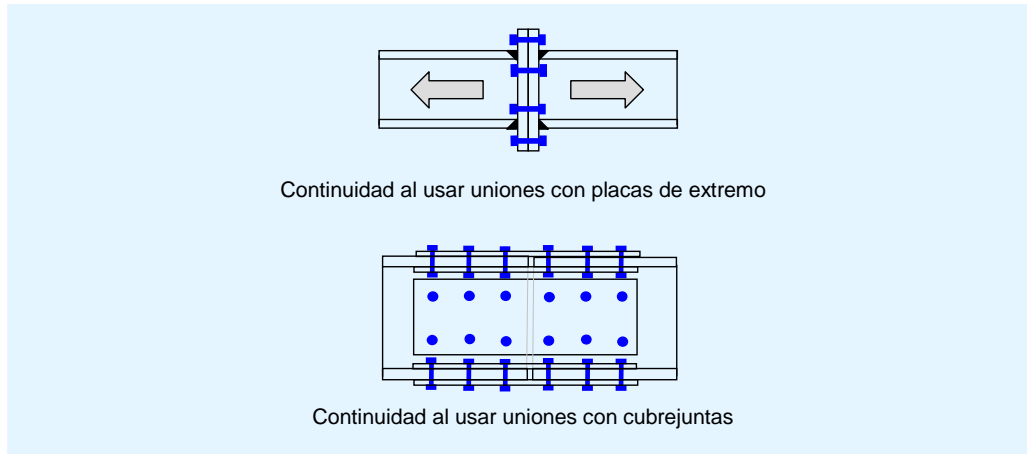


Figura 5.4 Continuidad de los cordones

La unión con cubrejuntas que se muestra en la Figura 5.4 contiene cubrejuntas dobles en el alma y en las alas (proporcionando dos secciones para soportar los esfuerzos cortantes). Si la fuerza aplicada en la unión es baja, se puede utilizar un único cubrejuntas en el exterior de las alas; sin embargo, en el alma suelen utilizarse placas dobles para preservar la simetría en la transmisión del esfuerzo axial.

Según lo indicado en la norma EN 1993-1-8, la comprobación de la resistencia de los empalmes de los cordones de la celosía, debe realizarse para las cargas dominantes con momentos flectores secundarios en el plano de la celosía, mediante el método de componentes desarrollado para uniones viga-pilar. En la página web SteelBizFrance.com se puede hallar el software desarrollado por CTICM, disponible de forma gratuita, para llevar a cabo dicha comprobación. La comprobación de este tipo de unión, para efectos del ejemplo resuelto, se puede hallar en el Anexo A.

Aparte de comprobar la resistencia, es igualmente importante asegurar la rigidez de las uniones continuas de los cordones. Cuando se seleccionan uniones con placas de extremo, dichas uniones se suelen clasificar como rígidas.

Las uniones con cubrejuntas sólo son efectivamente rígidas cuando se controla la holgura (véase el apartado 3.6 sobre la evaluación del efecto de la holgura en uniones atornilladas de la celosía, en el ejemplo resuelto). Por lo tanto, en las uniones con cubrejuntas es recomendable seleccionar una de las siguientes opciones:

- Utilizar tornillos pretensados con un apriete de tensión controlada, para la transmisión de cargas por fricción (antideslizantes)

- Utilizar tornillos calibrados, preferiblemente cargados en el vástago para evitar el deslizamiento bajo carga por distorsión de la rosca de las partes unidas.

5.3 Unión de las diagonales con los cordones

La unión de las diagonales y los montantes con los cordones puede hacerse de diferentes formas, dependiendo del tipo sección de que se trate.

Cuando los cordones están compuestos por elementos dobles (dos angulares o dos secciones UPE), es habitual insertar cartelas entre los dos elementos que componen el cordón. Las cartelas están soldadas o atornilladas a los cordones. Las diagonales y los montantes son normalmente atornillados a las cartelas.

Cuando los cordones están compuestos por perfiles IPE o HEA/HEB el método habitual es utilizar igualmente una cartela soldada al cordón. La cartela va unida al ala cuando el perfil está posicionado con el alma vertical, y al alma cuando el perfil está posicionado con el alma horizontal.

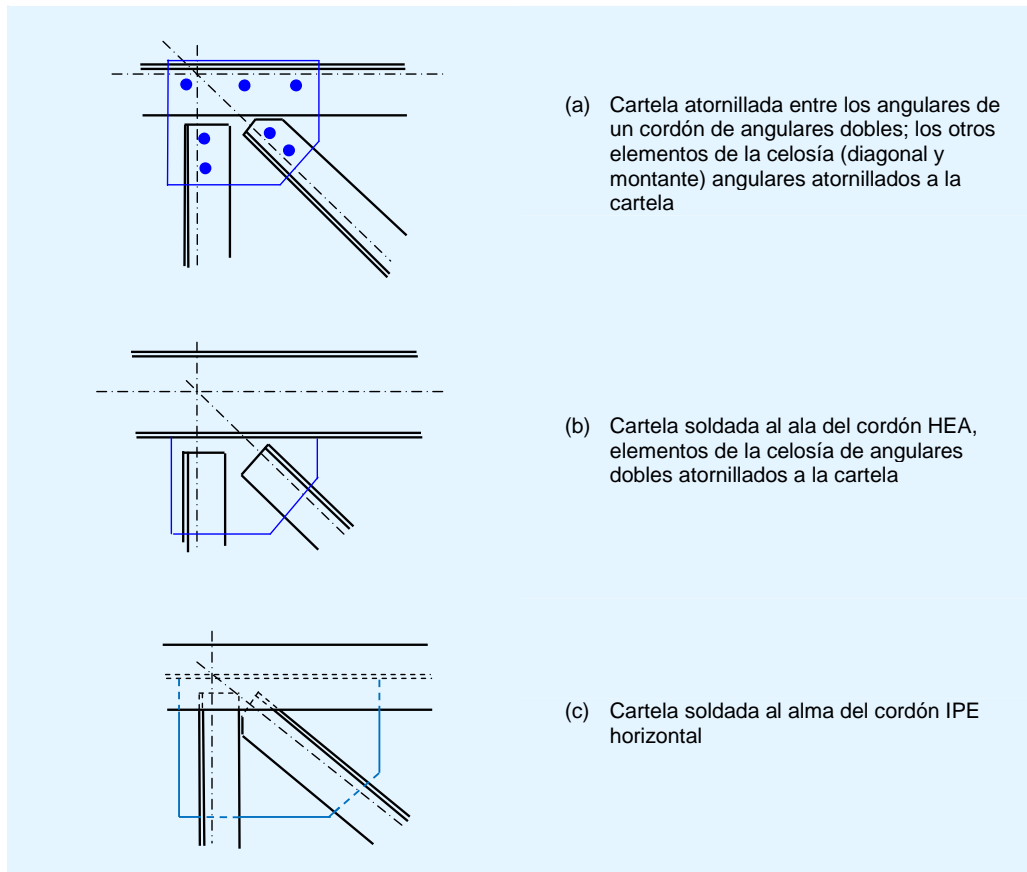


Figura 5.5 Uniones de celosía en el cordón

Cuando las secciones del cordón se colocan en horizontal, se suelen utilizar elementos de la celosía IPE o HEA con la misma altura de los cordones, conectados mediante cartelas dobles, una en cada ala. Una solución alternativa sería proyectar una unión soldada sin cartelas, tal y como se muestra en la Figura 5.6.

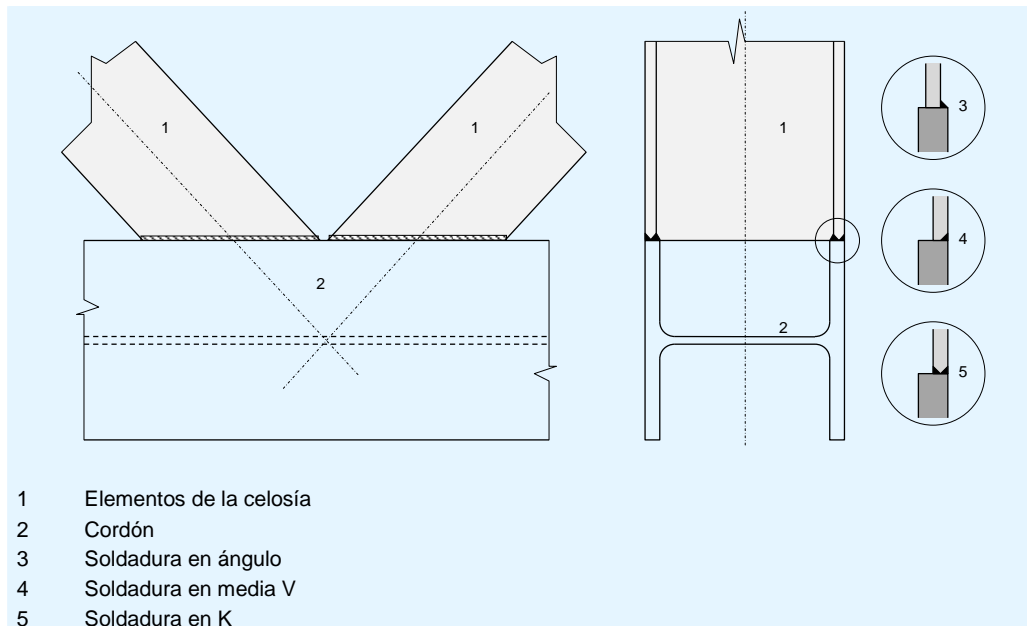


Figura 5.6 Unión soldada entre elementos de la celosía y cordón

Cuando los cordones son perfiles tubulares (fuera del alcance de esta guía), también se puede utilizar una cartela soldada al cordón. Se puede igualmente utilizar la soldadura directa de los elementos diagonales y montantes a los cordones; pero esto requiere la preparación de los perfiles para las uniones con cordones de sección circular.

En las uniones carteladas previamente descritas, la comprobación de la resistencia de la unión atornillada o soldada viene claramente definida en la norma EN 1993-1-8. Sin embargo, no se define la verificación de la resistencia de las cartelas. En el Anexo B se describe la comprobación una unión acartelada del ejemplo resuelto.

Hay determinados cuidados que deben tenerse en cuenta al hacer la comprobación de la cartela, en especial con las que contienen una parte no rígida, para evitar problemas asociados a la abolladura de la cartela. Por ejemplo, en las uniones de la Figura 5.5(c), si la altura del alma del cordón no es suficiente para fabricar los elementos de la celosía que están unidos cerca del alma, se deben examinar cuidadosamente tanto la sección no rígida de la cartela como su estabilidad.

En esta guía no se contemplan las celosías de perfiles tubulares, pero la norma EN 1993-1-8 dedica todo un apartado al diseño de uniones soldadas con perfiles tubulares.

En las uniones a los cordones también se debe controlar el deslizamiento (según lo indicado para cordones continuos) para poder controlar los desplazamientos de los elementos estructurales, y consecuentemente la distribución de los esfuerzos cuando la estructura es hiperestática.

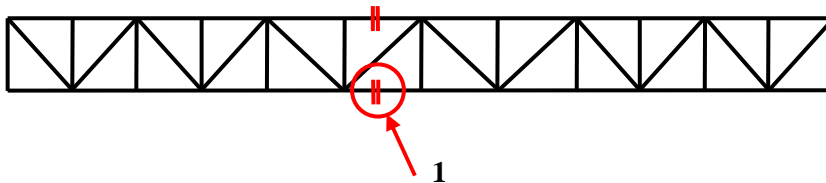
REFERENCIAS

- 1 Single-Storey Steel Buildings. Part 7: Fire engineering.
- 2 EN 1993-1-8:2005 Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1.8 Design of joints.
- 3 EN 1993-1-1: 2005, Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1.1 General rules and rules for buildings.

APÉNDICE A
**Ejemplo resuelto – Diseño de uniones de cordones continuos
mediante cubrejuntas**

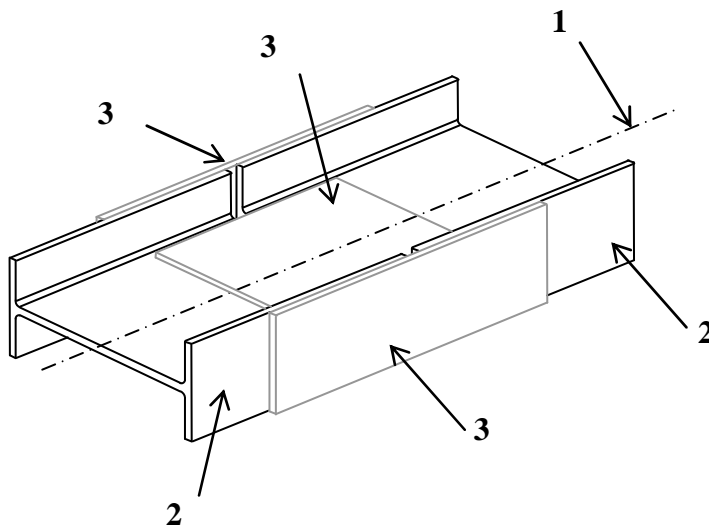
1. Empalme mediante cubrejuntas atornilladas

Esta hoja de cálculo hace referencia al empalme ilustrado en la Figura A.1. Este tipo de unión está compuesto por cubrejuntas dobles en el alma y un único cubrejuntas externo en las alas (ver Figura A.2)



1 Empalme en estudio

Figura A.1 Ubicación de los empalmes con cubrejuntas



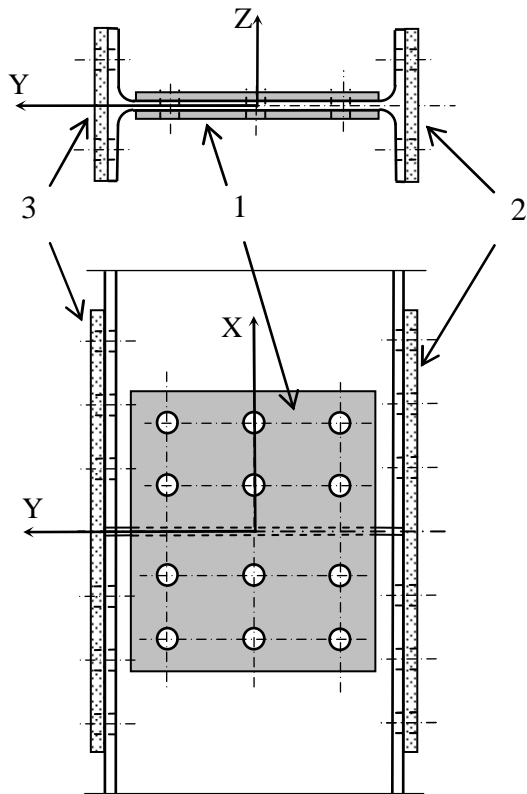
- 1 Eje longitudinal
- 2 Cordones inferiores para empalmar (IPE 330)
- 3 Empalme con cubrejuntas

Figura A.2 Continuidad de los cordones mediante empalmes con cubrejuntas

La resistencia de este tipo de unión debe ser comprobada sometida a esfuerzos axiales de tracción con momentos secundarios en el plano de la celosía.

Se deben comprobar los cuatro cubrejuntas atornillados (ver Figura A.3).

Es igualmente importante comprobar la rigidez de la unión del cordón continuo. La unión debe ser resistente al deslizamiento.



- 1 cubrejuntas del alma del cordón
- 2 cubrejuntas del ala 1 (en el lado derecho)
- 3 cubrejuntas del ala 2 (en el lado izquierdo)

Figura A.3 Cubrejuntas

El sistema global de coordenadas es el siguiente:

El plano XOZ es el del plano de la celosía

El plano XOY es el del plano del alma del cordón

2. Datos de base

En la Figura A.4 se detallan las dimensiones de los cubrejuntas y la ubicación de los orificios.

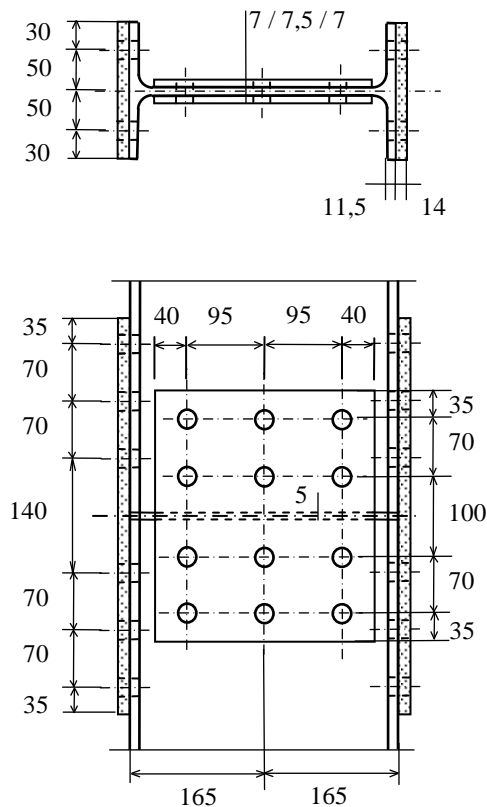


Figura A.4 Dimensiones (en mm) y posicionamiento

Datos del material (excepto tornillos)

El perfil en I y los cubrejuntas son de acero S355, según lo indicado en la norma EN 10025-2.

Calidad de acero	S355
Resistencia elástica	$f_y = 355 \text{ N/mm}^2$
Resistencia última de tracción	$f_u = 510 \text{ N/mm}^2$

Datos de la viga en I

Canto	h	= 330 mm
Anchura del ala	b	= 160 mm
Espesor del alma	t_w	= 7,5 mm
Espesor del ala	t_f	= 11,5 mm
Radio de acuerdo	r	= 18 mm
Área de la sección transversal	A	= 62,61 cm ²
Momento de inercia	I_y	= 788,1 cm ⁴
Módulo plástico	$W_{pl,y}$	= 153,7 cm ³

EN 1993-1-1
Tabla 3.1

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	4 de 24
<p>Detalles de las uniones atornilladas</p> <p>Categoría de unión atornillada Categoría C</p> <p>Clase de tornillo Clase 10,9:</p> <p>Resistencia elástica $f_{yb} = 900 \text{ N/mm}^2$</p> <p>Resistencia última a tracción $f_{ub} = 1000 \text{ N/mm}^2$</p> <p>Para los cubrejuntas de la alas</p> <p> Diámetro nominal de los tornillos $d_f = 22 \text{ mm}$</p> <p> Diámetro de los orificios $d_{0,f} = 24 \text{ mm}$</p> <p>Para los cubrejuntas del alma</p> <p> Diámetro nominal de los tornillos $d_w = 18 \text{ mm}$</p> <p> Diámetro de los orificios $d_{0,w} = 20 \text{ mm}$</p> <p>Coeficientes parciales (valores recomendados)</p> <p>Acero estructural $\gamma_{M0} = 1,00$</p> <p>Acero estructural $\gamma_{M2} = 1,25$</p> <p>Tornillos $\gamma_{M2} = 1,25$</p> <p>Tornillos $\gamma_{M3} = 1,25$</p> <p>Esfuerzos internos</p> <p>Para más información sobre la dirección de los esfuerzos internos ver Figura A.5</p> <p>$M_{Ed} = 1,71 \text{ kNm}$ (en torno al eje y-y)</p> <p>$V_{Ed} = 1,7 \text{ kN}$</p> <p>$N_{Ed} = 1567,4 \text{ kN}$ (fuerza de tracción)</p> <p>Nota: el momento flector y el esfuerzo cortante se pueden descartar. Sin embargo en algunos casos se han considerado para demostrar el concepto de cálculo en la presencia de dichos esfuerzos internos.</p>		<p>EN 1993-1-8 Tabla 3.1</p> <p>EN 1993-1-1 6.1 NOTE 2B</p> <p>EN 1993-1-8 2.2 NOTA</p>

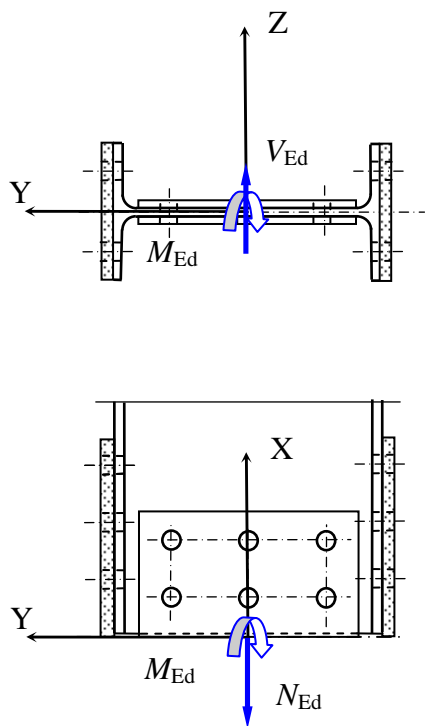


Figura A.5 Esfuerzos internos y momentos

3. Clasificación de la sección transversal del cordón

Para poder clasificar la sección transversal primero tenemos que determinar la distribución de los esfuerzos normales.

EN 1993-1-1
Tabla 5.2
Hoja 2 de 3

Para el alma se considera un esfuerzo uniforme igual a:

$$\sigma_w = \frac{N_{Ed}}{A} = -250,34 \text{ N/mm}^2$$

Para las alas se emplea la siguiente ecuación:

$$\sigma_i = \frac{N_{Ed}}{A} - \frac{M_{Ed}}{I_{yy} / v_i}$$

Donde v_i es la posición de la fibra considerada.

Para la parte superior ($Z > 0$) del ala:

$$v_1 = b_f / 2 \text{ y } v_2 = t_w / 2 + r$$

$$\sigma_1 = 180,91 \text{ N/mm}^2, \sigma_2 = 245,62 \text{ N/mm}^2$$

Para la parte interior ($Z < 0$) del ala:

$$v_1 = -(b_f / 2) \text{ y } v_2 = -(t_w / 2 + r)$$

$$\sigma_1 = 319,78 \text{ N/mm}^2, \sigma_2 = 255,06 \text{ N/mm}^2$$

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubreuntas	6 de 24	
<p>Considerando estos resultados, y como la sección transversal esta sometida a tracción en toda su extensión, dicha sección es de clase 1.</p> <p>4. Comprobación global de la sección transversal del cordón</p> <p>4.1. Efecto del esfuerzo cortante</p> <p>Determinación de $\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}}$</p> <p>Con: $A_v = A - h_w t_w = 3959 \text{ mm}^2$</p> $V_{pl,Rd} = \frac{A_v (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = 811,3 \text{ kN}$ <p>Donde $\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} = 0,002 < 0,5$</p> <p>Por lo que, se concluye que no hace falta considerar una reducción de resistencia para considerar los esfuerzos cortantes.</p> <p>4.2. Combinación M + N – Efecto del esfuerzo axial</p> $N_{Ed} = 1567,4 > \frac{h_w t_w f_y}{\gamma_{M0}} = 817,4 \text{ kN}$ <p>Se debe tener en cuenta el efecto del esfuerzo axial.</p> <p>4.3. Combinación M + N – Consideración de los agujeros para tornillos</p> <p>Esfuerzo axial</p> <p>Bajo el esfuerzo axial de tracción deberían tenerse en cuenta los agujeros para los tornillos.</p> <p>Unión de categoría C \Rightarrow el valor de la resistencia de cálculo a tracción es:</p> $N_{t,Rd} = N_{net,Rd} = \frac{A_{net} f_y}{\gamma_{M0}}$ <p>Para la sección transversal neta, se consideran 7 agujeros (2 en cada ala y 3 en el alma).</p> <p>El área neta es: $A_{net} = 4707 \text{ mm}^2$</p> <p>Por lo que: $N_{net,Rd} = 1671 \text{ kN}$</p>			<p>EN 1993-1-1 6.2.10</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.6(2)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.10 (2)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.9.1</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.9.1 (5)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.3(4)</p>

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubreuntas	7 de 24
<p>Momento flector</p> <p>Con $A_f = b t_f$ y $A_{f,net} = A_f - 2 d_{0,f} t_f$</p> <p>Para cada ala sometida a tracción, las comprobaciones son las siguientes:</p> $\frac{A_{f,net} 0,9 f_u}{\gamma_{M2}} = 473 < \frac{A_f f_y}{\gamma_{M0}} = 653,2 \text{ kN}$ <p>Por lo que se concluye que deben considerarse los agujeros para los tornillos del ala.</p> <p>Con $A_{net} = A - 4 d_{0,f} t_f - 3 d_{0,w} t_w$</p> <p>Para todo el área sometida a tracción, las comprobaciones son las siguientes:</p> $\frac{A_{net} 0,9 f_u}{\gamma_{M2}} = 1728,4 < \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} = 2222,7 \text{ kN}$ <p>Por lo que se concluye que deben considerarse los agujeros para los tornillos del alma.</p> <p>Resistencia de cálculo a flexión</p> <p>Anchura de un perfil IPE 330: $W_{pl,y} = 153,7 \text{ cm}^3$</p> <p>$d_z = 50 \text{ mm}$ = distancia del centro de los agujeros del ala al eje z-z.</p> $W_{pl,y,holes} = 4(d_{0,f} t_f d_z) = 55,2 \text{ cm}^3$ <p>El valor de cálculo de la resistencia plástica a flexión de la sección neta es:</p> $M_{pl,Rd} = \frac{(W_{pl,y} - W_{pl,y,holes}) f_y}{\gamma_{M0}} = 34,967 \text{ kNm}$ <p>4.4. Comprobación de la Combinación M + N</p> <p>Se debe comprobar el siguiente criterio:</p> $M_{Ed} \leq M_{N,Rd}$ <p>Con: $n = \frac{N_{Ed}}{N_{net,Rd}} = 0,938$</p> $a = \min \left\{ (A - 2 b t_f) / A; 0,5 \right\} = 0,412$ <p>Se obtiene: $M_{N,Rd} = M_{pl,Rd} \left[1 - \left(\frac{n - a}{1 - a} \right)^2 \right] = 6,99 \text{ kNm}$</p> <p>$M_{Ed} = 1,71 < M_{N,Rd} = 6,99 \text{ kNm}$ OK</p> <p>5. Distribución de los esfuerzos internos</p> <p>Nótese que el alma está dispuesta en horizontal.</p>		
		<p>EN 1993-1-1 6.2.5 (4)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.5 (5)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.5(2)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.9.1(1)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.9.1(3)</p> <p>EN 1993-1-8 2.5</p>

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	8 de 24
<p>5.1. Esfuerzo axial</p> <p>El esfuerzo axial se distribuye entre el alma y las alas. Esta distribución se basa en la proporción de la sección transversal bruta del alma y de las alas. Los cordones de soldadura se consideran como parte del ala.</p> <p>Así: $A_w = (h - 2t_f)t_w = 2302,5 \text{ mm}^2$</p> $A_f = (A - A_w) / 2 = 3958,5 \text{ mm}^2 \text{ (por ala)}$ <p>Entonces: $N_{N,w} = N_{Ed} A_w / A = 576,4 \text{ kN}$</p> $N_{N,f} = (N_{Ed} - N_{N,w}) / 2 = 495,5 \text{ kN}$ <p>5.2. Esfuerzo cortante</p> <p>El esfuerzo es completamente transferido por las alas.</p> <p>Así que: $V_{V,f} = V_{Ed} / 2$ (por ala)</p> <p>5.3. Momento flector</p> <p>El momento flector en torno al eje débil es completamente transferido por las alas:</p> $M_{M,f} = 0,855 \text{ kNm por cada ala}$ <p>6. Esfuerzos internos en cada elemento unido</p> <p>6.1. Unión de almas</p> <p>Los cubrejuntas del alma (y los respectivos tornillos) están sometidos solamente a un esfuerzo axial:</p> $N_{N,w} = 576,4 \text{ kN}$ <p>6.2. Unión de las alas</p> <p>Cada cubrejuntas de las alas (y los respectivos tornillos) está sometido a:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Un esfuerzo axial $N_{N,f} = 495,49 \text{ kN}$, • Un esfuerzo cortante $V_{V,f} = 0,85 \text{ kN}$ • Un momento flector $M_{M,f} = 0,855 \text{ kNm}$ <p>El momento derivado de la excentricidad del esfuerzo cortante respecto al centro de la unión es (ver Figura A.6):</p> $M_{V,f} = V_{V,f} e_V$ <p>Con: $e_V = 140 \text{ mm}$ $M_{V,f} = 0,119 \text{ kNm}$</p>		

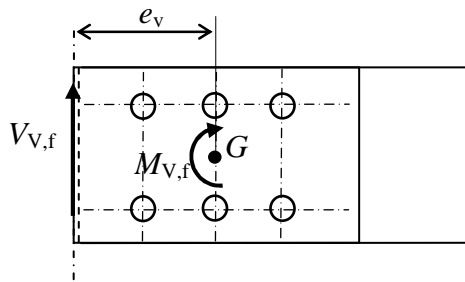


Figura A.6 Momento debido a la excentricidad del esfuerzo cortante

6.3. Resumen de esfuerzos internos y momentos

En el alma: $N_w = 576,42 \text{ kN}$

En una ala: $N_f = 495,49 \text{ kN}$

$V_f = 0,85 \text{ kN}$

$M_f = 0,97 \text{ kN}$

7. Comprobación de la unión del alma

La unión del alma es una unión con solape doble.

El elemento del alma debe ser comprobado y debido a su simetría sólo hace falta comprobar uno de los elementos de la placa.

7.1. Detalles de cálculo

Se supone que la estructura no está expuesta a factores climáticos u otras influencias corrosivas.

Los detalles de cálculo son comprobados para el alma y el cubrejuntas, en las siguientes tablas.

Tabla A.1 Unión del alma - Componente alma - Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mín.	Valor de cálculo	Valor máx.
e_1	24	47,5	
e_2	24	1)	
p_1	44	70	105
p_2	48	95	105

¹⁾ No es aplicable debido a la proximidad del ala

Tabla A.2 Unión del alma - Elemento cubrejuntas - Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mín.	Valor de cálculo	Valor máx.
e_1	24	35	
e_2	24	40	
p_1	44	70	98
p_2	48	95	98

EN 1993-1-8
Tabla 3.3

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	10 de 24
<p>7.2. Valor de cálculo del esfuerzo cortante $F_{V,Ed}$ para cada tornillo</p> $F_{V,Ed,w} = \frac{N_w}{6} = 96,07 \text{ kN} \quad \text{para el componente alma}$ $F_{V,Ed,p} = \frac{N_w / 2}{6} = 48,03 \text{ kN} \quad \text{para cada componente cubrejuntas}$ <p>7.3. Valor de cálculo de la resistencia al deslizamiento $F_{S,Rd}$</p> <p>Considerando tornillos en agujeros normales $\Rightarrow k_s = 1,0$</p> <p>Clase de las superficies de fricción = Clase A $\Rightarrow \mu = 0,5$</p> <p>Y con: $A_{s,w} = 192 \text{ mm}^2$ área del tornillo sometida a tracción</p> $F_{p,c} = 0,7 f_{ub} A_{s,w} = 134,4 \text{ kN} \quad \text{fuerza de pretensado}$ <p>n superficies de fricción</p> <p>$n_w = 2$ con respecto al alma</p> <p>$n_p = 1$ con respecto al cubrejuntas</p> <p>Entonces:</p> $F_{s,Rd,w} = \frac{k_s n_w \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,c} = 107,52 \text{ kN}$ $F_{s,Rd,p} = \frac{k_s n_p \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,c} = 53,76 \text{ kN}$ <p>7.4. Resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{b,Rd}$ para cada tornillo</p> <p>En la Tabla 3.4 de la norma EN 1993-1-8 se definen las expresiones para el cálculo de la resistencia de cálculo al aplastamiento. En dichas expresiones, los coeficientes α_b y k_1 dependerán de la orientación de las cargas, el posicionamiento del tornillo respecto a los extremos del elemento y la ubicación del resto de tornillos.</p> <p>La expresión general para el cálculo de la resistencia al aplastamiento es:</p> $F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}}$ <p>Según lo indicado en la Tabla 3.4 del Eurocódigo 1993-1-8, los coeficientes α_b y k_1 se calculan mediante las siguientes ecuaciones:</p> <p>Para tornillos de los extremos $\alpha_{b,end} = \min \left\{ \frac{e_1}{3d_0}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1,0 \right\}$</p> $k_{1,end} = \min \left\{ 1,4 \frac{p_2}{d_0} - 1,7; 2,8 \frac{e_2}{d_0} - 1,7; 2,5 \right\}$		

Para tornillos interiores
$$\alpha_{b,inner} = \min \left\{ \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1, 0 \right\}$$

$$k_{1,inner} = \min \left\{ 1, 4 \frac{p_2}{d_0} - 1, 7; 2, 5 \right\}$$

Elemento del alma

En la Figura A.7 se muestra el procedimiento para el cálculo de los coeficientes α_b y k_1 .

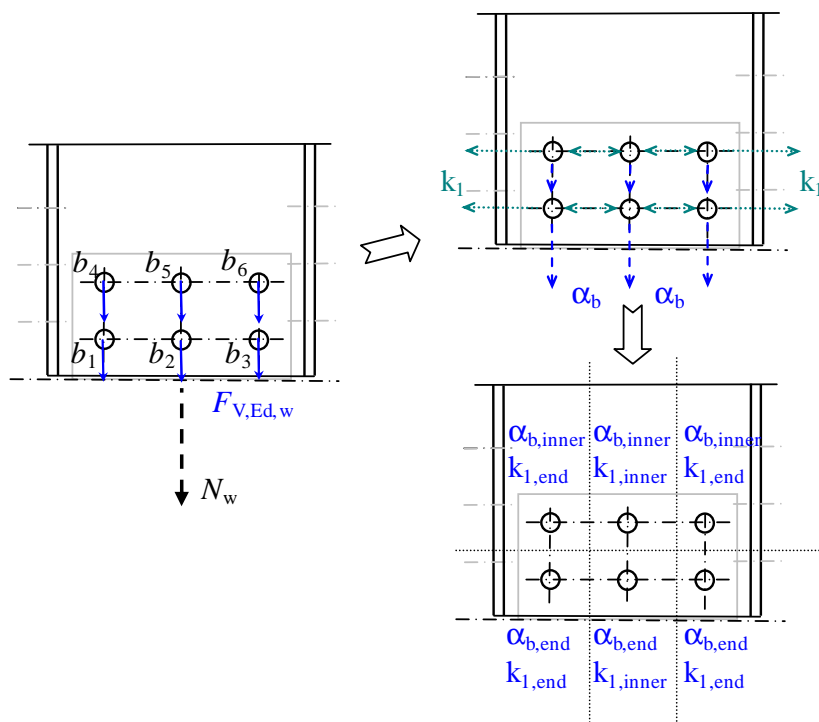


Figura A.7 Unión del alma – Componente alma – Determinación del tipo de tornillo

Los coeficientes k_1 se determinan en el plano perpendicular a la dirección de la transferencia de cargas. Sin embargo, hay dos direcciones perpendiculares posibles y en algunos tornillos (b_1 , b_4 , b_3 , y b_6) resulta difícil determinar si son de extremo o interiores.

En estos casos se considera el valor mínimo de $k_{1,inner}$ y $k_{1,end}$. Al ser el valor $\min \{ k_{1,inner}; k_{1,end} \} = k_{1,end}$, estos tornillos son clasificados como tornillos de extremo.

Además, para el componente alma, hay que tener en cuenta que la distancia del extremo e_2 no es de aplicación debido a la proximidad del ala. Por lo que las expresiones $k_{1,inner}$ y $k_{1,end}$ son idénticas.

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	12 de 24
<p>Considerando que el valor de cálculo del esfuerzo cortante es idéntico para cada tornillo y que además:</p> $k_{1,inner} = k_{1,end} = 2,50$ <p>Sólo hace falta considerar una fila, por ejemplo la de los tornillos b_1 y b_4.</p> <p>Entonces, para el tornillo b_1:</p> $\alpha_{b,b1} = \alpha_{b,b1,end} = 0,79$ $F_{b,b1,Rd,w} = 109,01\text{kN}$ <p>Y, para el tornillo b_4:</p> $\alpha_{b,b4} = \alpha_{b,b4,inner} = 0,92$ $F_{b,b4,Rd,w} = 126,23\text{kN}$ <p>Por lo que, para el elemento del alma,</p> $F_{b,Rd,w} = 109,01\text{kN}$ <p>Cubrejuntas</p> <p>Al compararlo con el alma, se puede observar que los tornillos b_1, b_2, b_3 del cubrejuntas se convierten en tornillos interiores y los tornillos b_4, b_5, b_6 en tornillos de extremo (véase la Figura A.8).</p> <p>Entonces, para el tornillo b_1:</p> $\alpha_{b,b1} = \alpha_{b,b1,inner} = 0,92$ $F_{b,b1,Rd,p} = 117,81\text{kN}$ <p>Y, para el tornillo b_4:</p> $\alpha_{b,b4} = \alpha_{b,b4,end} = 0,58$ $F_{b,b4,Rd,p} = 74,97\text{kN}$ <p>Por lo que, para el cubrejuntas se utiliza el siguiente valor:</p> $F_{b,Rd,p} = 74,97\text{kN}$		

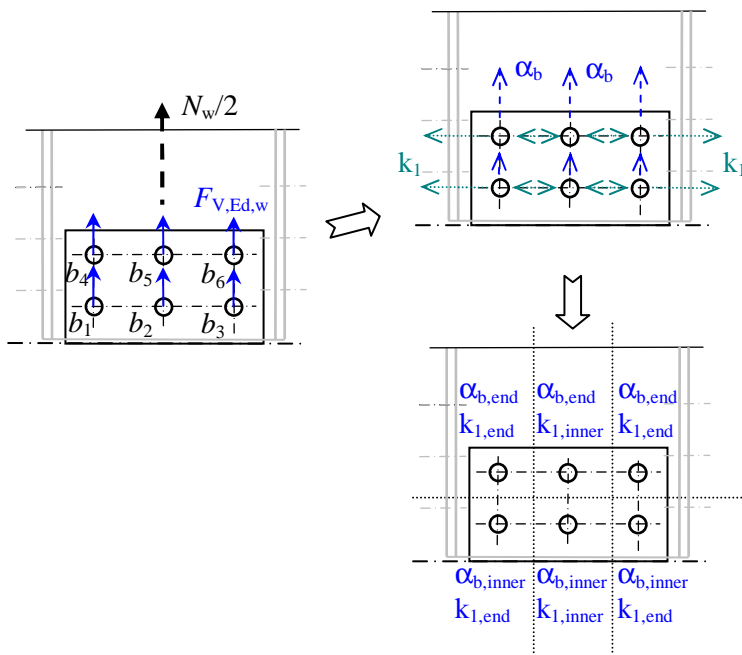


Figura A.8 Unión del alma - Cubrejointas – Determinación del tipo de tornillos

7.5. Comprobación de los tornillos

7.5.1. En el alma

Comprobación individual

Resistencia de cálculo al aplastamiento

$$F_{V,Ed,w} = 96,07 < F_{b,Rd,w} = 109,01 \text{ kN}$$

Resistencia de cálculo al deslizamiento

$$F_{V,Ed,w} = 96,07 < F_{s,Rd,w} = 107,52 \text{ kN}$$

Grupo de tornillos

La resistencia a cortante en cada plano de cortante $F_{v,Rd}$ se calcula como:

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}}$$

Considerando que el plano de cortante no atraviesa la parte roscada del tornillo y para agujeros normalizados:

$$\Rightarrow \alpha_v = 0,6$$

$$\Rightarrow A = 254,47 \text{ mm}^2 \text{ (sección transversal bruta del tornillo)}$$

Por lo tanto: $F_{v,Rd} = 122,15 \text{ kN}$

Dado que la condición $F_{v,Rd} > F_{b,Rd,w}$ sólo se cumple para tres tornillos, la resistencia del grupo de tornillos es:

$$F_{gr,b,Rd,w} = n_{bi} \times \min \{ F_{b,bi,Rd,w} \} = 6 \times 109,01 = 654,06 \text{ kN}$$

Y por lo tanto: $|N_w| = 576,42 < F_{gr,b,Rd,w} = 654,06 \text{ kN}$

EN 1993-1-8
Tabla 3.2

EN 1993-1-8
Tabla 3.4

EN 1993-1-8
3.7

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	14 de 24
<p>7.5.2. En el cubrejuntas</p> <p>Comprobación individual</p> <p>La resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{V,Ed,p} = 48,03 < F_{b,Rd,p} = 74,97 \text{ kN}$</p> <p>La resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{V,Ed,p} = 48,03 < F_{s,Rd,p} = 53,76 \text{ kN}$</p> <p>Grupo de tornillos</p> <p>La resistencia a cortante por plano de corte $F_{v,Rd}$ es igual a: $F_{v,Rd} = 122,15 \text{ kN}$</p> <p>Dado que la condición $F_{v,Rd} > F_{b,Rd,w}$ se cumple para todos los tornillos: $F_{gr,b,h,Rd} = \sum_1^{n_{bi}} F_{b,bi,h,Rd} = 3 \times 117,81 + 3 \times 74,97 = 578,34 \text{ kN}$</p> <p>Y por lo tanto: $N_w / 2 = 228,21 < F_{gr,b,Rd} = 578,34 \text{ kN}$</p> <p>7.6. Cálculo de la sección transversal neta</p> <p>Para una unión sometida a tracción, se debe comprobar el valor de cálculo de la resistencia plástica de la sección transversal neta en los orificios de los tornillos:</p> $\sum_1^{n_b} F_{V,Ed} \leq N_{net,Rd}$ <p>donde n_b es el número de tornillos ubicados en la sección transversal bajo consideración.</p> <p>7.6.1. El alma</p> <p>La sección transversal neta es: $A_{w,net} = A_w - 3d_{0,w}t_w = 1852,5 \text{ mm}^2$</p> <p>La resistencia de cálculo es: $N_{w,net,Rd} = \frac{A_{w,net} f_y}{\gamma_{M0}} = 657,64 \text{ kN}$</p> <p>Por lo tanto: $N_{w,net,Rd} = 657,64 > \sum_1^3 F_{V,Ed,w} = 3 \times 96,07 = 288,21 \text{ kN}$</p> <p>7.6.2. El cubrejuntas</p> <p>La sección transversal neta es: $A_{p,net} = A_p - 3d_{0,w}t_p = 1470 \text{ mm}^2$</p> <p>La resistencia de cálculo es: $N_{p,net,Rd} = \frac{A_{p,net} f_y}{\gamma_{M0}} = 521,85 \text{ kN}$</p> <p>Por lo tanto: $N_{w,net,Rd} = 521,85 > \sum_1^3 F_{V,Ed,w} = 3 \times 48,03 = 144,10 \text{ kN}$</p>		

EN 1993-1-8
Tabla 3.2

EN 1993-1-8
3.7

EN 1993-1-8
Tabla 3.2

7.7. Cálculo de arrancamiento de bloque

La Figura A.9 muestra el arrancamiento de bloque para el alma y el cubrejuntas.

EN 1993-1-8
3.10.2 (1)

7.7.1. Elemento del alma

El grupo de tornillos está sometido a cargas concéntricas.

EN 1993-1-8
3.10.2 (2)

Y, con: $A_{nt} = (2 p_2 - 2 d_0) t_w = 1125 \text{ mm}^2$

$$A_{nv} = 2(e_1 + p_1 - 1,5 d_0) t_w = 1312,5 \text{ mm}^2$$

Se obtiene: $V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 728,01 \text{ kN}$

$$V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 728,01 > N_w = 576,42 \text{ kN}$$

7.7.2. Elemento del cubrejuntas

Se definen dos tipos de arrancamientos de bloque. Para ambos, el área de cortante es la misma, por lo que se considera el caso con menor área sometida a tracción. El grupo de tornillos está sometido a cargas concéntricas.

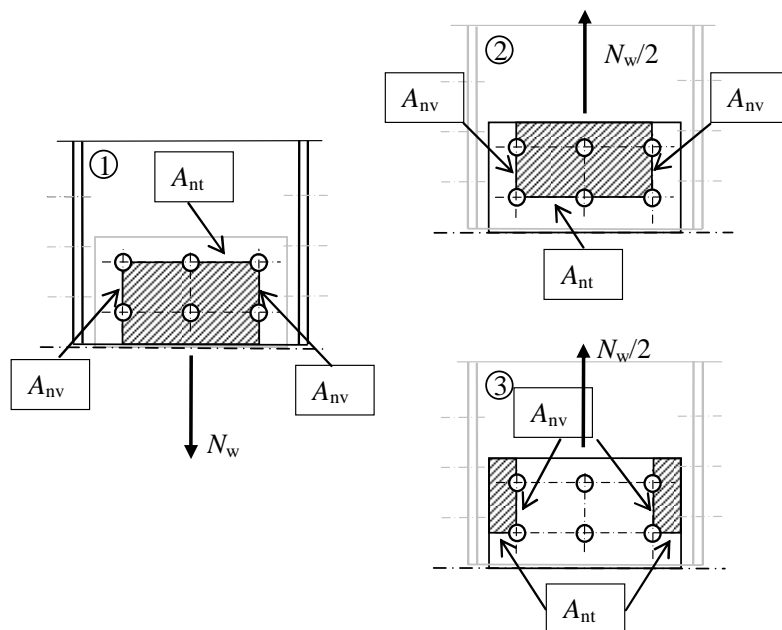
EN 1993-1-8
3.10.2 (2)

Siendo: $A_{nt} = (2 e_2 - d_0) t_p = 420 \text{ mm}^2$

$$A_{nv} = 2(e_1 + p_1 - 1,5 d_0) t_p = 1050 \text{ mm}^2$$

Por lo tanto: $V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 386,57 \text{ kN}$

$$V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 386,57 > N_w / 2 = 288,21 \text{ kN}$$



- 1 Arrancamiento de bloque para en el alma (cargas concéntricas)
- 2 Primera opción de arrancamiento de bloque para el cubrejuntas (cargas concéntricas)
- 3 Segunda opción de arrancamiento de bloque para el cubrejuntas (cargas concéntricas)

Figura A.9 Arrancamiento de bloque para la unión del alma

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	16 de 24																
<p>8. Comprobación de la unión de las alas</p> <p>La unión de las alas es una unión de solape único.</p> <p>Se comprueba el componente ala y el componente cubrejuntas.</p> <p>Por regla general, en la presencia de una combinación de cargas, para cada tornillo se obtiene un esfuerzo cortante no paralelo al borde de los elementos. En este caso, en el Eurocódigo se establece que es posible comprobar individualmente la resistencia al aplastamiento de los tornillos, en dirección paralela y perpendicular al borde de los elementos.</p> $F_{V,bi,h,Ed} \leq F_{b,bi,h,Rd}$ $F_{V,bi,v,Ed} \leq F_{b,bi,v,Rd}$ <p>En la publicación P126 de la Convención Europea de la Construcción Metálica (ECCS) – (European recommendations for the Design of Simple Joints in Steel Structures – 2009), se propone una comprobación adicional basada en la siguiente ecuación de interacción:</p> $\left(\frac{F_{V,bi,h,Ed}}{F_{b,bi,h,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{V,bi,v,Ed}}{F_{b,bi,v,Rd}} \right)^2 \leq 1$ <p>Los elementos de carga se llevan a cabo sobre una base de $\{h, v\}$ en el centro de gravedad de la unión y en función de las principales orientaciones del ala (Ver Figura A.10).</p> <p>8.1. Detalles de cálculo</p> <p>Se supone que la celosía no está expuesta a factores climáticos u otras influencias corrosivas.</p> <p>Los detalles de cálculo deben comprobarse en ambas direcciones de la carga. Al considerar los límites detallados en la Tabla 3.3 de la norma EN 1993-1-8, se tendrán que cumplir los siguientes requisitos:</p> $\min\{e_1; e_2\} \geq 1,2 d_0$ $\min\{p_1; p_2\} \geq 2,2 d_0$ $\max\{p_1; p_2\} \leq \min\{14t; 200 \text{ mm}\}$ <p>En las tablas que aparecen a continuación se comprueban los detalles para cada elemento.</p> <p>Tabla A.3 Unión de las alas - Alas - Detalles de cálculo</p> <table border="1" data-bbox="193 1765 1139 1980"> <thead> <tr> <th>Distancia o espaciamiento</th> <th>Valor mín.</th> <th>Valor de cálculo</th> <th>Valor máx.</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>$\min\{e_1; e_2\}$</td> <td>28,8</td> <td>30</td> <td></td> </tr> <tr> <td>$\min\{p_1; p_2\}$</td> <td>52,8</td> <td>70</td> <td></td> </tr> <tr> <td>$\max\{p_1; p_2\}$</td> <td></td> <td>100</td> <td>161</td> </tr> </tbody> </table>		Distancia o espaciamiento	Valor mín.	Valor de cálculo	Valor máx.	$\min\{e_1; e_2\}$	28,8	30		$\min\{p_1; p_2\}$	52,8	70		$\max\{p_1; p_2\}$		100	161	<p>EN 1993-1-8 Tabla 3.4 ³⁾</p> <p>EN 1993-1-8 Tabla 3.3</p>
Distancia o espaciamiento	Valor mín.	Valor de cálculo	Valor máx.															
$\min\{e_1; e_2\}$	28,8	30																
$\min\{p_1; p_2\}$	52,8	70																
$\max\{p_1; p_2\}$		100	161															

Tabla A.4 Unión de las alas - Cubrejuntas - Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mín.	Valor de cálculo	Valor máx.
$\min\{e_1; e_2\}$	28,8	30	
$\min\{\rho_1; \rho_2\}$	52,8	70	
$\max\{\rho_1; \rho_2\}$		100	196

8.2. Valor de cálculo del esfuerzo cortante $F_{V,Ed}$ para cada tornillo

El el ala

Las componentes del esfuerzo cortante de cálculo se calculan en base a $\{h, v\}$ (ver Figura A.10). El grupo de tornillos está sometido a un esfuerzo axial N_f , a un esfuerzo cortante V_f y a un momento flector M_f (ver sección 6.2)

El esfuerzo axial N_f genera un esfuerzo cortante horizontal:

$$F_{N,bi,h} = \frac{N_f}{6} = -82,58 \text{ kN} \quad \text{para cada tornillo}$$

El esfuerzo cortante V_f genera un esfuerzo cortante vertical:

$$F_{V,bi,v} = \frac{V_f}{6} = 0,14 \text{ kN} \quad \text{para cada tornillo}$$

El momento M_f se divide entre los tornillos según la distancia r_i entre el centro de los tornillos b_i y el centro de gravedad del grupo de tornillos

$$F_{M,bi} = \frac{M_f r_i}{\sum_1^6 r_i^2}$$

Este esfuerzo cortante $F_{M,bi}$ resuelto en las componentes $\{h, v\}$ nos da:

$$F_{M,bi,h} = \frac{M_f v_i}{\sum_1^6 r_i^2} \quad \text{una componente horizontal para el tornillo } b_i.$$

$$F_{M,bi,v} = \frac{M_f h_i}{\sum_1^6 r_i^2} \quad \text{una componente vertical para el tornillo } b_i.$$

Con las coordenadas h_i y v_i del centro del tornillo b_i .

Por lo que, para cada tornillo:

$$F_{V,bi,h,Ed} = F_{N,bi,h} + F_{M,bi,h} \quad \text{Cortante de cálculo horizontal}$$

$$F_{V,bi,v,Ed} = F_{V,bi,v} + F_{M,bi,v} \quad \text{Cortante de cálculo vertical}$$

$$F_{V,bi,Ed} = \sqrt{F_{V,bi,h,Ed}^2 + F_{V,bi,v,Ed}^2} \quad \text{Resultante del cortante de cálculo}$$

En la Figura A.10 se muestra la distribución de los esfuerzos internos.

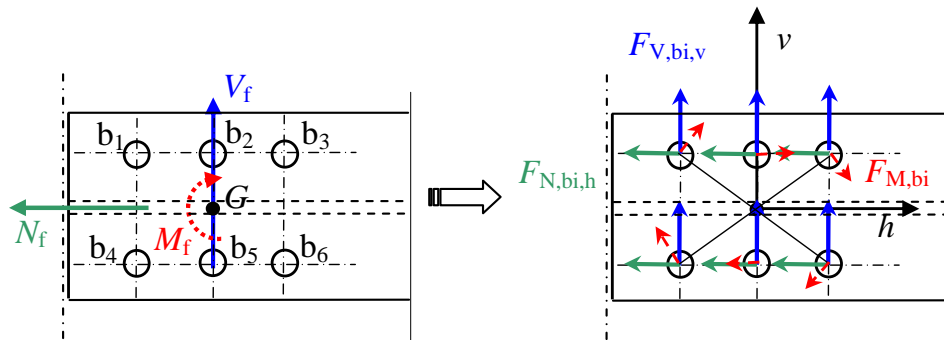


Figura A.10 Distribución de los esfuerzos internos en el ala

En la Figura A.11 se muestran las direcciones del esfuerzo resultante y sus componentes.

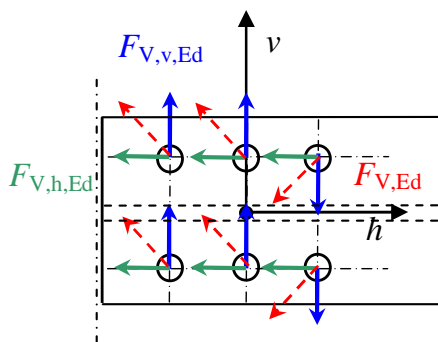


Figura A.11 Direcciones del esfuerzo cortante de cálculo

En la Tabla A.5 se resumen los cálculos de los esfuerzos cortantes de cálculo.

La componente vertical de la carga puede ignorarse, limitando la comprobación de la resistencia al aplastamiento, a la dirección horizontal.

Además, si no se ha considerado el esfuerzo cortante V_{Ed} y el momento M_{Ed} , el esfuerzo cortante horizontal único sería:

$$F_{V,bi,h,Ed} = F_{N,bi,h} = -82,58 \text{ kN}$$

Esto es, una diferencia de $\pm 2\%$

Por lo tanto se puede considerar el valor de 84,02 kN (= valor máximo obtenido para $F_{V,bi,Ed}$) como cortante de cálculo: $F_{V,Ed} = 84,02 \text{ kN}$.

Tabla A.5 Unión de las alas – Componente ala – Cortante de cálculo en kN en la dirección horizontal y vertical.

Tornillo	b₁	b₂	b₃	b₄	b₅	b₆
<i>h_i</i>	-70	0	70	-70	0	70
<i>v_i</i>	50	50	50	-50	-50	-50
<i>r_i</i>	86,02	50	86,02	86,02	50	76,02
<i>F_{M,bi}</i>	2,42	1,41	2,42	2,42	1,41	2,42
<i>F_{M,bi,h}</i>	1,41	1,41	1,41	-1,41	-1,41	-1,41
<i>F_{M,bi,v}</i>	1,97	0	-1,97	1,97	0	-1,97
<i>F_{N,bi,h}</i>	-82,58	-82,58	-82,58	-82,58	-82,58	-82,58
<i>F_{V,bi,v}</i>	0,14	0,14	0,14	0,14	0,14	0,14
<i>F_{V,bi,Ed}</i>	81,20	81,17	81,20	84,02	83,99	84,01
<i>F_{V,bi,h,Ed}</i>	-81,17	-81,17	-81,77	-83,99	-83,99	-83,99
<i>F_{V,bi,v,Ed}</i>	2,11	0,14	-1,83	2,11	0,14	-1,83

En el cubrejuntas

Considerando que la unión de las alas es una unión de pliegues (solapes) sencillos, los valores de los esfuerzos cortantes de diseño para cada tornillo, con respecto al elemento de la placa, se podrán obtener a partir de los resultados previamente presentados.

Se puede mantener el valor de 84,02 kN.

8.3. Resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{S,Rd}$

Considerando tornillos en agujeros normalizados $\Rightarrow k_s = 1,0$

Superficies de fricción Clase A $\Rightarrow \mu = 0,5$

Con: $A_{s,f} = 303 \text{ mm}^2$ área del tornillo sometida a tracción

$F_{p,c} = 0,7 f_{ub} A_{s,f} = 212,1 \text{ kN}$ fuerza de pretensado

n número de superficies de fricción

Unión de solape único $\Rightarrow n = 1$ para cada elemento

Entonces: $F_{S,Rd,f} = F_{S,Rd,p} = \frac{k_s n \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,c} = 84,54 \text{ kN}$

EN 1993-1-8
3.9.1

8.4. Resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{b,Rd}$ para cada tornillo

EN 1993-1-8
Table 3.4

Para calcular la resistencia de cálculo al aplastamiento podemos basarnos en la dirección horizontal (ver apartado 8.2).

En el ala

En la Figura A.12 se muestra el cálculo de α_b y k_1 para cada tornillo.

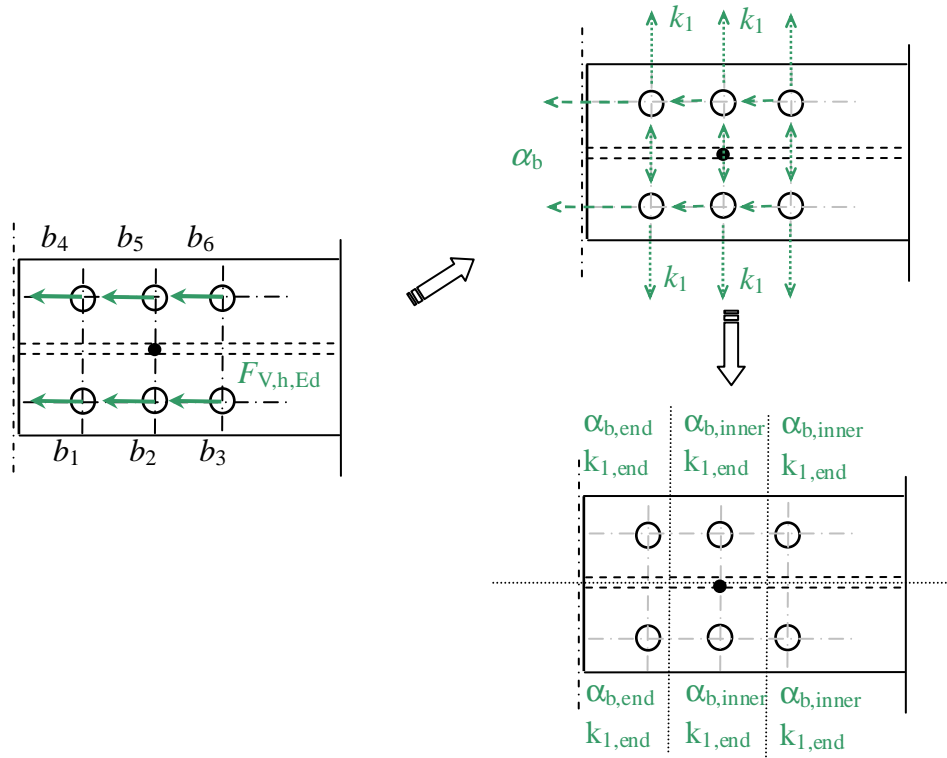


Figura A.12 Unión de las alas - Componente ala – Determinación del tipo de tornillos

Para todos los tornillos: $k_{1,end} = 1,80$.

Para los tornillos b_1 y b_4 : $\alpha_{b,end} = 0,94$

$$F_{b,Rd,f} = 174,19 \text{ kN}$$

Para los demás tornillos: $\alpha_{b,inner} = 0,72$

$$F_{b,Rd,f} = 134,19 \text{ kN}$$

Por lo que, para el elemento del ala se mantiene el valor mínimo:

$$F_{b,Rd,f} = 134,19 \text{ kN}$$

En el cubrejuntas

Para todos los tornillos. $k_{1,end} = 1,80$.

Para los tornillos b_3 y b_6 : $\alpha_{b,end} = 0,49$

$$F_{b,Rd,p} = 90,32 \text{ kN}$$

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubreuntas	21 de 24
<p>Para los demás tornillos: $\alpha_{b,inner} = 0,72$</p> $F_{b,Rd,p} = 134,19 \text{ kN}$ <p>Por lo que, para el elemento de la placa se mantiene el valor mínimo:</p> $F_{b,Rd,p} = 90,32 \text{ kN}$ <p>8.5. Comprobación de los tornillos</p> <p>8.5.1. En el ala</p> <p>Comprobación individual</p> <p>Resistencia de cálculo al aplastamiento:</p> $F_{V,Ed,w} = 84,02 < F_{b,Rd,w} = 134,19 \text{ kN}$ <p>La resistencia de cálculo al deslizamiento:</p> $F_{V,Ed,w} = 84,02 < F_{s,Rd,w} = 84,54 \text{ kN}$ <p>Grupo de tornillos</p> <p>El valor de la resistencia de cálculo a cortante en cada plano de cortante $F_{v,Rd}$ se calcula mediante la siguiente ecuación:</p> $F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}}$ <p>Considerando que el plano de cortante no atraviesa la parte roscada del tornillo y para agujeros normalizados</p> $\Rightarrow \alpha_v = 0,6$ $\Rightarrow A = 380,13 \text{ mm}^2 \text{ (sección transversal bruta del tornillo)}$ <p>Entonces: $F_{v,Rd} = 182,46 \text{ kN}$</p> <p>Dado que se cumple la desigualdad $F_{v,Rd} > F_{b,Rd,w}$ para todos los tornillos, la resistencia de cálculo del grupo de tornillos es:</p> $F_{gr,b,Rd,w} = \sum_1^{n_{bi}} F_{b,bi,Rd,f} = 2 \times 174,19 + 4 \times 134,19 = 885,15 \text{ kN}$ <p>Y por lo tanto: $N_f = 495,49 < F_{gr,b,Rd,f} = 885,15 \text{ kN}$</p> <p>8.5.2. En el cubreuntas</p> <p>Comprobación individual</p> <p>El valor de la resistencia de cálculo al aplastamiento es:</p> $F_{V,Ed,p} = 84,02 < F_{b,Rd,p} = 90,32 \text{ kN}$ <p>La resistencia de cálculo al deslizamiento es:</p> $F_{V,Ed,p} = 84,02 < F_{s,Rd,p} = 84,54 \text{ kN}$		
		EN 1993-1-8 Tabla 3.2
		EN 1993-1-8 Tabla 3.4
		EN 1993-1-8 3.7
		EN 1993-1-8 Table 3.4

Título	ANEXO A Ejemplo resuelto: Diseño de uniones de cordón continuo mediante cubrejuntas	22 de 24
<p>Grupo de tornillos</p> <p>La resistencia a cortante en cada plano de cortante $F_{v,Rd}$ es igual a:</p> $F_{v,Rd} = 182,46 \text{ kN}$ <p>Dado que se cumple la desigualdad $F_{v,Rd} > F_{b,Rd,w}$ para todos los tornillos, la resistencia de cálculo del grupo de tornillos es:</p> $F_{gr,b,Rd,p} = \sum_1^{n_{bi}} F_{b,bi,Rd,p} = 2 \times 90,32 + 4 \times 134,19 = 717,40 \text{ kN}$ <p>Y por lo tanto: $N_p = N_f = 495,49 < F_{gr,b,Rd,p} = 717,40 \text{ kN}$</p> <p>8.6. Cálculo de la sección transversal neta</p> <p>Para una unión sometida a tracción, debe comprobarse el valor de cálculo de la resistencia plástica de la sección transversal neta en los agujeros de los tornillos:</p> $\sum_1^{n_b} F_{V,Ed} \leq N_{net,Rd}$ <p>Donde n_b es el número de tornillos en la sección transversal en cuestión.</p> <p>8.6.1. Elemento del ala</p> <p>Sección neta: $A_{f,net} = A_f - 2d_{0,f}t_f = 1427,25 \text{ mm}^2$</p> <p>Y: $N_{f,net,Rd} = \frac{A_{f,net}f_y}{\gamma_{M0}} = 506,67 \text{ kN}$</p> <p>Entonces: $N_{f,net,Rd} = 506,67 > \sum_1^2 F_{V,Ed,f} = 2 \times 84,02 = 168,04 \text{ kN}$</p> <p>8.6.2. Cubrejuntas</p> <p>La sección transversal neta es: $A_{p,net} = A_p - 2d_{0,w}t_p = 1568 \text{ mm}^2$</p> <p>Por lo que $N_{p,net,Rd} = \frac{A_{p,net}f_y}{\gamma_{M0}} = 556,64 \text{ kN}$</p> <p>Entonces: $N_{p,net,Rd} = 556,64 > \sum_1^2 F_{V,Ed,p} = 2 \times 84,02 = 168,04 \text{ kN}$</p> <p>Nota: La sección transversal global de la viga ha sido comprobada teniendo en cuenta los agujeros de los tornillos y la combinación de esfuerzos internos (ver punto 4).</p> <p>La sección transversal neta del cubrejuntas, debe ser igualmente comprobada sometida a esta combinación de esfuerzos internos.</p>		

EN 1993-1-8
3.7

EN 1993-1-8
Table 3.2

Partiendo de la premisa que las cargas están uniformemente distribuidas en la sección, se propone que:

$$\sigma_{\max} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq f_y$$

$$\text{Donde: } \sigma = \frac{N_p}{A_{p,\text{net}}} \pm \frac{M_p}{I_{p,\text{net}}/v} \text{ y } \tau = \frac{V_p}{A_{p,\text{net}}}$$

La suposición de que los esfuerzos cortantes están uniformemente distribuidos es conservadora.

$$\text{Con } A_{p,\text{net}} = 1568 \text{ mm}^2$$

$$I_{p,\text{net}} = I_{p,\text{gross}} - I_{p,\text{holes}} = 477,87 - 171,23 = 306,64 \text{ cm}^4$$

$$\text{Entonces: } \sigma = 316 \text{ N/mm}^2 \text{ y } \tau = 25,31 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Y por lo tanto: } \sigma_{\max} = 341,31 \text{ N/mm}^2 \leq f_y = 355 \text{ N/mm}^2$$

8.7. Cálculo del arrancamiento de bloque

EN 1993-1-8
3.10.2

8.7.1. Alma

El grupo de tornillos está sometido a una carga concéntrica N_f y a una carga excéntrica V_f pero teniendo en cuenta la presencia del alma, en este caso, sólo se tendrá en cuenta la carga concéntrica.

En la Figura A.13 se muestra el arrancamiento de bloque para el ala.

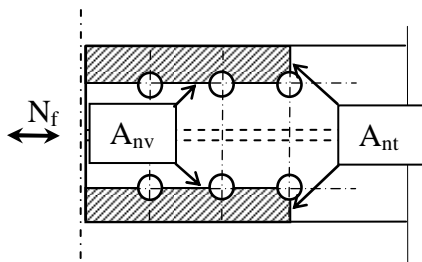


Figura A.13 Unión de las alas – Arrancamiento de bloque en el ala

$$\text{Con: } A_{nt} = 2(e_2 - 0,5d_0)t_f = 414 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} = 2(e_1 + 2p_1 - 2,5d_0)t_f = 3392,5 \text{ mm}^2$$

$$\text{Entonces: } V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 826,24 \text{ kN}$$

$$\text{Y: } V_{\text{eff},1,\text{Rd}} = 826,24 > N_w = 495,49 \text{ kN}$$

8.7.2. Cubrejuntas

El grupo de tornillos está sometido a una carga concéntrica N_p y a una carga excéntrica V_p .

En la Figura A.14 se muestra el arrancamiento de bloque en el cubrejuntas.

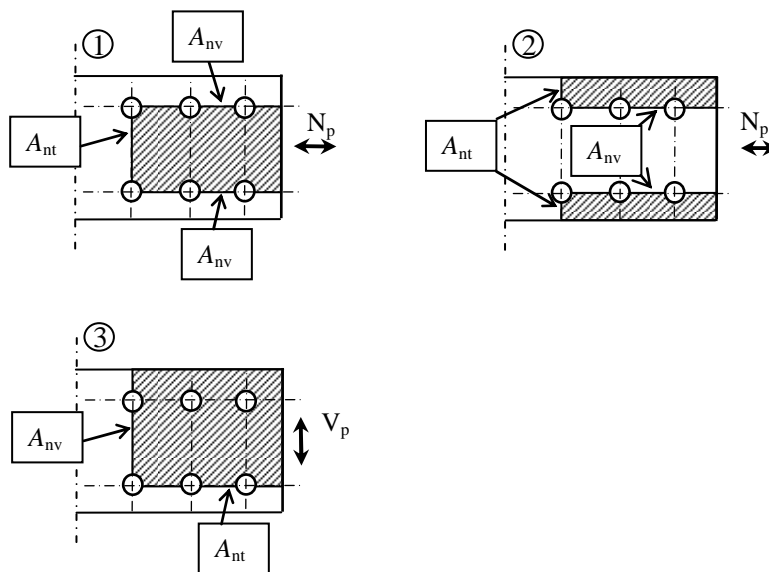
Para las cargas concéntricas, sólo se considerará el caso con la menor área sometida a tracción:

Con: $A_{nt} = \min\{(p_2 - d_0); 2(e_2 - 0,5d_0)\}t_p = 504 \text{ mm}^2$

$$A_{nv} = 2(e_1 + 2p_1 - 2,5d_0)t_p = 3220 \text{ mm}^2$$

Entonces: $V_{eff,1,Rd} = 865,60 \text{ kN}$

Y: $V_{eff,1,Rd} = 865,60 > N_f = 495,49 \text{ kN}$



- 1 Primera opción de arrancamiento de bloque bajo concéntricas
- 2 Segunda opción de arrancamiento de bloque bajo cargas concéntricas
- 3 Arrancamiento de bloque bajo cargas excéntricas

Figura A.14 Unión de las alas – Arrancamiento de bloque en el cubrejuntas

En el caso de cargas excéntricas:

$$A_{nt} = (e_1 + 2p_1 - 2,5d_0)t_p = 1610 \text{ mm}^2$$

$$A_{nv} = (e_2 + p_2 - 1,5d_0)t_p = 1316 \text{ mm}^2$$

Entonces: $V_{eff,2,Rd} = 598,17 \text{ kN}$

Y: $V_{eff,2,Rd} = 598,17 > V_p = 0,85 \text{ kN}$

Se han comprobado con éxito las dos cargas en el grupo de tornillos. La interacción de ambas se comprueba mediante la siguiente expresión:

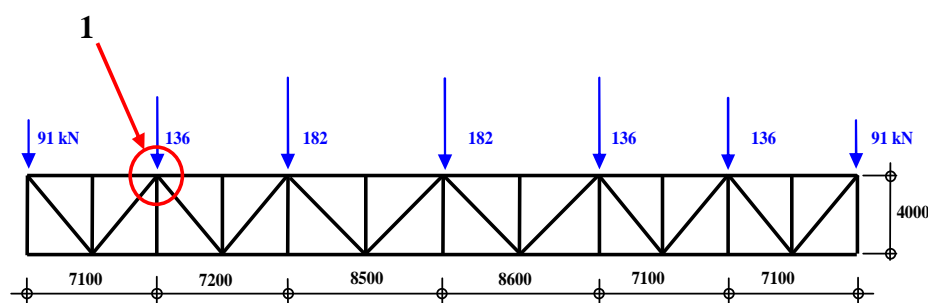
$$\frac{N_p}{\min\{V_{eff,1,Rd,block 1}; V_{eff,1,Rd,block 2}\}} + \frac{V_p}{V_{eff,2,Rd,block 3}} \leq 1,0$$

Entonces: $\frac{495,49}{865,60} + \frac{0,85}{598,17} = 0,57 \leq 1,0 \quad \text{OK}$

APÉNDICE B

Ejemplo resuelto – Cálculo de un nudo de celosía con cartela

La celosía incorpora diferentes tipos de uniones: uniones de empalme mediante cubrejuntas atornillados, uniones en T y uniones en KT. En este Anexo se aborda el diseño detallado de una unión en KT ubicada en el cordón superior, como se muestra en la Figura B.1.

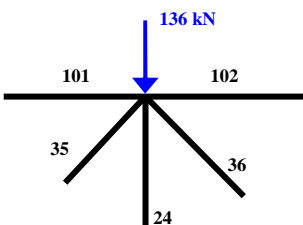


1 Unión KT

Figura B.1 Ubicación de la unión en KT

Los valores de los esfuerzos internos en los elementos de la celosía (ver Tabla B.1) se obtienen a partir de los resultados obtenidos para cargas gravitatorias. Este caso de cargas corresponde a una combinación de acciones de ELU, que se determinan según lo indicado en la norma EN 1990.

Tabla B.1 Unión KT – Esfuerzos internos en los elementos de la celosía

Elemento		N (kN)	V (kN)	M (kNm)
	Diagonal 35	-609,4	-1,27	0
	Diagonal 24	406,9	1,03	0
	Montante 36	2,6	0	0
	Cordón 101	-413,8	1,25	-0,46
	Cordón 102	-1084	1,26	-0,09

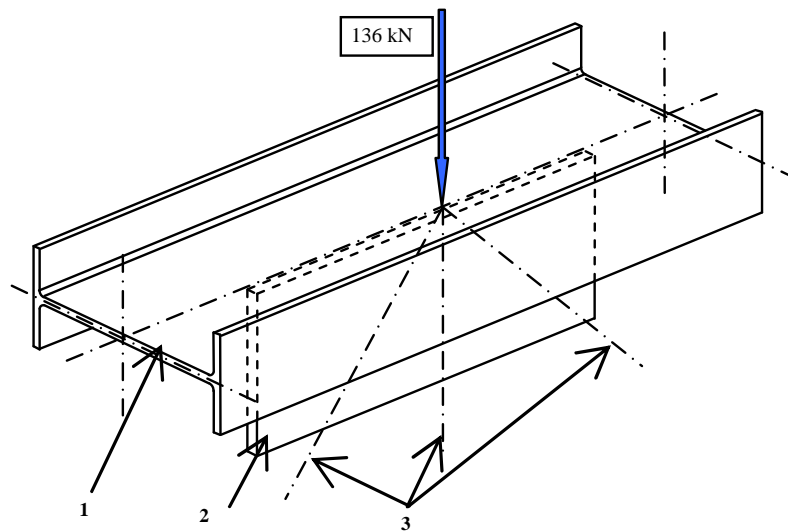
1. Presentación global de uniones en KT

La unión en KT bajo consideración está compuesta por las siguientes uniones: unión soldada de la cartela con el alma del cordón y la unión atornillada de angulares con la cartela (ver Figura B.2 y Figura B.3). Ambas uniones deben ser comprobadas siguiendo las reglas definidas en la norma EN 1993-1-1 y la norma EN 1993-1-8.

La unión soldada de la cartela con el cordón del alma está compuesta por una placa soldada perpendicularmente al alma del cordón, mediante dos cordones de soldadura (ver Figura B.7).

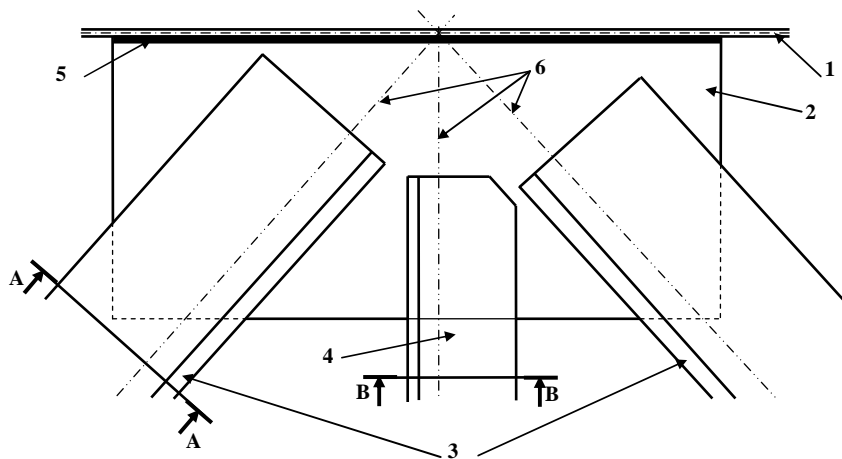
La unión atornillada de los angulares con la cartela está compuesta por dos angulares dobles unidos dispuestos en diagonal (ver Figura B.4) y un montante con un angular único (ver Figura B.5).

Existen tres uniones articuladas que deben ser diseñadas como uniones de Categoría C.



- 1 Cordón (IPE 330)
- 2 Cartela
- 3 Ejes de los elementos del alma de la celosía

Figura B.2 Presentación global de una unión en KT



- 1 Alma del cordón (IPE 330)
- 2 Cartela 580×260×15
- 3 Angulares L150×150×15
- 4 Angular L100×100×10
- 5 Soldadura en ángulo
- 6 Ejes de los elementos del alma de la celosía

Figura B.3 Unión en KT

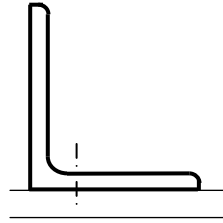
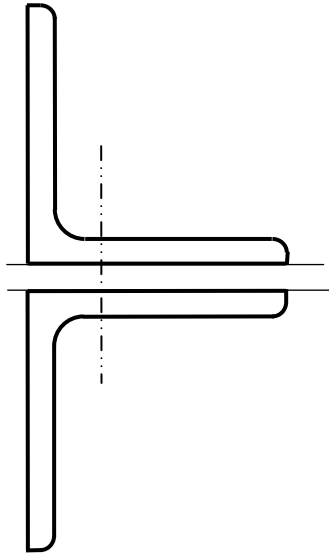


Figura B.4 Unión en KT – Corte AA Figura B.5 Unión en KT – Corte BB

2. Unión soldada de cartela con cordón del alma

Esta unión se realiza mediante la soldadura de una placa perpendicular al alma del cordón, ver Figura B.6. Los dos cordones de soldadura son idénticos. El diseño de la cartela y su soldadura al cordón tiene en cuenta los esfuerzos axiales a los que están sometidos los tres angulares unidos a la misma.

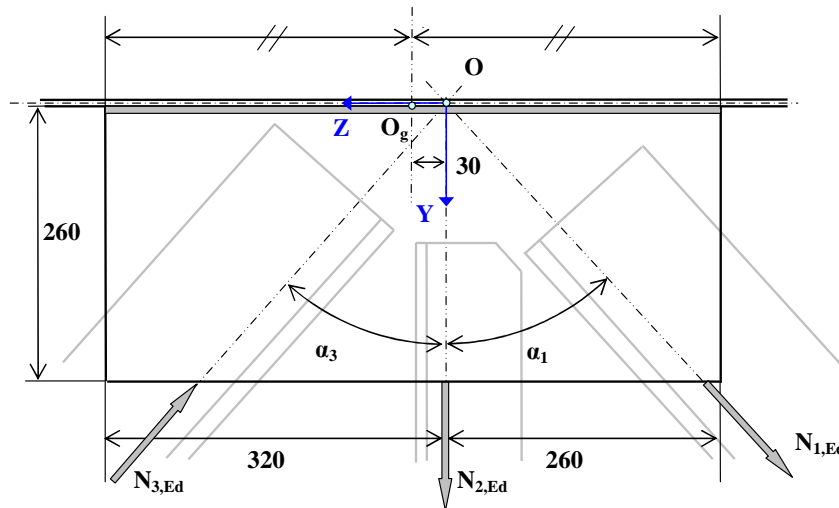


Figura B.6 Unión soldada de la cartela con el alma del cordón

Los ejes longitudinales de los tres angulares se intersectan con el eje del cordón sobre el punto O del alma.

La cartela no está simétricamente posicionada respecto a la normal OY del plano del alma (ver Figura B.6 y Figura B.7). El momento resultante de la excentricidad e_Z debe tenerse en cuenta.

Se puede ignorar el momento resultante de la excentricidad $e_Y = t_w/2$.

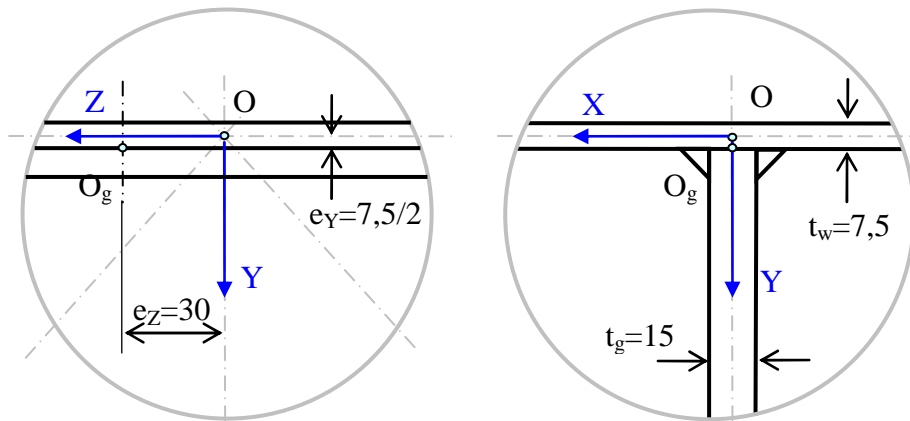


Figura B.7 Unión entre cartela y alma del cordón – Detalle

La suposición principal es que la cartela transfiere los esfuerzos axiales que actúan sobre su plano y en la dirección de los ejes de los elementos.

2.1. Datos

Sistema global de coordenadas (ver Figura B.6 y Figura B.7)

El plano YOZ es el del plano de la cartela

El plano XOZ es el del plano del alma del cordón

Datos geométricos

Espesor de la cartela $t_g = 15 \text{ mm}$

Espesor del alma $t_w = 7,5 \text{ mm}$

Ángulo entre la cartela y el alma $\alpha_a = 90^\circ$

Número de soldaduras en ángulo $n_a = 2$

Espesor de garganta efectivo $a = \text{Valor a definir}$

Longitud de las soldaduras $L_w = 560 \text{ mm}$

Datos del material

Grado de acero: S355

Límite elástico: $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$

Resistencia última a tracción: $f_u = 510 \text{ N/mm}^2$

Nota: El límite elástico y la resistencia última a tracción especificada para el material de aportación deben ser por lo menos equivalentes a los del material base.

EN 1993-1-1
Tabla 3.1

EN 1993-1-8
4.2(2)

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	5 de 44
<p>Coefficiente parcial</p> <p>Resistencia de la soldadura: $\gamma_{M2} = 1,25$ (valor recomendado)</p> <p>Esfuerzos internos en los elementos de la celosía (ver Figura B.6)</p> <p>Todos los esfuerzos axiales son aplicados en el plano XOZ de la cartela:</p> <p>Esfuerzo axial de tracción a un ángulo $\alpha_1 = 42^\circ$ respecto a la normal OY:</p> $N_{1,Ed} = 406,9 \text{ kN}$ <p>Esfuerzo axial de tracción sobre la normal OY ($\alpha_2 = 0^\circ$)</p> $N_{2,Ed} = 2,6 \text{ kN}$ <p>Esfuerzo axial de compresión a un ángulo $\alpha_3 = -41,3^\circ$ respecto a la normal OY:</p> $N_{3,Ed} = -609,4 \text{ kN}$ <p>2.2. Esfuerzos en la sección transversal de la cartela delante de las soldaduras</p> <p>El enfoque se basa en el análisis elástico lineal, lo que resulta en una estimación conservadora de la resistencia de la unión soldada.</p> <p>2.2.1. Esfuerzos de cálculo en la cartela del alma del cordón</p> <p>Se ignoran los efectos de la excentricidad e_Y respecto al eje del cordón. La sección de la cartela se comprueba para los siguientes esfuerzos:</p> <p>$N_{g,Ed}$ esfuerzo axial a una excentricidad $e_Z = 30 \text{ mm}$ al centro de la cartela</p> <p>$V_{g,Ed}$ esfuerzo cortante</p> <p>Con: $N_{g,Ed} = \sum_{i=1}^3 N_i \cos(\alpha_i)$</p> $V_{g,Ed} = \sum_{i=1}^3 N_i \sin(\alpha_i)$ <p>y $M_{g,Ed}$, momento resultante de la excentricidad, $M_{g,Ed} = e_Z N_{g,Ed}$</p> <p>Por lo tanto: $N_{g,Ed} = -152,83 \text{ kN}$</p> $V_{g,Ed} = 674,47 \text{ kN}$ $M_{g,Ed} = 4,585 \text{ kNm}$ <p>Nota: el elevado esfuerzo axial $N_{g,Ed}$ se debe a la carga puntual de la unión y al peso propio de la celosía.</p> <p>2.2.2. Tensión normal</p> <p>Partiendo de la hipótesis de que la carga está uniformemente distribuida en la sección, el esfuerzo normal es:</p> $\sigma_{g,max} = \frac{N_{g,Ed}}{A_g} + \frac{M_{g,Ed}}{I_g / v}$		<p>EN 1993-1-8 Tabla 2.1 NOTa</p> <p>EN 1993-1-8 2.4(2)</p>

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	6 de 44
<p>Donde: A_g es el área de la sección transversal I_g es el momento de inercia de la sección transversal v es la posición de la fibra extrema</p> <p>Con: $A_g = t_g L_w = 15 \times 580 = 8700 \text{ mm}^2$ $I_g = \frac{t_g L_w^3}{12} = 243,89 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$ $v = 290 \text{ mm}$</p> <p>Por lo tanto: $\sigma_{g,\max} = -23,02 \text{ N/mm}^2$</p> <p>2.2.3. Tensión de cortadura La tensión media de cortadura es:</p> $\tau_g = \frac{V_{g,Ed}}{A_g}$ <p>Entonces: $\tau_g = 77,53 \text{ N/mm}^2$</p> <p>Normalmente, se debe comprobar la combinación de esfuerzos axiles y cortantes en la sección de la cartela utilizando el criterio de Von Mises.</p> <p>2.3. Resistencia de cálculo de la soldadura en ángulo La resistencia de cálculo de la soldadura en ángulo debe ser calculada utilizando el método direccional o el método simplificado.</p> <p>El método direccional se basa en la comparación entre la resistencia de cálculo a tracción y el esfuerzo aplicado en la sección de la garganta más solicitada. El esfuerzo aplicado, determinado mediante Von Mises, considera la influencia de la inclinación del plano de la soldadura en la resistencia de la soldadura.</p> <p>El método simplificado se basa en la resistencia de cálculo a cortante de la soldadura, comparandola directamente con el esfuerzo cortante en la garganta, obtenido dividiendo la fuerza resultante por unidad de longitud por la sección de la garganta. El método simplificado es más conservador que el direccional.</p> <p>En este caso, se aplica el método direccional.</p> <p>2.3.1. Método direccional Nota: se presupone que el esfuerzo está uniformemente distribuido en la sección de la garganta.</p> <p>Con: σ_{\perp} el esfuerzo normal al plano de la garganta τ_{\perp} el esfuerzo cortante (en el plano de la garganta) perpendicular al eje de la soldadura $\tau_{//}$ el esfuerzo cortante (en el plano de la garganta) paralelo al eje de la soldadura</p>		
		EN 1993-1-8 4.5.3.1(1)
		EN 1993-1-8 4.5.3.2
		EN 1993-1-8 4.5.3.2(4)

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	7 de 44
<p>Nota: no es necesario comprobar el esfuerzo normal $\sigma_{//}$ en la soldadura.</p> <p>En la sección de la garganta, el esfuerzo por longitud unitaria es:</p> $a \sigma_{\perp} = \frac{\sigma_{g,\max} e_g}{n_a} \sin(\alpha_a / 2) = -122,08 \text{ N/mm.mm}$ $a \tau_{\perp} = \frac{\sigma_{g,\max} e_g}{n_a} \cos(\alpha_a / 2) = -122,08 \text{ N/mm.mm}$ $a \tau_{//} = \frac{\tau_g e_g}{n_a} = 581,44 \text{ N/mm.mm}$ <p>Se considera que la resistencia de cálculo del cordón de soldadura es suficiente si se cumplen las siguientes condiciones:</p> $\sigma_w = [\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{//}^2)]^{0,5} \leq f_u / (\beta_w \gamma_{M2})$ $\sigma_{\perp} \leq 0,9 f_u / \gamma_{M2}$ <p>Donde: β_w es el coeficiente de correlación para soldaduras en ángulo</p> $\beta_w = 0,8$ <p>Estas condiciones pueden ser reformuladas de la siguiente forma:</p> $(a \sigma_w) / a \leq f_u / (\beta_w \gamma_{M2})$ $(a \tau_{\perp}) / a \leq 0,9 f_u / \gamma_{M2}$ <p>A partir de estas condiciones se obtiene el valor mínimo del espesor de garganta efectivo:</p> $a_{1,\min} = a \sigma_w / [f_u / (\beta_w \gamma_{M2})] = 2,03 \text{ mm}$ $a_{2,\min} = a \tau_{\perp} / (0,9 f_u / \gamma_{M2}) = 0,33 \text{ mm}$ $a_{\min} = \max(a_{1,\min}; a_{2,\min}) = 2,03 \text{ mm}$ <p>Es imprescindible cumplir los siguientes requisitos:</p> $a \geq 3 \text{ mm}$ $l_{\text{eff}} \geq \max(30 \text{ mm}; 6 a) \text{ with } l_{\text{eff}} = L_w - 2 a$ <p>Un espesor de garganta efectivo de 4 mm sería suficiente.</p>		<p>EN 1993-1-8 4.5.3.2(5)</p> <p>EN 1993-1-8 4.5.3.2(6)</p> <p>EN 1993-1-8 Tabla 4.1</p> <p>EN 1993-1-8 4.5.2(2) 4.5.2(1)</p>

3. Unión atornillada de angulares con cartela

Se diseñan tres uniones articuladas de Categoría C. Estas uniones se muestran en la Figura B.8.

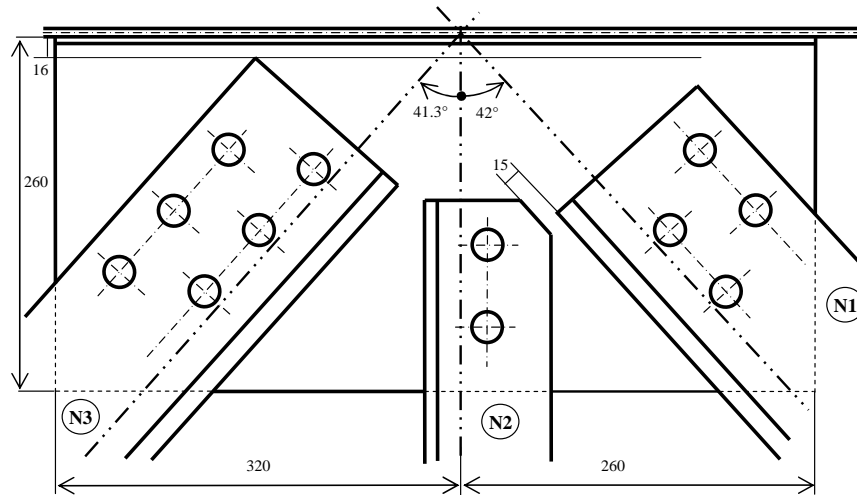


Figura B.8 Uniones atornilladas de angulares con cartela

Esta unión atornillada está compuesta por dos angulares dobles dispuestos en diagonal (N1 y N3) y un montante con un angular único (N2).

Los esfuerzos internos en los elementos de la celosía son los siguientes:

$$N_{1,Ed} = 406,9 \text{ kN} \quad \text{esfuerzo axial de tracción}$$

$$N_{2,Ed} = 2,6 \text{ kN} \quad \text{esfuerzo axial de tracción}$$

$$N_{3,Ed} = -609,4 \text{ kN} \quad \text{esfuerzo axial de compresión}$$

3.1. Datos

Datos del material (excepto tornillos)

Calidad de acero S355

Límite elástico $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$

Resistencia última a tracción $f_u = 510 \text{ N/mm}^2$

EN 1993-1-1
Tabla 3.1

Cartela

Espesor $t_g = 15 \text{ mm}$

Longitud $L_g = 580 \text{ mm}$

Anchura $H_g = 260 \text{ mm}$

Angulares

N1 dos angulares de lados iguales L150×150×15

N2 un angular de lados iguales L100×100×10

N3 dos angulares de lados iguales L150×150×15

Detalles de las uniones atornilladas

Categoría de las uniones atornilladas Categoría C

Clase de tornillo Clase 10,9

Límite elástico $f_{yb} = 900 \text{ N/mm}^2$

Resistencia última a tracción $f_{ub} = 1000 \text{ N/mm}^2$

Diámetro nominal de los tornillos $d = 24 \text{ mm}$

Diámetro de los agujeros $d_0 = 26 \text{ mm}$

EN 1993-1-8
Tabla 3.1

Coeficientes parciales (valores recomendados)

Acero estructural $\gamma_{M0} = 1,00$

Acero estructural $\gamma_{M1} = 1,00$

Acero estructural $\gamma_{M2} = 1,25$

Tornillos $\gamma_{M2} = 1,25$

Tornillos $\gamma_{M3} = 1,25$

EN 1993-1-1
6.1 NOTA 2B

EN 1993-1-8
2.2 NOTA

3.2. Comprobación global de las secciones transversales netas de la cartela

En la Figura B.9 se muestran las secciones transversales netas de la cartela que deben ser comprobadas.

Nota: Posteriormente se comprueban las secciones transversales netas de los angulares.

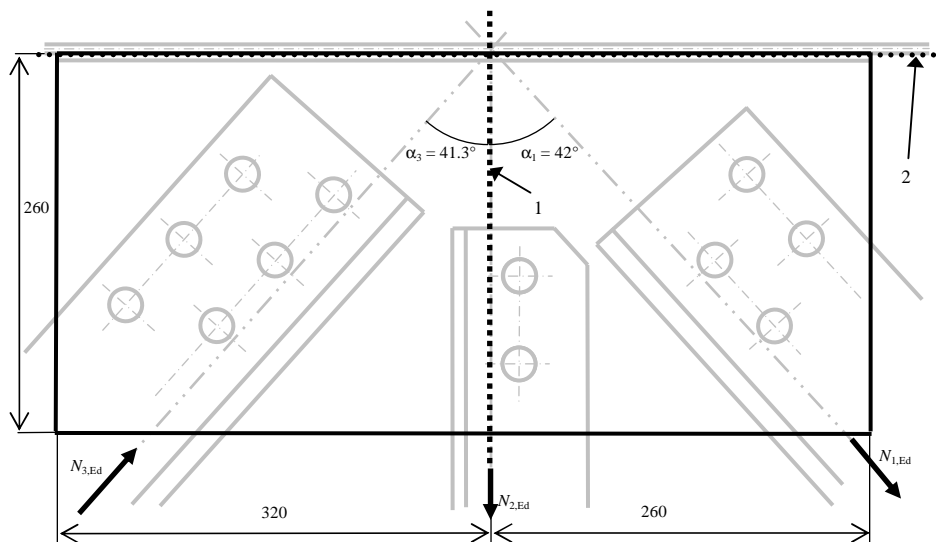


Figura B.9 Ubicación de las secciones transversales netas de la cartela

Comprobación de la sección transversal 1

Con A_{g1} área de la sección transversal 1 $A_{g1} = H_g t_g = 3900 \text{ mm}^2$

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	10 de 44
<p>Resistencia a cortante</p> $V_{g1,Ed} = \max(N_{1,Ed} \cos \alpha_1 ; N_{2,Ed} \cos \alpha_2) = 457,82 \text{ kN}$ $V_{g1,pl,Rd} = A_{g1} f_y / (\gamma_{M0} \sqrt{3}) = 799,34 \text{ kN}$ $V_{g1,Ed} < V_{g1,pl,Rd} \Rightarrow \text{OK}$ <p>Resistencia a esfuerzos axiales</p> $N_{g1,Ed} = \sum_{i=1}^3 N_{i,Ed} \sin(\alpha_i) = 674,47 \text{ kN}$ $N_{g1,pl,Rd} = A_{g1} f_y / \gamma_{M0} = 1384,50 \text{ kN}$ $N_{g1,Ed} < N_{g1,pl,Rd} \Rightarrow \text{OK}$ <p>Comprobación de la sección transversal 2</p> <p>Con A_{g2} área de la sección transversal 2 $A_{g2} = L_g t_g = 8700 \text{ mm}^2$</p> <p>Resistencia a cortante</p> $V_{g2,Ed} = \sum_{i=1}^3 N_{i,Ed} \sin(\alpha_i) = 674,47 \text{ kN}$ $V_{g2,pl,Rd} = A_{g2} f_y / (\gamma_{M0} \sqrt{3}) = 1783,15 \text{ kN}$ $V_{g2,Ed} < V_{g2,pl,Rd} \Rightarrow \text{OK}$ <p>Resistencia a esfuerzos axiales</p> $N_{g2,Ed} = \sum_{i=1}^3 N_{i,Ed} \cos(\alpha_i) = 152,83 \text{ kN}$ $N_{g2,pl,Rd} = A_{g2} f_y / \gamma_{M0} = 3088,5 \text{ kN}$ $N_{g2,Ed} < N_{g2,pl,Rd} \Rightarrow \text{OK}$ <p>3.3. Unión N3 – Unión atornillada de angulares dobles dispuestos en diagonal (N3) con la cartela</p> <p>La unión articulada sometida a compresión es diseñada como una unión de Categoría C.</p> <p>En la Figura B.10 y la Figura B.11 se detallan las dimensiones de los elementos y la ubicación de los agujeros.</p>		

Para cada angular:

$$N_{3,a,Ed} = 304,7 \text{ kN}$$

$$M_{3,a,Ed} = 13,56 \text{ kNm}$$

3.3.2. Unión N3 – Comprobación del angular

Resistencia de la sección transversal bruta

Esfuerzo longitudinal

Suponiendo que la carga está uniformemente distribuida en la sección, el esfuerzo longitudinal es:

$$\sigma_i = \frac{N_{3,a,Ed}}{A_{3,a}} + \frac{M_{3,a,Ed}}{I_{3,a}} \cdot v$$

Donde: $A_{3,a}$ es la sección transversal del angular

$$A_{3,a} = 4302 \text{ mm}^2$$

$I_{3,a}$ es el momento de inercia del angular

$$I_{3,a} = 8,981 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

v es la posición de las fibras extremas (ver Figura B.12)

$$v_1 = 87 \text{ mm}$$

$$v_2 = 63 \text{ mm}$$

Por lo que, los esfuerzos normales son:

$$\sigma_1 = 202,18 \text{ N/mm}^2 \text{ (compresión)}$$

$$\sigma_2 = -24,29 \text{ N/mm}^2 \text{ (tracción)}$$

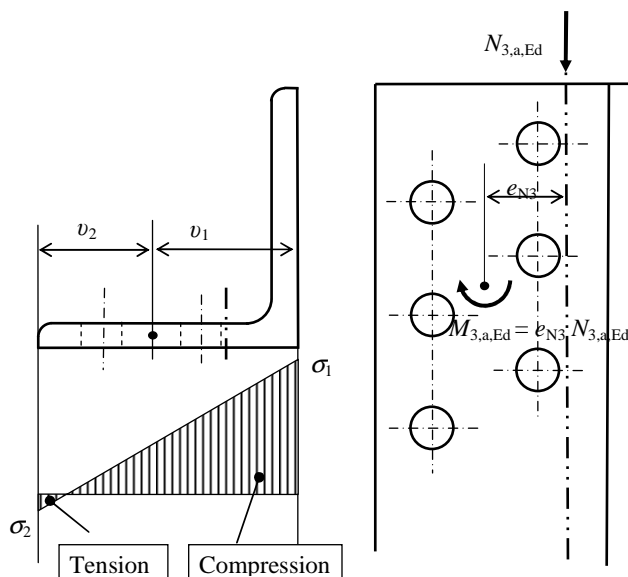


Figura B.12 Esfuerzos sobre el angular N3

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	13 de 44
<p>Clasificación de la sección</p> <p>$h/t = 10 < 15\varepsilon = 12,20$</p> <p>$(b+h)/2t = 10 > 11,5\varepsilon = 9,36$</p> <p>⇒ clase 4</p> <p>$c/t = 7,93 < 10\varepsilon/\alpha = 10\varepsilon/1 = 8,14$</p> <p>⇒ clase 2</p> <p>⇒ Clase del angular = clase 4</p> <p>Combinación M + N</p> <p>Criterio de cumplimiento obligatorio: $\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{3,a,Ed}}{A_{3,a,eff}} + \frac{M_{3,a,Ed}}{W_{3,a,eff}} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$</p> <p>con: $A_{3,a,eff}$ área efectiva de la sección transversal</p> <p>$A_{3,a,eff} = A_{3,a,eff,leg1} + A_{3,a,eff,leg2}$</p> <p>donde $A_{3,a,eff,leg1}$ área efectiva del lado “libre”</p> <p>$A_{3,a,eff,leg2}$ área efectiva del lado “conectado”</p> <p>cálculo del área efectiva de la sección transversal $A_{3,a,eff,leg1}$</p> <p>$\psi = \sigma_1 / \sigma_1 = 1,0$</p> <p>factor de pandeo $k_\sigma = 0,43$</p> <p>$\bar{\lambda}_p = 0,660 \Rightarrow \rho = 1$ ninguna reducción</p> <p>cálculo del área efectiva de la sección transversal $A_{3,a,eff,leg2}$</p> <p>$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = -0,120$</p> <p>factor de pandeo $k_\sigma = 2,55$</p> <p>$\bar{\lambda}_p = 0,271 \Rightarrow \rho = 1$ ninguna reducción</p> <p>Comprobación:</p> <p>$A_{3,a,eff} = A_{3,a}$ (ninguna reducción)</p> <p>$\sigma_{x,Ed} = \max(\sigma_1 ; \sigma_2) = 202,18 \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 355 \text{ N/mm}^2$</p> <p>⇒ criterio cumplido</p> <p>Resistencia de la sección transversal neta</p> <p>Según lo indicado en el apartado 6.2.5 (5) de la norma EN 1993-1-1, no hace falta considerar los agujeros de la zona traccionada, siempre que se cumpla la siguiente condición en toda la zona traccionada:</p> <p>$\frac{A_{t,net}}{\gamma_{M2}} \geq \frac{A_t f_y}{\gamma_{M0}}$</p>		<p>EN 1993-1-1 Tabla 5.2 Hoja 3 de 3</p> <p>Tabla 5.2 Hoja 2 de 3</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.9.3</p> <p>EN 1993-1-5 Tabla 4.2</p> <p>EN 1993-1-5 4.4 (2)</p> <p>EN 1993-1-5 Tabla 4.2</p> <p>EN 1993-1-5 4.4 (2)</p> <p>EN 1993-1-1 6.2.5 (5)</p>

Los agujeros se encuentran en la zona traccionada (ver Figura B.12).

Teniendo en cuenta que $A_{3,a,eff} = A_{3,a}$, se debe cumplir el siguiente requisito:

$$N_{3,a,Ed} \leq N_{3,a,c,Rd} = \frac{A_{3,a} f_y}{\gamma_{M0}}$$

Con $A_{3,a} = 4302 \text{ mm}^2$:

$$N_{3,a,Ed} = 304,7 < N_{3,a,c,Rd} = 1527,2 \text{ kN}$$

Resistencia al pandeo

Un elemento sometido a compresión debe comprobarse para el pandeo.

Este requisito se comprueba en la sección 4 de este documento

3.3.3. Unión N3 – Comprobación de la cartela

Resistencia de la sección transversal

Para el cálculo de la sección transversal bruta de la cartela, se presupone una difusión de 45° del esfuerzo axial $N_{g,Ed}$ (ver Figura B.13).

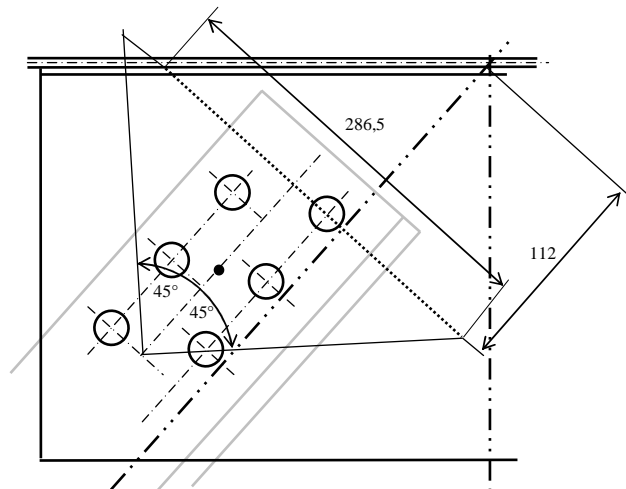


Figura B.13 Unión N3 – Difusión de 45° del esfuerzo axial

Es imprescindible cumplir el siguiente requisito:

$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{3,g,Ed}}{A_{3,g}} \pm \frac{M_{3,g,Ed}}{I_{3,g}/v} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

con: $A_{3,g} = 286,5 \times t_g = 4297,5 \text{ mm}^2$

$$I_{3,g} = t_g \times 286,5^3 / 12 = 29395706 \text{ mm}^4$$

$$v = +325 / 2 \text{ mm}$$

Entonces: $\sigma_{x,Ed} = 141,80 + 149,92 = 291,72 \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 355 \text{ N/mm}^2$

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	15 de 44
<p>Resistencia al pandeo</p> <p>La cartela se comporta de forma similar a un pilar empotrado de características:</p> <p>Área $A_{3,g} = 4297,5 \text{ mm}^2$</p> <p>Altura $h_c = 112 \text{ mm}$ (ver Figura B.13)</p> <p>Momento de inercia $I_{c,zz} = 80578 \text{ mm}^2$</p> <p>Debe cumplirse el siguiente requisito:</p> $N_{3,g,Ed} \leq N_{3,g,b,Rd} = \frac{\chi A_{3,g} f_y}{\gamma_{M1}}$ <p>Donde χ es el coeficiente de reducción para la curva de pandeo correspondiente</p> <p>Con una longitud de pandeo de $2h_c$, la esbeltez se calcula mediante la siguiente ecuación:</p> $\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{4h_c^2 A_c f_y}{\pi^2 EI_c}} = 0,677$ <p>La curva de pandeo a emplear es la curva c y el factor de imperfección es:</p> <p>$\alpha = 0,49$</p> <p>$\Phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right] = 0,846$</p> <p>$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = 0,739$</p> <p>Entonces: $N_{3,g,Ed} = 609,4 < N_{3,g,b,Rd} = 1127 \text{ kN}$</p> <p>3.3.4. Unión N3 – Comprobación de los tornillos respecto al elemento de la cartela de unión</p> <p>El esfuerzo cortante de diseño $F_{V,Ed}$ para cada tornillo</p> <p>Debido a la orientación del esfuerzo axial $N_{3,Ed}$ la carga en cada tornillo no es paralela al borde de la cartela. Además, las componentes del cortante de cálculo deben ser determinarse de forma adecuada.</p> <p>Primero se calculan los elementos en la base $\{h', v'\}$ ubicados en el centro de gravedad de la unión y orientados según las direcciones principales de los tornillos, que son igualmente las direcciones principales de los angulares (Ver Figura B.14).</p> <p>Posteriormente se cambia la base inicial $\{h', v'\}$ por la base $\{h, v\}$ (ver Figura B.15).</p>		<p>EN 1993-1-1 6.3.1.1</p> <p>Tabla 6.1</p> <p>EN 1993-1-1 6.3.1.2</p> <p>EN 1993-1-8 Tabla 3.4⁽³⁾</p>

En la base $\{h', v'\}$ el esfuerzo normal $N_{3,g,Ed}$ ocasiona un cortante horizontal sobre cada tornillo b_i :

$$F_{N,bi,h'} = \frac{N_{3,g,Ed}}{5} = 101,57 \text{ kN}$$

El momento debido a la excentricidad se distribuye entre los tornillos en función de la distancia r'_i entre el centro de los tornillos b_i y el centro de gravedad de la unión:

$$F_{M,bi} = \frac{M_{1,a,Ed} r'_i}{\sum_1^5 r'_i{}^2}$$

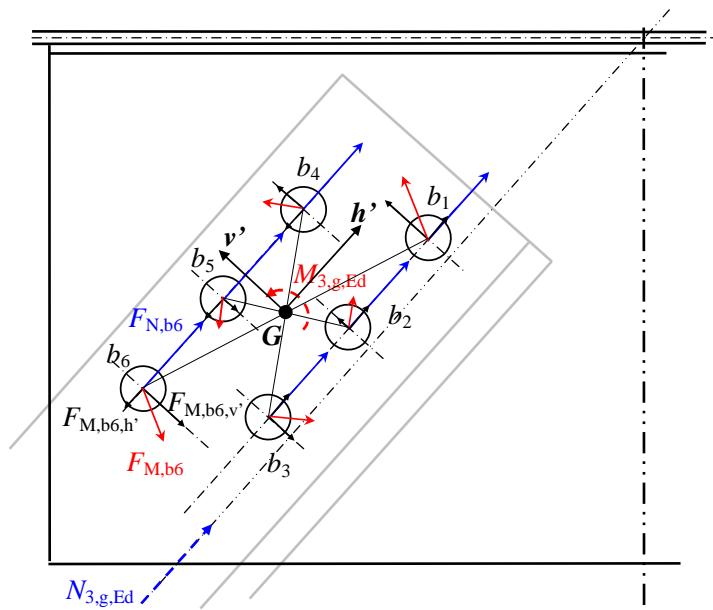


Figura B.14 Unión N3 – Elemento de la cartela - Ubicaciones

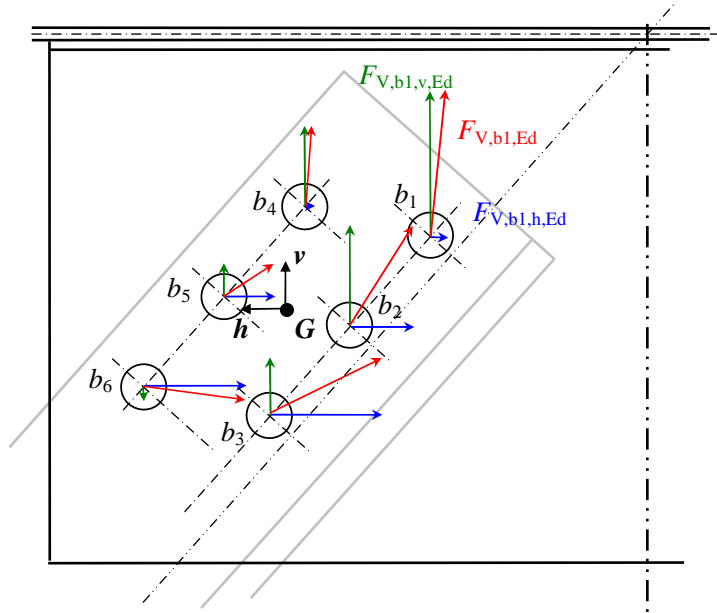


Figura B.15 Unión N3 – Elemento de la cartela - Cargas

Este cortante \$F_{M,bi}\$ se resuelve en la base \$\{h', v'\}\$:

$$F_{M,bi,h'} = \frac{M_{1,a,Ed} v'_i}{\sum_1^5 r_i'^2} \quad \text{componente horizontal}$$

$$F_{M,bi,v'} = \frac{M_{1,a,Ed} h'_i}{\sum_1^5 r_i'^2} \quad \text{componente vertical}$$

Con las coordenadas \$h'_i\$ y \$v'_i\$ del centro del tornillo \$b_i\$.

Y, se obtiene (ver Tabla B.2):

$$F_{V,bi,h',Ed} = F_{N,bi,h'} + F_{M,bi,h'} \quad \text{Esfuerzo cortante horizontal}$$

$$F_{V,bi,v',Ed} = F_{M,bi,v'} \quad \text{Esfuerzo cortante transversal}$$

$$F_{V,bi,Ed} = \sqrt{F_{V,bi,h',Ed}^2 + F_{V,bi,v',Ed}^2} \quad \text{Esfuerzo cortante resultante}$$

Tabla B.2 Unión N3 –Cartela – Esfuerzo cortante de cálculo en kN en la base $\{h', v'\}$.

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
h'_i	81,25	16,25	-48,75	48,75	-16,25	-81,25
v'_i	-30	-30	-30	30	30	30
r'_i	86,61	34,12	57,24	57,24	34,12	86,61
$F_{M,bi}$	-98,34	-38,74	-64,99	-64,99	-38,74	-98,34
$F_{M,bi,h'}$	34,06	34,06	34,06	-34,06	-34,06	-34,06
$F_{M,bi,v'}$	92,25	18,45	-55,35	55,35	-18,45	-92,25
$F_{N,bi}$	101,57	101,57	101,57	101,57	101,57	101,57
$F_{V,bi,Ed}$	164,03	136,88	146,49	87,30	69,98	114,31
$F_{V,bi,h',Ed}$	135,63	135,63	135,63	67,50	67,50	67,50
$F_{V,bi,v',Ed}$	92,25	18,45	-55,35	55,35	-18,45	-92,25

El cambio de base se hace mediante las siguientes ecuaciones:

$$F_{V,bi,h,Ed} = -F_{V,bi,h',Ed} \sin(\alpha_3) + F_{V,bi,v',Ed} \cos(\alpha_3)$$

$$F_{V,bi,v,Ed} = F_{V,bi,h',Ed} \cos(\alpha_3) + F_{V,bi,v',Ed} \sin(\alpha_3)$$

Donde $\alpha_3 = 41,3^\circ$ (ver Figura B.6)

En la Tabla B.3 se detallan los resultados.

Tabla B.3 Unión N3 – Cartela – Cargas cortantes de cálculo en kN en la base $\{h, v\}$.

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
$F_{V,bi,Ed}$	164,03	136,88	146,49	87,30	69,98	114,31
$F_{V,bi,h,Ed}$	-20,21	-75,65	-131,10	-2,97	-58,41	-113,86
$F_{V,bi,v,Ed}$	162,78	114,07	65,36	87,25	38,54	-10,17

Detalles de cálculo

La estructura no está expuesta a factores climáticos u otras influencias corrosivas.

Hay que comprobar los detalles de cálculo en las dos direcciones de las componentes de las cargas. Se deben cumplir los límites indicados en la Tabla 3.3 de la norma EN 1993-1-8:

$$\min\{e_1; e_2\} \geq 1,2d_0$$

$$\min\{p_1; p_2\} \geq 2,2d_0 \text{ o } \min\{p_1; p_2\} \geq 1,2d_0 \text{ if } L \geq 2,4d_0$$

$$\max\{p_1; p_2\} \leq \min\{14t; 200\text{ mm}\}$$

EN 1993-1-8
3.5(1) y
Tabla 3.3

EN 1993-1-8
Tabla 3.3⁽⁵⁾

Para e_1 y e_2 se consideran las distancias según las direcciones Gh y Gv . Y, para p_1 y p_2 según las direcciones Gh' y Gv' .

Los detalles de cálculo se muestran en la tabla siguiente.

Tabla B.4 Unión N3 – Cartela – Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mínimo	Valor de cálculo	Valor máximo
$\min\{e_1; e_2\}$	31,2	57	
$\min\{p_1; p_2\}$	31,2	60	
$\max\{p_1; p_2\}$		65	200

Resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{b,Rd}$ para cada tornillo

En la Tabla 3.4 de la norma EN 1993-1-8 se definen las expresiones para el cálculo de la resistencia de cálculo al aplastamiento. Estas expresiones introducen los coeficientes α_b y k_1 .

EN 1993-1-8
Tabla 3.4

Para cada tornillo el valor de estos coeficientes dependerá de la orientación de sus cargas, su ubicación respecto a los extremos de la cartela y respecto a la ubicación de los demás tornillos.

Por lo que se calculan las cargas horizontales (cargas en la dirección Gh) y las cargas verticales (cargas en la dirección Gv) de forma independiente.

Cargas horizontales

En la Figura B.16 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla 3 para las cargas horizontales.

En esta figura se muestra cómo proceder para calcular los coeficientes α_b y k_1 de cada tornillo. Por lo que, se podrán especificar para cada tornillo las distancias a los extremos y al borde (e_1 y e_2) y el espaciamiento (p_1 , p_2 y L) para determinar el tipo de tornillo.

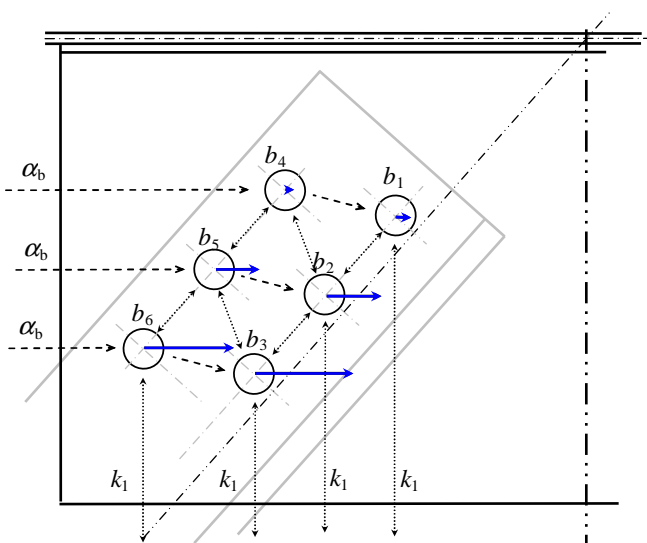


Figura B.16 Unión N3 – Cartela – Cargas horizontales

La expresión general para el cálculo de la resistencia de cálculo al aplastamiento es:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}}$$

Según lo indicado en la Tabla 3.4 del Eurocódigo EN 1993-1-8, los coeficientes α_b y k_1 se calculan mediante las siguientes ecuaciones:

Para tornillos de extremo $\alpha_{b,end} = \min \left\{ \frac{e_1}{3d_0}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1,0 \right\}$

$$k_{1,end} = \min \left\{ 1,4 \frac{p_2}{d_0} - 1,7; 2,8 \frac{e_2}{d_0} - 1,7; 2,5 \right\}$$

Para tornillos interiores $\alpha_{b,inner} = \min \left\{ \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1,0 \right\}$

$$k_{1,inner} = \min \left\{ 1,4 \frac{p_2}{d_0} - 1,7; 2,5 \right\}$$

En la Tabla B.6 se muestra el valor de la componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,h,Rd}$.

Tabla B.5 Unión N3 – Cartela – Componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
e_1						
e_2	172	124	76			90
p_1 ¹⁾	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24
p_2	65	65 ²⁾	65 ²⁾	65 ²⁾	65 ²⁾	65
α_b	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62
k_1	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80
$F_{b,bi,h,Rd}$	165,19	165,19	165,19	165,19	165,19	165,19

¹⁾ las distancias L se han mantenido

²⁾ $\min\{65; L\}$

³⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cargas verticales

En la Figura B.17 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla 3 para las cargas verticales.

EN 1993-1-8
Tabla 3.4

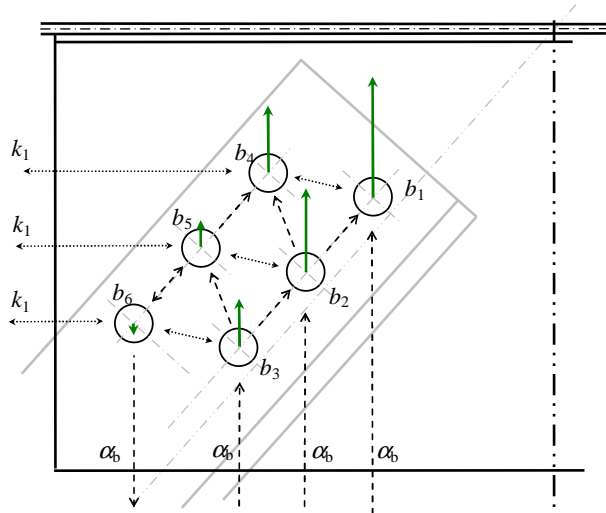


Figura B.17 Unión N3 – Cartela – Cargas verticales

En la Tabla B.6 se muestra el valor de la componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,v,Rd}$.

Tabla B.6 Unión N3 – Cartela – Componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
e_1						90
e_2				141	99	57
p_1	65	65 ¹⁾	65 ¹⁾	65 ¹⁾	65 ¹⁾	
p_2 ²⁾	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24
α_b	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,end}$
	0,58	0,58	0,58	0,58	0,58	1,00
k_1	$k_{1,inner}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,min}$ ³⁾	$k_{1,min}$ ³⁾	$k_{1,min}$ ³⁾
	1,97	1,97	1,97	1,97	1,97	1,97
$F_{b,bi,v,Rd}$	169,16	169,16	169,16	169,16	169,16	289,98

¹⁾ $\min\{65; L\}$

²⁾ las distancias L se han mantenido

³⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{S,Rd}$

Con: $A_s = 353 \text{ mm}^2$ área del tornillo traccionada

$F_{p,C} = 0,7 f_{ub} A_s = 247,1 \text{ kN}$ fuerza de pretensado

$n = 2$ número de superficies de fricción respecto a la cartela

Y al considerar:

Los tornillos en agujeros normalizados $\Rightarrow k_s = 1,0$

Clase de las superficies de fricción = Clase A $\Rightarrow \mu = 0,5$

EN 1993-1-8
3.9

EN 1993-1-8
3.9.1 (2)

EN 1993-1-8
Tabla 3.6
Tabla 3.7

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	22 de 44																				
<p>Entonces: $F_{S,Rd} = \frac{k_s n \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,C} = 197,68 \text{ kN}$</p> <p>Comprobación individual de los tornillos</p> <p>Se deben cumplir los siguientes criterios:</p> <p>Respecto a la resistencia de cálculo al deslizamiento</p> $F_{V,bi,Ed} \leq F_{S,Rd}$ <p>Respecto a la resistencia de cálculo al aplastamiento</p> $F_{V,bi,h,Ed} \leq F_{b,bi,h,Rd}$ $F_{V,bi,v,Ed} \leq F_{b,bi,v,Rd}$ <p>Nota: en base a la expresión interactiva se debe llevar a cabo una comprobación adicional:</p> $\left(\frac{F_{V,bi,h,Ed}}{F_{b,bi,h,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{V,bi,v,Ed}}{F_{b,bi,v,Rd}} \right)^2 \leq 1$ <p>Debe comprobarse cada tornillo individualmente. Los valores más elevados de resistencia no corresponden necesariamente al tornillo más sobrecargado.</p> <p>En la Tabla B.7 se resumen sólo las comprobaciones para el tornillo b_1.</p> <p>Tabla B.7 Unión N3 – Cartela – Comprobación del tornillo b_1</p> <table border="1" data-bbox="193 1167 1171 1529"> <thead> <tr> <th data-bbox="193 1167 767 1211">Valores de cálculo</th> <th colspan="3" data-bbox="767 1167 1171 1211">Resistencias</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td data-bbox="193 1211 616 1267">$F_{V,b1,Ed}$</td> <td data-bbox="616 1211 767 1267">164,03</td> <td data-bbox="767 1211 919 1267">197,68</td> <td data-bbox="919 1211 1171 1267">$F_{S,Rd}$</td> </tr> <tr> <td data-bbox="193 1267 616 1323">$F_{V,b1,h,Ed}$</td> <td data-bbox="616 1267 767 1323">20,21</td> <td data-bbox="767 1267 919 1323">165,19</td> <td data-bbox="919 1267 1171 1323">$F_{b,b1,h,Rd}$</td> </tr> <tr> <td data-bbox="193 1323 616 1379">$F_{V,b1,v,Ed}$</td> <td data-bbox="616 1323 767 1379">162,78</td> <td data-bbox="767 1323 919 1379">169,16</td> <td data-bbox="919 1323 1171 1379">$F_{b,b1,v,Rd}$</td> </tr> <tr> <td data-bbox="193 1379 616 1529">$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}} \right)^2$</td> <td data-bbox="616 1379 767 1529">0,94</td> <td data-bbox="767 1379 919 1529">1</td> <td data-bbox="919 1379 1171 1529"></td> </tr> </tbody> </table>		Valores de cálculo	Resistencias			$ F_{V,b1,Ed} $	164,03	197,68	$F_{S,Rd}$	$ F_{V,b1,h,Ed} $	20,21	165,19	$F_{b,b1,h,Rd}$	$ F_{V,b1,v,Ed} $	162,78	169,16	$F_{b,b1,v,Rd}$	$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}} \right)^2$	0,94	1		<p>EN 1993-1-8 3.9.1 (1)</p> <p>EN 1993-1-8 Tabla 3.2</p> <p>EN 1993-1-8 Tabla 3.2 y Tabla 3.4³⁾</p> <p>EN 1993-1-8 3.7</p>
Valores de cálculo	Resistencias																					
$ F_{V,b1,Ed} $	164,03	197,68	$F_{S,Rd}$																			
$ F_{V,b1,h,Ed} $	20,21	165,19	$F_{b,b1,h,Rd}$																			
$ F_{V,b1,v,Ed} $	162,78	169,16	$F_{b,b1,v,Rd}$																			
$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}} \right)^2$	0,94	1																				
<p>Comprobación de tornillos - Grupo de tornillos</p> <p>Según el Eurocódigo, la resistencia de cálculo del grupo de tornillos se calcula de la siguiente manera:</p> $F_{gr,b,Rd} = \sum_1^{n_{bi}} F_{b,bi,Rd} \text{ si para cada tornillo } b_i \text{ tenemos } F_{v,Rd} \geq F_{b,bi,Rd}$ <p>Si no $F_{gr,b,Rd} = n_{bi} \times \min\{F_{b,bi,Rd}\}$</p> <p>Donde la resistencia de cálculo a cortante en cada plano de corte $F_{v,Rd}$ es:</p> $F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}}$																						

Considerando que el plano de corte atraviesa la parte roscada del tornillo y para agujeros normalizados:

$$\alpha_v = 0,5$$

$$A = A_s = 353 \text{ mm}^2 \text{ (área sometida a tracción)}$$

Entonces: $F_{v,Rd} = 141,12 \text{ kN}$

Con lo que se obtiene el siguiente valor para resistencia de cálculo:

$$F_{gr,b,h,Rd} = 991,17 \text{ kN para las componentes horizontales}$$

$$F_{gr,b,v,Rd} = 1014,94 \text{ kN para las componentes verticales}$$

Finalmente se puede comprobar que:

$$N_{3,g,Ed} \sin(\alpha_3) = 402,21 < F_{gr,b,h,Rd} = 991,17 \text{ kN}$$

$$N_{3,g,Ed} \cos(\alpha_3) = 457,82 < F_{gr,b,h,Rd} = 1014,94 \text{ kN}$$

3.3.5. Unión N3 – Comprobación de los tornillos respecto al angular

Cálculo de la carga cortante máxima de diseño $F_{V,Ed}$ para cada tornillo

En la Tabla B.8 se muestran los resultados de la carga cortante máxima de diseño $F_{V,bi,Ed}$ y sus componentes $F_{V,bi,h,Ed}$ y $F_{V,bi,v,Ed}$ (ver Figura B.18).

Estos resultados están determinados en base a los resultados obtenidos para la cartela en la base $\{h', v'\}$.

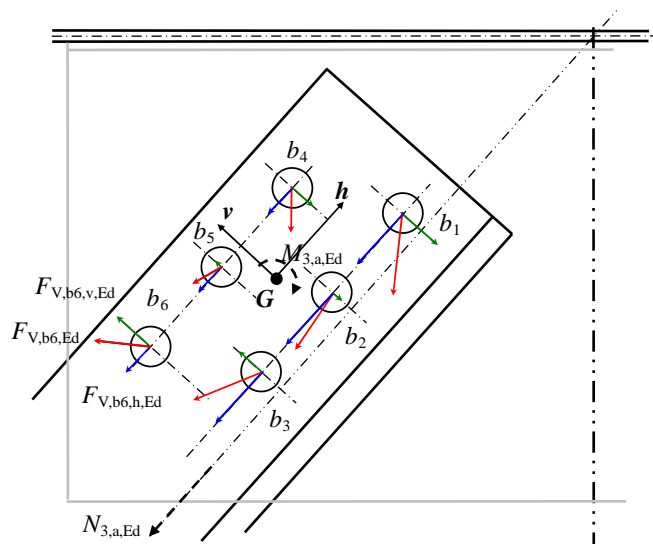


Figura B.18 Unión N3 – Angular - Cargas

Tabla B.8 Unión N3 – Angular – Cargas cortantes de cálculo en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
$F_{V,bi,Ed}$	82,01	68,44	73,24	43,65	34,99	57,16
$F_{V,bi,h,Ed}$	-67,81	-67,81	-67,81	-33,75	-33,75	-33,75
$F_{V,bi,v,Ed}$	-46,13	-9,23	27,68	-27,68	9,23	46,13

Detalles de cálculo

Los detalles de cálculo se muestran en la tabla siguiente.

Tabla B.9 Unión N3 – Angular – Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mínimo	Valor de cálculo	Valor máximo
$\min\{e_1; e_2\}$	31,2	33	
$\min\{p_1; p_2\}$	31,2	60	
$\max\{p_1; p_2\}$		65	200

Cálculo de la resistencia cortante de cálculo $F_{b,Rd}$ para cada tornillo

Cargas horizontales

En la Figura B.19 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla B.8 para cargas horizontales.

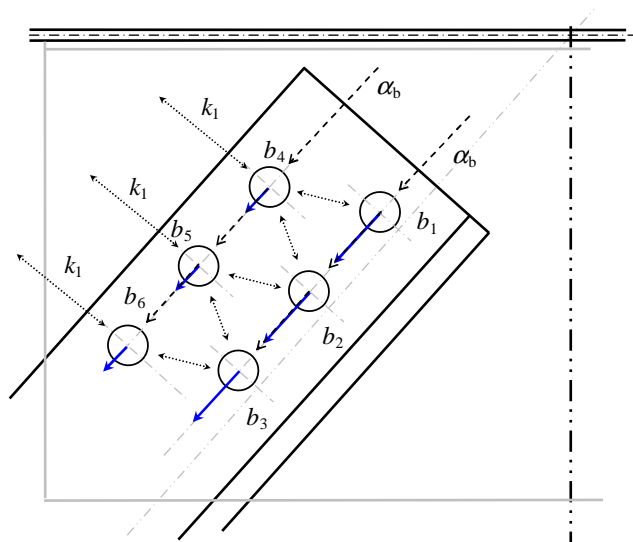


Figura B.19 Unión N3 – Angular – Cargas horizontales

En la Tabla B.10 se muestra el valor de la componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,h,Rd}$.

Tabla B.10 Unión N3 – Angular – Componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
e_1						
e_2				33	33	33
ρ_1	65	65	65	65	65	65
ρ_2 ¹⁾	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24
α_b	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$
	0,58	0,58	0,58	0,58	0,58	0,58
k_1	$k_{1,inner}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,min}$ ²⁾	$k_{1,min}$ ²⁾	$k_{1,min}$ ²⁾
	1,97	1,97	1,97	1,85	1,85	1,85
$F_{b,bi,h,Rd}$	169,16	169,16	169,16	158,84	158,84	158,84

¹⁾ las distancias L se han mantenido

²⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cargas verticales

En la Figura B.20 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla B.8 para cargas verticales.

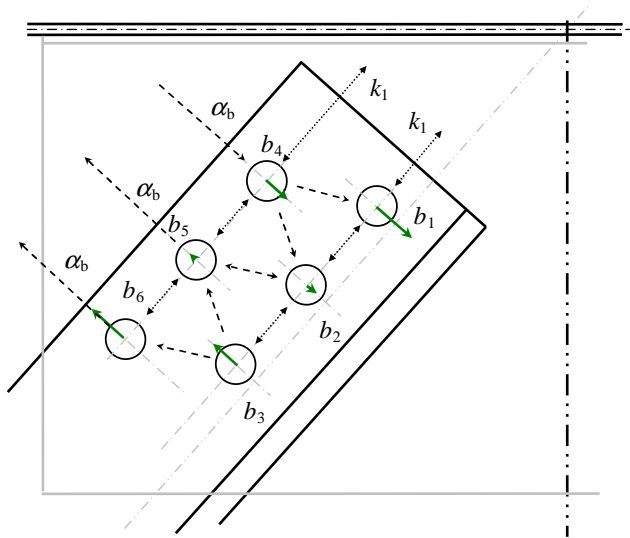


Figura B.20 Unión N3 – Angular – Cargas verticales

En la Tabla B.11 se muestra el valor de la componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,v,Rd}$.

Tabla B.11 Unión N3 – Angular – Componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6
e_1					33	33
e_2	35			67,5		
$p_1^{1)}$	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24	68,24
p_2	65	65	65	65	65	65
α_b	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,inner}$ 0,62	$\alpha_{b,end}$ 0,42	$\alpha_{b,end}$ 0,42
k_1	$k_{1,min}^{2)}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,min}^{2)}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80
$F_{b,bi,v,Rd}$	165,19	165,19	165,19	165,19	111,85	111,85

¹⁾ las distancias L se han mantenido

$$^2) k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$$

Cálculo de la resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{s,Rd}$

Para el elemento del angular, el número de superficies de fricción es igual a 1.

Así, con $n = 1$ se obtiene:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,C} = 98,84 \text{ kN}$$

Comprobación de tornillos – comprobación individual

Debe comprobarse cada tornillo individualmente.

En la Tabla B.12 se resumen sólo las comprobaciones para el tornillo b_1 .

Tabla B.12 Unión N3 – Cartela – Comprobación del tornillo b_1

Valores de cálculo	Resistencias	
$ F_{V,b1,Ed} $	82,01	98,84 $F_{s,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	67,81	169,16 $F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	46,13	165,19 $F_{b,b1,v,Rd}$
$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}}\right)^2$	0,24	1

Comprobación de tornillos - Grupo de tornillos

Para el angular sólo se considera la componente horizontal. En este caso:

$$F_{gr,b,h,Rd} = 991,17 \text{ kN}$$

Seguidamente, comprobamos que:

$$N_{3,a,Ed} = 304,70 < F_{gr,b,h,Rd} = 953,03 \text{ kN}$$

EN 1993-1-8
3.9

EN 1993-1-8
3.9.1 (2)

3.3.6. Unión N3 – Diseño de la sección transversal neta

Para una unión sometida a tracción, debe comprobarse la resistencia plástica de la sección transversal neta en los agujeros de los tornillos:

EN 1993-1-8
3.4.1 (1) c)

3.3.7. Unión N3 – Diseño del arrancamiento de bloque

Dado que esta unión está sometida a compresión no hace falta verificar la resistencia al arrancamiento de bloque.

3.4. Unión N3 – Unión atornillada de angulares dobles N1 dispuestos en diagonal y unidos espalda con espalda con cartela de unión

Existe una unión de corte que debe diseñarse según la Categoría C.

En la Figura B.21 se detallan las dimensiones de los elementos que componen esta unión y la ubicación de los agujeros. El corte DD es idéntico al corte CC de la unión N3 (ver Figura B.11).

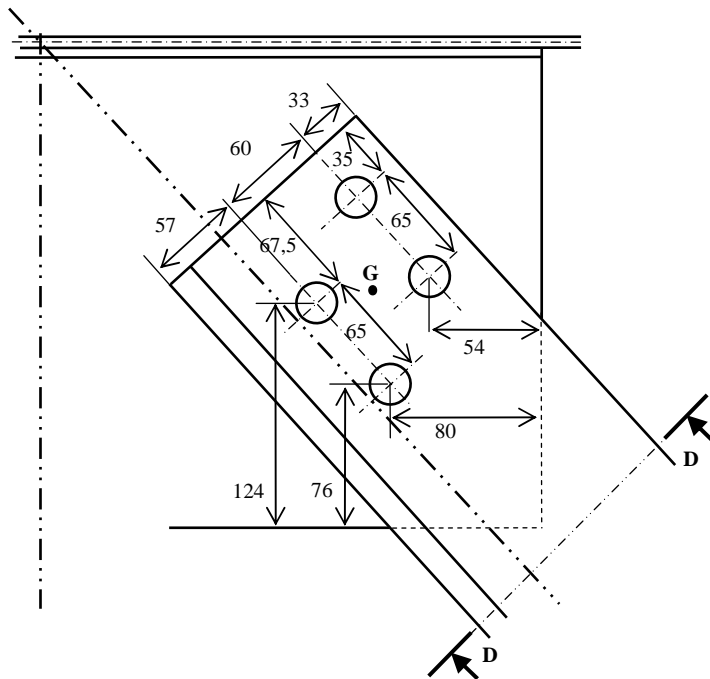


Figura B.21 Unión N1 - Dimensiones (en mm) y posicionamiento

3.4.1. Unión N1 – Fuerzas de cálculo

Con: $N_{1,Ed}$ fuerza de tracción normal a una excentricidad de e_{N3} , aplicada al centro de gravedad de la unión

$M_{1,N,Ed}$ el momento flector resultante de la excentricidad, $M_{1,N,Ed} = e_{N1} N_{1,Ed}$

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	28 de 44
<p>Para la cartela tendremos:</p> $N_{1,g,Ed} = 406,9 \text{ kN}$ $e_{N1} = 44,5 \text{ mm}$ $M_{1,g,Ed} = e_{N1} N_{1,g,Ed} = 18,11 \text{ kNm}$ <p>Y, para cada angular:</p> $N_{1,a,Ed} = 203,45 \text{ kN}$ $M_{1,a,Ed} = 9,05 \text{ kNm}$ <p>3.4.2. Unión N1- Comprobación del angular</p> <p>Resistencia de la sección transversal bruta</p> <p>Esfuerzo longitudinal</p> <p>Partiendo de la premisa que la carga está uniformemente distribuida en la sección, el esfuerzo longitudinal es:</p> $\sigma_i = \frac{N_{1,a,Ed}}{A_{1,a}} + \frac{M_{1,a,Ed}}{I_{1,a} / v}$ <p>Donde: $A_{1,a}$ la sección transversal del angular $I_{1,a}$ momento de inercia de la sección transversal del angular v ubicación de la fibra de extremo considerada</p> <p>Con: $A_{1,a} = 4302 \text{ mm}^2$ $I_{1,a} = 8,981 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$ $v_1 = 87 \text{ mm}$ y $v_2 = 63 \text{ mm}$ (ver Figura B.22)</p> <p>Obtenemos el siguiente resultado (con compresión positiva):</p> $\sigma_1 = -134,99 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_2 = 16,22 \text{ N/mm}^2$		

Clase de la sección

$$h/t = 10 < 15 \varepsilon = 12,20$$

$$(b+h)/2t = 10 > 11,5 \varepsilon = 9,36$$

⇒ clase 4

$$c/t = 7,93 < 10 \varepsilon / \alpha = 10 \varepsilon / 1 = 8,14$$

⇒ clase 2

⇒ Clase del angular = clase 4

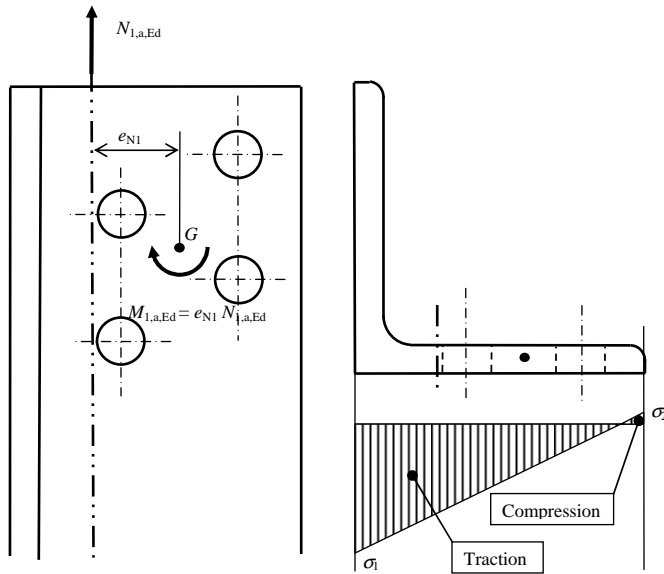


Figura B.22 Esfuerzos aplicados sobre el angular N1

Combinación M + N

Criterio de cumplimiento obligatorio:
$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{1,a,Ed}}{A_{1,a,eff}} + \frac{M_{1,a,Ed}}{W_{1,a,eff}} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

con: $A_{1,a,eff}$ área efectiva de la sección transversal

$$A_{1,a,eff} = A_{1,a,eff,leg1} + A_{1,a,eff,leg2}$$

donde $A_{3,a,eff,leg1}$ área efectiva del lado “libre”

$A_{3,a,eff,leg2}$ área efectiva del lado “conectado”

cálculo del área efectiva de la sección transversal $A_{3,a,eff,leg1}$

No se requiere ninguna reducción dado que el lado “libre” está sometido a tracción.

cálculo del área efectiva de la sección transversal $A_{3,a,eff,leg2}$

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = -0,120$$

factor de pandeo $k_\sigma = 2,55$

$$\bar{\lambda}_p = 0,271 \Rightarrow \rho = 1 \quad \text{ninguna reducción}$$

EN 1993-1-1
Tabla 5.2
Hoja 3 de 3

Tabla 5.2
Hoja 2 de 3

EN 1993-1-1
6.2.9.3

EN 1993-1-5
Tabla 4.2

EN 1993-1-5
4.4 (2)

Comprobación

$$A_{1,a,eff} = A_{1,a} \text{ (ninguna reducción)}$$

$$\sigma_{x,Ed} = \max(\sigma_1; \sigma_2) = 134,99 \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 355$$

⇒ criterio cumplido

Resistencia de la sección transversal neta

Debe cumplirse el siguiente requisito:

$$N_{1,a,Ed} \leq N_{1,a,net,Rd} = \frac{A_{1,a,net} f_y}{\gamma_{M0}}$$

En la Figura B.23 se muestran las secciones transversales consideradas

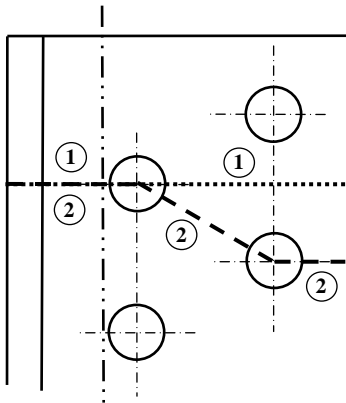


Figura B.23 Secciones transversales netas del angular N1

Con: $A_{1,a,net} = \min(A_{1,a,net1}; A_{1,a,net2}) = \min(3912; 3588) = 3588 \text{ mm}^2$
deben cumplirse los siguientes requisitos:

$$N_{1,a,Ed} = 203,45 < N_{1,a,net,Rd} = 1317,52 \text{ kN}$$

3.4.3. Comprobación de la cartela

Resistencia de la sección transversal

Para el cálculo de la sección transversal bruta de la cartela, se utiliza un ángulo de difusión de 45° de la fuerza interna $N_{g,Ed}$ (ver Figura B.24).

EN 1993-1-1
6.2.3. (1) y (4)

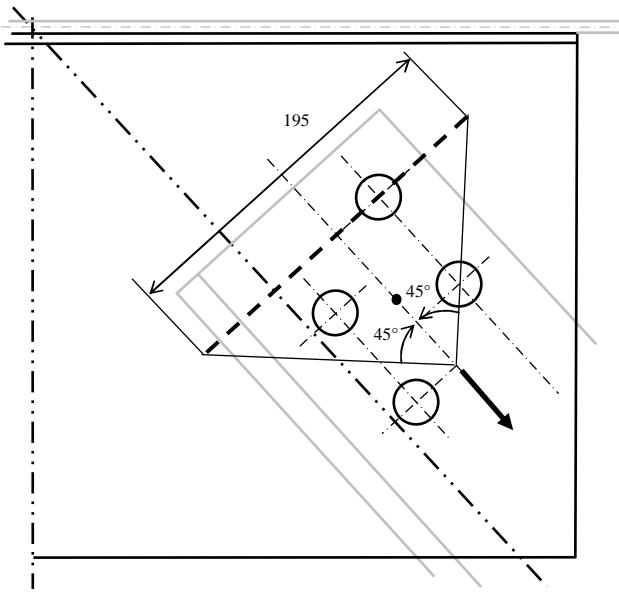


Figura B.24 Unión N1 – Difusión de 45° de la fuerza interna

Es imprescindible cumplir el siguientes requisito:

$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{1,g,Ed}}{A_{1,g}} \pm \frac{M_{1,g,Ed}}{I_{1,g} / v} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

con: $A_{1,g} = 195 \times t_g = 2925 \text{ mm}^2$

$$I_{3,g} = t_g \times 195^3 / 12 = 9268594 \text{ mm}^4$$

$$v = +195 / 2 \text{ mm}$$

Se obtiene: $\sigma_{x,Ed} = 139,11 + 190,51 = 329,62 \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 355 \text{ N/mm}^2$

3.4.4. Unión N1 – Comprobación de los tornillos respecto a la cartela

Cálculo de la carga cortante máxima de cálculo $F_{v,Ed}$ para cada tornillo

La carga en cada tornillo no es paralela al extremo de la cartela debido a la orientación de la fuerza axial $N_{1,Ed}$. Por lo que, se calculan las componentes del cortante de cálculo paralela y normal al extremo a la cartela.

El cálculo de las componentes se lleva a cabo del mismo modo que se ha llevado a cabo para la unión N3 (ver 3.3.4). Se calculan las componentes en la base $\{h', v'\}$ (ver Figura B.25) y posteriormente en la base $\{h, v\}$ (ver Figura B.26).

EN 1993-1-8
Tabla 3.4³⁾

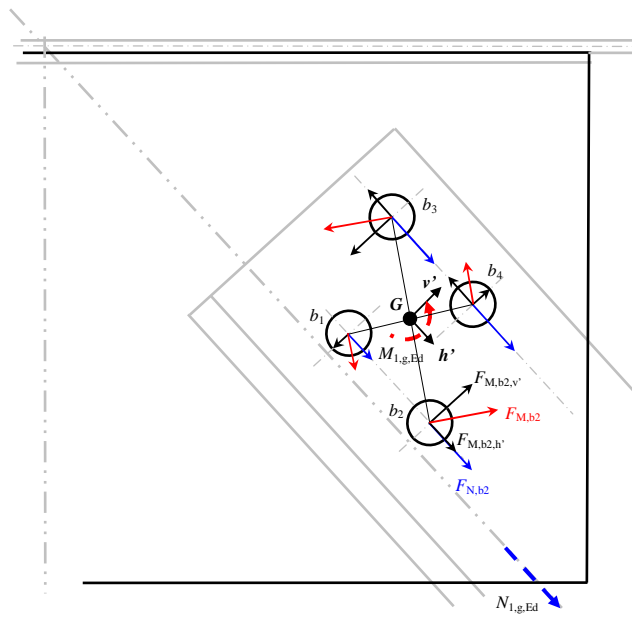


Figura B.25 Unión N1 – Cartela - Ubicaciones

En la Tabla B.13 se muestran los cálculos y los resultados del cortante último de cálculo $F_{V,bi,Ed}$ y sus componentes $F_{V,bi,h',Ed}$ y $F_{V,bi,v',Ed}$ para cada tornillo b_i en el sistema de referencia $\{h', v'\}$.

Tabla B.13 Unión N1 – Cartela – Cargas cortantes de cálculo en kN en el sistema de referencia $\{h', v'\}$.

Tornillo	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄
h'_i	-16,25	48,75	-48,75	16,25
v'_i	-30	-30	30	30
r'_i	34,12	57,24	57,24	34,12
$F_{M,bi}$	69,56	116,70	116,70	69,56
$F_{M,bi,h'}$	61,16	61,16	-61,16	-61,16
$F_{M,bi,v'}$	-33,13	99,39	-99,39	33,13
$F_{N,bi}$	101,73	101,73	101,73	101,73
$F_{V,bi,Ed}$	166,22	190,82	107,35	52,37
$F_{V,bi,h',Ed}$	162,89	162,89	40,56	40,56
$F_{V,bi,v',Ed}$	-33,13	99,39	-99,39	33,13

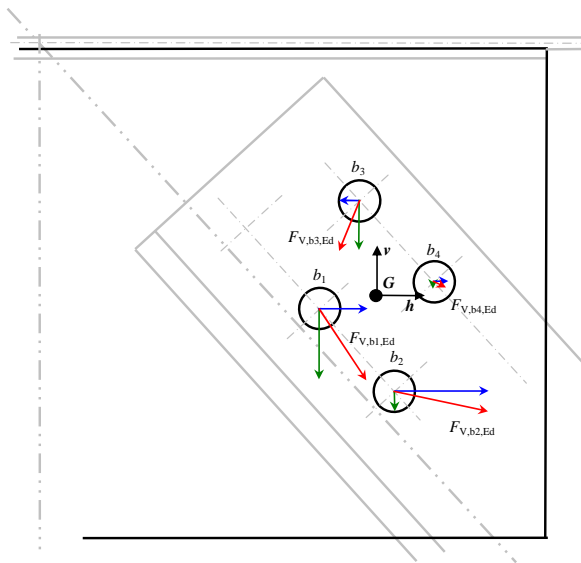


Figura B.26 Unión N1 – Cartela - Ubicaciones

El cambio de base se hace mediante las siguientes ecuaciones:

$$F_{V,bi,h,Ed} = F_{V,bi,h',Ed} \cos(\alpha_3) + F_{V,bi,v',Ed} \sin(\alpha_3)$$

$$F_{V,bi,v,Ed} = -F_{V,bi,h',Ed} \sin(\alpha_1) + F_{V,bi,v',Ed} \cos(\alpha_1)$$

Donde $\alpha_1 = 42^\circ$ (ver Figura B.6)

En la Tabla B.14 se resumen los resultados.

Tabla B.14 Unión N1 – Cartela – Cargas cortantes de cálculo en kN en sistema de referencia $\{h, v\}$.

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
$F_{V,bi,Ed}$	166,22	190,82	107,35	52,37
$F_{V,bi,h,Ed}$	84,37	182,86	-46,72	51,76
$F_{V,bi,v,Ed}$	-143,22	-54,54	-96,65	-7,97

Detalles de cálculo

Los detalles de cálculo se muestran en la tabla siguiente.

Para e_1 y e_2 deben respectarse las distancias mínimas finales y de extremo establecidas según cada dirección (Gh o Gv). Para p_1 y p_2 debe considerarse el espaciamiento en base a la dirección principal de la unión (Gh' o Gv').

Tabla B.15 Unión N1 – Cartela – Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mínimo	Valor de cálculo	Valor máximo
$\min\{e_1; e_2\}$	31,2	54	
$\min\{p_1; p_2\}$	31,2	60	
$\max\{p_1; p_2\}$		65	200

Cálculo de la resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{b,Rd}$ para cada tornillo

Cargas horizontales

En la Figura B.27 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla B.14 para cargas horizontales.

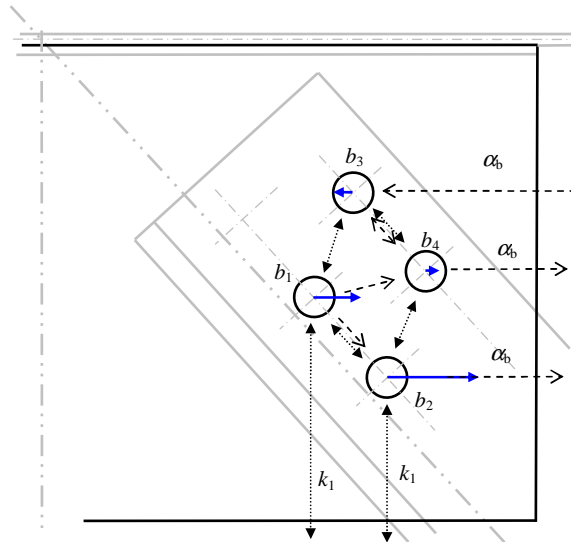


Figura B.27 Unión N1 – Cartela – Cargas horizontales

En la Tabla B.16 se muestra el valor de la componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,h,Rd}$.

Tabla B.16 Unión N1 – Cartela – Componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
e_1		80		54
e_2	124	76		
p_1	65 ¹⁾		65	
p_2	65 ¹⁾	65 ¹⁾	65 ¹⁾	65 ¹⁾
α_b	$\alpha_{b,inner}$ 0,58	$\alpha_{b,end}$ 1,00	$\alpha_{b,inner}$ 0,58	$\alpha_{b,end}$ 0,69
k_1	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80	$k_{1,min}$ ³⁾ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80	$k_{1,inner}$ 1,80
$F_{b,bi,h,Rd}$	154,22	264,38	154,22	183,04

¹⁾ $\min\{65; L\}$

²⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cargas verticales

En la Figura B.28 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla B14 para cargas verticales.

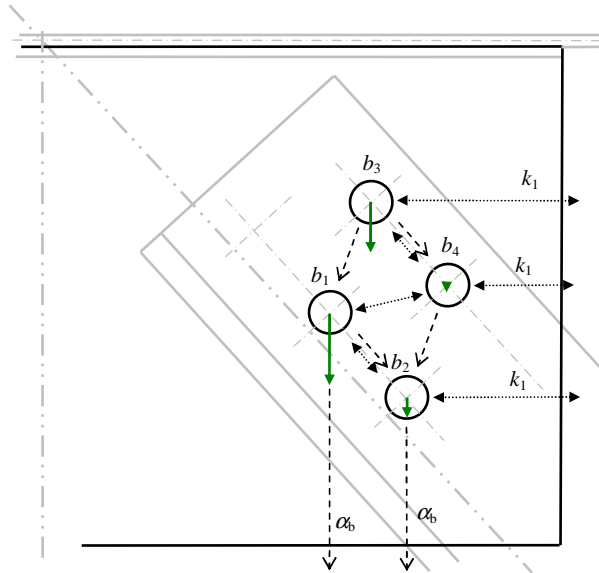


Figura B.28 Unión N1 – Cartela – Cargas verticales

En la Tabla B.17 se muestra el valor de la componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,v,Rd}$.

Tabla B.17 Unión N1 – Cartela – Componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
e_1	124	76		
e_2		80	98	54
ρ_1			65 ¹⁾	65 ¹⁾
ρ_2	65 ¹⁾	65	65	65 ¹⁾
α_b	$\alpha_{b,end}$	$\alpha_{b,end}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$
	1,00	0,97	0,58	0,58
k_1	$k_{1,inner}$	$k_{1,min}^{2)}$	$k_{1,min}^{2)}$	$k_{1,min}^{2)}$
	1,80	1,80	1,80	1,80
$F_{b,bi,v,Rd}$	264,38	257,60	154,22	154,22

¹⁾ $\min\{65; L\}$

²⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cálculo de la resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{s,Rd}$

Con $n = 2$, número de superficies de fricción respecto a la cartela, se obtiene:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,C} = 197,68 \text{ kN}$$

EN 1993-1-8
3.9

EN 1993-1-8
3.9.1 (1)

Comprobación de tornillos – comprobación individual

Debe comprobarse cada tornillo individualmente.

En la Tabla B.18 y la Tabla B.19 se resumen sólo las comprobaciones para los tornillos b_1 y b_2 .

Tabla B.18 Unión N1 – Cartela – Comprobación del tornillo b_1

Valores de cálculo	Valores de resistencia
$ F_{V,b1,Ed} $ 166,22	197,68 $F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $ 84,37	154,22 $F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $ 143,22	264,38 $F_{b,b1,v,Rd}$
$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}}\right)^2$ 0,59	1

Tabla B.19 Unión N1 – Cartela – Comprobación del tornillo b_2

Valores de cálculo	Valores de resistencia
$ F_{V,b1,Ed} $ 190,82	197,68 $F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $ 182,86	264,38 $F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $ 54,54	257,60 $F_{b,b1,v,Rd}$
$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}}\right)^2$ 0,52	1

Comprobación de tornillos - Grupo de tornillos

Teniendo en cuenta que el plano de cortante atraviesa la parte roscada del tornillo en orificios normales:

$$\alpha_v = 0,5$$

$$A = A_s = 353 \text{ mm}^2 \text{ (área sometida a esfuerzos de tracción)}$$

Se obtiene:

$$F_{v,Rd} = 141,12 \text{ kN}$$

Y, para la resistencia de diseño:

$$F_{gr,b,h,Rd} = 616,90 \text{ kN para las componentes horizontales}$$

$$F_{gr,b,v,Rd} = 616,90 \text{ kN para las componentes verticales}$$

Seguidamente, comprobamos que:

$$N_{1,g,Ed} \sin(\alpha_1) = 272,27 < F_{gr,b,h,Rd} = 616,90 \text{ kN}$$

$$N_{1,g,Ed} \cos(\alpha_1) = 302,39 < F_{gr,b,h,Rd} = 616,90 \text{ kN}$$

3.4.5. Unión N1 – Comprobación de los tornillos respecto al angular

Cálculo de la carga cortante máxima de cálculo $F_{V,Ed}$ para cada tornillo

En la Tabla B.20 se muestran los resultados de la carga cortante última de cálculo $F_{V,bi,Ed}$ y sus componentes $F_{V,bi,h,Ed}$ y $F_{V,bi,v,Ed}$ (ver Figura B.29).

Estos resultados fueron determinados en base a los resultados obtenidos para la cartela sobre la base $\{h', v'\}$.

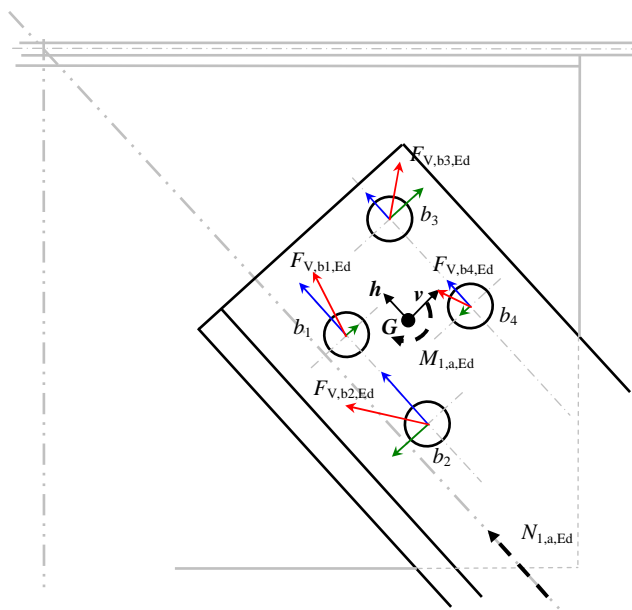


Figura B.29 Unión N1 – Angular - Cargas

Tabla B.20 Unión N1 – Angular – Cargas cortantes de cálculo en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
$F_{V,bi,Ed}$	83,11	95,41	53,67	26,19
$F_{V,bi,h,Ed}$	81,44	81,44	20,28	20,28
$F_{V,bi,v,Ed}$	16,57	-49,70	49,70	-16,57

Detalles de cálculo

Los detalles de cálculo se muestran en la tabla siguiente.

Tabla B.21 Unión N1 – Cartela – Cargas horizontales – Detalles de cálculo

Distancia o espaciamiento	Valor mínimo	Valor de cálculo	Valor máximo
$\min\{e_1; e_2\}$	31,2	33	
$\min\{p_1; p_2\}$	57,2	60	200
$\max\{p_1; p_2\}$		65	200

Cálculo de la resistencia de cálculo al aplastamiento $F_{b,Rd}$ para cada tornillo

Cargas horizontales

En la Figura B.30 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla B.20 para cargas horizontales.

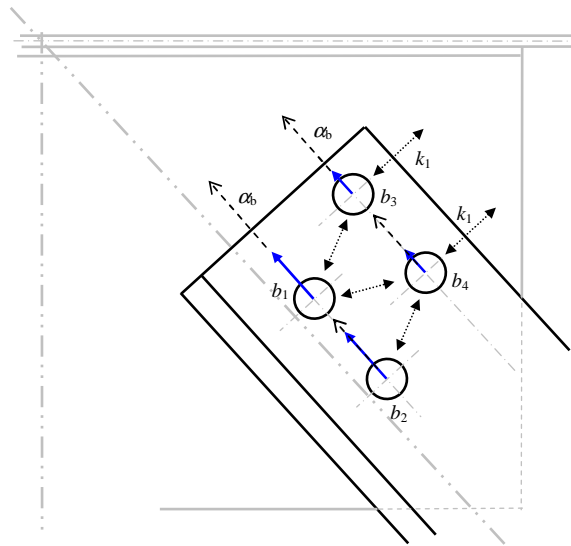


Figura B.30 Unión N1 – Angular – Cargas horizontales

En la Tabla B.22 se muestra el valor de la componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,h,Rd}$.

Tabla B.22 Unión N1 – Angular – Componente horizontal de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
e_1	67,5		35	
e_2			33	33
p_1		65		65
p_2 ¹⁾	68,24	68,24	68,24	68,24
α_b	$\alpha_{b,end}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,end}$	$\alpha_{b,inner}$
	0,87	0,58	0,45	0,58
k_1	$k_{1,inner}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,min}$ ²⁾	$k_{1,min}$ ²⁾
	1,97	1,97	1,85	1,85
$F_{b,bi,h,Rd}$	250,95	169,16	122,18	158,84

¹⁾ las distancias L se han mantenido

²⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cargas verticales

En la Figura B.31 se muestran los resultados obtenidos en la Tabla 20 para cargas verticales.

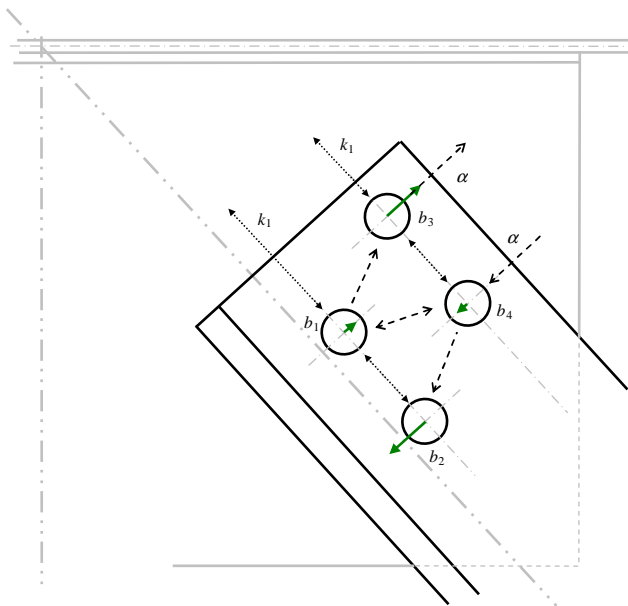


Figura B.31 Unión N1 – Angular – Cargas verticales

En la Tabla B.23 se muestra el valor de la componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento $F_{b,bi,v,Rd}$.

Tabla B.23 Unión N1 – Angular – Componente vertical de las resistencias de cálculo al aplastamiento en kN

Tornillo	b_1	b_2	b_3	b_4
e_1			33	
e_2	67,5		35	
$\rho_1^{1)}$	68,24	68,24		68,24
ρ_2	65	65	65	65
α_b	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,inner}$	$\alpha_{b,end}$	$\alpha_{b,inner}$
	0,62	0,62	0,42	0,62
k_1	$k_{1,min}^{2)}$	$k_{1,inner}$	$k_{1,min}^{2)}$	$k_{1,inner}$
	1,80	1,80	1,80	1,80
$F_{b,bi,h,Rd}$	165,19	165,19	111,85	165,19

¹⁾ las distancias L se han mantenido

²⁾ $k_{1,min} = \min\{k_{1,inner}; k_{1,end}\}$

Cálculo de la resistencia de cálculo al deslizamiento $F_{s,Rd}$

Para el elemento del angular, el número de superficies de fricción es igual a 1.

Así, con $n = 1$ obtendremos:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n \mu}{\gamma_{M3}} F_{p,C} = 98,84 \text{ kN}$$

Comprobación de tornillos – comprobación individual

Cada tornillo debe ser comprobado individualmente. En la Tabla B.24 se resumen sólo las comprobaciones para el tornillo b_2 .

Tabla B.24 Unión N1 – Angular – Comprobación del tornillo b_2

Valores de cálculo	Valores de resistencia
$ F_{V,b1,Ed} $	95,41 98,84 $F_{s,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	81,44 169,16 $F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	49,70 165,19 $F_{b,b1,v,Rd}$
$\left(\frac{F_{V,b1,h,Ed}}{F_{b,b1,h,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,b1,v,Ed}}{F_{b,b1,v,Rd}}\right)^2$	0,32 1

Comprobación de tornillos - Grupo de tornillos

En el angular sólo se considera la componente horizontal.

$F_{gr,b,h,Rd} = 488,73 \text{ kN}$

Seguidamente, comprobamos que:

$N_{1,a,Ed} = 203,45 < F_{gr,b,h,Rd} = 488,73 \text{ kN}$

EN 1993-1-8
3.9

EN 1993-1-8
3.9.1 (2)

3.4.6. Unión N1 – Diseño de la sección transversal neta

Cartela

Para una unión sometida a tracción, se debe comprobar el valor de cálculo de la sección transversal neta.

Comprobación de la sección transversal neta marcada con 1 en la Figura B.32. Para esta sección, debe cumplirse el siguiente requisito:

$$n_b \frac{N_{1,g,Ed}}{n_{bt}} \leq \frac{A_{net1} f_y}{\gamma_{M0}}$$

Donde $n_b = 2$ número de tornillos respecto a la sección transversal

$n_{bt} = 4$ número total de tornillos en la unión

Con $A_{net1} = 2194 \text{ mm}^2$

Se cumple el requisito: $n_b \frac{N_{1,g,Ed}}{n_{bt}} = 203,4 < \frac{A_{net1} f_y}{\gamma_{M0}} = 778 \text{ kN}$

Angular

Las comprobaciones de la sección transversal han sido ya abordadas en el apartado 3.4.2 del presente documento.

3.4.7. Unión N1 – Cálculo del arrancamiento de bloque

Elemento de la cartela de unión

En la Figura B.32 se muestra el arrancamiento de bloque para la cartela.

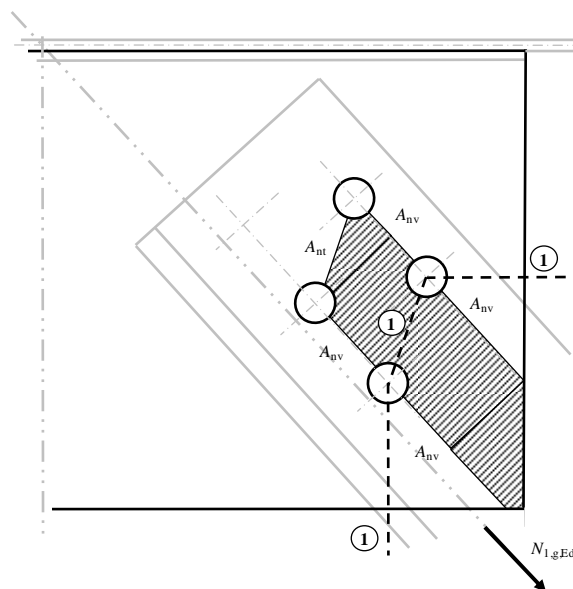


Figura B.32 Unión N1 – Arrancamiento de bloque de la cartela

Considerando que el grupo de tornillos está sometido a cargas excéntricas, debe cumplirse el siguiente requisito:

$$N_{1,g,Ed} \leq V_{eff,2,Rd}$$

EN 1993-1-8
3.4.1 (1) c) y
Tabla 3.2

EN 1993-1-8
3.10.2

EN 1993-1-8
3.10.2 (3)

Donde
$$V_{\text{eff},2,\text{Rd}} = \frac{0,5 f_u A_{\text{nt}}}{\gamma_{\text{M}2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_y A_{\text{nv}}}{\gamma_{\text{M}0}}$$

Con
$$A_{\text{nt}} = 633,6 \text{ mm}^2$$

$$A_{\text{nv}} = 3533,1 \text{ mm}^2$$

Debe cumplirse el siguiente requisito:

$$N_{1,\text{g},\text{Ed}} = 406,9 \leq V_{\text{eff},2,\text{Rd}} = 853,4 \text{ kN}$$

Elemento del angular

En la Figura B.33 se muestra el arrancamiento de bloque del angular.

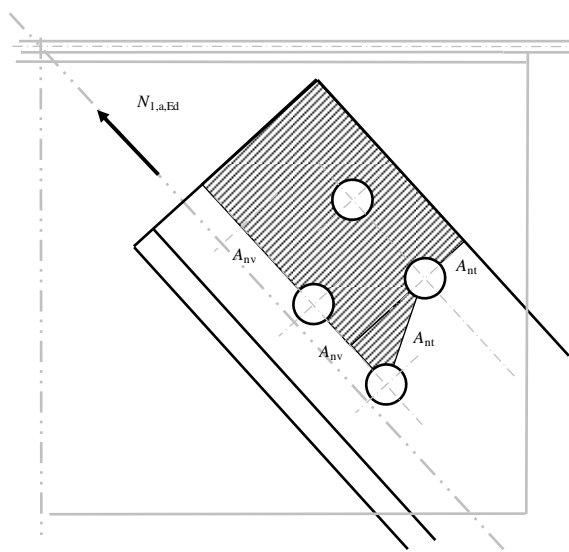


Figura B.33 Unión N1 – Arrancamiento de bloque del angular

Considerando que el grupo de tornillos está sometido a cargas excéntricas, debe cumplirse el siguiente requisito:

$$N_{1,\text{a},\text{Ed}} \leq V_{\text{eff},2,\text{Rd}}$$

Con
$$A_{\text{nt}} = 933,6 \text{ mm}^2$$

$$A_{\text{nv}} = 1402,5 \text{ mm}^2$$

Se observa que se cumple el requisito:

$$N_{1,\text{g},\text{Ed}} = 203,45 \leq V_{\text{eff},2,\text{Rd}} = 407,91 \text{ kN}$$

3.5. Unión N2 – Unión atornillada del angular único del montante N2 con la cartela

Existe una unión articulada sometida a tracción que debe ser diseñada como una unión de Categoría C.

Considerando que la carga es baja, esta unión no necesita ser comprobada. En caso contrario el procedimiento será el mismo, incluyendo el siguiente punto adicional.

EN 1993-1-8
3.10.2 (3)

Título	Anexo B Ejemplo resuelto: Cálculo de un nudo de celosía con cartela	43 de 44
<p>Se trata de un angular único sometido a tracción por una hilera de tornillos en un lado. Durante la comprobación de la sección transversal del angular, la resistencia última de cálculo se calcula mediante la siguiente ecuación:</p> $N_{u,Rd} = \frac{\beta_2 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}}$ <p>Con $\beta_2 = 0,4$ ($p_1 = 65 = 2,5d_0$)</p> <p>3.6. Influencias de la excentricidad y otros parámetros</p> <p>En este ámbito sólo se consideran los tornillos de la cartela.</p> <p>3.6.1. Unión N3 – Momento debido a excentricidad</p> <p>Los efectos de la excentricidad serán en función de las ubicaciones de los tornillos respecto al eje neutro, pero igualmente del posicionamiento de los tornillos entre sí.</p> <p>Suponiendo que el momento debido a la excentricidad es igual a 0, se obtienen los siguientes valores en la base $\{h, v\}$ para cualquier tornillo:</p> $ F_{V,b,Ed} = 101,57 \text{ kN (sin considerar el momento debido a la excentricidad)}$ $ F_{V,b,h,Ed} = 67,03 \text{ kN (sin considerar el momento debido a la excentricidad)}$ $ F_{V,b,v,Ed} = 76,30 \text{ kN (sin considerar el momento debido a la excentricidad)}$ <p>Éstos valores se utilizan para compararlos con los resultados obtenidos para el tornillo b_1:</p> $ F_{V,b,Ed} = 164,03 \text{ kN (con el momento debido a la excentricidad)}$ $ F_{V,b,h,Ed} = 20,21 \text{ kN (con el momento debido a la excentricidad)}$ $ F_{V,b,v,Ed} = 162,78 \text{ kN (con el momento debido a la excentricidad)}$ <p>3.6.2. Unión N3 – Influencia del número de tornillos y espaciamiento p_1</p> <p>Reducir el número de tornillos de 6 a 5, eliminando el tornillo marcado b_6 (ver Figura B.14). Al introducir esta modificación se cambia la ubicación del centro de gravedad del grupo de tornillos. Sin embargo, incluso al disminuir el momento debido a la excentricidad, se aumentan las cargas cortantes en cada tornillo. Y dos tornillos (b_1 y b_3) no tienen la resistencia de cálculo al aplastamiento requerida (consultar las tablas que se presentan a continuación).</p>		<p>EN 1993-1-8 3.10.3 (2) y Tabla 3.8</p>

Tabla B.25 Unión N3 – Cartela – Tornillo b_1 – Reducción del número de tornillos

Valores de cálculo			Valores de resistencia	
Número total de tornillos	6	5		
$ F_{V,b1,Ed} $	164,03	189,76	197,68	$F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	20,21	28,43	165,19	$F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	162,78	187,62	169,16	$F_{b,b1,v,Rd}$

Tabla B.26 Unión N3 – Cartela – Tornillo b_3 – Reducción del número de tornillos

Valores de cálculo			Valores de resistencia	
Número total de tornillos	6	5		
$ F_{V,b1,Ed} $	146,49	189,76	197,68	$F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	131,10	182,40	165,19	$F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	65,36	52,36	169,16	$F_{b,b1,v,Rd}$

Ahora, se debe aumentar el espaciamiento p_1 de 65 a 75 mm. De este modo todos los tornillos cumplen con los criterios establecidos. Cabe destacar los resultados obtenidos para el tornillo b_1 .

Tabla B.27 Unión N3 – Cartela – Tornillo b_1 – Aumento de p_1 a 75 mm

Valores de cálculo		Valores de resistencia	
$ F_{V,b1,Ed} $	180,06	197,68	$F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	28,74	225,70	$F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	177,75	220,50	$F_{b,b1,v,Rd}$

3.6.3. Unión N1 – Influencia del número de tornillos

Reduciendo el número de tornillos de 4 a 3, eliminando el tornillo marcado b_3 (ver Figura B.25), disminuye el momento debido a la excentricidad. Sin embargo, aumentan los cortantes de cálculo en cada tornillo. Dos de los tornillos (b_1 y b_2) no cumplen el criterio de resistencia de cálculo al aplastamiento (consultar las tablas que se presentan a continuación).

Tabla B.28 Unión N1 – Cartela – Tornillo b_1 – Reducción del número de tornillos

Valores de cálculo			Valores de resistencia	
Número total de tornillos	4	3		
$ F_{V,b1,Ed} $	166,22	222,19	197,68	$F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	84,37	57,25	154,22	$F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	143,22	214,69	264,38	$F_{b,b1,v,Rd}$

Tabla B.29 Unión N1 – Cartela – Tornillo b_2 – Reducción del número de tornillos

Valores de cálculo			Valores de resistencia	
Número total de tornillos	4	3		
$ F_{V,b1,Ed} $	190,82	222,19	197,68	$F_{S,Rd}$
$ F_{V,b1,h,Ed} $	182,86	207,52	264,38	$F_{b,b1,h,Rd}$
$ F_{V,b1,v,Ed} $	54,54	79,38	257,60	$F_{b,b1,v,Rd}$

Para poder cumplir con los criterios establecidos será necesario incrementar el espaciamiento p_1 de 65 a 101 mm, como mínimo.

Tabla B.30 Unión N3 – Cartela – Tornillo b_1 – Incremento de p_1 a 101 mm

Valores de cálculo		Valores de resistencia	
$ F_{V,b1,Ed} $	197,33	197,68	$F_{S,Rd}$