15

Estructuras tubulares

Instituto Técnico
de la Estructura
en Acero



ITEA

ÍNDICE DEL TOMO 15

ESTRUCTURAS TUBULARES

Lección 15.1: Aplicación de perfiles tubulares en estructuras de acero 1

1 INTRODUCCIÓN 4
2 PROPIEDADES MECÁNICAS Y GEOMÉTRICAS DE LOS PERFILES TUBULARES 5
2.1 Propiedades mecánicas 5
2.2 Propiedades geométricas 5
2.3 Carga de tracción 5
2.4 Carga de compresión 5
2.5 Torsión 8
2.6 Flexión 8
2.7 Fatiga (véase también la lección 14.5) 10
3 OTROS ASPECTOS DE LA APLICACIÓN DE PERFILES TUBULARES 11
3.1 Coeficiente aerodinámico 11
3.2 Protección frente a la corrosión 12
3.3 Utilización del hueco interno 13
3.3.1 Rellenado con hormigón 13
3.3.2 Protección frente al incendio mediante circulación de agua y rellenado de hormigón 13
3.3.3 Calefacción y ventilación 14
3.3.4 Otras posibilidades 14
3.3.5 Estética 14
4 FABRICACIÓN Y MONTAJE 15
4.1 Aspectos de la fabricación 15

4.2 Soldadura 15
4.3 Preparación de los extremos 17
4.4 Doblado 18
4.5 Atornillado 19
5 APLICACIONES 23
5.1 Pilares 23
5.2 Viga en celosía planas 24
5.3 Vigas de celosías multiplano 24
5.4 Estructuras espaciales 26
5.5 Estructuras mixtas 26
6 FILOSOFÍA DE DISEÑO 28
7 PROCEDIMIENTO DE DISEÑO DE UNA VIGA EN CELOSÍA DE PERFIL TUBULAR (CIRCULAR O RECTANGULAR) 30
8 RAZONES PARA UTILIZAR PERFILES TUBULARES 32
9 RESUMEN FINAL 34
10 BIBLIOGRAFÍA 34

Problema Resuelto 15.1: Uniones tubulares 35

1 RESUMEN 38
2 EJEMPLO DE CÁLCULO PARA UNA VIGA EN CELOSÍA DE PERFILES TUBULARES CIRCULARES 39
2.1 Planteamiento del cálculo (A) 39
2.2 Resistencia de las uniones en el cordón inferior 41
2.3 Resistencia de las uniones en el cordón superior 43
2.4 Resistencia de las uniones en el cordón superior 44
2.5 Resumen de las uniones en K 3-11 46
2.6 Ayuda gráfica para el cálculo 46
2.7 Planteamiento de cálculo (B) 47
3 VIGA EN CELOSÍA DE PERFILES TUBULARES RECTANGULARES 49
3.1 Efecto de la excentricidad 50
3.2 Evaluación de la resistencia de la Unión 2 51
4 BIBLIOGRAFÍA 55

Lección 15.2: Comportamiento y diseño de uniones soldadas entre perfiles tubulares bajo cargas predominantes estáticas 57

1 INTRODUCCIÓN 60
2 CRITERIOS Y MODOS DE COLAPSO 61
3 MODELOS ANALÍTICOS 63
3.1 Modelo de anillo (figura 3a) 63
3.2 Modelo de corte por punzonamiento (arrancamiento) 64
3.3 Modelo de cortante 65
4 VALIDEZ DE LOS ENSAYOS 66
5 FÓRMULAS DE RESISTENCIA PARA UNIONES CARGADAS AXIALMENTE 67
6 OTROS TIPOS DE UNIONES U OTRAS CONDICIONES DE CARGA 69
6.1 Tipos especiales de uniones de perfiles tubulares circulares soldados 69
6.2 Chapa o perfil I conectado a cordones de perfil tubular circular 69
6.3 Uniones de perfiles tubulares circulares cargadas por momentos flectores 69
6.4 Uniones de perfiles tubulares circulares multiplano (uniones KK y TT) 69
7 DIAGRAMAS DE CÁLCULO 75
8 PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO PARA UNIONES DE VIGAS EN CELOSÍA 77
9 RESUMEN FINAL 78
10 BIBLIOGRAFÍA 78

Lección 15.3: Comportamiento y diseño de uniones soldadas entre perfiles tubulares rectangulares bajo cargas predominantemente estáticas 79

1 CRITERIOS Y MODOS DE COLAPSO 83
2 MODELOS ANALÍTICOS 85
2.1 Modelo de las líneas de fluencia 85
2.2 Modelo del corte por punzonamiento (arrancamiento) 86
2.3 Modelo del ancho eficaz de la barra de relleno 87

2.4 Modelo de colapso por cortante del cordón 88
2.5 Modelo de resistencia de la pared del cordón o modelo de pandeo local 89
3 VALIDEZ DE LOS ENSAYOS 90
4 FÓRMULAS DE RESISTENCIA DE UNIONES PARA UNIONES CARGADAS AXIALMENTE 92
5 OTROS TIPOS DE UNIONES U OTRAS CONDICIONES DE CARGA 98
5.1 Uniones entre barras de relleno de perfil tubular circular y cordón de perfil tubular rectangular 98
5.2 Chapa o perfil I conectado a cordón de perfil tubular rectangular .. 98
5.3 Uniones entre perfiles tubulares rectangulares cargadas por momentos flectores 98
5.4 Uniones de perfiles tubulares rectangulares multiplano (uniones en KK y TT) 98
6 DIAGRAMAS DE CÁLCULO 102
7 PROCEDIMIENTO DE DISEÑO PARA UNIONES EN VIGAS EN CELOSÍA 104
8 RESUMEN FINAL 105
9 BIBLIOGRAFÍA 105

ESDEP TOMO 15
ESTRUCTURAS TUBULARES

Lección 15.1: Aplicación de Perfiles Tubulares en Estructuras de Acero

OBJETIVOS/CONTENIDO

Obtener una visión sobre la aplicación estructural de los perfiles de sección tubular. Describir dónde y cómo utilizarlos.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 1.2:	Fabricación y Productos de Acero.
Lección 3.3:	Propiedades de los Aceros en la Ingeniería.
Lecciones 4.1:	Fabricación General de Estructuras de Acero.
Lección 13.1.2:	Introducción al Diseño de Uniones.

LECCIONES AFINES

Lecciones 14.4:	Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas
Lección 15.2:	Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares bajo Carga Predominantemente Estática.
Lección 15.3:	Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares Rectangulares bajo Carga Predominantemente Estática.

RESUMEN

Los perfiles tubulares, tanto de sección circular como rectangular, tienen excelentes propiedades para soportar cargas estáticas, no solamente con respecto al pandeo, flexión biaxial y torsión, sino también en aspectos relacionados con el diseño global de elementos. Pueden ofrecer ventajas económicas en comparación con otros perfiles. En un buen diseño de estructuras mediante la utilización de perfiles tubulares se aprovechan sus propiedades específicas desde el comienzo.

NOTACIÓN

Se ha adoptado la notación del Eurocódigo 3, Anexo K [1].

1. INTRODUCCIÓN

El hombre ha aprendido a aplicar los perfiles tubulares como elementos estructurales imitando a la naturaleza. Muchos ejemplos en ella muestran, no solamente la utilización de un cilindro hueco para transportar un fluido, sino también las excelentes propiedades del perfil tubular con respecto a los esfuerzos de compresión, torsión y flexión en todas las direcciones. Estas ventajas fueron comprendidas rápidamente por nuestros antepasados, cuando convirtieron la rama del bambú en un componente ligero de construcción, así como también en una tubería para el suministro del agua potable o bien para el riego.

Los primeros métodos para la fabricación de tuberías o secciones circulares huecas fueron desarrollados en el siglo diecinueve durante el desarrollo de la fabricación del acero y de las secciones abiertas clásicas laminadas en caliente, tales como los perfiles en I, en L y en U. La producción industrial de perfiles de sección hueca rectangular no comenzó, no obstante, hasta 1952 (por Stewarts & Lloyds en el Reino Unido).

Los tubos con forma circular se fabrican a partir bien sea de un bloque sólido de acero para los tubos sin soldadura, o a partir de una pletina plana para los tubos soldados. No existe diferencia fundamental alguna entre el proceso de fabricación de un tubo de sección circular que tenga por objeto su utilización como tubería de conducción, del que tenga como finalidad un uso estructural.

Los denominados tubos de sección cuadrada, rectangular, hexagonal u octogonal, se obtienen a partir de la deformación, tanto en caliente como en frío, de un tubo circular como pieza a conformar. El tubo a conformar se hace pasar a través de unos cilindros de conformación que trabajan en serie y solamente en un sentido. Este proceso proporciona al tubo redondo origen, normalmente tras pasar a través de varios conjuntos de cilindros, la forma requerida, que habitualmente es cuadrada o rectangular.

La selección de un perfil en particular en una estructura de acero está controlada por muchos factores que incluyen aspectos como: comparación de las ventajas y las desventajas con respecto a las propiedades mecánicas, costes unitarios del material y costes de fabricación, montaje y mantenimiento. La experiencia de los arquitectos proyectistas y fabricantes interviene también en esta selección. En consecuencia, es muy importante que aquellos que estén relacionados con este campo comprendan el comportamiento de los perfiles tubulares y sus uniones.

2. PROPIEDADES MECÁNICAS Y GEOMÉTRICAS DE LOS PERFILES TUBULARES

Los perfiles tubulares de acero compiten, no solamente con el hormigón, sino que también pueden sustituir a otros perfiles de acero, debido a su superioridad con respecto a la resistencia y a la estabilidad. Las propiedades mecánicas y geométricas de los perfiles tubulares influyen en como puede conseguirse ahorro de material bajo cargas.

2.1. Propiedades Mecánicas

Los tipos de acero en que se suministran los perfiles tubulares estructurales, de acuerdo con el Eurocódigo 3 [1] se encuentran indicados en la tabla 1.

En los perfiles conformados en frío, el incremento en el límite de fluencia se podrá tener en cuenta. La tabla 2 muestra las recomendaciones y fórmulas para la aplicación de este incremento.

Para permitir la soldadura en la zona de las esquinas de las secciones de perfil hueco rectangular conformado en frío, deberán cumplirse los requisitos expuestos en la tabla 3.

2.2 Propiedades Geométricas

La selección de los perfiles tubulares depende de sus propiedades geométricas, y por tanto de la resistencia del perfil para cada caso de carga en particular. Las tolerancias de producción son, en general, inferiores a las correspondientes en las secciones abiertas.

2.3 Carga de Tracción

La resistencia de cálculo de una barra bajo una carga de tracción depende del área de la sección transversal y del límite de fluencia de cálculo, y es independiente de la forma de la sección. En principio, no existe ni ventaja ni desventaja en la utilización de perfiles tubulares desde el punto de vista de la cantidad de material necesario.

2.4 Carga de Compresión

Para las barras cargadas axialmente a compresión, la carga crítica de pandeo depende de la esbeltez λ y de la forma de la sección.

La esbeltez λ depende de la longitud de pandeo l_b y del radio de giro (i).

$$\lambda = \frac{l_b}{i}$$

Tipos de acero	Límite de fluencia f_y (N/mm^2)	Resistencia última a tracción f_u (N/mm^2)	Porcentaje mínimo de alargamiento para una longitud de $L_o = 5{,}65 \cdot \sqrt{A_o}$	
			Longitudinal	Transversal
S 235	235	340-470	26	24
S 275	275	410-560	22	20
S 355	355	490-630	22	20
S 460*	460	550-720	17	15

* de EN 10210, Parte 1 [11]

Tabla 1 Tipos de acero para aceros estructurales

El radio de giro de las secciones huecas (relativo a la masa del perfil) es generalmente mucho mayor que el correspondiente al eje débil de los perfiles abiertos. Para longitud y carga dadas, esta diferencia da lugar a una menor esbeltez para los perfiles tubulares, y por tanto a un menor peso al compararlos con los perfiles abiertos.

El comportamiento de un perfil ante el pandeo está influido por las excentricidades iniciales de las cargas, la rectitud, las tolerancias geométricas, las tensiones residuales, la no homogeneidad del acero y por la relación tensión-deformación.

Basadas en una investigación exhaustiva efectuada por la Convención Europea para la Construcción Metálica, se han establecido las "Curvas Europeas de Pandeo"(figura 1) para los distintos perfiles de acero, en los cua-

Límite elástico medio:

El límite elástico medio f_{ya} puede determinarse a partir de ensayo de perfiles a tamaño completo o como sigue:

$f_{ya} = f_{yb} + (k \times n \times t^2/A) \times (f_u - f_{yb})$

donde

f_{yb}, f_u	es el límite elástico especificado y la resistencia última a la tracción del material básico (N/mm2).
t	es el espesor del material (mm).
A	es el área bruta transversal de perfil (mm^2).
k	es un coeficiente que depende del tipo de conformado (k = 7 para el laminado en frío).
n	es el número de doblado a 90° en la sección con un radio interno < 5t (las fracciones de doblados de 90°, deben contarse como fracciones de n)
f_{ya}	no debe exceder f_u o 1,2 f_{yb}.

El incremento en el límite elástico causado por el conformado en frío no debe utilizarse para elementos que estén recogidos * o sometidos a calentamiento durante largo tiempo, con una alta aportación de calor después de la conformación, lo que puede dar lugar a pérdidas de resistencia.

Material básico:

El material básico son las bandas laminadas en caliente, con las que se fabrican los perfiles mediante conformación en frío.

* El recocido de atenuación de tensiones internas a más de 580° o durante más de una hora puede conducir al deterioro de las propiedades mecánicas.

Tabla 2 Incremento del límite elástico causado por la deformación en frío de los perfiles tubulares.

Tipos de acero	Espesor de la pared t (mm)	mínimo $\frac{r}{t}$
S 235	$12 < t \leq 16$	3,0
S 275	$8 < t \leq 12$	2,0
S 355	$6 < t \leq 12$	1,5
	$t \leq 6$	1,0

Tabla 3 Radios mínimos de esquinas en sección hueca rectangular

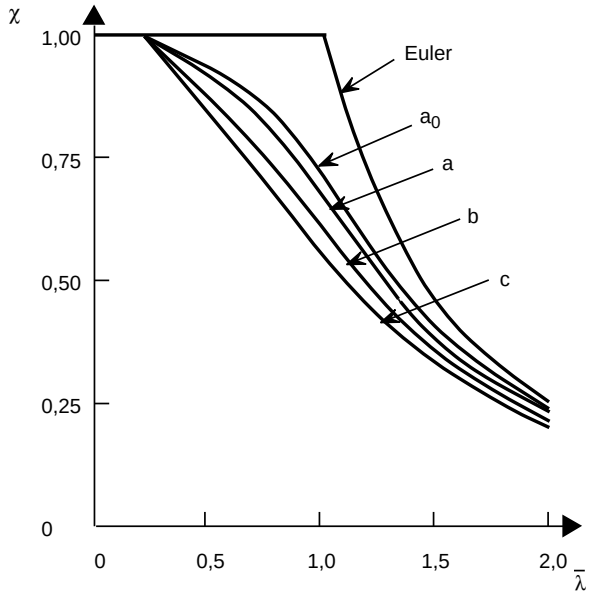


Figura 1 Curva europeas de pandeo

les se incluyen los perfiles tubulares. Estas curvas se encuentran incorporadas al Eurocódigo 3 [1].

El coeficiente de reducción χ mostrado en la figura 1 es la relación entre la resistencia N_b, R_d de cálculo a pandeo con respecto a la resistencia plástica axial N_{pl},R_d (para secciones de clase 1, 2 y 3):

$$\chi = \frac{N_{b,Rd}}{N_{pl,Rd}} = \frac{f_{b,Rd}}{f_{yd}}$$

donde

$f_{b,Rd} = \frac{N_{b,Rd}}{A}$ (la tensión de pandeo de cálculo)

$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_M}$ (el límite elástico de cálculo)

γ_M es el coeficiente parcial de seguridad

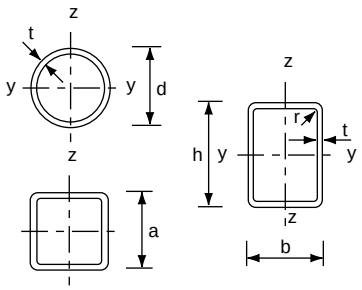
A es el área de la sección transversal

La esbeltez adimensional $\bar{\lambda}$ está determinada por $\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_E}$

donde $\lambda_E = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}}$ (Esbeltez de Euler).

Las curvas de pandeo para los perfiles tubulares están clasificadas de acuerdo con la tabla 4.

La mayoría de las secciones abiertas corresponden a las curvas “b” y “c”. Consecuentemente, en caso de pandeo, la utilización de perfiles tubulares conformados en caliente proporciona generalmente un ahorro considerable en peso.

Sección transversal	Proceso de fabricación	Curvas de pandeo
	Conformación en caliente	a
	Conformación en frío (f_{yb} * utilizado)	b
	Conformación en frío (f_{ya} ** utilizado)	c

* f_{yb} = Límite elástico del material base sin conformar en frío.

** f_{ya} = Límite elástico del material después de la conformación en frío.

Tabla 4 Curvas europeas de pandeo de acuerdo con los procesos de fabricación

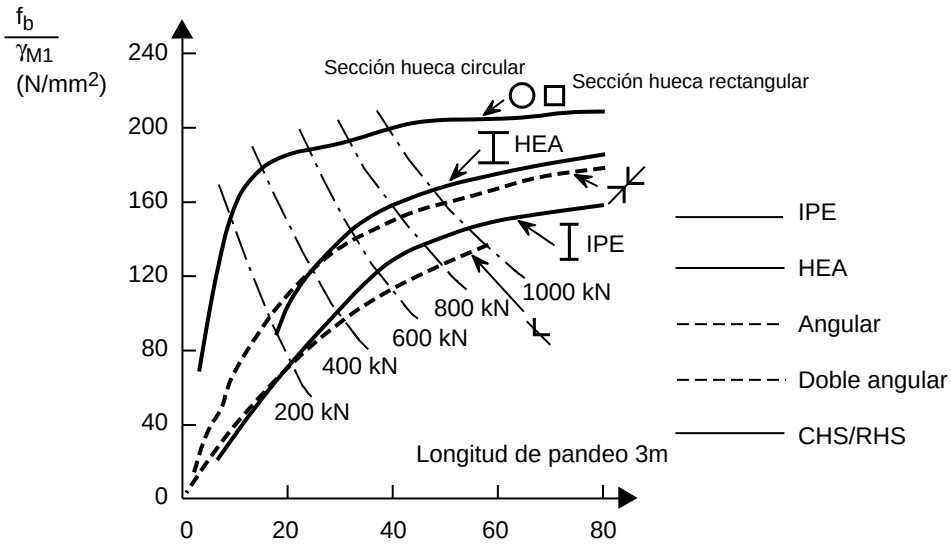


Figura 2 Comparación de los pesos de perfiles cerrados y abiertos sometidos a compresión en relación con la carga

En la figura 2 se compara el peso requerido por los perfiles de sección abierta y los perfiles tubulares para una carga de compresión centrada dada.

El comportamiento frente al pandeo global de los perfiles tubulares mejora al aumentar el diámetro o la relación entre la anchura y el espesor de la pared. No obstante, esta mejora está limitada por el pandeo local. Para impedir el pandeo local, se proporcionan los límites d/t, o bien b/t en el Eurocódigo 3 para el cálculo plástico, así como también para el elástico (tabla 7).

En el caso de secciones de pequeño espesor (clase 4), se debe considerar la interacción entre el pandeo global y el pandeo local.

Además de las ventajas frente al pandeo debidas al alto radio de giro y al uso de curvas de pandeo de cálculo menos penalizadoras, los perfiles tubulares pueden ofrecer otras ventajas en las vigas en celosía. Debido a su rigidez torsional y a la rigidez a la flexión de las barras, en combinación con cierta rigidez en la unión, la longitud de pandeo de las barras comprimidas puede ser reducida. El Eurocódigo 3 [1] recomienda las longitudes de pandeo eficaz, para perfiles tubulares en vigas en celosía, que se muestran en la tabla 5.

Los cordones comprimidos inferiores no restringidos lateralmente de las vigas de celosía tienen longitudes de pandeo reducidas, debido a la mejora de la rigidez torsional y de la rigidez a la flexión de las correas y de las uniones correa-viga en las celosías con barras de perfil tubular. Estos factores hacen que la utilización de perfiles tubulares en celosías sea incluso más favorable.

2.5 Torsión

Las secciones cerradas huecas, especialmente las circulares, tienen la sección transversal más eficaz para resistir los momentos torsores, porque el material está uniformemente distribuido alrededor del eje polar. Una comparación entre las secciones abiertas y tubulares con peso por metro lineal casi idéntico se refleja en la tabla 6, en la que se comprueba que el módulo de torsión de los perfiles de sección tubular es de 200 a 300 veces mayor que el de los perfiles de sección abierta.

2.6 Flexión

En general, las secciones IPE y IPN son más económicas bajo flexión (Imax es mayor que la de perfiles tubulares). Sólo en aquellos casos en los que la tensión de cálculo en los perfiles abiertos venga gobernado por el pandeo lateral, los perfiles tubulares podrán ofrecer ventajas. Se puede demostrar mediante cálculos que para los perfiles tubulares circulares y para los rectangulares con b/h >0,25, que son los normalmente utilizados, la inestabilidad lateral no es crítica.

Se puede obtener una gran economía en el cálculo de los perfiles tubulares en elementos sometidos a flexión utilizando el cálculo plástico.

d_0 diámetro exterior de una barra de cordón circular. d_1 diámetro exterior de una barra de arriostramiento circular. b_0 ancho exterior de una barra de cordón cuadrado. b_1 ancho exterior de una barra de arriostramiento cuadrado.	$\beta = \frac{d1}{d_0}$ o $\frac{d1}{b_0}$ o $\frac{b1}{b_0}$ =
para todo β: $l_b / l \leq 0,75$	
Cuando $b < 0,6$, por lo general $0,5 \leq l_b / l \leq 0,75$ se calcula con:	
Cordón CHS Barra de relleno CHS } $l_b/l = 2,20 \left(\frac{d_1^2}{l \cdot d_0} \right)^{0,25}$	
Cordón SHS Barra de relleno CHS } $l_b/l = 2,35 \left(\frac{d_1^2}{l \cdot d_0} \right)^{0,25}$	
Cordón SHS Barra de relleno SHS } $l_b/l = 2,30 \left(\frac{d_1^2}{l \cdot d_0} \right)^{0,25}$	

CHS = Perfil tubular circular.
SHS = Perfil tubular cuadrado.

Tabla 5 Longitud de pandeo de una barra de arriostramiento en una viga de celosía

Para poder usar la totalidad de la sección en un cálculo plástico, los valores límites de las relaciones d/t ó b/t son los proporcionados en el Eurocódigo 3 (véase la tabla 7).

Perfil	Peso, kg/m	Módulo de torsión I_t (cm^4)
HEB 120	26,7	14,9
IPE 220	26,2	9,1
UPN 200	25,3	12,6
120 · 7	24,7	1010,0
ϕ 175 · 6	25,0	2280,0

Tabla 6 Resistencia torsional de varias secciones

Perfil	○ Compresión o flexión	□ Flexión	□ Compresión
Secciones de Clasel (cálculo plástico-plástico)	$\frac{d}{t} \le 50 \cdot \varepsilon^2$	$\frac{b_1}{t_1} \le 33 \cdot \varepsilon$	$\frac{b_1}{t_1} \le 42 \cdot \varepsilon$
Secciones de Clase 2 (cálculo elástico-plástico)	$\frac{d}{t} \le 70 \cdot \varepsilon^2$	$\frac{b_1}{t_1} \le 38 \cdot \varepsilon$	$\frac{b_1}{t_1} \le 42 \cdot \varepsilon$
Secciones de Clase 3 (cálculo elástico-elástico)	$\frac{d}{t} \le 90 \cdot \varepsilon^2$	$\frac{b_1}{t_1} \le 42 \cdot \varepsilon$	$\frac{b_1}{t_1} \le 42 \cdot \varepsilon$
Secciones de Clase 4 (cálculo elástico-elástico)	Verificación de pandeo local para perfiles con d/t mayor o relaciones b/t mayores		
$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$			

Tabla 7 Relación anchura-espesor para seleccionar tipo de cálculo en perfiles

2.7 Fatiga (véase también la lección 14.5)

El comportamiento frente a la fatiga de las uniones de perfiles tubulares está notablemente influida por el factor geométrico de concentración de tensión o de deformación unitaria (SCF o SNCF).

Una estructura compuesta por perfiles tubulares deberá estar diseñada y detallada de forma que dicho coeficiente sea bajo. Así, es posible diseñar económicamente uniones de perfiles tubulares, incluso bajo condiciones de fatiga, particularmente cuando a ello se unen bajos coeficientes aerodinámicos frente al viento y fluidos, un peso reducido y fácil protección frente a la corrosión.

3. OTROS ASPECTOS DE LA APLICACIÓN DE PERFILES TUBULARES

3.1 Coeficiente Aerodinámico

Las secciones de perfil tubular presentan importantes ventajas al utilizarlas en estructuras de edificios expuestos a las corrientes de fluidos, es decir, aire o agua.

Sus coeficientes aerodinámicos son mucho menores que los de las secciones ordinarias con bordes afilados (véase la figura 3). Los coeficientes aerodinámicos para la carga de viento en secciones huecas circulares y rectangulares se han determinado en los últimos veinte años mediante series de ensayos, [2].

Basándose en estos ensayos, se pueden deducir las siguientes conclusiones:

1. Para todos los perfiles de bordes afilados, abiertos o cerrados (r/d < 0,025 ver figura 4), el coeficiente aerodinámico C_w es independiente del número de Reynold

$$Re = \frac{V \cdot d}{\nu}$$

donde

V es la velocidad del viento;

d es la anchura de la sección transversal;

ν es la viscosidad cinemática.

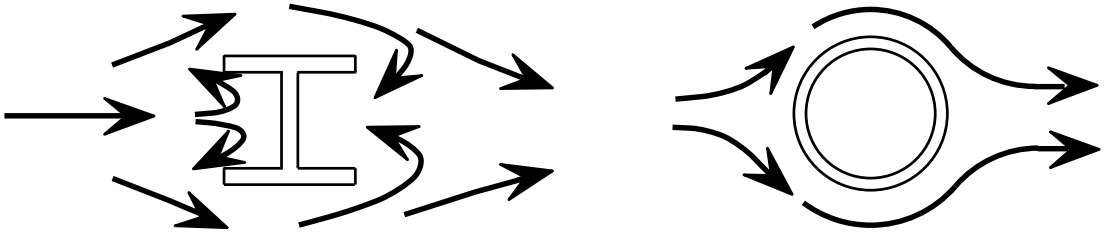


Figura 3 Comparación de las líneas de flujo de aire alrededor de perfiles abiertos y tubos circulares

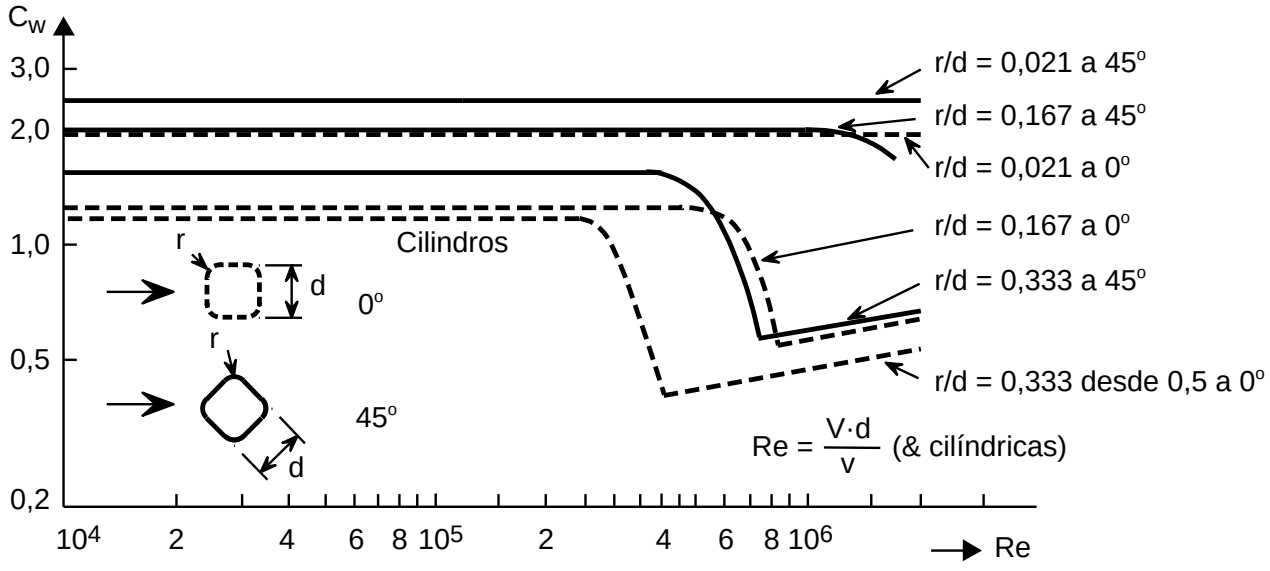


Figura 4 Curvas de coeficiente aerodinámico para barras simples de sección cuadrada (de superficie suave) con diferentes radios en las esquinas en función del número de Reynold

Los valores son más altos que los de los perfiles tubulares con esquinas redondeadas.

2. El coeficiente aerodinámico C_w para perfiles tubulares rectangulares con esquinas redondeadas, y, especialmente, para los perfiles tubulares circulares, es totalmente dependiente de Re. Para Re menor que un cierto valor (sub-crítico), C_w permanece constante y es muy grande. Después de exceder de este valor de Re, C_w cae de forma abrupta. Con el incremento de Re, C_w se eleva lentamente, aunque nunca llega al valor inicial (véase la figura 4).

Adicionalmente, C_w está controlado por el radio r de la esquina, por la rugosidad superficial k y por el ángulo de la dirección del viento α [2]. El valor de r/d para un cilindro circular es igual a 0,5.

La tabla 8 muestra los coeficientes aerodinámicos de los perfiles I y de los perfiles tubulares circulares y rectangulares para cálculos sencillos.

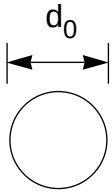
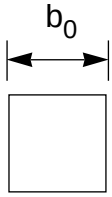
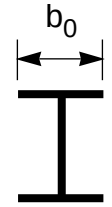
Perfil	Coeficiente aerodinámico
	0,5 – 1,2
	0,6 – 2,0
	2,0

Tabla 8 Coeficientes aerodinámicos para perfiles en I y tubulares

3.2 Protección frente a la Corrosión

Las estructuras realizadas por perfiles tubulares presentan ventajas respecto a la protección frente a la corrosión. Los perfiles tubulares tienen esquinas redondeadas (figura 5) lo que da lugar a una mejor protección que en las secciones abiertas con esquinas agudas. Esto es especialmente cierto en las uniones de los perfiles tubulares circulares, donde se efectúan transiciones suaves desde una sección a las otras. Esta mejor protección incrementa la durabilidad de los revestimientos contra la corrosión.

Las estructuras basadas en perfiles tubulares tienen entre el 20 al 50% menos superficie a proteger que las estructuras comparables hechas mediante el uso de secciones abiertas. Se han desarrollado muchas investigaciones para valorar la probabilidad de la corrosión interna. Estas investigaciones, realizadas en varios países, muestran que la corrosión interna no tiene lugar en los perfiles tubulares sellados.

Incluso en los perfiles tubulares que no estén perfectamente sellados, la corrosión interna está limitada. Si pudiera producirse condensación dentro de un perfil tubular sellado de forma imperfecta, se pueden realizar agujeros de drenaje en puntos tales que el agua no pueda entrar por gravedad.

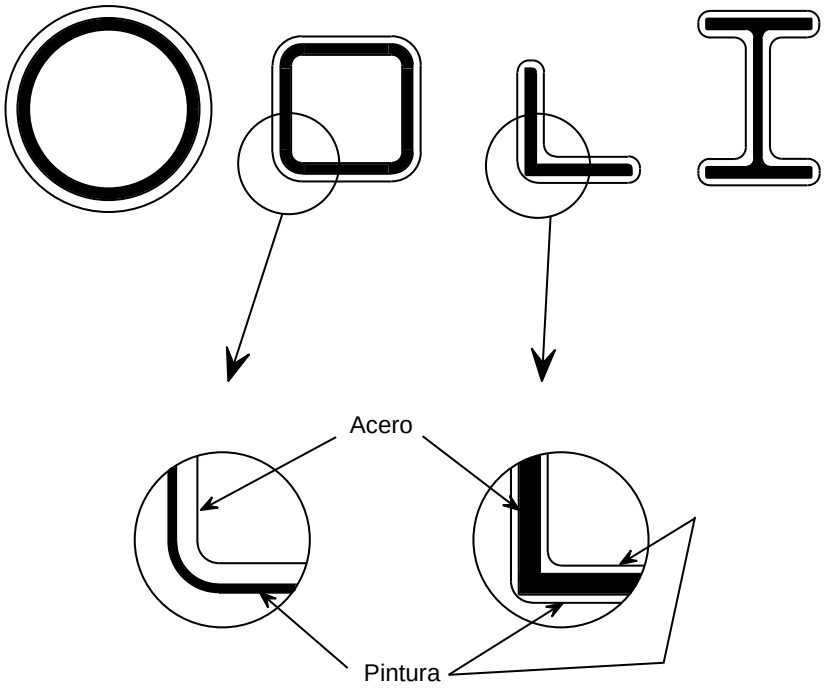


Figura 5 Espesor uniforme de pintura en perfiles tubulares debido a la ausencia de aristas agudas

3.3 Utilización del Hueco Interno

El hueco interno en los perfiles tubulares se puede aprovechar de muchas formas, por ejemplo, para incrementar la capacidad portante mediante el rellenado con hormigón, o para proporcionar protección frente al incendio. Además de ello, algunas veces se incorporan los sistemas de calefacción o ventilación en el interior de los pilares de perfil tubular. Los posibles usos del espacio interno se describen brevemente a continuación.

3.3.1 Rellenado con Hormigón

Si los espesores de paredes comúnmente disponibles no son suficientes para satisfacer la capacidad de carga exigida, el perfil tubular se puede rellenar con hormigón. Por ejemplo, esto puede ser preferible en edificios en los que los pilares tengan idénticas dimensiones externas en cada piso. En la planta superior, se pueden seleccionar los espesores de pared más pequeños, incrementándolos según se incrementa la carga en los pisos inferiores. Si el perfil tubular con el mayor espesor de pared disponible no es suficiente para la planta inferior se le puede rellenar con hormigón, para incrementar la capacidad de carga. Un importante motivo para utilizar los perfiles tubulares rellenos con hormigón es que los pilares pueden ser relativamente esbeltos. Las reglas para el diseño están expuestas en el Eurocódigo 4 [3].

3.3.2 Protección frente al incendio mediante circulación de agua y rellenado de hormigón

Uno de los modernos métodos de protección frente al incendio de los edificios, es el uso de pilares de perfil tubular rellenos de agua. Los pilares están interconectados con un depósito para almacenamiento de agua. Cuando se produce un incendio, el agua circula mediante convección, manteniendo la temperatura del acero por debajo del valor crítico de 450°C. Este sistema tiene ventajas de tipo económico cuando se aplica a edificios con más de 8 plantas. Si el flujo de agua es adecuado, el tiempo de resistencia al incendio es virtualmente ilimitado.

Con el fin de impedir la congelación, se añade al agua carbonato de potasio (K_2CO_3). El nitrato de potasio se utiliza como un inhibidor de la corrosión.

El rellenado de hormigón de los perfiles tubulares contribuye no solamente al incremento de la capacidad de carga, sino que mejora también la duración de la resistencia frente al incendio. Los extensos ensayos llevados a cabo por CIDECT y ECSC han demostrado que los pilares de perfil tubular rellenados con hormigón armado, sin ninguna protección externa frente al incendio, tal como yeso, amianto y paneles de Vermiculita, o pintura intumescente, pueden

soportar una presencia activa del incendio de incluso 2 horas, dependiendo de la relación entre las secciones transversales del acero y hormigón, del porcentaje de armado del hormigón y de la carga aplicada. Hay disponibles diagramas de cálculo asociados a estos ensayos. La figura 6 muestra un ejemplo de estos diagramas.

3.3.3 Calefacción y Ventilación

Los huecos internos de los perfiles tubulares algunas veces se emplean para la circulación de aire y de agua para calefacción y ventilación de los edificios. Hay muchos ejemplos en oficinas y en escuelas que muestran la excelente combinación de la función resistente de los pilares de sección hueca, con la integración del sistema de calefacción y ventilación. Este sistema ofrece una optimización máxima en la superficie útil del piso, con la eliminación de los intercambiadores de calor, un suministro de calor uniforme combinado con la protección frente al incendio.

3.3.4 Otras Posibilidades

Algunas veces los cordones a base de perfiles tubulares en puentes de vigas en celosía se utilizan para transportar fluidos (puente de tuberías). El espacio interno se puede utilizar también para pretensar los perfiles tubulares. Algunas veces, en edificios, el agua de lluvia cae por tuberías colocadas en el interior de pilares de sección hueca, o bien, en otros casos, éstos albergan el cableado eléctrico.

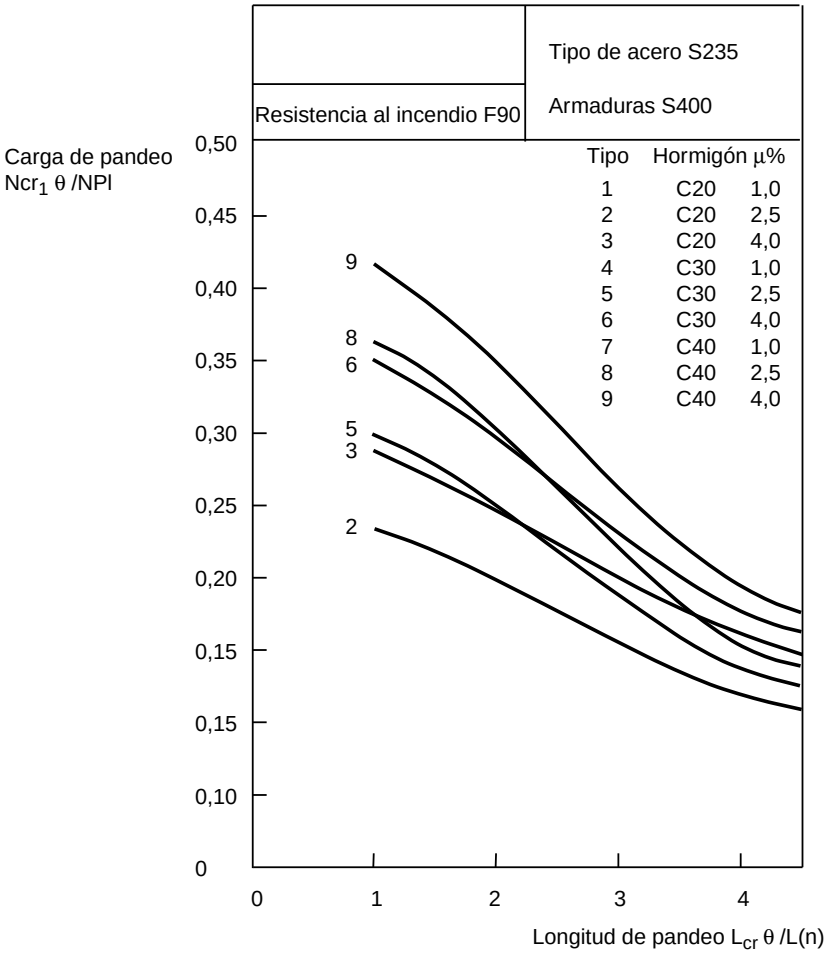


Figura 6 Diagrama de carga axial para columnas rellenas de hormigón de sección transversal cuadrada de 200x200x6,3 mm

3.3.5 Estética

Un uso racional de los perfiles tubulares conduce en general a estructuras que son más limpias y más espaciosas. Los perfiles tubulares pueden proporcionar pilares estéticamente más esbeltos, con propiedades de sección variables, aunque con dimensiones externas uniformes. Debido a su rigidez torsional, los perfiles tubulares tienen ventajas específicas en estructuras plegadas, vigas del tipo en V, etc.

La construcción de estructuras en celosía, que están compuestas a menudo de perfiles tubulares conectados directamente entre sí, sin ningún rigidizador, placa o cartela de unión, es a menudo la forma preferida por los arquitectos para estructuras con elementos visibles de acero. No obstante, es difícil cuantificar las características estéticas en comparaciones de tipo económico. Algunas veces se emplean perfiles tubulares por el aspecto estético, mientras que otras veces la apariencia es menos importante.

4. FABRICACIÓN Y MONTAJE

4.1 Aspectos de la Fabricación

Tras la Segunda Guerra Mundial, las estructuras tubulares remachadas tenían muchas uniones con cartelas de unión. En los últimos treinta años, la relación entre el coste de la mano de obra respecto a los costos de los materiales se ha incrementado rápidamente en los países industrializados. Por esta razón, hay que prestar más atención en el diseño y detalle de uniones sencillas.

En la medida de lo posible, las uniones deberán ser diseñadas sin rigidizadores y sin cartelas. No obstante, esto significa que el proyectista deberá tener en cuenta cual es la resistencia de las uniones sin reforzar en la etapa preliminar del diseño.

4.2 Soldadura

La soldadura es la técnica de unión más importante usada en las estructuras de perfiles tubulares.

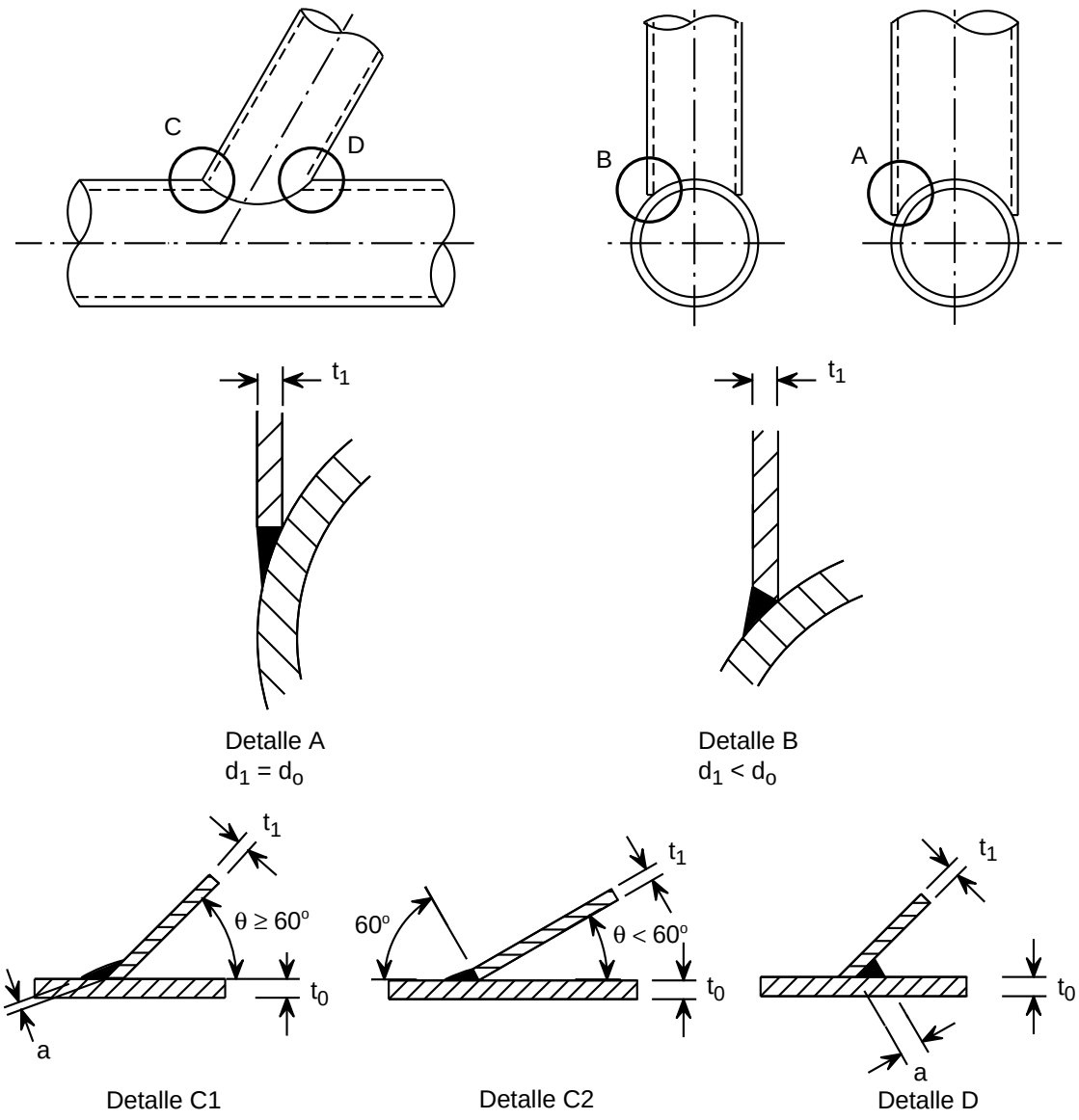


Figura 7 Detalles de soldadura en un nudo de perfiles tubulares circulares

En general, los procedimientos de soldadura se pueden ser utilizar de la misma forma que para los perfiles abiertos de acero. Los perfiles tubulares circulares se pueden unir mediante soldaduras en ángulo, si la relación entre los diámetros de las secciones a unir no excede de 0,33, y si la separación a soldar no es mayor de 3 mm. Para relaciones mayores, la soldadura puede cambiar uniformemente, a lo largo de la curva de unión, desde soldadura en ángulo hasta soldadura a tope, o se puede emplear soldadura a tope en el perímetro completo (véase la figura 7).

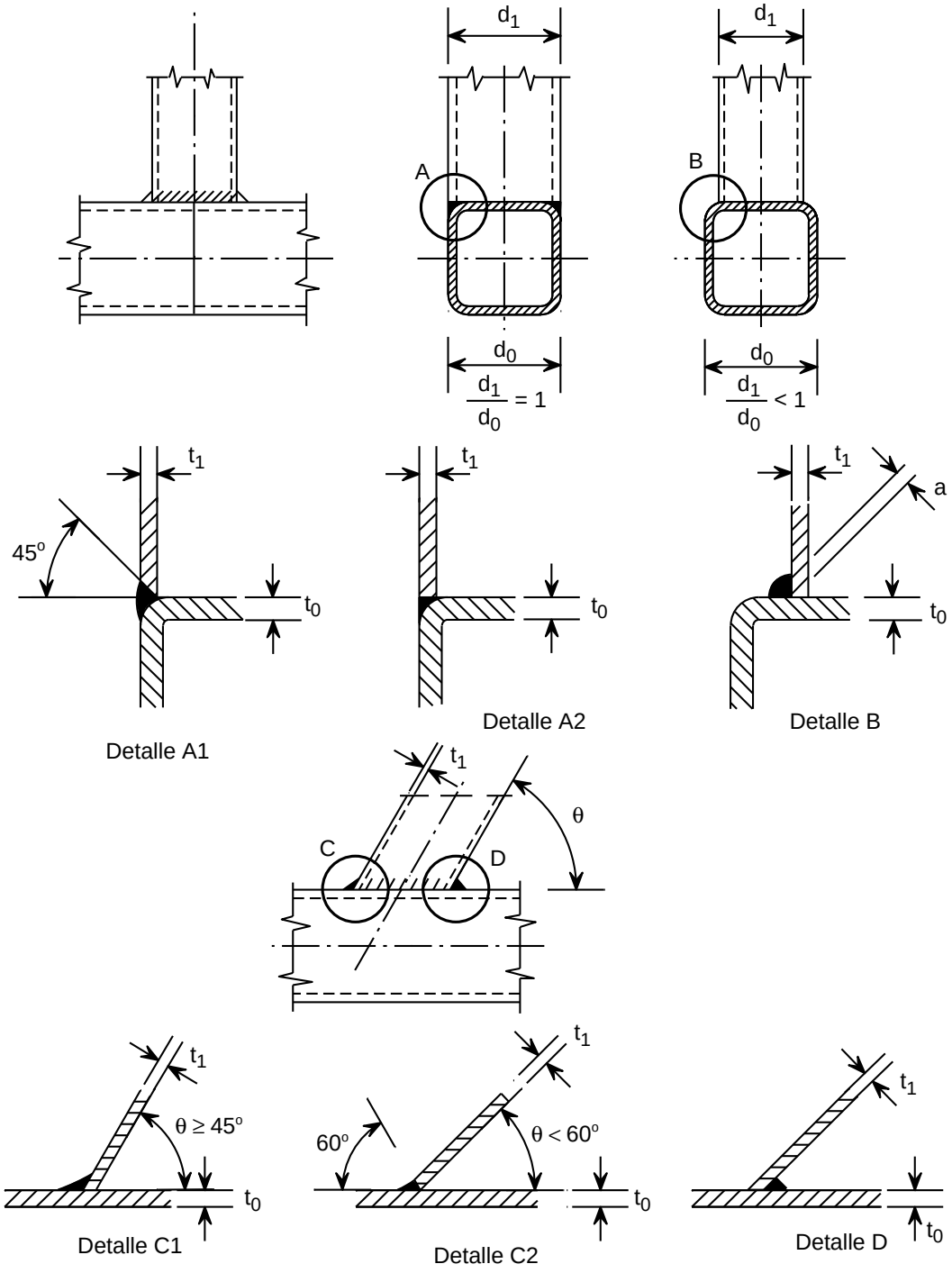


Figura 8 Detalles de soldadura en un nudo de perfiles tubulares rectangulares

Los perfiles tubulares rectangulares se unen generalmente con soldaduras en ángulo. En el caso de anchuras iguales o casi iguales, las paredes laterales deberán ser preparadas para soldar a tope. Cuando el ángulo de unión sea menor de 60°, la preparación de borde es necesaria para obtener un buen empalme (véase la figura 8).

Para tener suficiente capacidad de deformación, las soldaduras se deberán calcular tomando como base la resistencia de la barra, lo que conlleva, en general, un espesor de la garganta aproximadamente igual al espesor de la barra empalmada.

De acuerdo con el Eurocódigo 3, Anexo K [1], el espesor de garganta (a) de un cordón de soldadura normalmente debe satisfacer las condiciones siguientes (los valores inferiores suelen ser objeto de discusión):

Para S 235, $a \geq 0{,}92\ t_1$

Para S 275, $a \geq 0{,}96\ t_1$

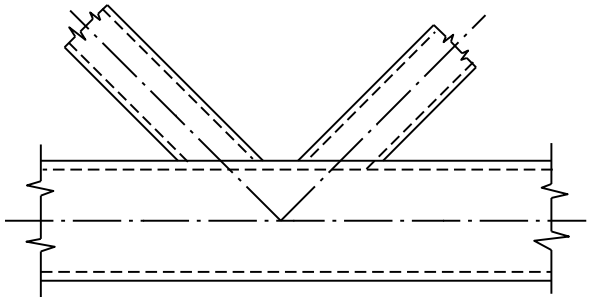
Para S 355, $a \geq 1{,}11\ t_1$

4.3 Preparación de los Extremos

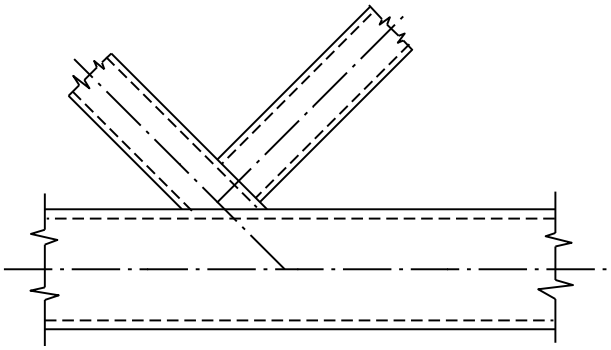
La preparación de los extremos de las barras deberá ser lo más simple posible. Por ejemplo, una unión con separación (espaciamiento) entre las barras o una con solape del 100% es preferible a una unión con elementos parcialmente solapados (figura 9).

En los dos primeros casos sólo se necesita un corte para cada extremo. Para las uniones con solape parcial, hay que darles un corte doble o en inglete. En la medida de lo posible, se deberán utilizar perfiles tubulares cuadrados o rectangulares; de esta forma se pueden conforma los extremos de forma similar a las secciones abiertas (corte plano).

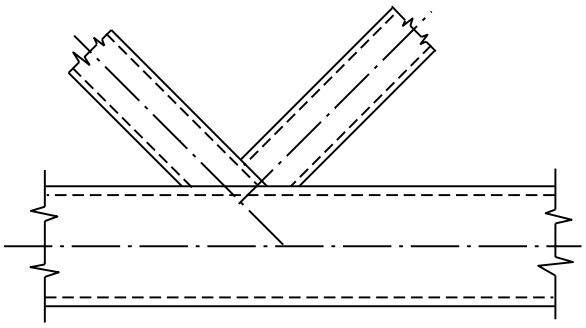
Pueden seleccionarse los perfiles tubulares circulares, cuando sean especialmente decisivos los criterios de flujo aerodinámico o de flujo de un fluido en el proyecto. Los extremos de tales perfiles se tienen que conformar “en forma de silla de montar” para poder hacer las uniones apropiadas. La conformación del extremo se puede realizar mediante ranurado, limado, corte doble del extremo, corte manual con soplete o corte automático con soplete. Cada uno de estos métodos tiene sus ventajas y desventajas. El método seleccionado depende del equipo disponible por el fabricante, del tipo de estructura y de las especificaciones.



Unión con espaciamiento



Unión con 100% de solape



Solape parcial

Figura 9 Uniones con espaciamiento y solape

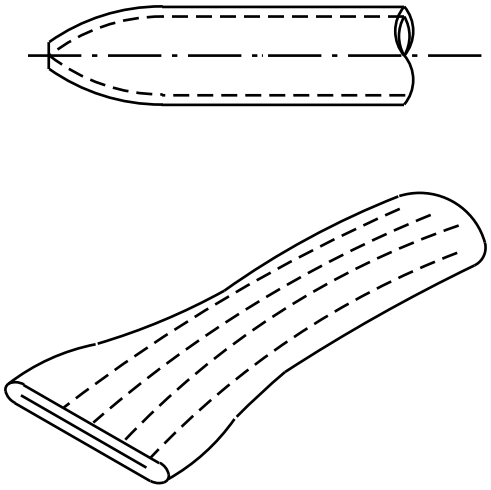


Figura 10 Extremo aplastado y cortado

Para dimensiones pequeñas, el extremo se puede preparar, en muchos casos, con varios cortes planos, por ejemplo con tres cortes. Este es un método sencillo y económico. Para secciones grandes, es preferible una máquina de corte automática con soplete.

Para evitar el perfilado de las uniones, los extremos pueden ser aplastados o aplanados. El aplastado del extremo se puede conseguir en un cortador de guillotina o, para secciones pequeñas, con un ranurador equipado con herramientas de cizalla. Este aplastado genera un contacto lineal en los extremos (figura 10). Es posible también el aplastado parcial de los extremos de forma tal que la distancia entre el cordón y la riostra (barra de relleno) sea menor de, aproximadamente, 3 mm., distancia que puede ser puenteada mediante soldadura.

El aplastado completo (figura 11) se puede utilizar para uniones atornilladas. Las investigaciones experimentales demuestran que los perfiles tubulares acabados en caliente (hasta 114 mm) se pueden aplastar en frío. El aplastamiento puede ser simétrico o no simétrico, dependiendo del troquel utilizado.

4.4 Doblado

Las operaciones de doblado para los perfiles tubulares se llevan a cabo en caliente o en frío. Hay que considerar que el radio externo de doblado puede disminuir, mientras que en el lado interno de la pared de doblado puede tener lugar una abolladura. Adicionalmente, se debe tener cuidado de que el tubo se puede ovalizar, limitándola a la menor ovalización posible.

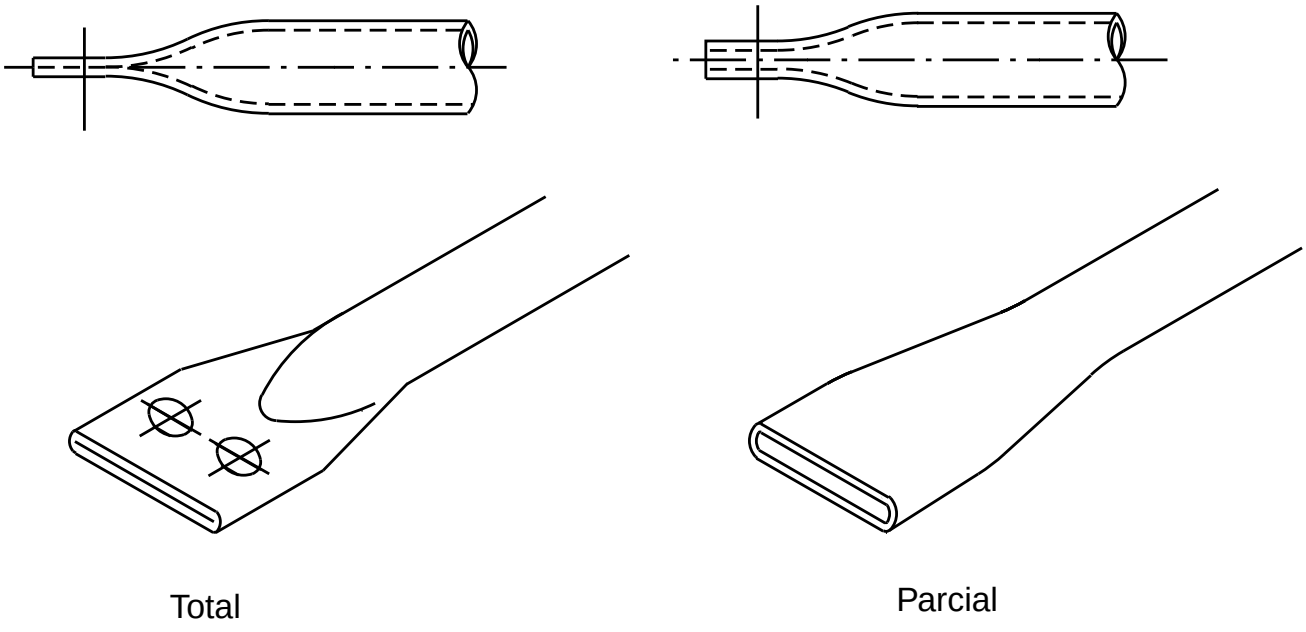


Figura 11 Extremo aplastado

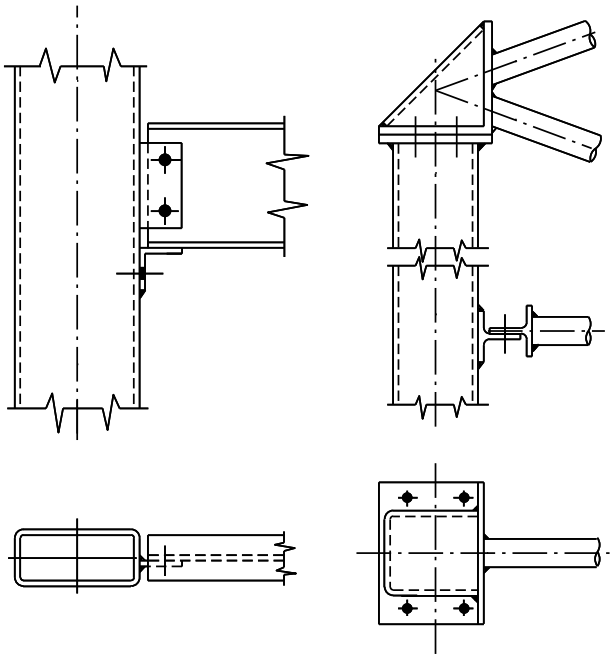
D mm	t mm	r_i mm
20 30 40 50 60	2,6 2,6 2,6 3,2 4,0	5D
70 80 90 100 120 150	5,0 5,0 6,3 6,3 6,3 10,0	6D
180 200 250 300	10,0 10,0 12,5 16,0	7D
350 400 450	16,0 16,0 16,0	8D

Tabla 9 Radios mínimos de doblado para perfiles tubulares rectangulares

Los radios internos de doblado mínimos recomendados en el Reino Unido, para los perfiles tubulares rectangulares, están expuestos en la tabla 9. Los radios de doblado para perfiles tubulares circulares de hasta 159 mm de diámetro externo son los recomendados por la norma DIN 2916 [4], La operación de doblado se lleva a cabo normalmente por dobladores de rodillos con tres cilindros.

4.5 Atornillado

Las caras internas de los perfiles tubulares son, en principio, inaccesibles, a menos que se adopten medidas especiales, tales como la ejecución de agujeros para la manipulación en el interior, o a menos que la situación sea de tipo especial, es decir, cuando se efectúa la unión en el extremo abierto. Por tanto, usualmente no es posible efectuar empalmes directos atornillados entre los perfiles tubula-



(a) Unión viga-columna (b) Unión celosía-columna

Figura 12 Uniones a columna

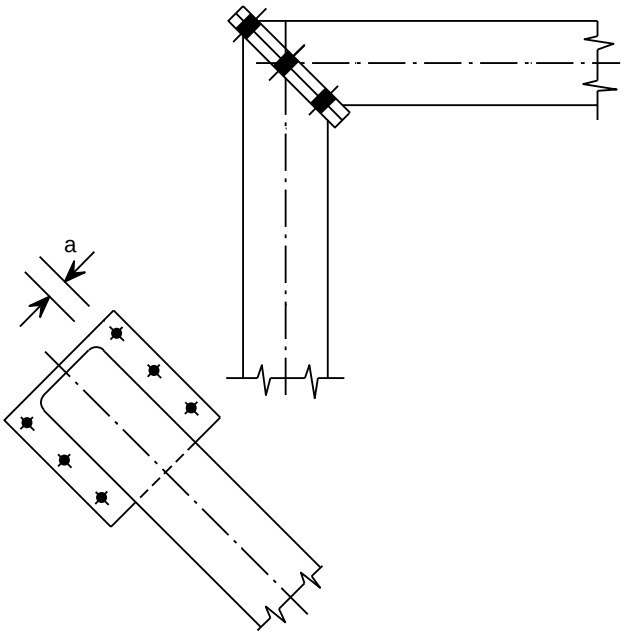


Figura 13 Unión en ángulo

res o entre perfiles tubulares y abiertos, de la manera normalmente efectuada en la construcción metálica.

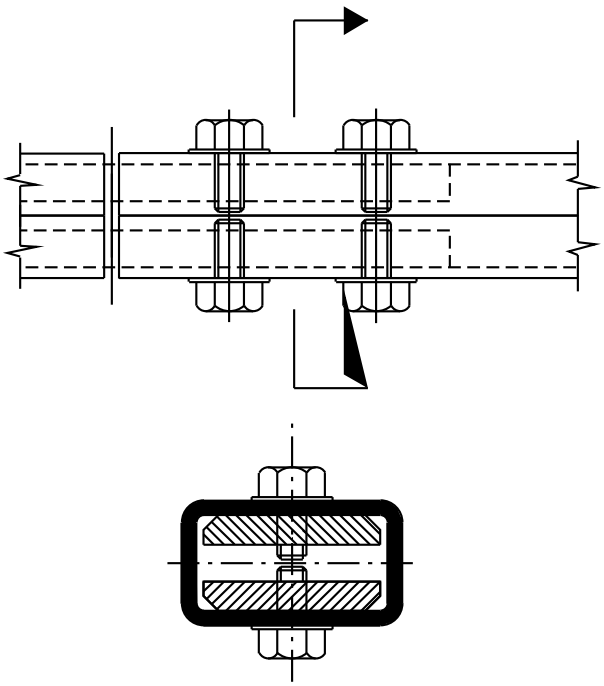


Figura 14 Unión con manguitos internos atornillados

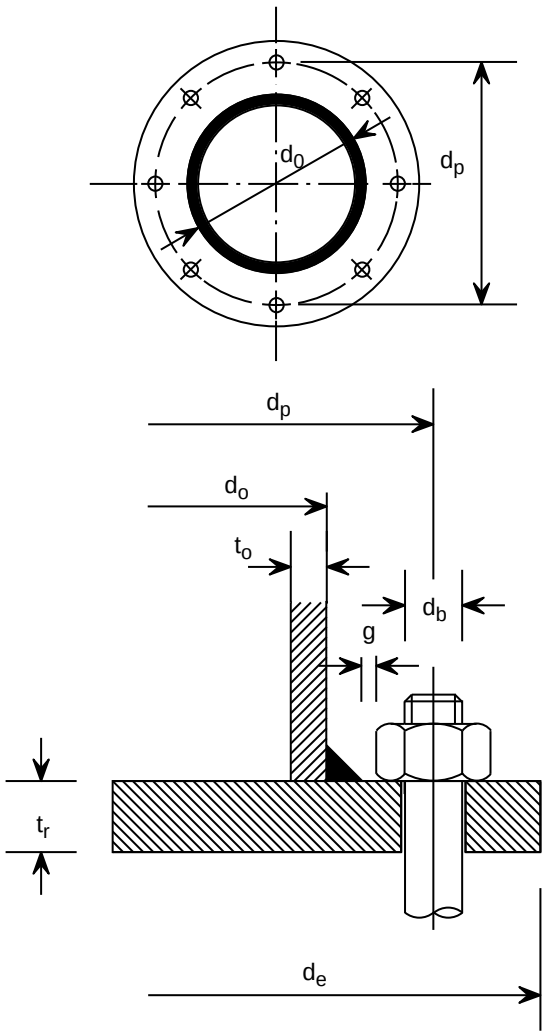


Figura 15 Unión con brida

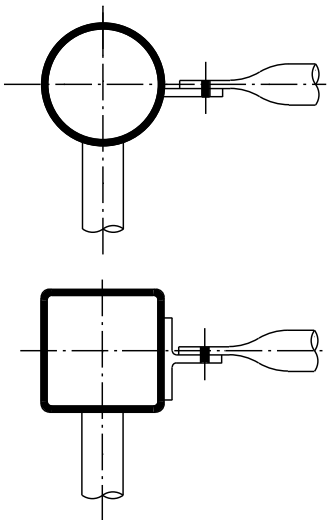


Figura 16 Uniones con extremos aplastados

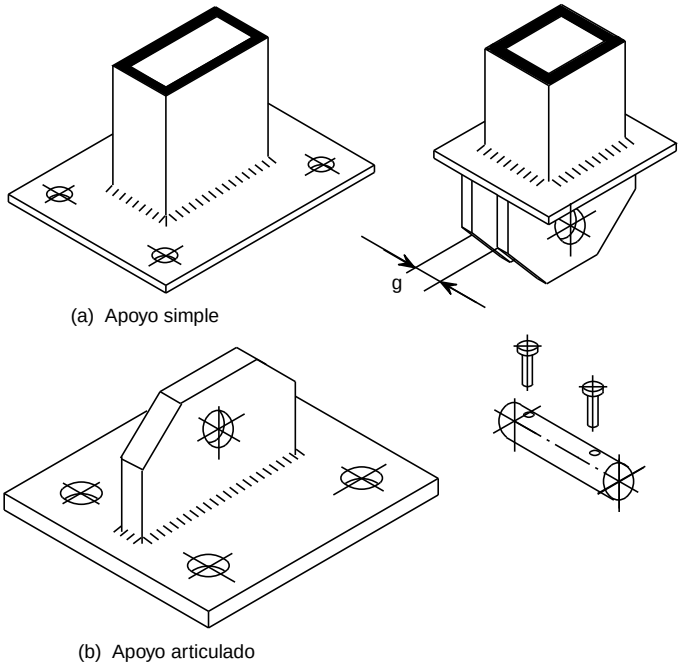


Figura 17 Bases de columna

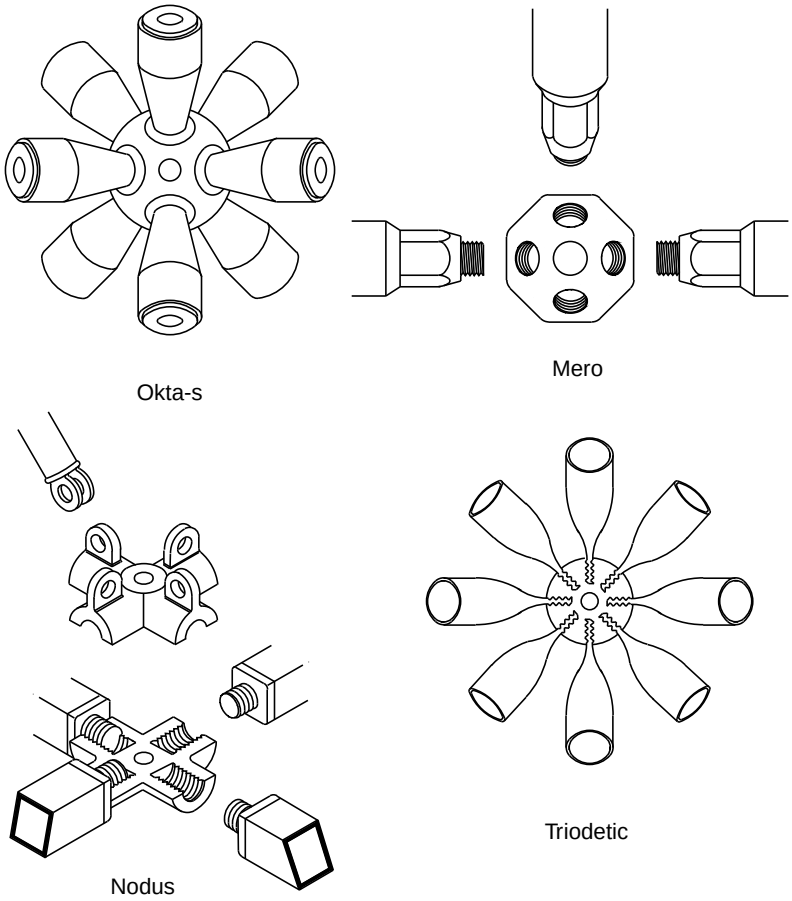


Figura 18 Nudos de estructuras espaciales

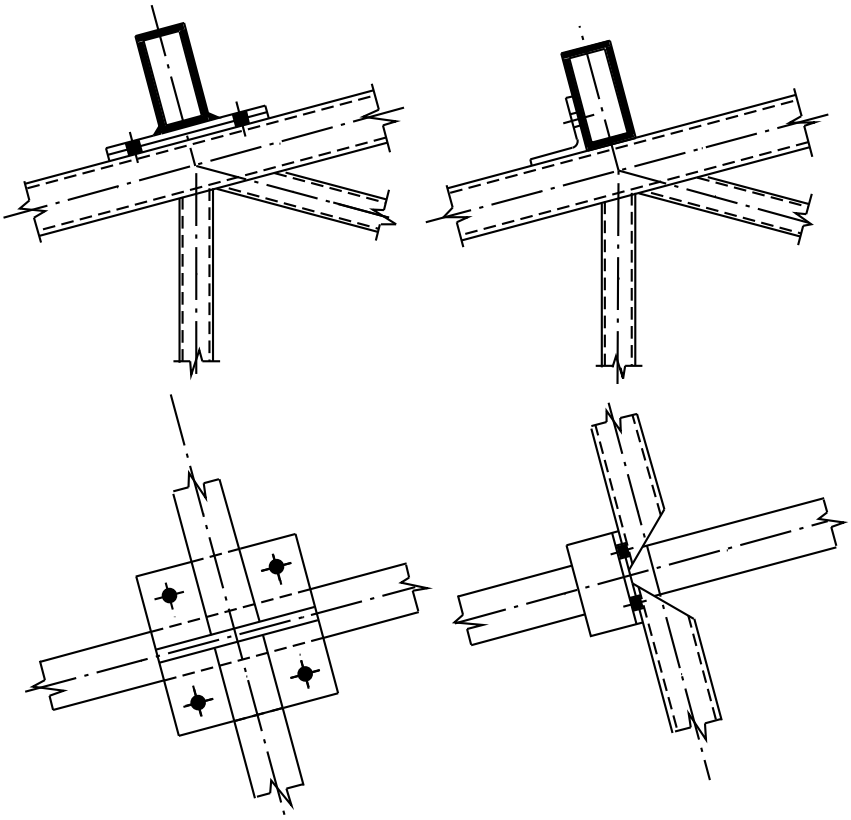


Figura 19 Uniones de correa

Se muestran algunos ejemplos en las siguientes figuras:

- Unión viga a pilar (figura 12a).
- Unión de viga en celosía a pilar (figura 12b).
- Uniones acodadas (figura 13)
- Uniones con manguitos internos atornillados (figura 14)
- Uniones embridadas (figura 15)
- Uniones con extremos aplastados (figura 16)
- Bases de pilares (figura 17)
- Uniones para estructuras espaciales (figura 18)
- Accesorios de correas (figura 19)

Generalmente, los dispositivos taladrados, tales como placas o angulares, se sueldan a uno o más perfiles tubulares. En los taladros se introducen los tornillos con o sin pretensado. Las uniones atornilladas son las preferidas para el montaje en obra.

No obstante, las uniones atornilladas directas se pueden también realizar utilizando tornillos especiales ocultos, tornillos autorroscantes y remaches ciegos, los cuales se pueden fijar solamente desde un lado de las piezas a unir.

5. APLICACIONES

5.1 Pilares

La magnitud del momento flector en el extremo determina la configuración estructural necesaria. Siempre merece la pena examinar primero la solución más sencilla, con una sola placa frontal, sin ningún rigidizador, incluso en el caso de requerir una chapa más bien gruesa

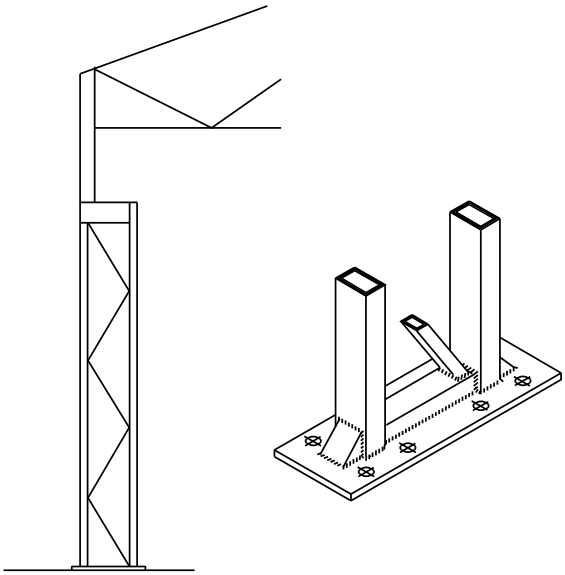


Figura 20 Base de apoyo en chapa única de columna en celosía

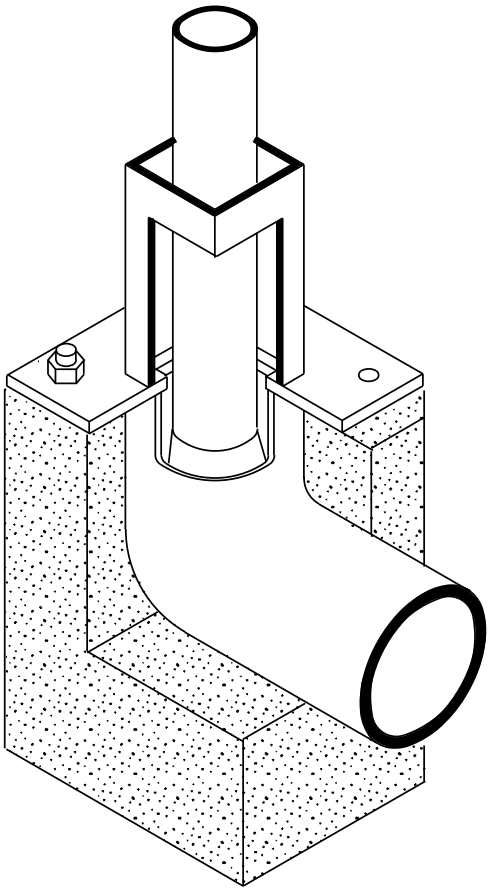


Figura 21 Columna con tubería bajante de agua pluvial interna

Si esta sencilla solución no es la apropiada, se puede afrontar configuraciones más complejas con rigidizadores. La figura 20 muestra la base de un apoyo de celosía con una chapa. La figura 21 muestra una posible configuración de unión de una tubería interna de bajante de agua de lluvia en la base de un pilar de sección hueca. Habrá que tomar precauciones para proteger el interior del pilar frente a la corrosión. El perfil tubular se puede galvanizar o se

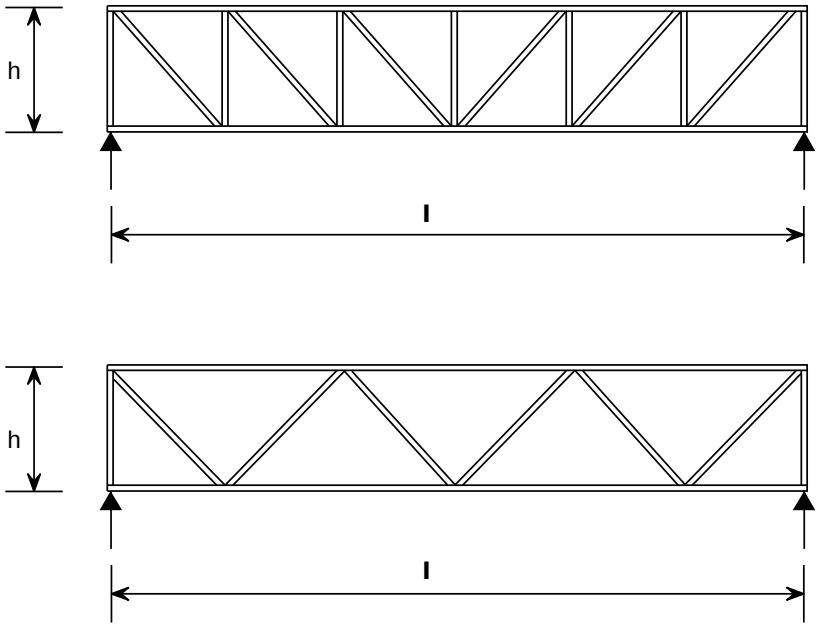


Figura 22 Vigas de celosía planas

puede efectuar un sellado estanco en la cabeza y en la base de apoyo.

5.2 Viga en Celosía Planas

Las vigas en celosía son ligeras y económicas, siendo muy sencillas de diseñar. Habitualmente tienen un cordón superior y un cordón inferior, y la celosía queda completada por un conjunto de barras de relleno (riostras) (figura 22). Los cordones pueden ser paralelos o no.

Las vigas en celosía están caracterizadas por la luz “l”, por la altura “h”, por la geometría de la celosía y por la distancia entre los nudos. La altura “h” está influida por la luz, las cargas, la flecha máxima, etc. Al incrementar “h” se reducen los esfuerzos en los cordones, pero se incrementan las longitudes efectivas de las barras de relleno. El valor de “h” se sitúa habitualmente entre l/10 y l/16. Los nudos están situados, preferentemente, en los puntos de aplicación de las cargas.

Una estructura en celosía normalmente se diseña con el fin de transmitir las cargas aplicadas mediantes esfuerzos axiales en las barras. No obstante, en las vigas en celosía de perfiles tubulares, los cordones son generalmente continuos, y las barras de relleno están soldadas sobre ellos. Se generan momentos flectores secundarios tanto en las barras como en las uniones. No obstante, es comúnmente aceptado que, si las barras y las uniones son capaces de redistribuir estos momentos secundarios en forma plástica, el análisis de las cargas se puede basar en la hipótesis de entramado articulado.

Los momentos flectores, por el contrario, deben de tenerse en cuenta cuando los ejes de las barras no convergen en un punto de la unión, generándose una excentricidad positiva o negativa (véase la figura 23).

La figura 24 muestra una viga del tipo Vierendeel, donde los arriostramientos diagonales están excluidos. El diseño de estas uniones se basa en la resistencia a la flexión de los componentes. Las uniones del tipo Vierendeel con y sin refuerzos se muestran en la figura 25. Se pueden considerar como uniones en T, y los cálculos de diseño se efectúan de acuerdo con ello.

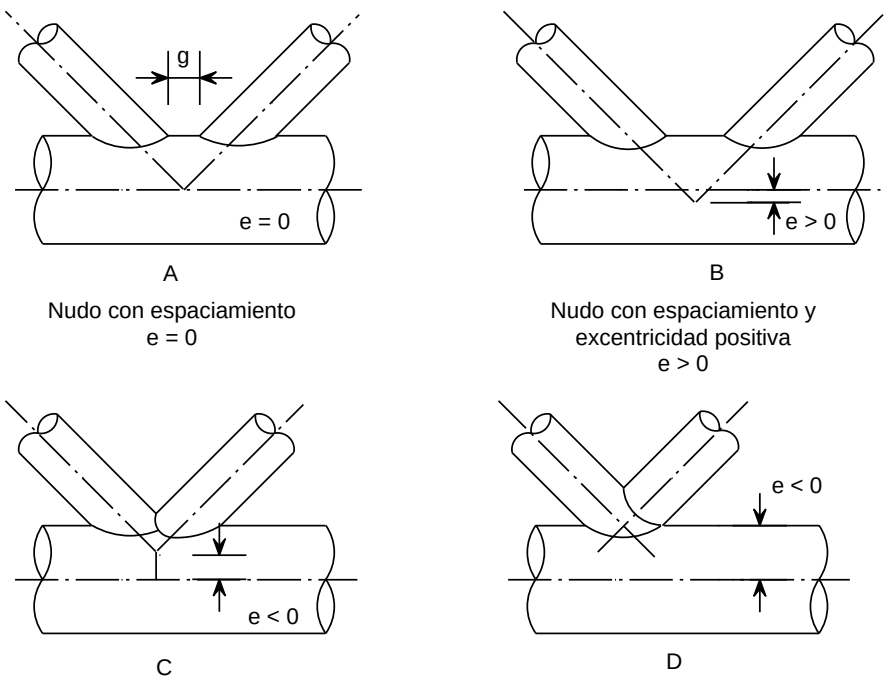


Figura 23 Excentricidades de nudo

5.3 Vigas de Celosías Multiplano

Las vigas en celosía multiplano están, en general, representadas por vigas triangulares y cuadrangulares. Son inherentemente estables, es decir, no requieren arriostramientos externos de ninguna clase, y constituyen elementos autónomos para soportar las cargas. Estas vigas ofrecen una resistencia de tipo espacial, lo que signi-

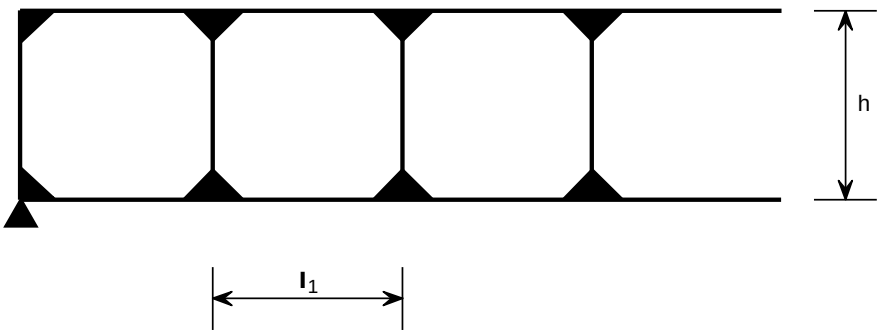
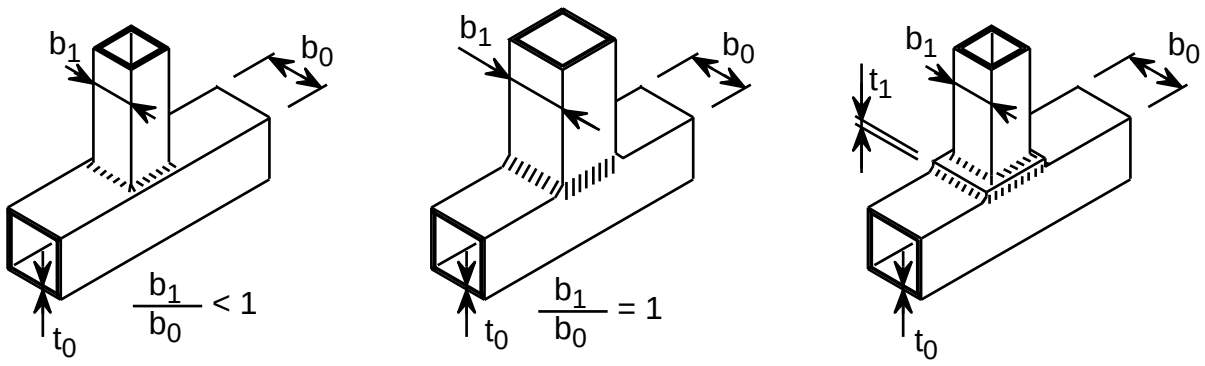


Figura 24 Viga Vierendeel

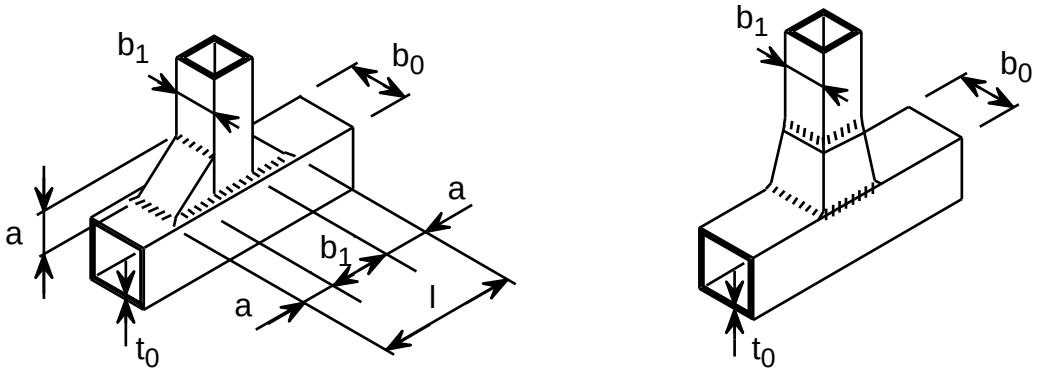
fica que pueden soportar cargas y momentos flectores en todas las direcciones. La altura de este tipo de vigas está generalmente comprendida entre l/18 y l/15 de la distancia l entre los apoyos.

La configuración de la unión depende de la naturaleza del cordón (secciones circulares, cuadradas y rectangulares) y del tipo de



(a) Sin refuerzo

(b) Con chapa de refuerzo



(c) Con cartabones de refuerzo

(d) Con refuerzo de tronco de pirámide

Figura 25 Nudos Vierendeel

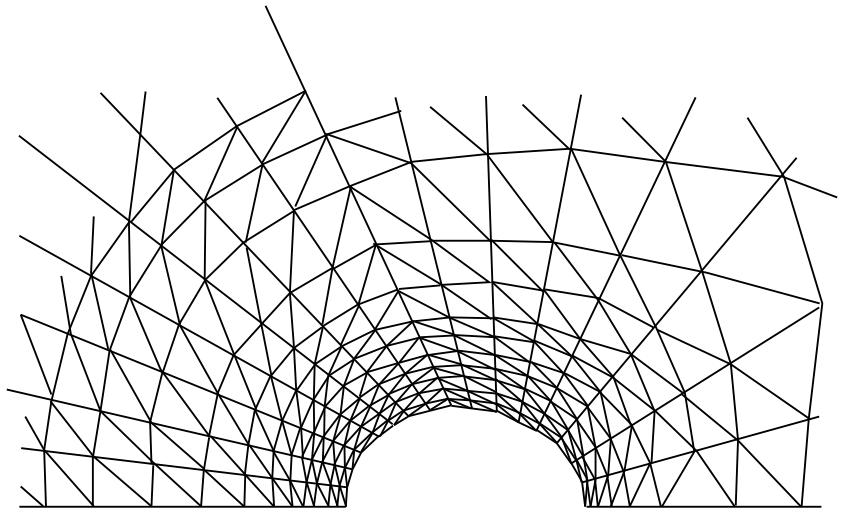
unión (atornillada a las cartelas o soldada, con o sin aplastamiento de los extremos de las barras de relleno).

5.4 Estructuras Espaciales

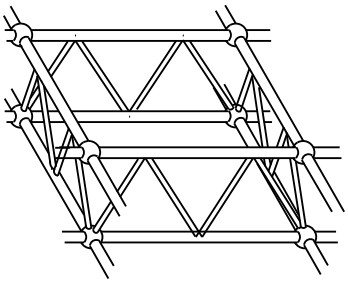
Las estructuras espaciales se componen de elementos idénticos, diseñados de forma modular, unidos conjuntamente para lograr una estructura capaz de soportar cargas. El módulo puede ser lineal, plano o tridimensional (figura 26). Las barras de las estructuras espaciales se encuentran a menudo en un estado isotrópico en cuanto al pandeo y la capacidad de soportar cargas, las cuales son de tracción o de compresión. Los perfiles tubulares, especialmente los circulares, están extremadamente bien adaptados para realizar estructuras espaciales.

Debido a la particular conformación del extremo que se necesita para la unión directa de los perfiles tubulares, se han desarrollado conectores especiales. En la figura 18 se exponen algunos ejemplos. El desarrollo de las estructuras espaciales fue estimulado por la disponibilidad de estos conectores prefabricados, y posteriormente por el desarrollo de los ordenadores y por los métodos de cálculo matricial.

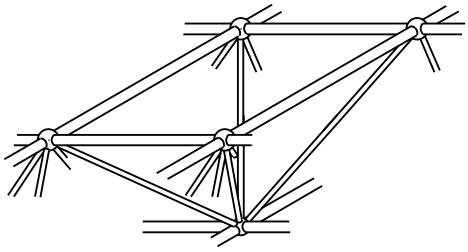
Aunque las estructuras espaciales con conectores se caracterizan por su economía, debido a que se fabrican las piezas estructurales basándose en una producción en serie, y debido a la simplificación del montaje a través de operaciones similares repetitivas, son todavía relativamente costosas. En consecuencia, a menudo se usan cuando un arquitecto las prefiere por su apariencia estética o por algún requisito especial, como luces muy grandes.



(a) Módulo lineal; estructura espacial de una capa



(b) Módulo plano; estructura espacial de doble capa

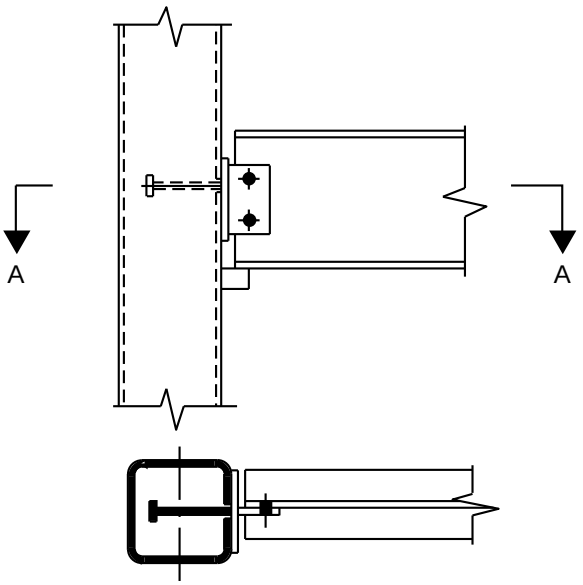


(c) Módulo de tres dimensiones; estructura espacial de doble capa

Figura 26 Tipos de estructura espacial

5.5 Estructuras Mixtas

Las uniones para los perfiles tubulares rellenos con hormigón son, en general, similares a las correspondientes para los perfiles tubulares normales. La fuerza transversal en la unión se soporta únicamente por medio de la camisa exterior de acero. Una transmisión adicional por el hormigón sólo es posible a través del efecto de anclaje. La determinación de esta carga mediante cálculo es muy difícil.



Sección A - A

Figura 27 Transferencia de carga por medio de un pasador que atraviesa la pared del tubo

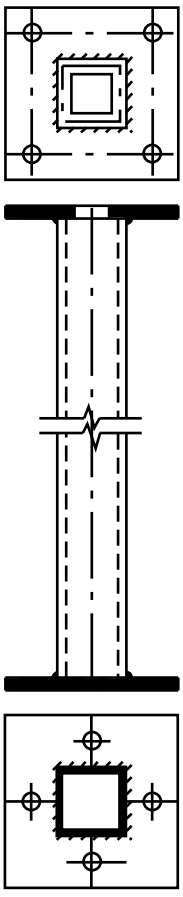
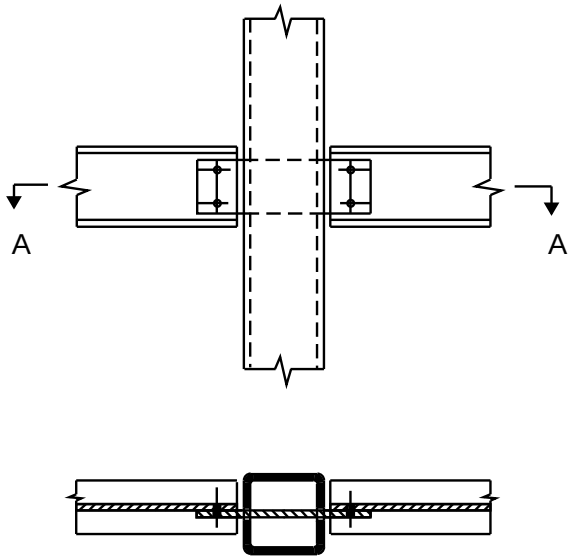


Figura 28 Transferencia de carga a través de placas de cabeza



Sección A - A

Figura 29 Transmisión de carga por medio de una chapa de unión insertada a través de la sección transversal del perfil tubular

Las uniones que transmiten carga a través de la camisa exterior de acero sirven, por supuesto, sólo para cargas relativamente bajas, a menos que un elemento de construcción, tal como un pasador o placa, se pueda disponer en el interior de la sección transversal.

La figura 27 muestra una solución para este problema. En este caso, un pasador conectado a la placa de unión o al perfil se introduce a través de un taladro en la pared del perfil tubular, y el pilar se rellena posteriormente con hormigón. Esta unión es capaz de soportar una fuerza de tracción horizontal.

La transferencia de la carga a través de los pilares rellenos de hormigón en los edificios de varias plantas (figura 28) no presenta problemas en general, ya que se pueden utilizar chapas en las cabezas de los pilares. Una chapa de cabeza actúa como un pasador de unión permitiendo la transmisión de la carga.

La chapa de unión mostrada en la figura 29 puede pasar a por el interior del perfil tubular de acero, para proporcionar una unión interna con pilar continuo. Los ensayos han demostrado que se puede transmitir al hormigón una carga muy alta utilizando este tipo de construcción.

6. FILOSOFÍA DE DISEÑO

Las uniones entre los perfiles abiertos y tubulares efectuadas por medio de tornillería, utilizando cartelas, permiten al proyectista seleccionar las dimensiones de los elementos adecuados para transferir las cargas aplicadas de forma totalmente independiente de los requisitos de un diseño detallado de la unión. El diseño del detalle se deja generalmente al fabricante.

En la construcción con perfiles tubulares soldados, en la que las cartelas están completamente eliminadas, las barras se unen directamente mediante soldadura. La resistencia de la unión ya no es independiente de la geometría y resistencia de las barras. El rendimiento de la unión, por tanto, debe ser considerado en el instante en que se están determinado las magnitudes de las barras. En consecuencia, en el diseño de las estructuras con perfiles tubulares, es importante que el proyectista considere el comportamiento de la unión justo desde el comienzo. El diseño de barras, de por ejemplo una viga, basándose en las cargas de barra puede dar lugar a precisar una posterior rigidización no deseable en las uniones. Esto no significa que las uniones se tengan que diseñar en detalle en la fase conceptual. Significa solamente que el cordón y las barras de relleno se tienen que seleccionar de forma tal que los parámetros principales de las uniones (tales como diámetros o relación de anchos, relación de espesores, diámetro del cordón, o relación de ancho/espesor, espaciamiento entre las barras de relleno, solape de las barras de relleno, y ángulo entre las riostras y el cordón), proporcionan una resistencia adecuada de la unión [5 - 10], así como una fabricación económica (ver Lecciones 15.2 y 15.3).

Puesto que el proyecto es siempre un compromiso entre distintos requisitos, tales como la resistencia estática, estabilidad, economía en la fabricación y mantenimiento, los cuales a veces están en conflicto entre sí, el proyectista deberá ser consciente de las implicaciones de una selección en particular.

La guía siguiente sirve para hacer un diseño óptimo:

- Las estructuras en celosía se pueden proyectar normalmente suponiendo barras unidas con articulaciones. Los momentos flectores secundarios debidos a la rigidez de la unión se pueden despreciar para el cálculo estático si las uniones tienen capacidad de rotación suficiente. Esta capacidad se puede conseguir limitando la esbeltez de la pared en ciertas barras, particularmente las barras de relleno comprimidas. Algunos de los límites geométricos del campo de validez del Eurocódigo 3, Anexo K están basados en este requisito [1].

- Es una práctica habitual calcular las barras con base en las líneas que unen los centros de gravedad de las secciones. No obstante, para una fabricación más fácil, se requiere a veces tener una cierta excentricidad en los nudos (véase la figura 23). Si la excentriciidad se mantiene dentro de los límites – $0,55 \leq \frac{e}{d_0}$ ó $\frac{e}{h_0} \leq 0,25$, los momentos flectores resultantes se pueden despreciar para el cálculo del nudo y de los cordones solicitados a tracción.

Sin embargo los cordones solicitados a compresión deberán de comprobarse siempre con los momentos flectores debidos a la excentricidad del nudo, es decir, calculados como vigas-columnas, con todo el momento causado por la excentricidad en el nudo distribuido a los perfiles del cordón.

El solape total da lugar a una excentricidad $e \approx 0,55\ d_0$ ó h_0, pero proporciona una fabricación más sencilla que en las uniones con solape parcial, y un mejor comportamiento resistente que en las uniones con separación (espaciamiento).

- Se prefieren las uniones con espaciamiento frente a las uniones con solape parcial (figura 9), ya que la fabricación es más fácil en lo que respecta al corte, ajuste y soldadura del extremo. Sin embargo, las uniones con solape total (figura 9) proporcionan una mejor resistencia estática de la unión. Para los per-

files rectangulares, la dificultad de fabricación de uniones solapadas totalmente es similar al de las uniones con espaciamiento.

En un buen diseño, deberá establecerse una separación mínima $g \geq t_1 + t_2$, de manera que las soldaduras no se superpongan una sobre otra. Por el contrario, el solape deberá ser de al menos el 25% en las uniones con solape.

- En una unión de perfiles tubulares se aplican soldaduras en ángulo, soldaduras a tope de penetración total o soldaduras combinadas en ángulo y a tope, dependiendo de la geometría, tal como se indica en la figura 7. Cuando se usan las soldaduras, estas deben calcularse basándose en la resistencia a la fluencia de la barra a unir. Deben considerarse automáticamente válidas para cualquier esfuerzo en la barra.

- La soldadura en el pie de la barra de relleno es la más importante. Si el ángulo de la barra de relleno es menor de 60°, el borde deberá ser siempre biselado y se deberá utilizar soldadura a tope, tal como se muestra en la figura 8-C2.

- Para permitir una soldadura adecuada en el talón de la barra de relleno, el ángulo de la barra de relleno no deberá ser menor de 30°.

- Puesto que el volumen de soldadura es proporcional a t^2, las barras de relleno de pared delgada pueden soldarse, por lo general, de forma más económica que las barras de relleno de pared gruesa.

- El tener en cuenta en el diseño las longitudes estándar de las acerías, puede reducir los empalmes en los cordones. Para grandes proyectos, puede acordarse el suministro de longitudes especiales.

- En las estructuras en celosía habituales, por ejemplo, celosías trianguladas, aproximadamente un 50% del peso del material se utiliza para los cordones comprimidos, alrededor de un 30% para los cordones traccionados y, aproximadamente, un 20% para los elementos del alma o barras de relleno. Esta distribución significa que, con respecto al peso del material, los cordones comprimidos deberán optimizarse para dar como resultado secciones de pared delgada. Sin embargo, para la protección frente a la corrosión (pintura), el área de la superficie exterior debe minimizarse. Además, la resistencia del nudo aumenta con la disminución de la relación entre el diámetro o ancho y el espesor del cordón d_o/t_o ó b_o/t_o, y con el incremento de la relación entre el espesor del cordón respecto al espesor de la barra de relleno t_o/t_i. Como resultado, la relación final entre el diámetro o ancho y el espesor d_o/t_o o b_o/t_o para el cordón comprimido será un término medio entre la resistencia de la unión y la resistencia al pandeo de la barra. Normalmente se eligen perfiles relativamente sólidos. Para el cordón traccionado, la relación entre el diámetro y el espesor d_o/t_o se debe elegir para que sea lo más pequeña posible.

- Puesto que la eficiencia de la resistencia del nudo (es decir, la resistencia de la unión dividida por la carga de fluencia de la barra de relleno $A_i \times f_{yi}$) aumenta al incrementar la relación del espesor del cordón respecto al de la barra de relleno t_o/t_i, se deberá elegir para esta relación el valor lo más alto posible.

- Ya que la resistencia de la unión depende del límite elástico del cordón, la utilización de acero de mayor resistencia para los cordones (cuando sea posible y práctico) puede ofrecer posibilidades económicas.

7. PROCEDIMIENTO DE DISEÑO DE UNA VIGA EN CELOSÍA DE PERFIL TUBULAR (CIRCULAR O RECTANGULAR)

El diseño de las vigas en celosía de perfil tubular debe hacerse de la forma siguiente para obtener estructuras eficientes y económicas.

1. Determinar la geometría general de la viga triangulada, luz, altura, longitudes de los tramos, distancia entre vigas y arriostramiento lateral mediante los métodos usuales, manteniendo el número de uniones al mínimo.

2. Determinar las cargas en las uniones y en las barras. Simplificar estas cargas a cargas equivalentes en los puntos nodales.

3. Determinar los esfuerzos de las barras suponiendo uniones articuladas y líneas de ejes concurrentes en los nudos de las barras.

4. Determinar las dimensiones de la barra del cordón considerando el esfuerzo axial, la protección frente a la corrosión y la esbeltez de la pared (normalmente, las relaciones d_0/t_0 son de 20 a 30 para perfiles tubulares circulares; las relaciones usuales b_0/t_0 son de 15 a 25 para perfiles tubulares rectangulares). Se supone que la longitud de pandeo eficaz es 0,9 veces la longitud teórica, para el cordón comprimido si se dispone de apoyos fuera del plano en las uniones [1].

5. Considerar la utilización de acero de alta resistencia (f_y = 355 N/mm^2) para los cordones. El plazo de tiempo de entrega de los perfiles necesarios se deberá comprobar.

6. Determinar las dimensiones de las barras de relleno, considerando el esfuerzo axial, preferiblemente con espesores de pared menores que el espesor del cordón.

   Puede suponerse de forma conservadora que la longitud eficaz de pandeo de las barras de relleno es 0,75 veces la longitud teórica. En el Eurocódigo 3, Anexo K [1] se expone un método de cálculo más preciso para la longitud de pandeo.

7. Estandarizar las barras de relleno para tener pocas dimensiones seleccionadas (quizás incluso dos) para minimizar el número de tamaños de perfiles en la estructura. Por razones estéticas, puede ser preferible un ancho de barra exterior constante para todas las barras de relleno, variando el espesor de pared.

8. Esquematizar las uniones, intentando primeramente las uniones con separación. Verificar que la geometría de la unión y las dimensiones de las barras satisfacen los campos de validez de los parámetros dimensionales expuestos en la lección 15.2 (uniones de perfiles tubulares circulares) o en la lección 15.3 (uniones de perfiles tubulares rectangulares) con particular atención a los límites de excentricidad. Considerar el procedimiento de fabricación al decidir sobre el esquema general de las uniones.

9. Comprobar la eficiencia de las uniones con los diagramas expuestos en la lección 15.2 (uniones de perfiles tubulares rectangulares) o en la lección 15.3 (uniones de perfiles tubulares circulares).

10. Si las resistencias del nudo (eficiencias) no son las adecuadas, cambiar las dimensiones de las barras de relleno o de los cordones o modificar el esquema general de las uniones (por ejemplo, solapando más bien que separar). Normalmente sólo se requerirá comprobar algunos pocos nudos.

11. Comprobar los efectos de los momentos nodales de excentricidad (si los hubiera) sobre los cordones, mediante la comprobación de la interacción momento-esfuerzo axial [8, 9].

12. Si fuera preciso, comprobar las flechas de la celosía en el nivel de carga de servicio (no ponderada), mediante el análisis de la celosía como una estructura articulada, en el caso de que tenga uniones sin solapes. Si las uniones se encuentran solapadas, verificar la flecha de la celosía, mediante la suposición de barras de cordones continuos y barras de relleno con los extremos articulados, teniendo en cuenta la excentricidad.

13. Diseño de soldaduras (véase [1]),

    Si las soldaduras se dimensionan sobre la base de cargas concretas sobre las barras de relleno, el proyectista debe saber que la longitud total de la soldadura puede no ser eficaz, y que el modelo para la resistencia de la soldadura debe justificarse en términos de resistencia y capacidad de deformación [9].

8. RAZONES PARA UTILIZAR PERFILES TUBULARES

Los perfiles tubulares estructurales tienen propiedades estáticas excelentes, no solamente con respecto al pandeo y a la torsión, sino también para el diseño global de barras. Pueden ofrecer ventajas económicas al compararlos con los perfiles abiertos.

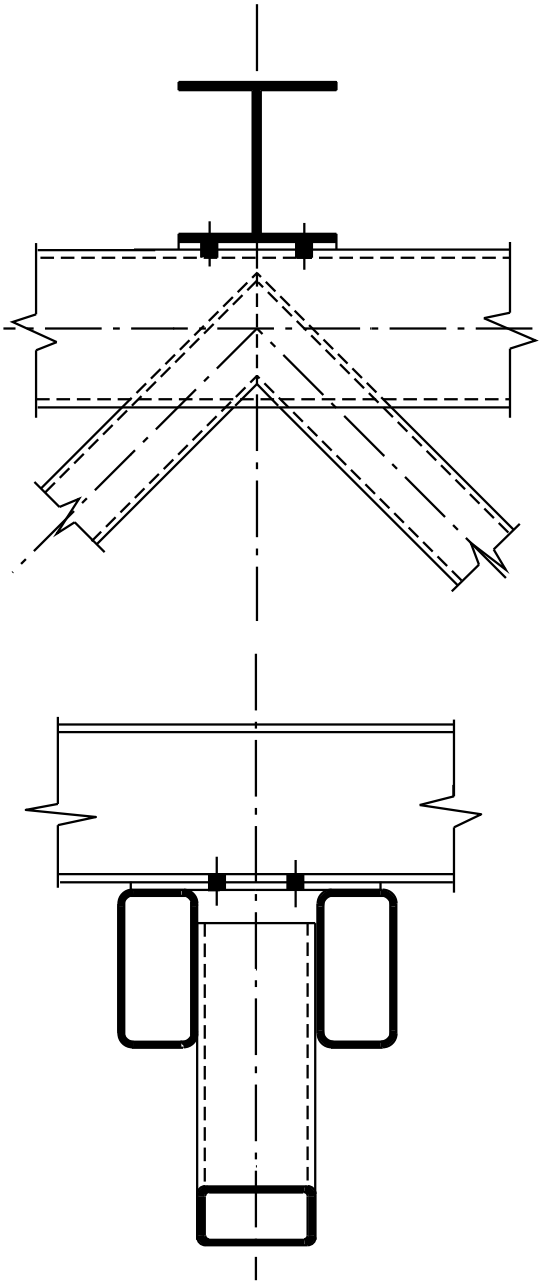


Figura 30 Nudo con doble cordón

La forma cerrada y el cambio suave de un perfil a otro en las uniones reducen los costos de protección frente a la corrosión. Es posible cambiar la resistencia mediante la variación del espesor de la pared, o mediante el rellenado del perfil con hormigón, sin cambiar las dimensiones exteriores.

El hueco interno proporciona posibilidades para la combinación de la función resistente junto con otras, por ejemplo, protección frente al incendio, calefacción, ventilación, etc. La aplicación racional de los perfiles tubulares conduce en general a estructuras limpias, espaciosas y funcionales que satisfacen a los arquitectos. Los perfiles tubulares circulares ofrecen a menudo ventajas decisivas en lo que respecta a estructuras expuestas a la intemperie o al flujo de agua. En otras situaciones, los perfiles tubulares cuadrados y rectangulares se encuentran favorecidos, porque utilizan uniones sencillas con cortes rectos en los extremos de las barras a unir. Para reducir el número de uniones y para obtener una mejor resistencia de éstas, se prefieren las vigas de celosía del tipo Warren con respecto al tipo Pratt.

Aunque el coste de material por unidad de longitud de los perfiles tubulares es más alto que los de secciones abiertas, una utilización adecuada conduce a diseños económicos. Un buen diseño con perfiles tubulares no significa “la sustitución de las barras de un diseño con perfiles abiertos por los perfiles tubulares”, sino que significa el uso de sus propiedades específicas desde el comienzo de la concepción del diseño.

Para vigas trianguladas largas, puede tener ventaja adoptar un cordón doble (véase la figura 30). La longitud de las barras de relleno y el corte del extremo no son críticos respecto al ensamblaje y a la soldadura. En caso de ser posible, las uniones viga-viga se deben diseñar como uniones simples a cortadura, omitiendo las grandes placas.

El punto más importante es la sencillez; las cartelas y las placas de rigidización se deben evitar en todo lo posible, es decir, se debe dar preferencia al uso de la unión directa de las barras entre sí. En consecuencia, la resistencia

de la unión hay que considerarla en el comienzo del proyecto y no más tarde.

Gracias a los exhaustivos trabajos de investigación sobre casi todos los aspectos relacionados con las aplicaciones estructurales en los últimos veinticinco años, los perfiles tubulares están actualmente en una posición de competidor real con otros perfiles de acero.

Las comunicaciones de los comités internacionales, tales como el Comité Internacional para el Desarrollo y el Estudio de la Construcción Tubular (CIDECT) y el Instituto Internacional de la Soldadura han propiciado el intercambio de tecnologías. Debido a los intensos esfuerzos de coordinación de estas organizaciones, actualmente se emplean idénticas reglas de cálculo y fórmulas sobre resistencia de uniones en la mayoría de los países del mundo, como por ejemplo, en los países de la Comunidad Europea, Canadá, Japón, EE.UU. (parcialmente, en los países escandinavos, Australia, etc.).

9. RESUMEN FINAL

- Los perfiles tubulares ofrecen una utilización económica especialmente para barras cargadas a compresión o a torsión.
- La protección frente a la corrosión es del 20 al 50% más barata en los perfiles tubulares que en los de secciones abiertas, y es mucho más uniforme.
- El hueco interno de los perfiles tubulares se puede utilizar de varias formas.
- Las vigas en celosía se deben proyectar considerando las uniones desde el comienzo del diseño.
- Las uniones deben estar diseñadas de tal forma que las soldaduras no sean críticas.

10. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocode 3: “Design of Steel Structures” - Annex K: Hollow Section Lattice Girder Connections, ENV 1993-1-1, CEN, 1992.

[2] Richter, A.: Wind forces on square sections with various corner radii, Investigations and evaluations, CIDECT Report 9D/84-21.

[3] Eurocode 4: “Design of Composite Steel and Concrete Structures” ENV 1994-1-1: Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, CEN (in press).

[4] DIN 2916: 19875 - Bending Radii for Beams and Welded Structures; Hoja de Diseño.

[5] ECSC-CIDECT: Construction with hollow steel sections, ISBN 0-9510062-0-7, first edition, December 1984.

[6] Wardenier, J.: Hollow section joints, Delft University Press, Delft, The Netherlands, 1982.

[7] Packer, J. A, and Henderson, J. E.: Design guide for hollow structural section connections, 1992.

[8] Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J.A., Dutta, D., Yeomans, N.: Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading, Ed. by CIDECT, Verlag TÜV Rheinland, Cologne, 1991.

[9] Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N., Hendersen, J.E.: Design guide for rectangular hollow, section (RHS) joints under predominantly static loading, Ed. .by CIDECT, Verlag TÜV Rheinland, Cologne, 1992.

[10] Wardenier, J., Giddings, T.W.: The strength and behaviour of statically loaded welded connections in structural hollow sections, CIDECT, Monograph No. 6, 1986.

[11] EN 10210, Part 1 pr EN 10210-1 Hot Finished Steel Hollow Sections Technical Delivery Requirements (Draft).

[12] Rondal, J., W_rker, K.G., Dutta, D., Wardenier, J., Yeomans, N.: Structural stability of hollow sections, Ed. by CIDECT, Verlag TÜV Rheinland, Cologne, 1992 (in press).

ESDEP TOMO 15
ESTRUCTURAS TUBULARES

Problema resuelto 15.1:
Uniones Tubulares

ÍNDICE DEL CONTENIDO

Problema Resuelto 15.1: Perfiles Tubulares

1. Resumen

2. Ejemplo de cálculo para una viga en celosía de perfiles tubulares circulares

3. Viga en celosía de perfiles tubulares rectangulares

1. RESUMEN

Los cordones de perfil tubular circular y las barras de relleno (riostras) del mismo tipo se seleccionan en base a los esfuerzos axiales calculados mediante un análisis estructural con uniones articuladas. La resistencia de la unión se evalúa al mismo tiempo. Si esta última es inadecuada, se proporcionan sugerencias sobre cómo rigidizar la unión. Se expone también un resumen de todas las resistencias de las uniones para la viga sin detalles completos de ejecución. También se lleva a cabo el análisis detallado y la comprobación de una sola unión para una viga de perfil tubular rectangular.

Referencia

2. EJEMPLO DE CÁLCULO PARA UNA VIGA EN CELOSÍA DE PERFILES TUBULARES CIRCULARES

Se selecciona el esquema mostrado en la figura 1.

Vano = 24 m; Distancia entre correas = 2 m; Separación entre vigas = 6 m.

Carga: Carga de uso + carga muerta

Para el ESTADO LÍMITE ÚLTIMO del ejemplo se supone que P = 22,8 kN

2.1. Planteamiento del cálculo (A)

Se mantendrá el mismo perfil de cordón en toda la longitud dimensionándolo en base a su solicitación máxima. Se mantendrá la misma sección de barras de relleno en toda la longitud dimensionándolas en base a los esfuerzos en las barras de los extremos. Dentro de lo posible se intentará usar uniones con separación ($g > t_1 + t_2$) en todo el conjunto. Si esto no es posible cerca de los extremos, se permitirá el solape; si este todavía no es suficiente, se aumentará la anchura del solape variando la excentricidad y cambiando el ángulo de las barras de relleno.

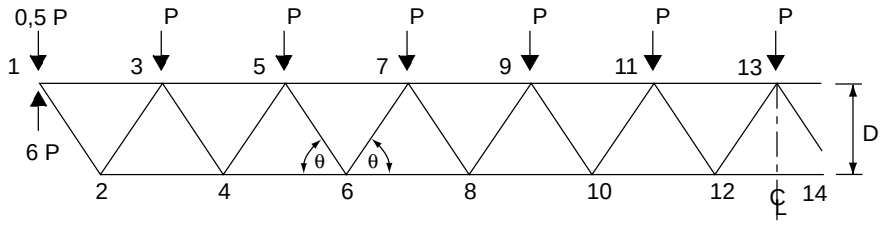


Figura 1 Sistema de numeración de nudos y carga actuante en medio vano

Distancia entre cordones D = L/16 = 1.5 m por tanto $\theta = 56,3°$

Momento del centro del vano M = $(6 \times 2) \times 5,5P - (1 + 2 + 3 + 4 + 5) \times 2 \times P$

= 36P = 820,8 kNm

$\therefore F_{12 - 14}$ = 820,8/1.5 = 547,2 kN

Cortante máximo en los extremos = 125,4 kN $\therefore F_{1 - 2}$ = 125,4/sen 56,3° = 150,7 kN

Longitud de pandeo barra 11 - 13 = $0,90 \times 2000$ = 1800 mm [1]K.4.3 (1)

Referencia

Longitud de pandeo barra 2 - 3 = 0,75 × 1802 = 1352 mm (modificado, véase posteriormente = 1260 mm)

[1]K.4.3 (4)

A partir del Prontuario de Resistencias de Perfiles, son satisfactorios los perfiles siguientes.

[2]

Cordón: ϕ 114,3 × 6,3 S 355 perfil tubular circular F = 760 kN a tracción, o 696 kN a compresión.

ϕ 114,3 × 50 S 355 deperfil tubular circular F = 611 kN a tracción, o 557 kN a compresión.

Barras de relleno: ϕ 60,3 × 3,2 S 355 de perfil tubular circular F = 204 kN a tracción, o 160(167) kN a compresión

[2]

Suponiendo e = 0

g/d_o = (1/tan 56,3°) - (60,3/(114,3 x sen 56,3°)) = 0,032

$\therefore$ g = 3,7 < 2 × t_i = 8 mm

Por tanto, aunque las resistencias de las barras son adecuadas, el espaciamiento es menor que $t_1 + t_2$

[1] K.3 (5)

Si se supone espaciamiento = 8 mm $\therefore$ g/d_o = 8/114,3 = 0,07.

Por tanto, si d_i/d_o = 0,528, $\theta \approx 54,2°$

Tomando g = 9,6 mm

Altura D = 1350 mm, θ = 53,5° VÁLIDO

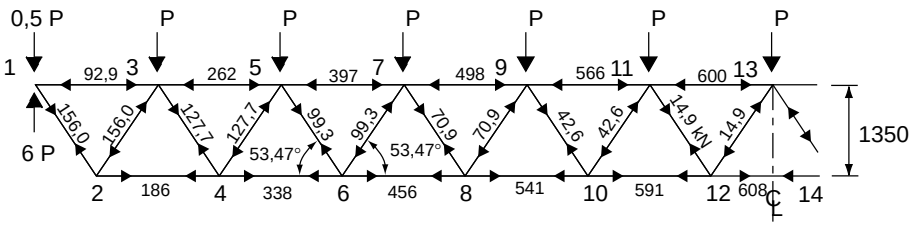


Figura 2 Esfuerzos axiles en las barras con nudos articulados para θ = 53,47° y D = 1350 mm

Referencia

COMPROBACIÓN DE LOS PERFILES:

Cordón inferior	se utiliza ϕ 114,3 $\times$ 5,0 S 355 perfil tubular circular (611 > 608 kN) VÁLIDO	[2]
Cordón superior	se usa ϕ 114,3 $\times$ 6,3 S 355 perfil tubular circular (696 > 600 kN) VÁLIDO	[2]
Barras de relleno	se usa ϕ 60,3 $\times$ 3,2 S 355 perfil tubular circular (167 > 156 kN) VÁLIDO	[2]

2.2 Resistencia de las uniones en el cordón inferior

[1], [3]

Con el mismo perfil en toda la longitud del cordón, el nudo crítico para el cordón inferior es el nudo número 2; si este es válido todos los demás son aceptables debido a que no hay que aplicar ningún coeficiente reductor ya que el esfuerzo en el cordón es de tracción, es decir, $k_p = 1,0$.

[1] Tabla K.6.2

NUDO 2

Cordón d_o = 114,3 mm; t_o = 5,0 mm

[1] K.10

$d_o / t_o = 22,86$; $\gamma = \dfrac{d_o}{2\,t_o} = 11,43$

Barra de relleno: $d_1 = d_2 = 60,3$ mm; $t_i = 3,2$ mm

$$\frac{d_1}{t_1} = \frac{d_2}{t_2} = 18,84$$

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2\,d_o} = 0,528$$

$$g' = \frac{g}{t_o} = \frac{9,6}{5,0} = 1,92$$

$$f(\gamma, g') = \gamma^{0,2}\left[1 + \frac{0,024\,\gamma^{1,2}}{\exp(0,5\,g' - 1.33) + 1}\right] = 2,058$$

[1] Tabla K.6.2

[3] Fig. B

$f_{yi} = 355$ N/mm^2

Se llevan a cabo dos comprobaciones de la resistencia de la unión.

Referencia

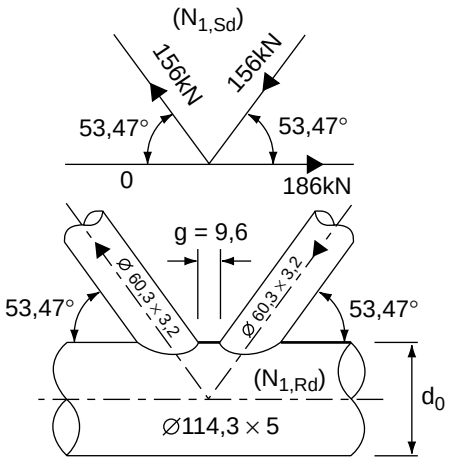


Figura 3 Detalle del nudo 2

[1] Tabla K.6.2

(i) Resistencia a la plastificación en base a la fuerza en la barra de relleno comprimida.

[3] 4.2

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{yo}\, t_0^2}{\operatorname{sen}\theta_1}\left\{1{,}8 + 10{,}2\,\frac{d_1}{d_o}\right\} f(\gamma, g')\, k_p$$

$$= \frac{0{,}355 \times 5{,}0^2}{\operatorname{sen} 53{,}47°}\{1{,}8 + 10{,}2 \times 0{,}528\} \times 2{,}058 \times 1{,}00$$

$$= 163{,}3 \text{ kN}$$

[1] Tabla K.6.2

(ii) Comprobación del corte por punzamiento:

[3] 4.2

$$\frac{f_{yo}}{\sqrt{3}}\, t_o\, \pi\, d_1 \frac{1 + \operatorname{sen}\theta_o}{2\operatorname{sen}^2\theta_o} = \frac{0{,}355}{\sqrt{3}} \times 5{,}0 \times \pi \times 60{,}3\, \frac{1 + \operatorname{sen} 53{,}47°}{2\operatorname{sen}^2 53{,}47°}$$

es decir $N_{i.Rd} = 271$ kN

La resistencia de cálculo de la unión está limitada en la barra comprimida por $N_{1.Rd} = 163{,}3$ kN (> 156 kN)

[1] Tabla K.6.2

Está limitada en barra traccionada por $N_{2,Rd} = N_{1,Rd}\, \dfrac{\operatorname{sen}\theta_1}{\operatorname{sen}\theta_2} = 163{,}3$ kN

[3] 4.2

como es > 156 kN) VÁLIDO

Referencia

COMPROBAR EL RANGO DE VALIDEZ:

$$0,2 < \left(\frac{d_1 + d_2}{2\,d_o} = 0,528\right) \le 1,0; \qquad \frac{d_i}{2\,t_i} = \left.\begin{matrix} 11,43 \text{ cordón} \\ 9,42 \text{ riostra} \end{matrix}\right\} < 25$$

[1] Tabla K.6.1

$$-0,55 \le \left(\frac{e}{d_o} = 0\right) < 0,25; \qquad (g = 9,6 \text{ mm}) > t_1 + t_2$$

[3] Fig. B

2.3 Resistencia de las uniones en el cordón superior

NUDO 3

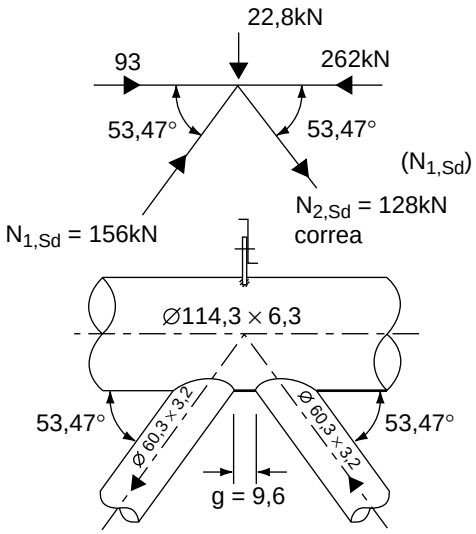


Figura 4 Detalle del Nudo 3

Cordón: $d_o / t_o = 18,14$; $\gamma = 9,07$

$f_{yi} = 355$ N/mm^2

Barras de relleno: $d_1 / t_1 = d_2 / t_2 = 18,84$;

$\beta = 0,528$

$g' = g/t_o = 9,6/6,3 = 1,523$

$f(\gamma, g') = 1,889$

Efecto del esfuerzo axial en el cordón:

$n_p = N_{op} / (A_o\, f_{yo}) = -93/760 = -0,122$

$k_p = 1 + 0,3\, n_p - 0,3\, n_p^2 = 1 + 0,3\,(-0,122) - 0,3\,(-0,122)^2 = 0,959$

Para esta clase de unión con carga de correa, la unión en K es usualmente la crítica, pero deberá comprobarse también como una unión en cruz (véase el nudo 13).

(i) Resistencia a la plastificación

[1] Tabla K.6.2

[3] Fig. 8

$$N_{1.Rd} = \frac{0,355 \times 6,3^2}{\text{sen } 53,47°}\{1,8 + 10,2 \times 0,528\} \times 1,889 \times 0,959 = 228 \text{ kN } (>156 \text{ kN})$$

(ii) Comprobación del corte por punzonamiento:

[1] Tabla K.6.2

$$[N_{i.Rd} = \frac{6,3}{5,0} \times 271 = 341 \text{ kN}$$

$(N_{1.Rd} = 228) > (N_{1.sd} = 156 \text{ kN})$ VÁLIDO

[3] Fig. 8

$(N_{2,Rd} = 228) > (N_{2,sd} = 128 \text{ kN})$ VÁLIDO

UNIÓN VÁLIDA

2.4 Resistencia de las uniones en el cordón superior

NUDO 13

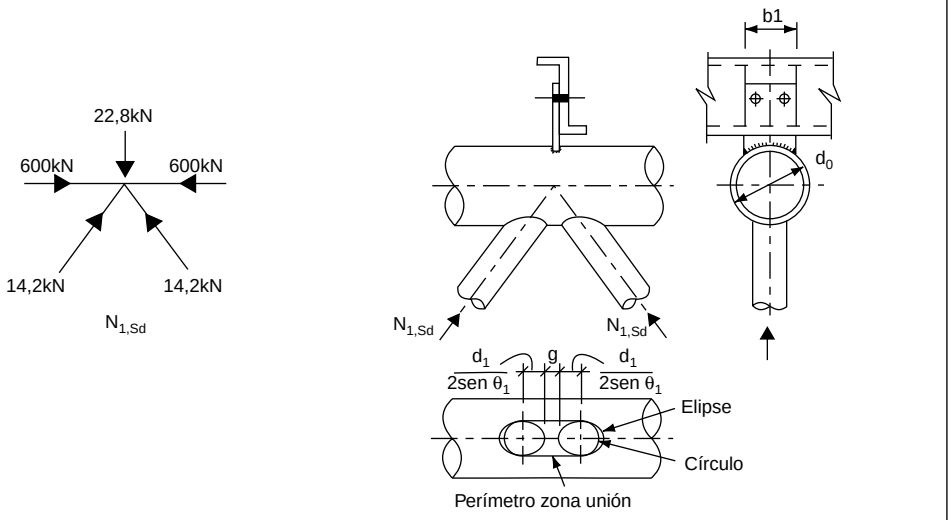


Figura 5 Detalle del Nudo 13

Esta es una unión especial que requiere la comprobación de cuatro formas:

(i) Como una unión con placas en X (XP) dada por XPI (véase la tabla 3 de la lección 15.2)

(ii) Unión en X modificada que permite que las dos barras actúen conjuntamente.

(iii) Corte por punzonamiento en (ii)

(iv) Como una unión en K.

Caso (i): XPI

[1] Tabla K.6.5

$$\beta \text{ para chapa} = \frac{b_1}{d_0} = \frac{95 \text{ (dato)}}{114,3} = 0,831$$

[3] 4.6.2

Referencia

$$n_p = \frac{N_{o\,p}}{A_o F_{yo}} = \frac{-600}{2140 \times 0{,}355} = -0{,}789$$ [3] 4.6.2

$$k_p = 1 + 0{,}3\,(-0{,}789) - 0{,}3\,(-0{,}789)^2 = 0{,}576$$

De aquí:

$$N_{p \cdot R_d} = \frac{5{,}0}{1 - 0{,}81\beta} k_p\, f_{yo}\, t_o^2 = \frac{5}{1 - 0{,}81 \times 0{,}831} \times$$

$$\times 0{,}576 \times 0{,}355 \text{ x } 6{,}3^2 = 124 \text{ kN} > 22{,}8 \text{ kN}$$

Caso (ii): La resistencia viene dada aproximadamente por la resistencia de cálculo de la unión en X inclinada, $\beta = \frac{d_1}{d_o} = \frac{60{,}3}{114{,}3} = 0{,}528$

[1] Tabla K.6.2

es decir, $N_{1.Rd} = \frac{5{,}2}{1 - 0{,}81\beta} k_p \frac{f_{yo}\, t_o^2}{\text{sen}\,\theta_1}$

[3] Fig. 8

$$= \frac{5{,}2}{1 - 0{,}81 \times 0{,}528} \times 0{,}576 \times \frac{0{,}355 \times 6{,}3^2}{\text{sen } 53{,}4^\circ} = 91{,}8 \text{ kN}$$

Caso (iii): La resistencia al corte por punzonamiento depende del perímetro alrededor de las dos barras de relleno mostradas en la figura 5. Suponiendo círculos en los extremos en vez de elipses se proporciona un límite inferior.

Perímetro con círculos en los extremos =

$$= 2\left(\frac{d_1}{\text{sen}\,\theta_1} + g\right) + \pi d_1 = 2\left(\frac{60{,}3}{\text{sen } 53{,}47} + 9{,}6\right) + \pi \times 60{,}3 = 359 \text{ mm}$$

$$2.N_{1.Rd} \text{ sen } \theta_1 = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}}\, t_o \text{ (perímetro)} = \frac{0{,}355}{\sqrt{3}} \times 6{,}3 \times 359 = 463 \text{ kN}$$

$\therefore N_{1.Rd} = 288$ kN

UNIÓN 3

Caso (iv): A partir de la Unión 3 se puede ver que la diferencia en la resistencia está relacionada con k_p, que es ahora 0,576 en lugar de 0,959. En consecuencia, la resistencia de la unión en K es de $228 \times \frac{0{,}576}{0{,}959} = 137$ kN.

Por tanto, la resistencia de cálculo es de al menos 91,8 kN; 288 kN, y 137 kN, es decir, $N_{1.Rd} = 91{,}8 > 14{,}2$ kN.

2.5 Resumen de las uniones en K 3-11

Referencia

La sección del cordón es la misma en toda su longitud, pero varía el esfuerzo, por tanto n_p y k_p varían también. Los esfuerzos en las diagonales se reducen hacia el centro del vano. Examinndo el margen de seguridad de cada nudo tenemos:

Nudo No	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_{1,sd}$ (kN)	$N_{1,Rd}/N_{1,sd}$
3	228	156	1,46
5	205	128	1,60
7	181	99	1,83
9	160	71	2,25
11	145	43	3,37

Vale la pena observar que la carga sobre las diagonales decrece más rápidamente que el incremento del esfuerzo axial en el cordón, lo que provoca una reducción en la resistencia de la unión para las vigas simplemente apoyadas con carga uniforme.

2.6 Ayuda gráfica para cálculo

[3] 4.2

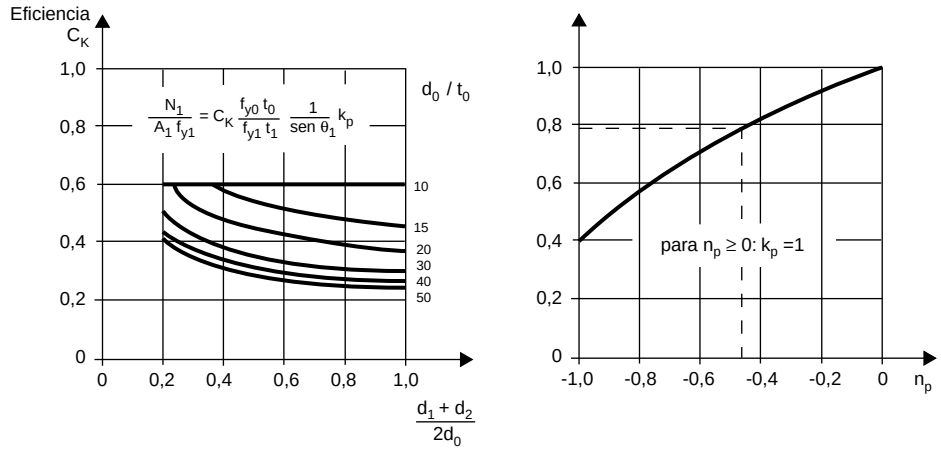


Figura 6 Curvas de cálculo para uniones de perfil tubular circular (véase la figura 10 de la lección 15.2)

Referencia

Aplicar el nudo 3: $\frac{d_1 + d_2}{2d_0} = 0{,}528$ $\quad g' = 1{,}52 \approx 2$ $\quad d_o / t_o = 18{,}14$

por tanto $C_K \approx 0{,}45$

$t_o = 6{,}3$ mm $\quad t_1 = 3{,}2$ mm $\quad \theta = 53{,}47°$ $\quad n_p = -93/760 = -0{,}122$

Por tanto $k_p \approx 0{,}96$

Por tanto $N_{1.Rs} = 0{,}45 \times \frac{6{,}3}{3{,}2} \times \frac{1}{\text{sen}\,53{,}47°} \times 0{,}96 \times (204) = 216$ kN

2.7 Planteamiento de cálculo (B)

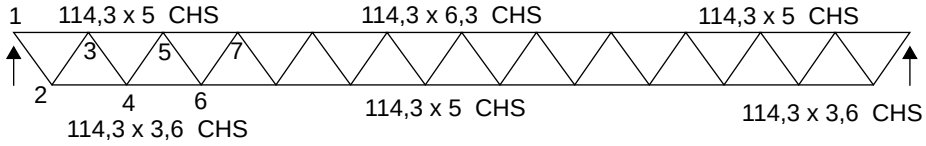


Figura 7 Configuración del cordón con espesor variable

Desde un punto de vista material existen claras ventajas en utilizar distintos espesores en el cordón superior, pero poca justificación para su uso en el cordón a tracción. No obstante, esto incrementará los costos de fabricación, debido a la soldadura a tope adicional entre extremos.

[1] Tabla K.6.2

NUDO 2

[3] 4.2

$d_1/d_o = 0{,}528$; $d_o / t_o = 31{,}75$; $\gamma = 15{,}87$; $g' = 9{,}6/3{,}6 = 2{,}67$; $\theta = 53{,}47°$

$$f(\gamma, g') = 15{,}87^{0{,}2}\left[1 + \frac{0{,}024\,\gamma^{1{,}2}}{\exp(0{,}5\,g' - 1{,}33) + 1}\right] = 2{,}304$$

$$N_{1.Rd} = \frac{0{,}355 \times 3{,}6^2}{\text{sen}\,53{,}47°}\{1{,}8 + 10{,}2 \times 0{,}528\} \times 2{,}304 \times 1 = 94{,}8 \text{ kN} < 156 \text{ kN}$$

Por tanto son INADECUADAS ambas uniones 2 y 4.

Si se aumenta las barras de relleno a 88,9 × 3,2 perfil tubular circular:

$d_1 / d_o = 0{,}778$,

$$\frac{g}{h_o} = \frac{1}{\tan 53{,}47°} - \frac{0{,}778}{\text{sen}\,53{,}47°} = -0{,}227\text{: } g = -25{,}95 \text{ y } g' = -7{,}21 \text{ SOLAPE}$$

$$f(\gamma, g') = 15{,}87^{0{,}2}\left[1+\frac{0{,}024\times 15{,}87^{1{,}2}}{\exp\left(0{,}5\times(-7{,}21)-1{,}33\right)+1}\right]=2{,}881$$

$$\text{De donde } N_{1.Rd} = \frac{0{,}355\times 3{,}6^2}{\text{sen } 53{,}47^\circ}\{1{,}8 + 10{,}2\times 0{,}778\}\times 2{,}881\times 1$$

$$= 161 \text{ kN} < 156 \qquad \text{VÁLIDO}$$

Por tanto las Uniones 2 y 4 son aceptables con 88,9 × 3,2 como barras de relleno con SOLAPE

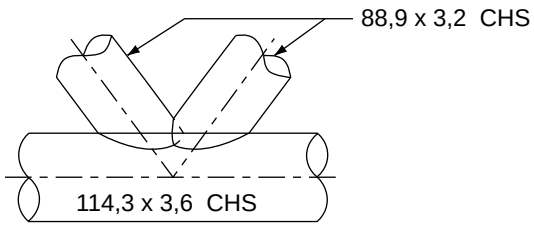


Figura 8 Nudo con las diagonales en solape en el Nudo 2

NUDO 3

Con perfiles tubulares circulares 60,3 × 3,2 para las diagonales, la resistencia es la misma que para la Unión 2 modificada por k_p

n_p = -92,9/611 = -0,152: k_p = 0,947

Por tanto $N_{1.Rd}$ = 161 × 0,947 = 152,5 < 156, es decir, bastante débil.

Se puede incrementar la resistencia aumentando el solape, pero esto aumenta los costos de fabricación y genera excentricidad. Debido a la excentricidad el momento desequilibrado se reparte en cada lado de la unión al 50%. Habría que comprobar la resistencia de la barra 3-5 bajo la combinación de momento y fuerza axial.

Referencia

3. VIGA EN CELOSÍA DE PERFILES TUBULARES RECTANGULARES

Con la configuración mostrada en la figura 2, utilizando el Prontuario de Resistencias de Perfiles, son adecuados los siguientes perfiles tubulares rectangulares de S 355 para el planteamiento de Diseño A, a saber:

Cordón superior $100 \times 100 \times 6{,}3$ perfil tubular rectangular F = 736 kN

Cordón inferior: $100 \times 100 \times 5$ perfil tubular rectangular F = 671 kN

Barras de relleno: $60 \times 60 \times 3{,}2$ perfil tubular rectangular F = 206 kN

NUDO 2

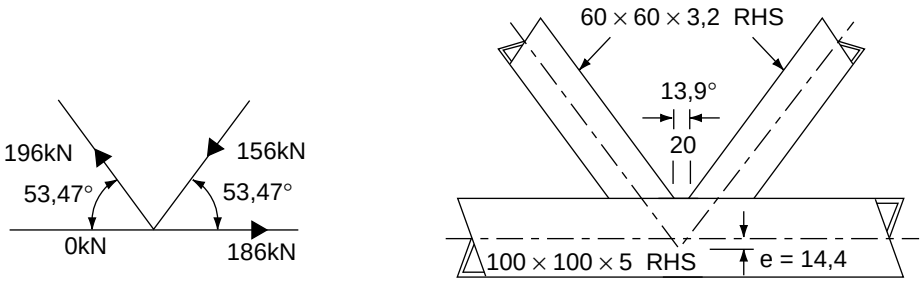


Figura 9 Detalle del Nudo 2 con perfiles tubulares rectangulares

[1] K.7.1
[4] 3.0

Comprobaciones de los límites de aplicación:

Parámetros: $\frac{b_o}{t_o} = \frac{100}{5} = 20 < 35$ VÁLIDO

$\frac{b_1}{t_1} = \frac{b_2}{t_2} = \frac{60}{3{,}2} = 18{,}75 < 35$ VÁLIDO

Relación de anchos: $\frac{b_1}{b_o} = \frac{b_2}{b_o} = 0{,}6 > 0{,}35$ VÁLIDO

$y > 0{,}1 + 0{,}01\frac{b_o}{t_o} = 0{,}3$ VÁLIDO

$\frac{b_1 + b_2}{2\,b_1} = 1{,}0 \therefore 0{,}6 \le 1 = \left(\frac{b_1 + b_2}{2\,b_1}\right) \le 1{,}3$ VÁLIDO

Referencia

$$\beta = \frac{b_1 + b_2}{2\,b_0} = 0{,}6$$

Separación entre intersecciones: $\frac{g}{b_o} = \frac{13{,}9}{100} = 0{,}139$ $0{,}5\,(1-\beta) \le g/b_0 \le 1{,}5\,(1-\beta)$

Se debe cumplir $0{,}2 \le \frac{g}{b_o} \le 0{,}60$ NO VÁLIDO

$\therefore$ Se aumenta g a 20 mm: $g = 20 \ge t_1 + t_2 > 6{,}4$ VÁLIDO

La inclinación de las barras cambia a $\theta_1 = 53{,}75°$ con g = 20 mm

Excentricidad: en la figura 2

$$e = \frac{1}{2}\{(g + h_1/\text{sen}\,\theta_1)\tan\theta_1 - h_o\}$$

$$= \frac{1}{2}\left\{\left(20 + \frac{60}{\text{sen}\,53{,}75°}\right)\tan 53{,}75° - 100\right\} = 14{,}37 \text{ mm}$$

[1]K.4.1(3)

$$\frac{e}{h_o} = \frac{14{,}37}{100} = 0{,}144 \quad -0{,}55 \le \left(\frac{e}{h_o} = 0{,}144\right) \le 0{,}25$$ VÁLIDO

[3] Tabla 2A

Todos los límites de aplicación, una vez modificados, son satisfactorios así que se puede calcular la resistencia de la unión.

3.1 Efecto de la Excentricidad

No obstante, se deberá observar que con el fin de conseguir cumplir con el límite del espaciamiento, hay que introducir una excentricidad de 14,4 mm. Esto significa que el momento desequilibrado se deberá dividir igualmente en cada lado de la unión en un cordón continuo y será completo en la barra 2-4 del nudo 2. La resistencia de la barra del cordón se tiene que verificar y debe ser adecuada para la combinación del momento y fuerza axial.

Referencia

3.2 Evaluación de la Resistencia de la Unión 2

Para este tipo de unión con perfiles tubulares rectangulares, se tienen que comprobar, en principio, cinco tipos de modos de fallo, tal como se muestra en la tabla 3 de la lección 15.3. No obstante, para los perfiles tubulares cuadrados, ello puede estar limitado a un solo modo de agotamiento, es decir, a la fluencia de la cara del cordón, tal como se indica en la tabla 1 de la lección 15.3.

Para fines educacionales, se comprueban los cinco modos de fallos en este caso, es decir:

[1] Tabla K.7.2
[3] 4.0

1 fluencia de la cara del cordón

2(a) cortante en el cordón

2(b) resistencia combinada de fuerza axial/cortadura

3 resistencia del ancho eficaz de la barra de relleno

4 resistencia al corte por punzonamiento

y el valor más bajo considerado será el crítico.

1. fluencia de la cara del cordón

$$N_{1.Rd} = 8{,}9 \frac{f_{yo}\, t_o^2}{\operatorname{sen} \theta_i} \left[\frac{b_1 + b_2}{2\, b_o} \right] \gamma^{0{,}5}\, f(n)$$

donde $\gamma = \dfrac{b_o}{2\, t_o} = \dfrac{100}{10} = 10$

$$n = \frac{\text{carga máxima de compresión aplicada en el cordón (en el nudo)}}{\text{resistencia a tracción cordón}}$$

$$\therefore k_n = 1{,}3 + \frac{0{,}4\, n}{\beta}$$ donde n es negativo para compresión

k_n = 1,0 para tracción

$$N_{1.Rd} = 8{,}9 \frac{0{,}355 \times 5^2}{\operatorname{sen} 53{,}75^\circ} \left[\frac{60 + 60}{200} \right] 10^{0{,}5} \times 1{,}0 = 186\ \text{kN}$$

Debido a la simetría $N_{2.Rd} = N_{1.Rd} \frac{\text{sen}\,\theta_1}{\text{sen}\,\theta_2} = N_{1.Rd} = 186\,kN$

2. Resistencia al cortante en el cordón

La comprobación de la resistencia al cortante en el cordón en la zona de separación no se requiere normalmente para algunos cordones, pero está dada aquí para ilustrar el método de comprobación usado para cordones rectangulares.

$$N_{1.Rd} = \frac{f_{yo}\, A_v}{\sqrt{3}\,\text{sen}\,\theta_1}$$

donde:

$$A_v = (2\,h_o + \alpha\, b_o)\, t_o$$

$$\alpha = \left[\frac{1}{\frac{1+4\,g^2}{3\,t_o^2}}\right]^{0,5}$$

V es el esfuerzo cortante aplicado

V_p es la resistencia al cortante del perfil $\left(\frac{A_v \cdot f_{yo}}{\sqrt{3}}\right)$

$\alpha = 0,21$; $A_v = 1106\ mm^2$; $V = 125,3\ kN$; $V_p = 226,5\ kN$

$$N_{1.Rd} = N_{2.Rd} = \frac{0,355 \times 1106}{\sqrt{3}\,\text{sen}\,53,75^\circ} = 281\,kN$$

Combinación de cortante en el cordón y esfuerzo axial en el espaciamiento.

$$N_{o.Rd} = (A_o - A_v)\, f_{yo} + A_v\, f_{yo} \left[1 - \left(\frac{V}{V_p}\right)^2\right]^{0,5}$$

$$N_{o,Rd} = (1888 - 1106) \times 0,355 + 1106 \times 0,355 \times \left[1 - \left(\frac{125,3}{226,5}\right)^2\right]^{0,5} = 782 \text{ x } 0,355 + 392 \times 0,83$$

= 605 kN > 186 kN VÁLIDO

3. Resistencia de anchura eficaz de la barra de relleno

$$N_{1.Rd} = f_{yi}\, t_j\, (2\,h_1 - 4\,t_1 + b_1 + b_{eff})$$

Referencia

donde

$$b_{eff} = \frac{10}{b_o/t_o}\frac{f_{yo}\,t_o}{f_{y1}t_1}.\,b_i \le b_i$$

$$b_{eff} = \frac{10}{20}.\frac{0{,}355\times 5}{0{,}355\times 3{,}2}\times 60 = 46{,}8\,mm$$

$N_{1.Rd}$ = $N_{2,Rd}$ = 0,355 × 3,2 (120 - 12,8 + 60 + 46,8) = 243 kN

4. Corte por Punzamiento

$$N_{2.Rd} = \frac{f_{yo}\,t_o}{\sqrt{3}\,\text{sen}\,\theta_2}\left[\frac{2\,h_i}{\text{sen}\,\theta_2} + b_2 + b_{ep}\right]$$

$$b_{ep} = \frac{10}{b_o/t_o}b_i \le b_i$$

= 30 mm ≤ 60 mm VÁLIDO

$$N_{.Rd} = N_{2.Rd} = \frac{0{,}355\times 5}{\sqrt{3}\,\text{sen}\,53{,}75^\circ}\left[\frac{120}{\text{sen}\,53{,}75^\circ} + 60 + 30\right]$$

= 303 kN

$N_{2.Rd}$ = $N_{1.Rd}$ = 303 kN

Resumen de la Unión 2 con perfiles tubulares rectangulares

Caso del Modo de Agotamiento		$N_{1.Rd}$ kN	$N_{2.Rd}$ kN
(1)	fluencia de la cara del cordón	186	186
(2a)	cortante en el cordón	281	281
(3)	Ancho eficaz de la barra de relleno	232	232
(4)	Corte por punzonamiento	303	303

(2b) Combinación de cortadura del cordón y carga axial $N_{o,Rd}$ = 605 kN > 186 kN ($N_{o,Sd}$)

donde $N_{1.Rd}$ = 186 kN

y $N_{2.Rd}$ = 186 kN > 156 kN VÁLIDO

Esta comparación muestra directamente que la fluencia de la cara del cordón es el modo controlador según lo expuesto.

En este caso, en que toda la geometría de la unión es simétrica, sólo es necesario calcular una barra. Si la unión tiene una geometría desigual o diagonales de sección tubular cuadrada distinta, las resistencias tienen que calcularse para cada barra a su vez. Cuando se utilicen cordones de sección tubular cuadrada, sólo es necesario comprobar la fluencia de la cara del cordón (caso 1), puesto que este será el modo de colapso límite. Todos los demás cálculos son aplicables a los cordones tubulares rectangulares. Se han ilustrado aquí para fines de explicación.

Un procedimiento similar se lleva a cabo para el nudo 3 del cordón superior. No obstante, en este caso el efecto de las fuerzas de compresión y el momento de flector tienen que incluirse en el coeficiente k_n.

Referencia

4. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocode 3: “Design of Steel Estructures”:
DD ENV 1993-1-1: 1992 - Annex K.
Hollow Section Lattice Girder Connections.

[2] Design Guide to BS 5950: Part 1.1: 1990 Vol 1.
SCI publication P202, Silwood Park, Ascot, Berks, SL5 7QN.

[3] Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J.A., Dutta, D., Yeomans, N.: Design Guide for Circular Hollow Sections (CHS) Joints Under Predominantly Static Loading CIDECT publication, Verlag TÜV, Rheinland, 1991, ISBN3-88585-975-0.

[4] Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N.: Design Guide for Rectangular Hollow Sections (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading CIDECT publication, Verlag TÜV, Rheinland, 1992, ISBN 3-8249-0089-0.

ESDEP TOMO 15
ESTRUCTURAS TUBULARES

Lección 15.2: Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares bajo Cargas Predominantes Estáticas

OBJETIVOS/CONTENIDO

Para obtener una visión del comportamiento básico de las uniones entre perfiles tubulares circular.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lecciones 3.3 Propiedades de los Aceros en la Ingeniería

Lecciones 4.1: Fabricación General de Estructuras de Acero

Lección 13.1.2: Introducción al Diseño de Uniones

Lección 15.1: Aplicación de Perfiles Tubulares en Estructuras de Acero

LECCIONES AFINES

Lecciones 14.4: Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas

Lección 15.3: Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares Rectangulares bajo Cargas Predominantemente Estáticas.

RESUMEN

Los perfiles tubulares circulares se han utilizado en las estructuras de acero durante muchos años. El tipo más común de unión en la construcción con perfiles tubulares circulares corresponde al sistema en que las barras de relleno están conformadas en sus extremos para acoplarse al perfil circular del cordón y ser posteriormente soldadas.

El comportamiento de las uniones de perfiles tubulares circulares soldados no rigidizadas, bajo carga estática, es lo que se va a exponer en esta lección, haciendo énfasis sobre el comportamiento de las uniones y los parámetros que las rigen. Se exponen fórmulas semi-empíricas de resistencia para las uniones, basadas en modelos teóricos simplificados y sobre resultados de ensayos, las cuales han sido adoptadas por el Eurocódigo 3 [1].

NOTACIÓN

Se ha adoptado la notación del Eurocódigo 3, Anexo K [2].

1. INTRODUCCIÓN

Las ventajas de utilizar perfiles tubulares circulares en las estructuras de acero están expuestas en la lección 15.1. Aunque se emplean los tornillos para conectar las subestructuras prefabricadas y en el montaje de ciertos tipos de estructuras espaciales patentados, es mucho más común utilizar las uniones soldadas, particularmente en las construcciones del tipo de celosía.

Esta lección trata principalmente de las uniones soldadas no rigidizadas entre perfiles tubulares circulares. El comportamiento de las uniones se explica basándose en la suposición de que la resistencia de la soldadura es la adecuada.

La filosofía de diseño para ejecutar las uniones de los perfiles tubulares es la expuesta en la lección 15.1, mientras que en la lección 15.3 se trata del diseño de las uniones soldadas no rigidizadas entre perfiles tubulares rectangulares.

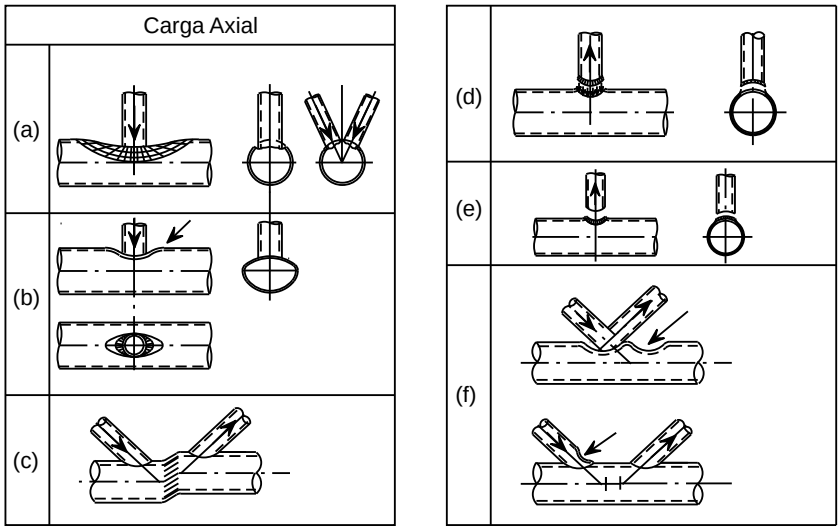
Al unir cordones circulares con barras de relleno (riostras) circulares en una estructura en celosía, los extremos de las barras de relleno circulares se cortan usualmente en forma de “silla de montar” mediante el cortado con soplete de tipo manual o automático. Las barras se sueldan conjuntamente.

La transferencia compleja de la carga y la distribución de la rigidez local no lineal en las uniones de perfiles tubulares circulares, hace que sea necesario llevar a cabo intensas investigaciones sobre el comportamiento de las uniones. Los análisis de modelos teóricos y los resultados experimentales han conducido a diseñar reglas y fórmulas semi-empíricas de cálculo para los tipos básicos de las uniones de perfiles tubulares circulares [3-6]. Dichas fórmulas están incorporadas en el Eurocódigo 3, Anexo K [2].

2. CRITERIOS Y MODOS DE COLAPSO

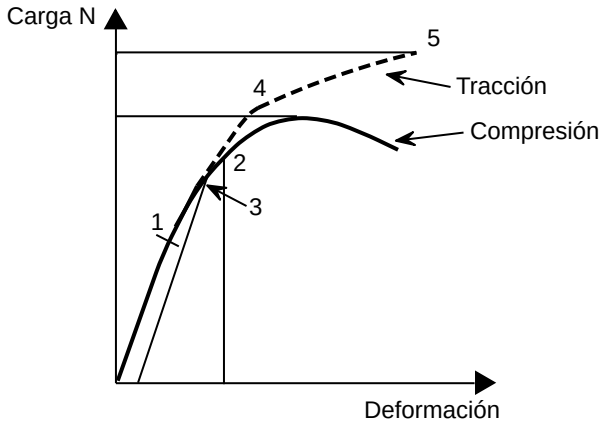
El comportamiento bajo carga de las uniones entre los perfiles tubulares está controlado, por una parte, por la geometría de la unión y por otra por las cargas reales puntuales resultantes, tanto longitudinales como transversales, con respecto al eje de las barras. Del comportamiento de las uniones de perfiles tubulares circulares, se ha examinado tanto el campo elástico como el pos-elástico hasta su resistencia a la rotura. Tal como se expone en el diagrama de carga con respecto a la deformación (figura 1), la resistencia estática de una unión de perfiles tubulares puede venir caracterizada por los siguientes criterios:

- Resistencia a la rotura bajo carga (5).



(a) Rotura de la pared del cordón o plastificación del cordón (rotura plástica) de la cara del cordón o de la sección transversal del cordón)
(b) Rotura de la pared del cordón por fluencia o inestabilidad (al soportar carga o por pandeo local bajo la barra de relleno comprimida)
(c) Rotura del cordón por cortante
(d) Rotura del cordón por punzonamiento
(e) Rotura de barra de relleno con anchura efectiva reducida (en las soldaduras o en las barras)
(f) Rotura por pandeo local

Figura 2 Modos de rotura para nudos de perfiles huecos circulares



1 = Límite elástico
2 = Límite de deformación
3 = Límite de deformación elástica
4 = Aparición de grietas
5 = Carga última

Figura 1 Diagrama de carga-deformación para un nudo de perfiles huecos

- Criterios de deformación (2) o (3).
- Iniciación de la fisura observada visualmente (4).

Cuando actúan grandes fuerzas de compresión combinadas con perfiles de pequeño espesor, pueden tener lugar fallos de inestabilidad (baja capacidad de deformación). En otras circunstancias, es habitual que la unión muestre una resistencia considerable de tipo pos-elástico. El colapso tiene lugar cuando una superficie suficiente de la unión ha alcanzado la tensión de fluencia o incluso el límite de rotura, de forma tal que no pueden soportarse más incrementos de carga.

Internacionalmente, ha llegado a ser práctica común basar las resistencias de cálculo para uniones de perfiles tubulares circulares en los criterios de los estados límites basados en los

modos de colapso expuestos en la figura 2. Estos dependen de parámetros geométricos específicos y de las condiciones de la carga.

Basándose en las investigaciones teóricas con modelos analíticos que se describirán posteriormente en esta lección, y sobre los resultados de los ensayos de resistencia en uniones experimentales, se ha deducido la ecuación general siguiente que expone la resistencia a la rotura de la unión N_u:

$$N_u = f_{yo} \cdot t_o^2 \cdot f_1(\beta) \cdot f_2(\gamma) \cdot f_3(\theta) \cdot f_4(k_g) \cdot f_5(k_p)$$

Para consultar la explicación de los símbolos, véase el Eurocódigo 3, Anexo K [2].

3. MODELOS ANALÍTICOS

Se emplean actualmente tres modelos para la determinación de los parámetros influyentes. Los modelos son:

1. Modelo de anillo
2. Modelo de corte por punzonamiento (arrancamiento).
3. Modelo del cortante en el cordón

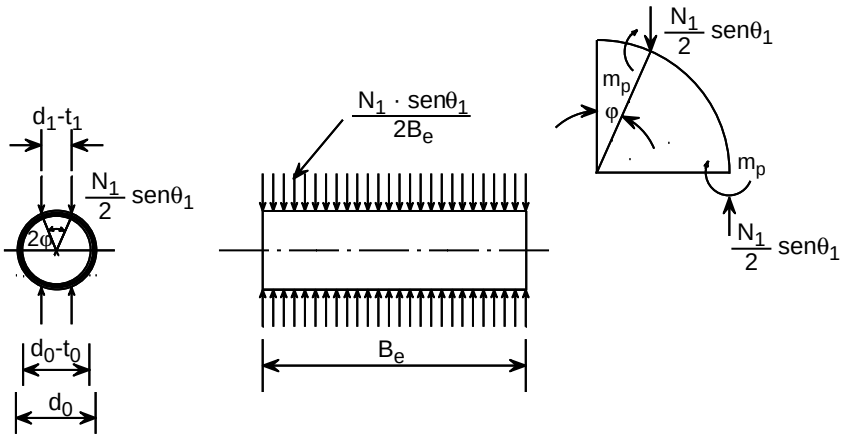


Figura 3a Modelo de anillo para unión con sección transversal circular

3.1 Modelo de anillo (figura 3a)

El diseño de las uniones de perfiles tubulares circulares se basó inicialmente en la resistencia obtenida a partir del análisis plástico rígido de un anillo bidimensional, el cual se utiliza para representar una unión transversal de perfiles tubulares circulares, y suponiendo cargas puntuales en las caras de las barras transversales. La unión está esquematizada mediante un anillo con una longitud eficaz B_e y con las mismas propiedades geométricas y mecánicas que el cordón (figura 3a).

La figura 3b muestra la distribución no uniforme de tensiones en la intersección de las barras de relleno y del cordón, para las uniones en T, en Y y en X. Dos cargas lineales iguales a la mitad de las cargas de las barras de relleno representan el sistema de carga para una unión en cruz.

Despreciando la influencia de las cargas axiales y de cortadura, el momento plástico m_p se puede calcular mediante la ecuación siguiente:

$$m_p = \frac{N_{1y} \cdot \operatorname{sen}\theta_1}{4} \cdot (1 - \operatorname{sen}\varphi) \cdot \frac{d_o - t_o}{2} \quad (1)$$

donde

N_{1y} es la carga límite basada en la tensión de fluencia del anillo.

θ_1 es el ángulo entre el cordón y la barra de relleno.

Teniendo en cuenta la longitud real B_e del anillo, el momento plástico viene dado por:

$$m_p = \frac{B_e \cdot t_o^2}{4} \cdot f_{yo} \quad (2)$$

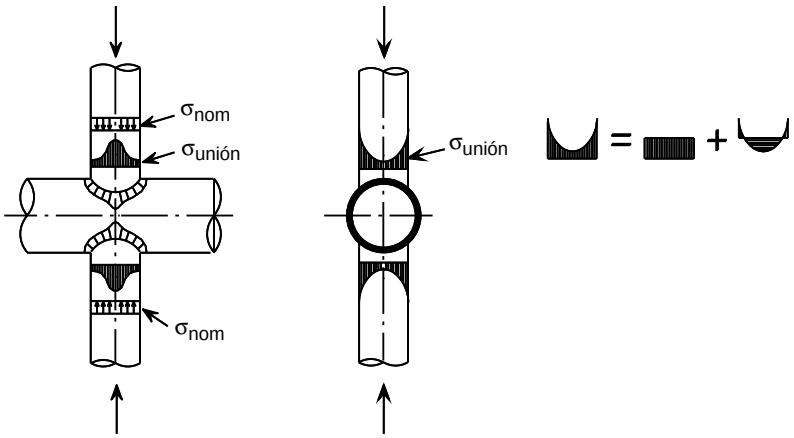


Figura 3b Distribución de tensiones en una unión transversal de perfiles huecos circulares

Sustituyendo la Ecuación (2) en la Ecuación (1) y suponiendo sen $\varphi \approx \beta$ y $\frac{d_o - t_o}{2} \approx \frac{d_o}{2}$ da por resultado:

$$N_{1y} = \frac{2 \cdot B_e}{d_o} \cdot \frac{1}{1-\beta} \cdot \frac{f_{yo} \cdot t_o^2}{\operatorname{sen}\theta_1} \qquad (3)$$

donde

β es la relación entre el diámetro de la barra de relleno y el diámetro del cordón

La longitud eficaz B_e para los diferentes tipos de uniones se determina experimentalmente. Adicionalmente, el término (1 - β) tiene que ser corregido para evitar una resistencia infinita para β = 1,0. En consecuencia, la ecuación (3) cambia a :

$$N_{1y} = \frac{C_o}{1 - C_1 \cdot \beta} \cdot f_{y0} \cdot \frac{t_o^2}{\operatorname{sen}\theta_1} \qquad (3a)$$

donde

C_o y C_1 son constantes.

Para las uniones en T, Y y X se puede conseguir una concordancia razonable entre los resultados de los ensayos y el modelo semi-analítico del anillo. En uniones más complicadas, tales como los tipos en K, y N, hay que tener en cuenta la influencia de otros parámetros, es decir, las separaciones entre las barras de relleno y la presencia de fuerzas de membrana.

3.2 Modelo de corte por punzonamiento (arrancamiento)

Este modelo está expuesto en la figura 4 para el caso en que la unión en Y está cargada a tracción. Se supone que el esfuerzo de corte en el cordón, alrededor de la barra de relleno (riostra), es uniforme en la superficie de la unión, es decir, el efecto del perímetro de la barra de relleno y de la curvatura sobre el cordón no se tiene en cuenta.

Para la uniones con θ_2 = 90°, la caja teórica de corte por punzonamiento (arrancamiento) uniformemente distribuida trabajando a su valor límite $f_{y0} / \sqrt{3}$ se puede calcular como sigue:

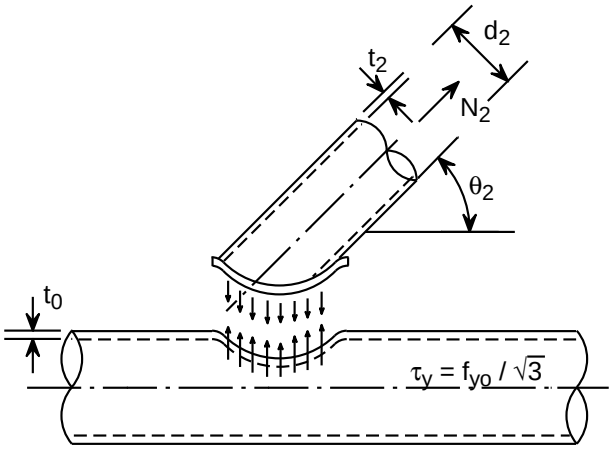
$$\frac{N_2}{\pi \cdot d_2 \cdot t_o} = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}} \qquad (4)$$

Para las uniones con barras de relleno con θ_2 < 90°, la superficie de corte por punzonamiento (arrancamiento) se incrementa en el factor $\frac{1 + \operatorname{sen}\theta_2}{2 \cdot \operatorname{sen}\theta_2}$. Además, el corte por punzonamiento (arrancamiento) está causado solamente por la componente de carga perpendicular al cordón, es decir, ($N_2 \cdot \operatorname{sen}\theta_2$) lo que conduce a la siguiente ecuación:

$$N_2 = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot d_2 \cdot t_o \cdot \frac{1 + \operatorname{sen}\theta_2}{2 \cdot \operatorname{sen}^2 \theta_2} \qquad (5)$$

En general, este criterio solamente es aplicable para uniones con pequeños valores de β, puesto que a medida que el valor de β aumenta, la carga aplicada se transferirá mediante esfuerzos tangenciales al cordón.

La presentación de las reglas de cálculo en términos de corte por punzonamiento (arran-



$$N_2 = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \pi d_2 \frac{1 + \operatorname{sen}\theta_2}{2\operatorname{sen}^2 \theta_2}$$

Figura 4 Modelo de punzonamiento por cortante para un nudo de perfiles tubulares circulares

camiento) es ampliamente utilizada en las recomendaciones de plataformas marinas.

3.3 Modelo del cortante

Tal como se muestra en la figura 5, en las uniones de los tipos K o N con espaciamiento (separación), la sección transversal del cordón en dicho espaciamiento se puede agotar debido al efecto del cortante o a la combinación de éste y el esfuerzo axial y el momento flector. Cuando la sección del cordón es completa, se puede aplicar la fórmula siguiente para el cálculo plástico:

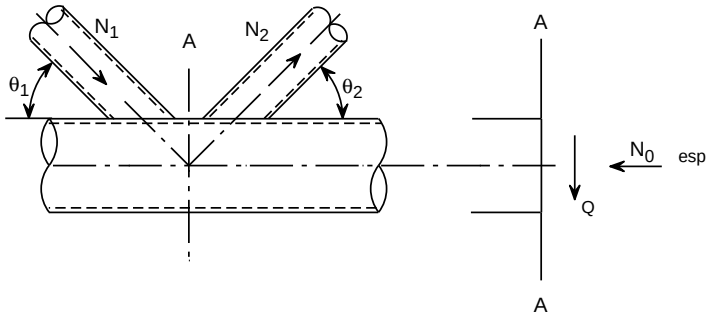


Figura 5 Modelo para esfuerzo cortante en el cordón

$$N_i \cdot \operatorname{sen}\theta_1 \leq \frac{2 \cdot f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot (d_o - t_o) \cdot t_o \quad (6)$$

$$N_{o,esp} \leq \pi \cdot (d_o - t_o) \cdot t_o \cdot f_{yo} \quad (7)$$

$$M_{0,esp} \leq (d_o - t_o)^2 \cdot t_o \cdot f_{yo} \quad (8)$$

Generalmente, los momentos flectores son pequeños y sólo se considera la interacción entre el esfuerzo axial y el cortante:

$$\left(\frac{N_{o,esp}}{\pi \cdot (d_o - t_o) \cdot t_o \cdot f_{yo}}\right)^2 + \left(\frac{N_i \cdot \operatorname{sen}\theta_i}{\frac{2f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot (d_o - t_o) \cdot t_o}\right)^2 \leq 1{,}0 \quad (9)$$

En uniones con espaciamiento pequeño, la sección transversal del cordón está rigidizada mediante las barras de relleno conectadas, lo que incrementa considerablemente la resistencia a cortante.

4. VALIDEZ DE LOS ENSAYOS

Virtualmente, toda la información disponible sobre los ensayos en uniones entre perfiles tubulares circulares se ha obtenido a partir del ensayo en prototipos de uniones aisladas dispuestas en la forma mostrada en la figura 6. Se conocen pocos ensayos en los que las uniones se han probado en estructuras completas. La mayoría de las pruebas se han hecho en Japón, EE.UU., Holanda, Reino Unido y Alemania.

La gama de diámetros de los cordones probados varió desde 50 a 508 mm con diferentes parámetros geométricos (β, γ, θ, k_g, k_p, etc.) de la unión y con diferentes propiedades mecánicas.

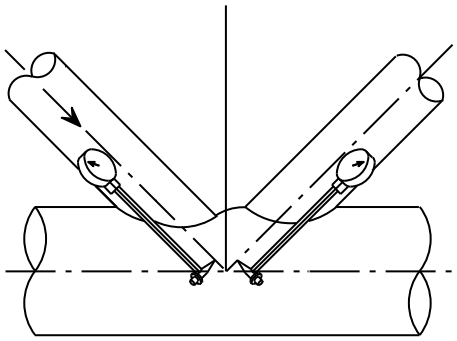


Figura 6 Pieza típica de ensayo de un nudo en K aislado

5. FÓRMULAS DE RESISTENCIA PARA UNIONES CARGADAS AXIALMENTE

La evidencia experimental generada por muchos investigadores se ha combinado con los modelos analíticos descritos en el apartado 3 para determinar las ecuaciones de resistencia de las

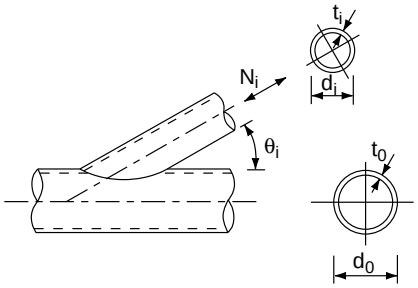
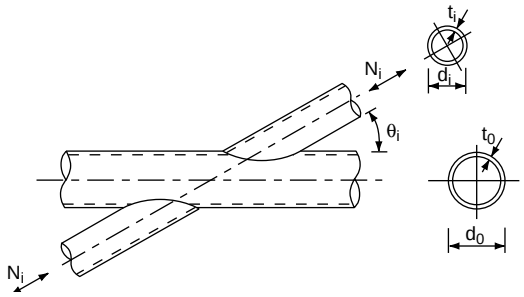
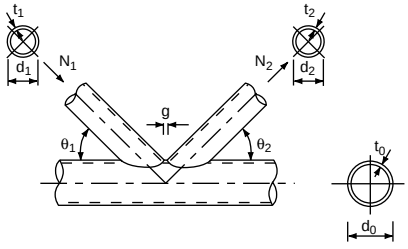
Tipo de nudo	Resistencias de cálculo (i = 1 ó 2)
Nudos T e Y	Plastificación del cordón
	$N_{1.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o^2}{\operatorname{sen}\theta_1} (2{,}8 + 14{,}2\beta^2)\, \gamma^{0,2}\, k_p \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
Nudos en X	Plastificación del cordón
	$N_{1.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o^2}{\operatorname{sen}\theta_1} \left(\frac{5{,}2}{1-0{,}81\beta}\right) k_p \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
Nudos en K y N con separación o recubrimiento (solape)	Plastificación del cordón
	$N_{1.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o^2}{\operatorname{sen}\theta_1} \left(1{,}8 + 10{,}2\, \frac{d_1}{d_o}\right) k_g\, k_p \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$ $N_{2.Rd} = \frac{\operatorname{sen}\theta_1}{\operatorname{sen}\theta_2} N_{1.Rd}$
Nudos T-, Y- y X Nudos con desfase K-, N- y KYT Si: $d_1 \le d_o - 2t_o$	Resistencia a cortante $N_{1.Rd} = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}}\, t_o\, \pi\, d_i \frac{1 + \operatorname{sen}\theta_1}{2\operatorname{sen}^2\theta_1} \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$

Tabla 1a Resistencias de cálculo de nudos soldados entre perfiles huecos circulares

Funciones
$k_p = 1,0$ para $n_p \geq 0$ (tensión) $k_p = 1 + 0,3\,(n_p - n_p^2)$ para $n_p < 0$ (compresión) pero $k_p \leq 1,0$
$K_g = \gamma^{o2}\left[1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{\exp\left[0,5\frac{g}{t_o} - 1,33\right] + 1}\right]$

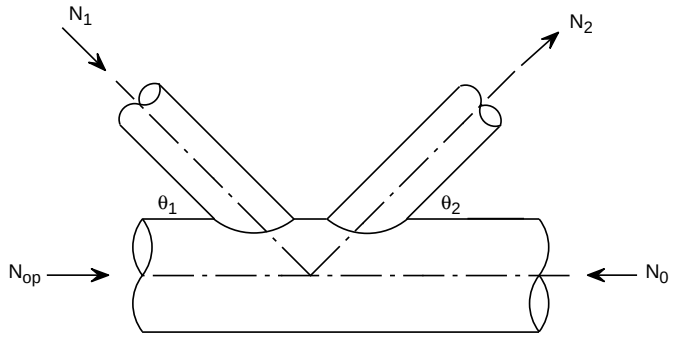
Tabla 1a (continuación) Resistencias de cálculo de nudos soldados entre perfiles huecos circulares

$\frac{d_1}{d_o} \geq 0,2$ pero $\frac{d_1}{d_o} \leq 1,0$	
$5 \leq \frac{d_o}{2t_o} \leq 25$ $5 \leq \frac{d_o}{2t_o} \leq 20$ nudos en x	$5 \leq \frac{d_1}{2t_1} \leq 25$
$g \geq t_1 + t_2$	$\lambda_{ov} \geq 25\%$
$\theta_1 \geq 30°$	

Tabla 1b Rango de validez para uniones soldadas de tubos huecos de sección circular

uniones para su valor medio. Las fórmulas características de resistencia de la unión se han determinado basándose en un análisis estadístico, teniendo en cuenta la dispersión de los resultados de los ensayos, las tolerancias de las dimensiones y la variación de las propiedades mecánicas. Las fórmulas características de resistencia de las uniones, divididas por un coeficiente parcial γm proporcionan las fórmulas de resistencia de cálculo. La validez de las fórmulas de resistencia de cálculo semi-empíricas resultantes está limitada al campo de validez de los parámetros usados en la experimentación.

Las reglas de cálculo más recientes para uniones planas en T, Y, X y K cargadas axialmente, y para perfiles tubulares circulares han sido deducidas en base a las investigaciones efectuadas por IIW y CIDECT. Las fórmulas semi-empíricas para la resistencia de cálculo en uniones planas de perfiles tubulares circulares han sido adoptadas por el Eurocódigo 3, Anexo K [2], y se exponen en las tablas 1a y 1b.



$N_0 = N_{op} + N_1 \cos\theta_1 + N_2 \cos\theta_2$

N_{op} = Precarga Axial

Figura 7 Definición de precarga y carga total en el cordón

Las fórmulas de resistencia de cálculo para las uniones en T, Y, X y K se basan en la resistencia de la unión bajo carga de compresión, aunque se pueden utilizar también para carga de tracción. La resistencia a la rotura bajo carga de tracción es más alta que bajo carga de compresión (véase la figura 1). Sin embargo, no siempre es posible aprovechar la ventaja de esta resistencia de la unión debido a la reducida capacidad de deformación.

La resistencia de cálculo está controlada generalmente por dos criterios, es decir, plastificación de la sección transversal del cordón y el punzonamiento del cordón. Ambos criterios se tendrán que comprobar utilizando las fórmulas de la tabla 1.

Para el coeficiente k_p que expresa el efecto de la precarga en la resistencia de la unión, se tendrá que considerar solamente la precarga del cordón. Así pues, tendrán que descontarse las componentes horizontales de la carga debidas a las barras de relleno (véase la figura 7).

6. OTROS TIPOS DE UNIONES U OTRAS CONDICIONES DE CARGA

6.1 Tipos especiales de uniones de perfiles tubulares circulares soldados

Las uniones de perfiles tubulares pueden tener varias configuraciones y condiciones de carga, además de los tipos básicos de uniones descritos anteriormente. No obstante, la resistencia de cálculo de estas uniones (véase la tabla 2) se puede relacionar generalmente con la de los tipos básicos.

6.2 Chapa o Perfil I conectado a cordones de perfil tubular circular

Las uniones se pueden dividir en dos grupos básicos, aquéllas con cartelas soldadas simétricamente a los dos lados opuestos del cordón (uniones XP) y aquéllas con cartelas soldadas solamente a un lado del cordón (uniones TP).

Las uniones XP muestran un comportamiento comparable al de las uniones en X, mientras que las uniones TP se pueden relacionar con las uniones en T.

Las uniones con una placa en dirección longitudinal muestran deformaciones muy altas cuando están solicitadas a carga máxima. Los diagramas de deformación bajo carga de estas uniones muestran un límite de fluencia más pronunciado que en las uniones de perfiles tubulares. Aunque las deformaciones bajo la carga fluencia pueden ser considerables, ésta se aplica en el análisis.

La tabla 3 proporciona las resistencias de cálculo de distintas uniones bajo esfuerzo axial, momento flector en el plano y momento flector fuera del plano.

6.3 Uniones de perfiles tubulares circulares cargadas por momentos flectores

Las fórmulas de resistencia de cálculo para las uniones de perfiles tubulares circulares cargadas por momentos flectores se deducen de forma similar a las de las uniones cargadas axialmente (véase la tabla 4). Cuando las barras no son críticas y las soldaduras son suficientemente fuertes, existen en principio dos modos principales de colapso: (a) colapso plástico de la pared del cordón o de la sección transversal del cordón y (b) fisuración que conduce a la rotura de la barra de relleno a partir del cordón.

6.4 Uniones de perfiles tubulares circulares multiplano (uniones KK y TT)

Los cálculos de elementos finitos han demostrado que las barras multiplano y carga multiplano muestran diferencias substanciales en la resistencia y en la rigidez en comparación con la unión en X plana. Los distintos ensayos en uniones en K en vigas triangulares han conducido a una ecuación de interacción, la cual se puede reemplazar fácilmente mediante una constante de valor 0,9 a aplicar a la resistencia de las uniones planas.

Para las uniones en T, los ensayos llevados a cabo en uniones en T dobles (uniones en V) con un ángulo de 90° entre las barras de relleno comprimidas, mostraron que la resistencia de la unión multiplano no varió substancialmente con respecto a la resistencia de la unión plana. La tabla 5 proporciona recomendaciones simples de cálculo para las uniones de perfiles tubulares circulares multiplano, utilizando las fórmulas de resistencia para uniones planas con coeficientes de corrección.

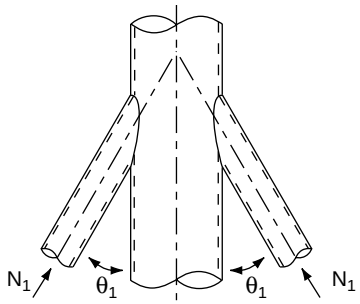
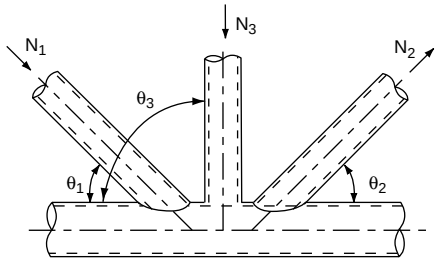
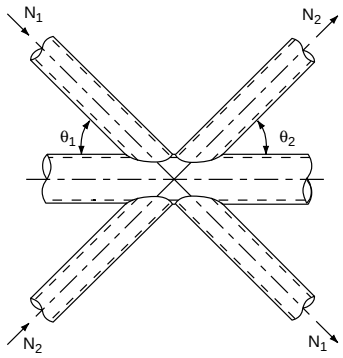
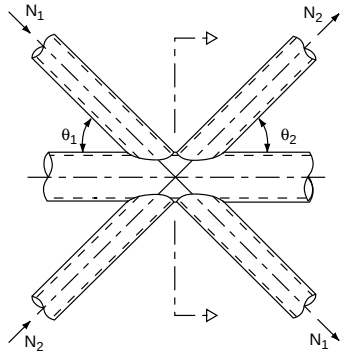
Tipo de nudo	Criterios de diseño
	$N_{1.Sd} \leq N_{1.Rd}$ en donde $N_{1.Rd}$ es el valor de $N_{1.Rd}$ para un nudo en X de la tabla 1a.
	$N_{1.Sd}$ sen $\theta_1 + N_{3.Sd}$ sen $\theta_3 \leq N_{1.Rd}$ sen θ_1 $N_{2.Sd}$ sen $\theta_2 \leq N_{1.Rd}$ sen θ_1 en donde $N_{1.Rd}$ es el valor de $N_{1.Rd}$ para un nudo en K de la tabla 1a, pero con $\frac{d_1}{d_0}$ sustituido por: $\frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0}$
	$N_{1.Sd}$ sen $\theta_1 + N_{2.Sd}$ sen $\theta_2 \leq N_{x.Rd}$ sen θ_x en donde $N_{x.Rd}$ es el valor de $N_{x.Rd}$ para un nudo en X de la tabla 1a, donde $N_{x.Rd}$ sen θ_x es el mayor de los valores $\lvert N_{1.Rd}$ sen $\theta_1 \rvert$ y $\lvert N_{2.Rd}$ sen $\theta_2 \rvert$
	$N_{1.Sd} \leq N_{1.Rd}$ en donde $N_{1.Rd}$ es el valor de $N_{1.Rd}$ para un nudo en K de la tabla 1a, siempre que, en un nudo con separación, en la sección 1-1 el cordón cumpla con $\left[\frac{N_{0.Sd}}{N_{0.pl.Rd}}\right]^2 + \left[\frac{V_{0.Sd}}{V_{0.pl.Rd}}\right]^2 \leq 1{,}0$

Tabla 2 Criterios de diseño (cálculo) para tipos especiales de nudos soldados entre riostras de CHS y cordones de CHS

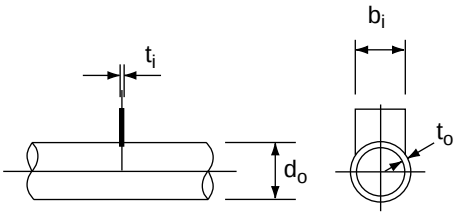
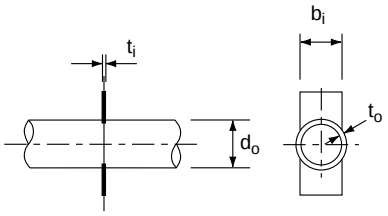
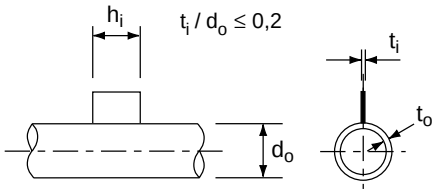
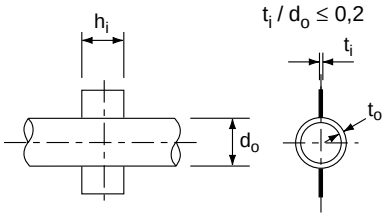
<table>
<tr><td colspan="2">Rotura de la cara del cordón</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = k_p\, f_{yo}\, t_o^2\, (4 + 20\beta^2)\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
$M_{ip.i.Rd} = 0$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = \dfrac{5k_p\, f_{yo}\, t_o^2}{1 - 0{,}81\beta}\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
$M_{ip.i.Rd} = 0$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = 5k_p\, f_{yo}\, t_o^2\, (1 + 0{,}25\eta)\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd}$
$M_{op.i.Rd} = 0$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = 5k_p\, f_{yo}\, t_o^2\, (1 + 0{,}25\eta)\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd}$
$M_{op.i.Rd} = 0$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Rotura por cortante punzante</td></tr>
<tr><td colspan="2">$\sigma_{max}\, t_i = (N_{Sd} / A + M_{Rd} / W_{el})\, t_i \le 2t_o\, (f_{yo} / \sqrt{3})\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$</td></tr>
<tr><td>Intervalo de validez</td><td>Coeficiente k_p</td></tr>
<tr><td>Además de los límites que se dan en la tabla 1b:
$\beta \ge 0{,}4$ y $\eta \le 4$
donde $\beta = b_i / d_o$ y $\eta = h_i / d_o$</td><td>Para $n_p < 0$ (compresión):
$K_p = 1 + 0{,}3\, n_p\, (1 - n_p)$ pero $k_p \le 1{,}0$
Para $n_p \ge 0$ (tracción): $k_p = 1{,}0$</td></tr>
</table>

Tabla 3a Resistencias de cálculo de nudos soldados que unen chapas de cartelas a barras de CHS

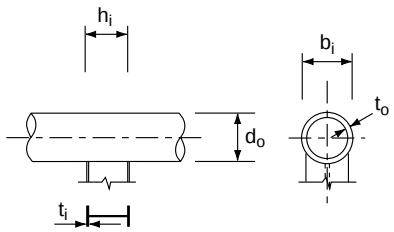
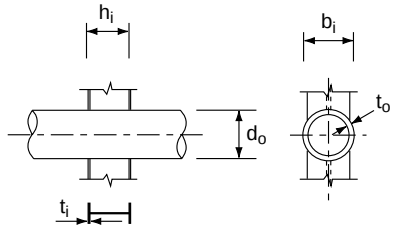
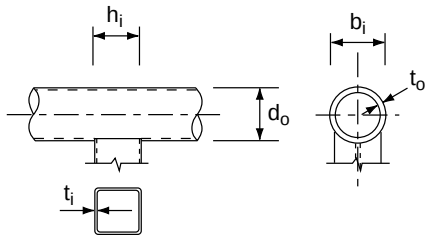
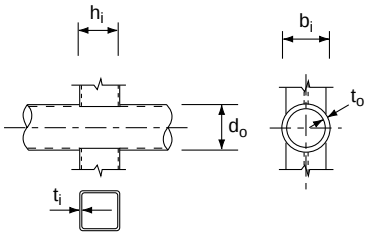
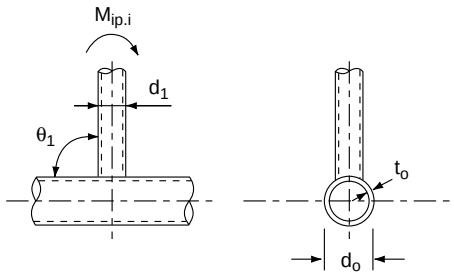
<table>
<tr><td colspan="2">Rotura de la cara del cordón</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = k_p\, f_{yo}\, t_o^2\, (4 + 20\beta^2)\, (1 + 0{,}25\eta) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd} / (1 + 0{,}25\eta)$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = \frac{5k_p\, f_{yo}\, t_o^2}{1 - 0{,}81\beta} (1 + 0{,}25\eta) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd} / (1 + 0{,}25\eta)$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = k_p\, f_{yo}\, t_o^2\, (4 + 20\beta^2)\, (1 + 0{,}25\eta) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd}$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = \frac{5k_p\, f_{yo}\, t_o^2}{1 - 0{,}81\beta} (1 + 0{,}25\eta) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
$M_{ip.i.Rd} = h_i\, N_{i.Rd}$
$M_{op.i.Rd} = 0{,}5\, b_i\, N_{i.Rd}$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Rotura por cortante punzante</td></tr>
<tr><td colspan="2">Para perfiles en I o H:
$\sigma_{max}\, t_i = (N_{Sd} / A + M_{Rd} / W_{el})\, t_i \le 2t_o\, (f_{yo} / \sqrt{3})\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
Para perfiles de RHS:
$\sigma_{max}\, t_i = (N_{Sd} / A + M_{Rd} / W_{el})\, t_i \le t_o\, (f_{yo} / \sqrt{3})\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$</td></tr>
<tr><td>Intervalo de validez</td><td>Coeficiente k_p</td></tr>
<tr><td>Además de los límites que se dan en la tabla 1b:
$\beta \ge 0{,}4$ y $\eta \le 4$
donde $\beta = b_i / d_o$ y $\eta = h_i / d_o$</td><td>Para $n_p < 0$ (compresión):
$K_p = 1 + 0{,}3\, n_p\, (1 - n_p)$ pero $k_p \le 1{,}0$
Para $n_p \ge 0$ (tracción): $k_p = 1{,}0$</td></tr>
</table>

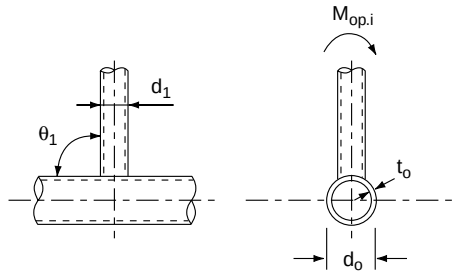
Tabla 3b Resistencias de cálculo de nudos soldados que unen perfiles I, en H o de RHS a cordones de CHS

Rotura de la cara del cordón - T, X e Y [i = 1 o 2]



$$M_{op.i.Rd} = 4{,}85 \frac{f_{yo}\, t_o^2\, d_i}{\operatorname{sen} \theta_i} \sqrt{\gamma}\ \beta k_p \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$$

Rotura de la cara del cordón - Nudos en K,N, T, X e Y [i = 1 o 2]



$$M_{op.i.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o^2\, d_i}{\operatorname{sen} \theta_i} \frac{2{,}7}{1 - 0{,}81\,\beta} \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$$

Rotura por cortante punzante - Nudos en K y N con separación y todos los nudos en T, X e Y [i = 1 o 2]

Cuando $d_i \le d_o - 2\,t_o$:

$$M_{ip.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o\, d_i^2}{\sqrt{3}} \frac{1 + 3 \operatorname{sen} \theta_i}{4 \operatorname{sen}^2 \theta_i} \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$$

$$M_{op.i.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o\, d_i^2}{\sqrt{3}} \frac{3 + \operatorname{sen} \theta_i}{4 \operatorname{sen}^2 \theta_i} \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$$

Factor k_p

Para $n_p < 0$ (compresión): $k_p = 1 + 0{,}3\, n_p\, (1 - n_p)$ pero $k_p \le 1{,}0$

Para $n_p \ge 0$ (tracción): $k_p = 1{,}0$

Tabla 4 Momentos resistentes de cálculo de nudos soldados entre riostras de CHS y cordones de CHS

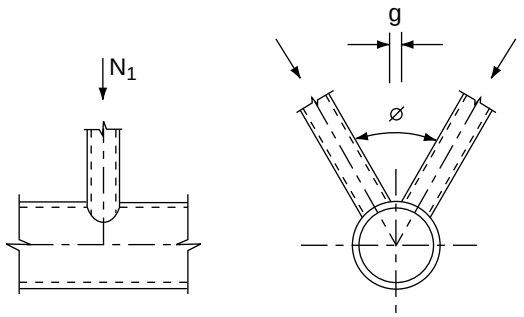
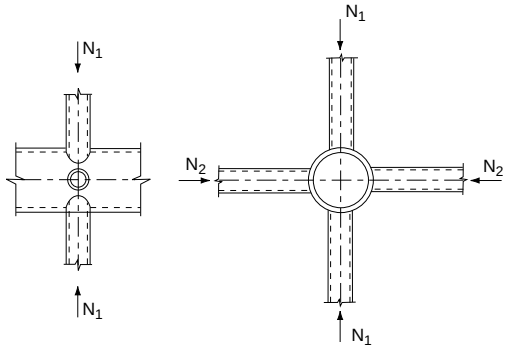
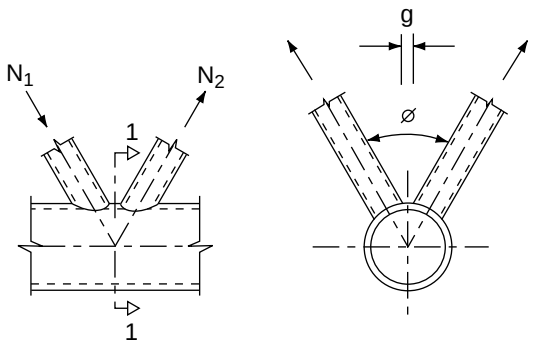
Tipo de nudo	Coeficiente de reducción μ
Nudo TT	$60° \le \varnothing \le 90°$
	$\mu = 1{,}0$
Nudo XX	
	$\mu = 1 + 0{,}33\ N_{2.Sd} / N_{1.Sd}$ teniendo en cuenta el signo de $N_{1.Sd}$ y $N_{2.Sd}$ $\lvert N_{2.Sd} \rvert \le \lvert N_{1.Sd} \rvert$
Nudo KK	$60° \le \varnothing \le 90°$
	$\mu = 0{,}9$ siempre que, en un nudo del tipo con separación, en la sección 1-1 el cordón satisfaga a: $\left[\frac{N_{0.Sd}}{N_{pl.0.Rd}}\right]^2 + \left[\frac{V_{0.Sd}}{V_{pl.0.Rd}}\right]^2 \le 1{,}0$

Tabla 5 Coeficiente de reducción para nudos multiplanos

7. DIAGRAMAS DE CÁLCULO

Para evaluar si la resistencia de la unión es suficiente para las barras seleccionadas, el proyectista requiere a menudo de una “herramienta” de comprobación. Esta herramienta se proporciona mediante los gráficos de cálculo expuestos en las figuras 8 a 12, en donde se presentan gráficamente las resistencias de cálculo en términos de la eficiencia de las barras de relleno C_e, es decir, la resistencia de cálculo N_1R_d de la unión dividido por la carga de fluencia $A_i \ f_{yi}$ de las barras de relleno conectadas (7).

De obtiene la fórmula siguiente para la eficacia:

$$\frac{N_{1Rd}}{A_1 \cdot f_{y1}} = C_e \cdot \frac{f_{yo} \cdot t_o}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot \frac{k_p}{\operatorname{sen} \theta_1} \qquad (10)$$

El parámetro de la eficiencia C_e (C_T para uniones en T e Y, C_X para uniones en X y C_K para uniones en K y N) proporciona la eficiencia para una unión con $k_p = 1{,}0$, una inclinación de la barra de relleno $\theta_1 = 90°$, y un espesor idéntico de las paredes y igual carga de fluencia de cálculo para el cordón y las barras de relleno.

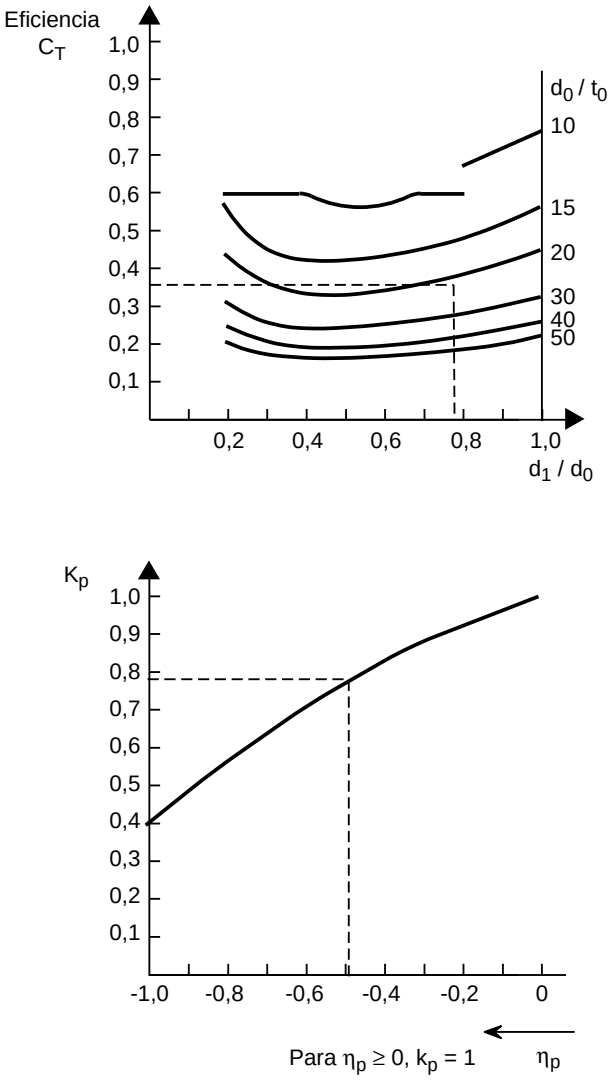


Figura 8 Gráficos de cálculo de nudos en T e Y de perfiles tubulares circulares

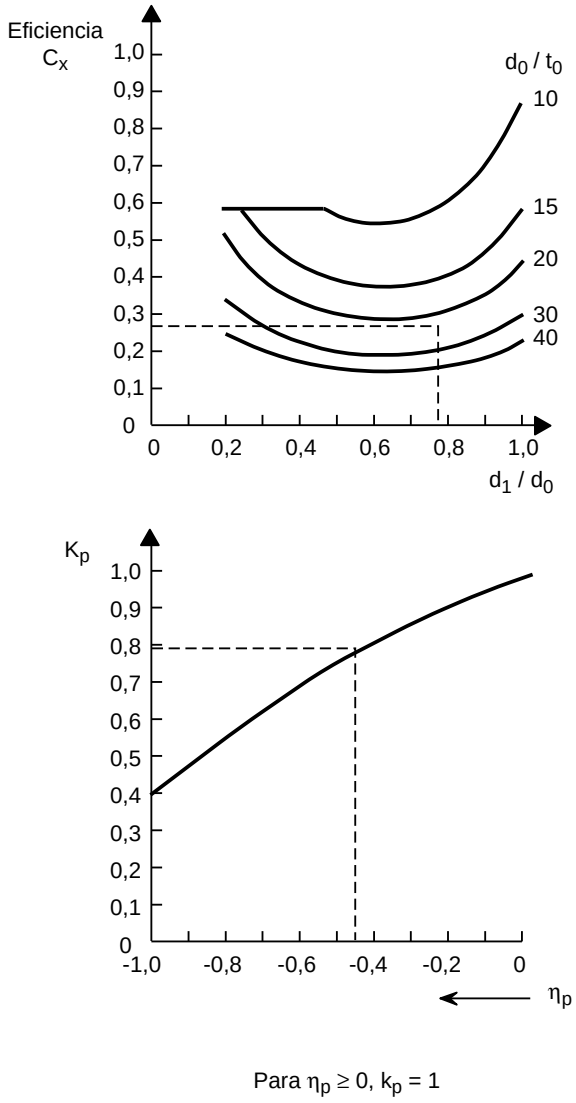


Figura 9 Gráfico de cálculo para uniones en X entre secciones huecas circulares

Los gráficos de cálculo muestran también el coeficiente k_p dependiendo de $n_p = \frac{\sigma_{op}}{f_{yo}}$.

Para las vigas en celosía apoyadas libremente en los extremos de un vano, la precarga es pequeña en los extremos de la viga, donde son más altas las cargas de las barras de relleno. La precarga es alta donde las cargas de las barras de relleno son más bajas (en el centro).

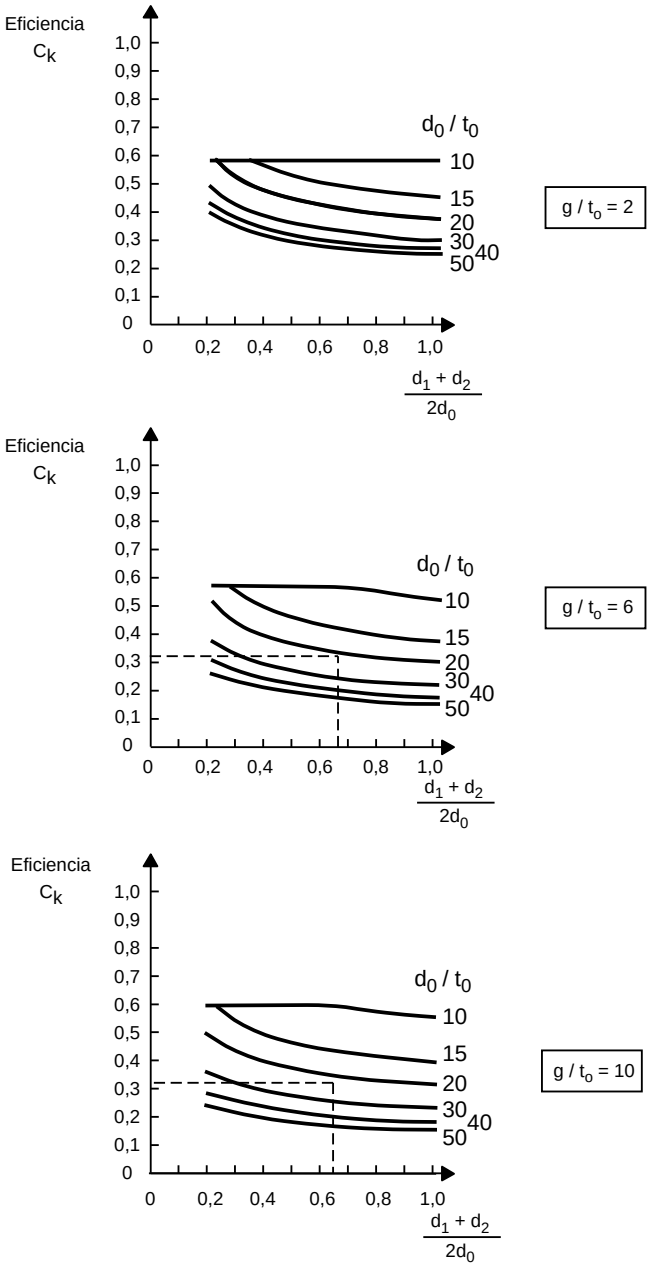


Figura 10 Gráfico de cálculo de nudos en K y N con espaciamiento de nudos de perfiles tubulares circulares

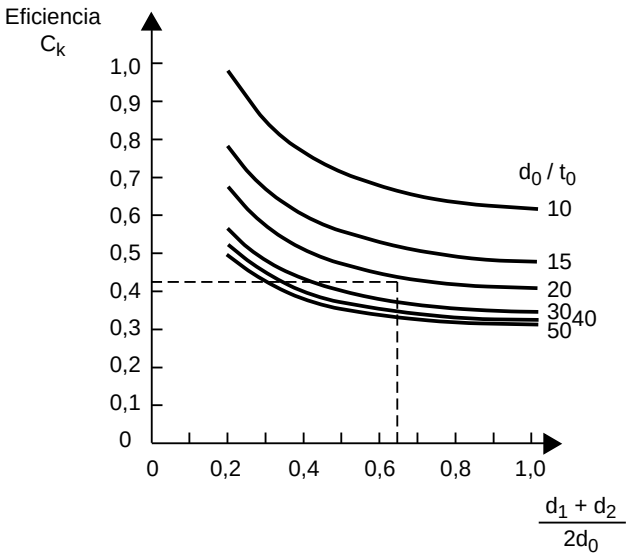


Figura 11 Gráfico de cálculo de nudos en K y N con solape en nudos de perfiles tubulares circulares

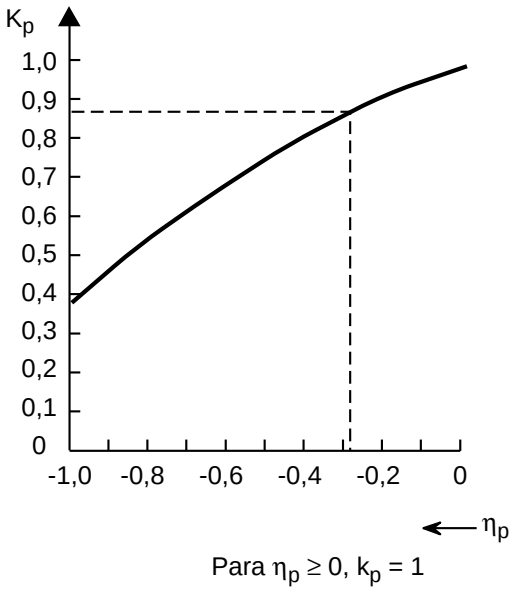


Figura 12 Función de precarga del cordón Kp para nudos en K y en N con espaciamiento y solape

Para las vigas en celosía continuas, k_p requiere una atención especial en los apoyos.

8. PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO PARA UNIONES DE VIGAS EN CELOSÍA

El procedimiento de cálculo para el diseño de las vigas en celosía es el expuesto en la lección 15.1

9. RESUMEN FINAL

- La resistencia de las uniones hechas entre perfiles tubulares circulares está controlada por distintos mecanismos de colapso.
- La rigidez local en torno al perímetro de la unión determina la distribución de las tensiones en la intersección, tanto en el cordón como en la barra de relleno.
- La relación entre el diámetro del cordón con respecto al espesor de la pared d_o/t_o y la relación entre el espesor de la pared del cordón y el de la barra de relleno t_o/t_1 influyen notablemente en la eficiencia de la unión.
- Es posible evitar los rigidizadores si el proyectista selecciona la configuración de las barras y de las uniones de forma tal que la resistencia de la unión sea suficiente.
- Se pueden despreciar los efectos de los momentos flectores secundarios, en el supuesto de que la unión satisface los campos de validez expuestos en el Eurocódigo 3 (suficiente capacidad de giro).
- Las soldaduras de la unión tienen que ser más fuertes que las barras de relleno.
- El modelo de anillo no es aplicable en uniones complicadas, es decir, a los tipos K y N.
- El modelo de corte en el cordón sólo se puede aplicar para las uniones K y N con bajas relaciones d_o/t_o .
- Las placas longitudinales inducen grandes deformaciones.

10. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocode 3: “Design of Steel Structures”: ENV 993-1-1 Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, CEN 1992.

[2] Eurocode 3: ENV 993-1-1 Annex K: Hollow Section Lattice Girder Connections, CEN, 1992.

[3] Wardenier, J.: Hollow section joints, ISBN 90-6275-084-2, Delft University Press, Delft 1982.

[4] Wardenier, J., Giddings, T.W.: The strength and behaviour of statically loaded welded connections in structural hollow sections, CIDECT Monograph No.6, 1986.

[5] Wardenier, J., Stark, J.W.B.: The static strength of welded lattice girder joints in structural, hollow sections, ECSC Report EUR 6428C MF 1980.

[6] Packer, J. A. and Henderson, J. E.: Design guide for hollow structural section connections, Canadian Institute of Steel Construction, 1992.

[7] Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J.A., Dutta, D., Yeomans, N.: Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading, CIDECT publication, Verlag TÜV Rheinland, 1991, ISBN 3-88585-975-0.

[8] Design recommendation for hollow section joints - predominantly statically loaded. 2nd Ed., IIW Doc. XV-701-89, September 1989, International Institute of Welding.

ESDEP TOMO 15
ESTRUCTURAS TUBULARES

Lección 15.3: Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares Rectangulares bajo Cargas Predominantemente Estáticas

OBJETIVOS/CONTENIDO

Obtener una visión del comportamiento fundamental de las uniones de perfiles tubulares rectangulares.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lecciones 3.3: Propiedades de los Aceros en la Ingeniería.

Lecciones 4.1: Fabricación General de las Estructuras de Acero

Lección 13.1.2: Introducción al Diseño de Uniones

Lección 15.1: Aplicación de los Perfiles Tubulares en Estructuras de Acero

Lección 15.2: Comportamiento y Diseño de Uniones Soldadas entre Perfiles Tubulares bajo Cargas Predominantemente Estáticas.

LECCIONES AFINES

Lecciones 14.4: Comportamiento a la Fatiga en Secciones Huecas

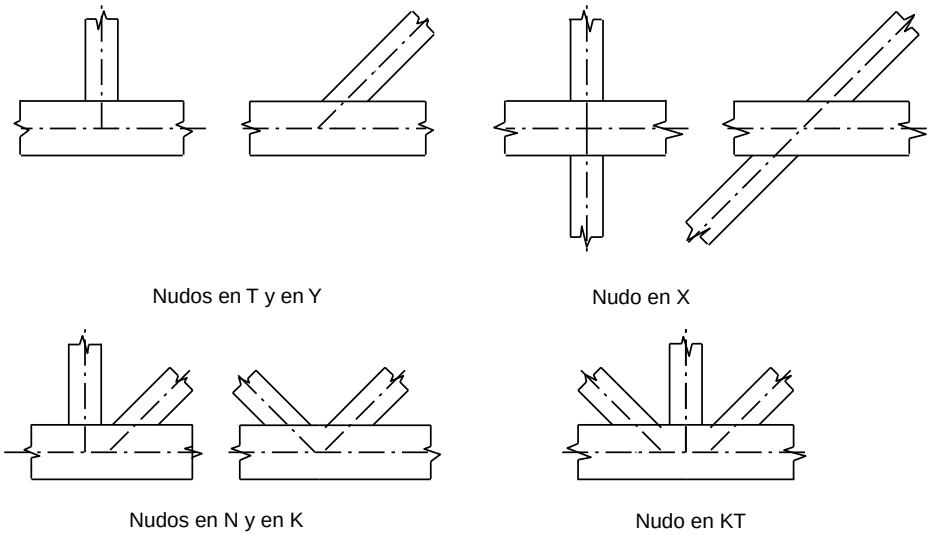


Figura 1 Tipos básicos de nudos

RESUMEN

La economía en las estructuras de perfiles tubulares no solo viene controlada por las propiedades geométricas de las barras de perfil tubular, sino en gran medida por las uniones. Para evitar la rigidización de las uniones, el proyectista debe de considerar las uniones desde la fase conceptual.

En esta lección, se discuten los criterios de resistencia estática para diferentes tipos de uniones de vigas en celosía no rigidizadas con perfiles tubulares rectangulares. Se subraya el comportamiento de las uniones y los parámetros que las rigen, determinados con modelos analíticos sencillos, los cuales se relacionan con los modos particulares de colapso. En base a estos modelos simplificados y a la evidencia experimental, se han desarrollado fórmulas semi-empíricas de cálculo en estado límite, las cuales han sido adoptadas por el Eurocódigo 3 [1].

NOTACIÓN

Se ha adoptado la notación del Eurocódigo 3, Anexo K [2].

Los perfiles tubulares se utilizan principalmente en estructuras del tipo de vigas en celosía o trianguladas, donde las barras se sueldan entre sí directamente sin usar cartelas o placas de rigidización. En esta forma de construcción la selección de las barras está controlada, en gran parte, por la resistencia de la unión. En consecuencia, el proyectista debe tener una amplia visión del comportamiento de las uniones de perfiles tubulares y de los parámetros que influyen en la resistencia de estas uniones.

La filosofía general del diseño de estructuras de perfiles tubulares se ha descrito en la lección 15.1, mientras que en la lección 15.2 se expone el diseño de las uniones de perfiles tubulares circulares. En principio, estas lecciones se aplican también a uniones entre perfiles tubulares rectangulares. Sin embargo, la ventaja de los perfiles tubulares rectangulares sobre los perfiles huecos circulares es una fabricación más fácil y económica de las uniones (cortes planos)

La figura 1 muestra los tipos más corrientes de uniones. La geometría de las uniones viene descrita mediante los parámetros principales mostrados en la figura 2.

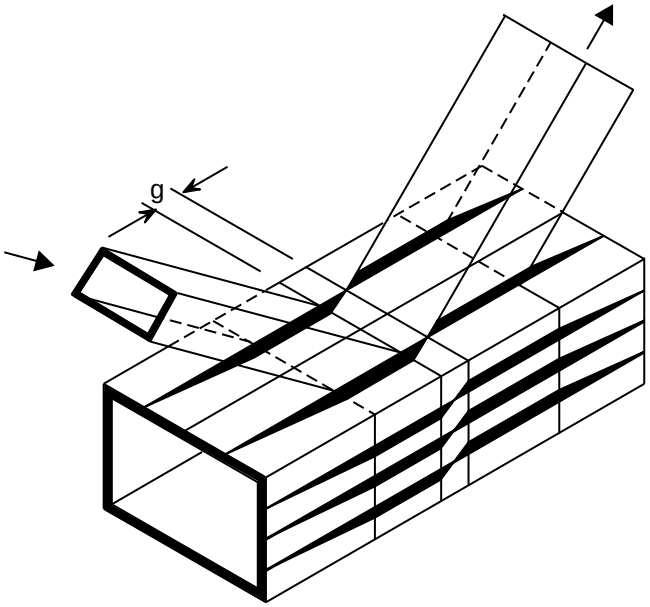
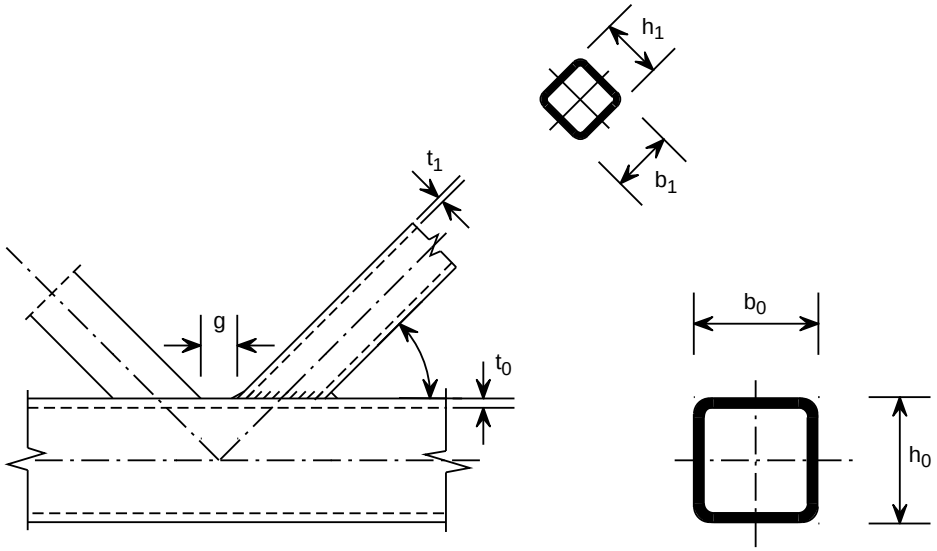


Figura 3 Distribución de deformaciones en un nudo en K de perfiles tubulares rectangulares



$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad o \quad \frac{b_1 + b_2}{2b_0}$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0}$$

$$\eta = \frac{h_1}{b_0}$$

$$g' = \frac{g}{t_0}$$

Figura 2 Símbolos usados para los parámetros principales del nudo

Debido a los distintos parámetros geométricos de los perfiles tubulares rectangulares (rectangularidad) y a la variedad de combinaciones de perfiles, se tienen que tener en cuenta más modos de colapso.

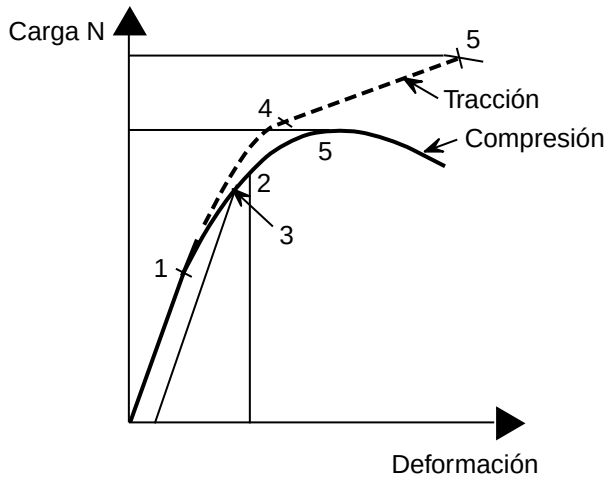
Debido a la compleja transferencia de cargas y a la distribución de la deformación (figura 3), se han llevado a cabo varios programas de investigación para analizar el comportamiento de las uniones. Basándose en modelos analíticos y en resultados experimentales, se han establecido reglas y fórmulas de cálculo para los tipos básicos de uniones [3-6].

1. CRITERIOS Y MODOS DE COLAPSO

En general, la resistencia estática puede estar caracterizada por los criterios que se muestran en la figura 4, es decir:

- Resistencia a la carga de rotura (5).
- Criterios de deformación (2) o (3).
- Iniciación de las fisuras observadas visualmente (4).

Sin embargo, la resistencia a la carga de rotura está perfectamente definida para las uniones cargadas a compresión, y seleccionada sobre la base de la determinación de la resistencia estática. Debido a la no linealidad del comportamiento carga-deformación, no existe un acuerdo internacional con respecto a los criterios de deformación o para la determinación de la carga de fluencia para uniones hechas con perfiles tubulares. No obstante, en aquellos casos en que se alcance la carga de rotura después de una deformación excesiva (por ejemplo, en juntas en T, Y y X), las expresiones para la resistencia de la unión tienen en cuenta indirectamente un límite de deformación (aproximadamente 0,01 b_0 en el estado de carga de servicio). Se sigue este procedimiento para evitar hacer dos comprobaciones, es decir, una para la resistencia de la unión y otra para la rigidez. Para evitar deformaciones demasiado altas, o por el contrario, para incluir seguridad adicional con menor capacidad de deformación en uniones cargadas a tracción, se ha adoptado la misma resistencia que en uniones cargadas a compresión.



1 = Límite elástico
2 = Límite de deformación
3 = Límite de la deformación elástica
4 = Aparición de grietas
5 = Carga última

Figura 4 Criterios de rotura de nudo de perfiles tubulares rectangulares

Dependiendo del tipo, los parámetros de la unión y las condiciones de carga, pueden tener lugar varios tipos de colapso, tales como los mostrados en la figura 5.

A. Agotamiento plástico de la cara del cordón o de su sección transversal.

B. Punzonamiento (o arrancamiento) de la cara del cordón alrededor de una barra de relleno (corte por punzonamiento).

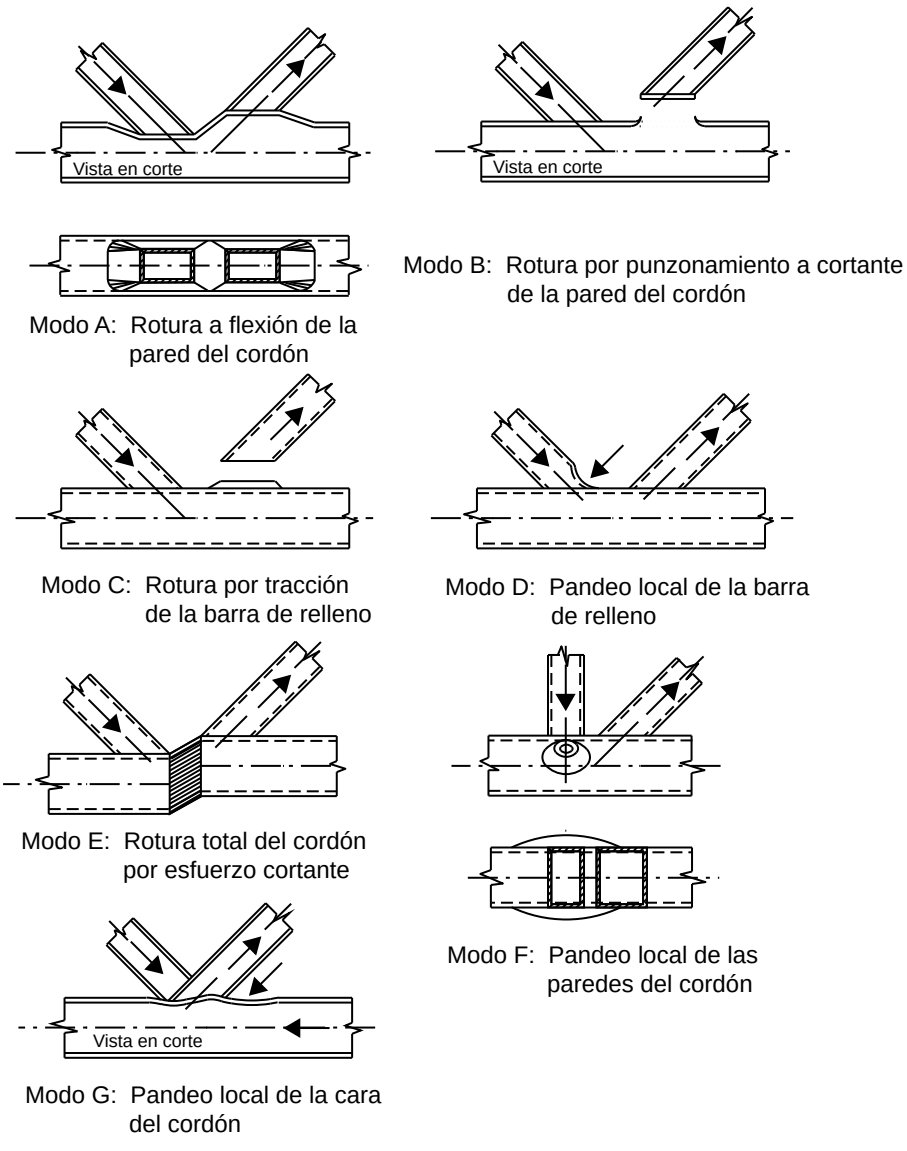
C. Rotura de la barra de relleno a tracción o de su soldadura (denominada colapso de “anchura eficaz”)

D. Pandeo local de la barra de relleno comprimida (denominado también colapso de “anchura eficaz”)

E. Rotura por esfuerzo cortante del cordón en el espaciamiento (sección completa del cordón)

F. Agotamiento por compresión de la pared del cordón o pandeo local del cordón bajo la barra de relleno comprimida.

G. Pandeo local de la cara del cordón detrás del talón de la barra de relleno traccionada.



Modo A: Rotura a flexión de la pared del cordón

Modo B: Rotura por punzonamiento a cortante de la pared del cordón

Modo C: Rotura por tracción de la barra de relleno

Modo D: Pandeo local de la barra de relleno

Modo E: Rotura total del cordón por esfuerzo cortante

Modo F: Pandeo local de las paredes del cordón

Modo G: Pandeo local de la cara del cordón

Figura 5 Modos de rotura de nudos de celosía en K y N de perfiles tubulares rectangulares

ciamiento (separación) que tengan relaciones pequeñas a medias entre las anchuras de las barras de relleno y la anchura del cordón β. Para relaciones entre anchuras medias (β = 0,6 a 0,8, el fallo generalmente tiene lugar combinado con el desgarramiento en el cordón (tipo B) o en la barra de relleno traccionada (tipo C), aunque este último sólo tiene lugar en uniones con barras de relleno de pared relativamente delgada. El modo que implica el pandeo local de la barra de relleno comprimida (tipo D) es el colapso más común para las uniones con solape. La rotura por cortadura de la sección entera del cordón (tipo E) se observa en uniones con separación con β cercana a 1,0 o en cordones con bajas relaciones de altura/anchura h_o/b_o. La rotura por pandeo local (tipos F y G) tienen lugar ocasionalmente para las uniones con relaciones b_o/t_o altas. Los agotamientos de soldadura se evitan haciendo más fuertes las soldaduras que las barras de relleno unidas.

En muchas ocasiones, el colapso tiene lugar mediante combinaciones de los tipos básicos mencionados anteriormente. El agotamiento plástico de la cara del cordón es el tipo de colapso más habitual (tipo A) para uniones con espa-

El desgarramiento laminar (más probable en paredes gruesas) se puede evitar mediante la adecuada selección de las calidades de materiales (bajo contenido en azufre), y con procesos de soldadura adecuados (sujeción).

2. MODELOS ANALÍTICOS

Los modelos analíticos sirven para describir el comportamiento de la unión y para dar información sobre los parámetros influyentes. Los modelos que tienen en cuenta todos los parámetros influyentes son generalmente demasiado complicados. Se utilizan modelos simplificados para determinar los parámetros que controlan la unión en cuento a resistencia a la rotura y para dar una visión del comportamiento interno de la unión. Los resultados de este análisis combinados con la evidencia experimental conducen a fórmulas semi-empíricas de la resistencia de la unión.

2.1 Modelo de las líneas de fluencia

El modelo de las líneas de fluencia es mucho más utilizado para uniones entre perfiles tubulares cuadrados o rectangulares, que para uniones entre perfiles tubulares circulares. Para uniones con una relación entre las anchuras de las barras de relleno respecto a la anchura del cordón β de baja a media, la resistencia de la unión se puede estimar en forma conservadora basándose en el método simplificado de las líneas de fluencia. Este método proporciona un límite superior de la resistencia a la fluencia; en consecuencia, se tienen que examinar varios patrones de líneas de fluencia, con el fin de encontrar el valor más bajo aceptable como carga de agotamiento. No obstante, muchos estudios muestran que el patrón de línea de fluencia simplificado para la estimación de la resistencia a la fluencia de una unión en T, Y o X con una relación entre anchos $\beta \leq 0{,}8$, tal como se muestra en la figura 6, proporciona sólo una resistencia ligeramente mayor que la que se obtendría usando patrones más complicados. Debido al hecho de que los efectos de la acción de membrana y del endurecimiento por deformación se ignoran en los modelos de línea de fluencia simplificados, éstos subestiman generalmente la resistencia real a la rotura. Para las uniones en T, Y y X, la resistencia a la fluencia se utiliza para evitar grandes deformaciones en el diseño en curso. En las uniones en K y N, la acción de membrana está incluida en una forma semi-empírica [4,5,6].

El principio general del método de las líneas de fluencia mostrado en la figura 6 para una unión en Y consiste en igualar el trabajo desarrollado por la fuerza externa N_1 a través de la deformación δ y el trabajo interno desarrollado por el conjunto de rótulas plásticas (longitud l_i y ángulo de rotación ψ_i).

$$N_1 \cdot \operatorname{sen} \theta_1 \cdot \delta = \Sigma\, l_i \cdot \psi_i \cdot m_{pl}$$

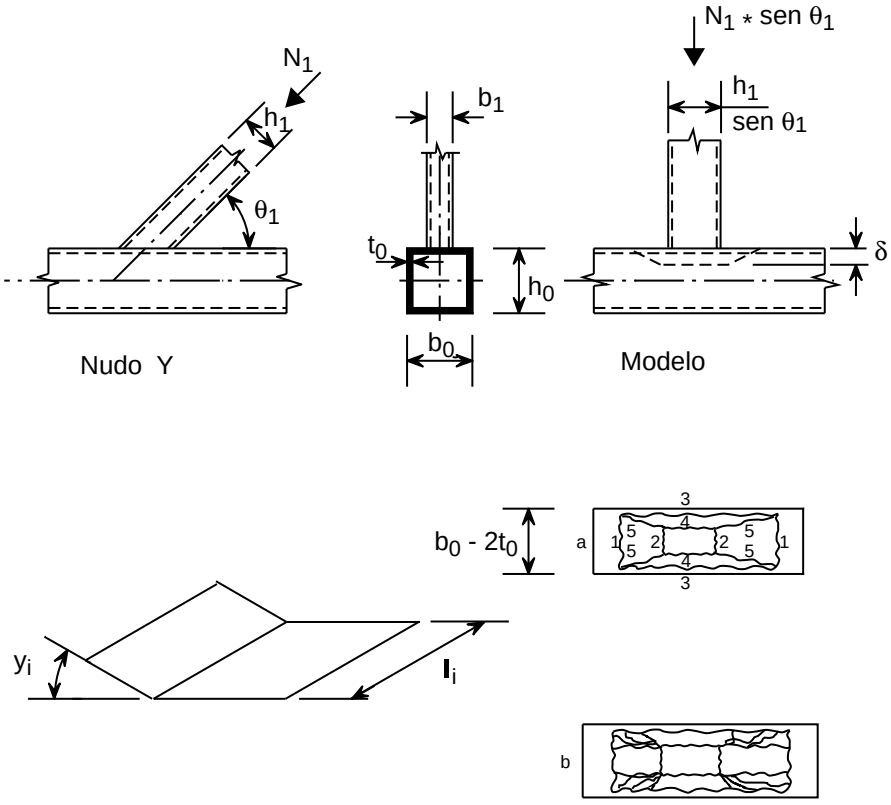


Figura 6 Modelo de líneas de fluencia para nudos en T, en Y y en X (rotura de la pared del cordón)

donde $m_{pl} = \frac{t_o^2 \cdot f_{yo}}{4}$

θ_1 es el ángulo entre el cordón y la barra de relleno

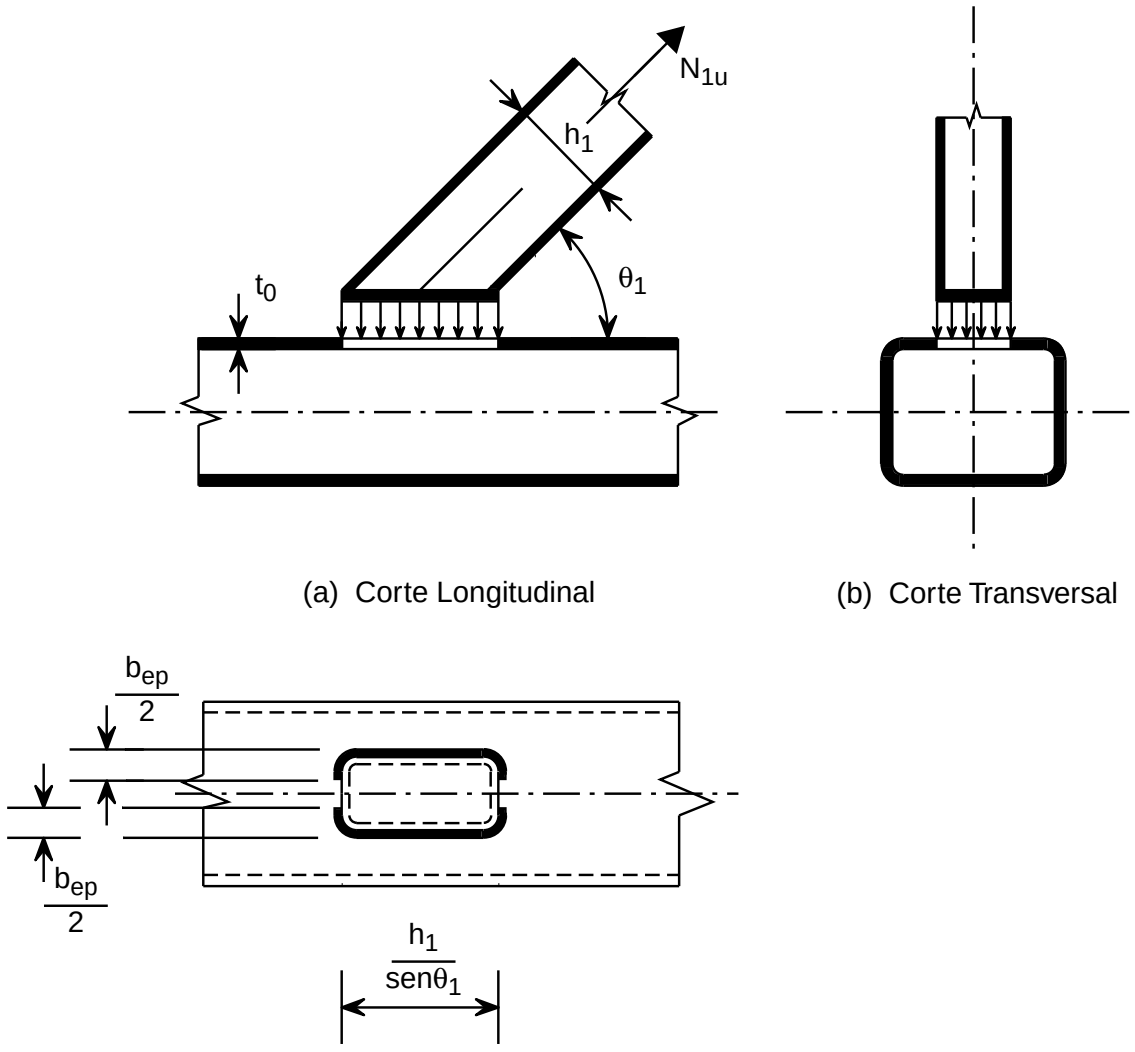
El mínimo para la carga N_1 se puede conseguir derivando la expresión anterior, dando lugar a:

$$N_1 = \frac{f_{yo} \cdot t_o^2}{1-\beta}\left[\frac{2\,h_1}{b_o \cdot \text{sen}\,\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta}\right]\frac{1}{\text{sen}\,\theta_1}$$

2.2 Modelo del corte por punzonamiento (arrancamiento)

Cuando la barra de relleno se desprende del cordón, puede tener lugar el agotamiento por fisuración y posiblemente por rotura de la cara del cordón, tal como se indica para una unión en Y en la figura 7.

La resistencia asociada al corte por punzonamiento (arrancamiento) para las uniones de tipos T, Y y X se puede expresar como:



(a) Corte Longitudinal

(b) Corte Transversal

(c) Planta

Figura 7 Modelo de punzonamiento por cortante

$$N_1 = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot t_o \left(\frac{2h_1}{\text{sen } \theta_1} + 2\, b_{ep} \right) \frac{1}{\text{sen } \theta_1}$$

Debido a la no uniformidad de la rigidez a lo largo del perímetro del perfil, no puede ser completamente eficaz la totalidad del perímetro. El valor de la anchura b_{ep} de corte por punzonamiento (arrancamiento) se determina experimentalmente

2.3 Modelo del ancho eficaz de la barra de relleno

El modelo de corte por punzonamiento anteriormente descrito puede controlar uniones con barras de relleno de espesores relativamente grandes; no obstante, para las uniones con barras de relleno de poco espesor la anchura eficaz de las barras de relleno puede llegar a ser crítica. La resistencia se puede expresar de forma similar a la de la de corte por punzonamiento, pero está relacionada con las dimensio-

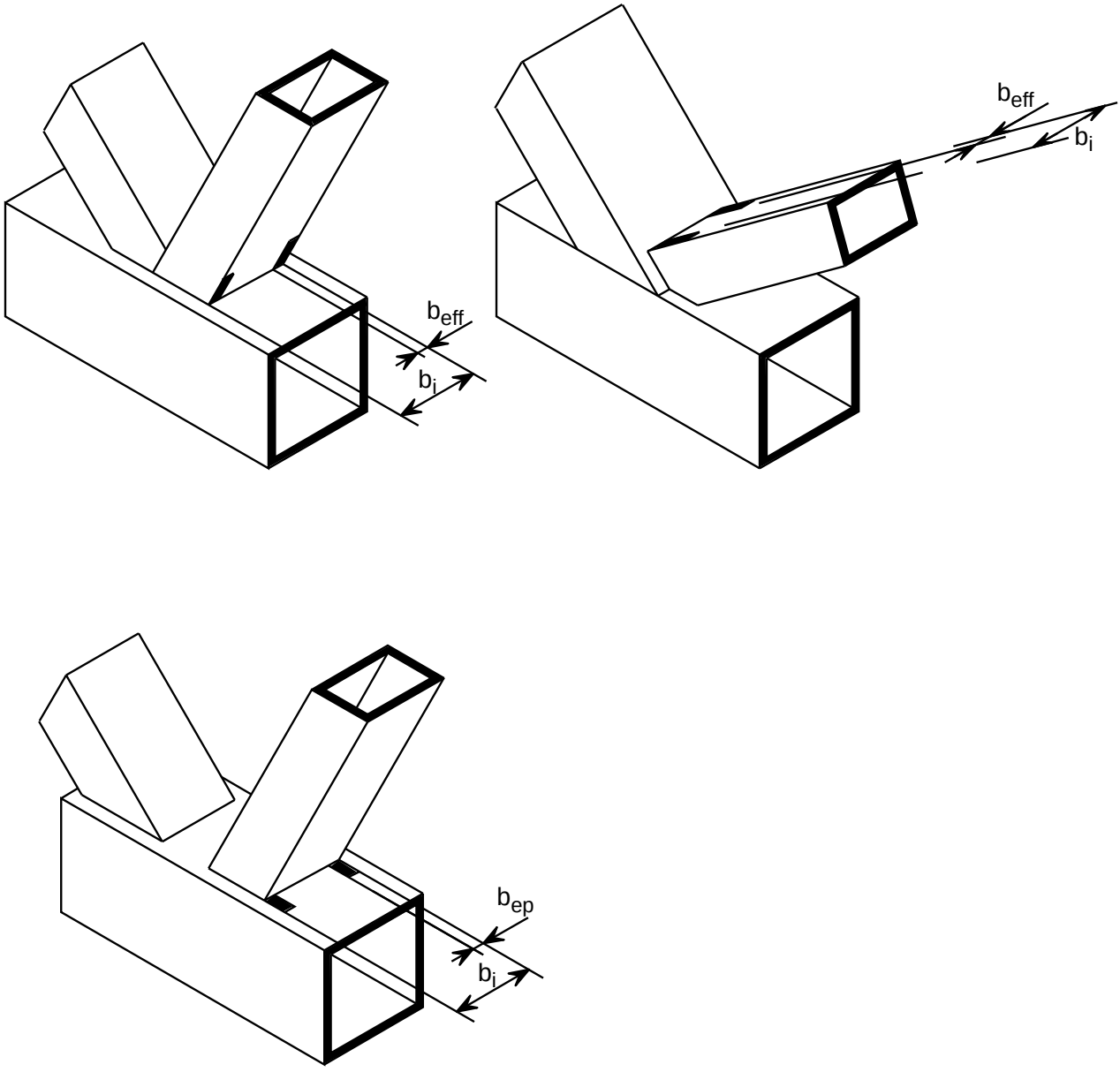


Figura 8 Interpretación física de los términos de anchura efectiva

nes de las barras de relleno y con las propiedades de los materiales del mismo.

Por ejemplo, para las uniones en T, Y y X:

$$N_1 = f_{y1} \cdot t_1 (2h_1 - 4t_1 + 2b_{eff})$$

La anchura eficaz beff (véase la figura 8) se determina experimentalmente y es mayor cuando b_o/t_o y t_1/t_o disminuyen, o cuando puede tener lugar una deformación suficiente mediante la fluencia de todas las partes rígidas de la intersección.

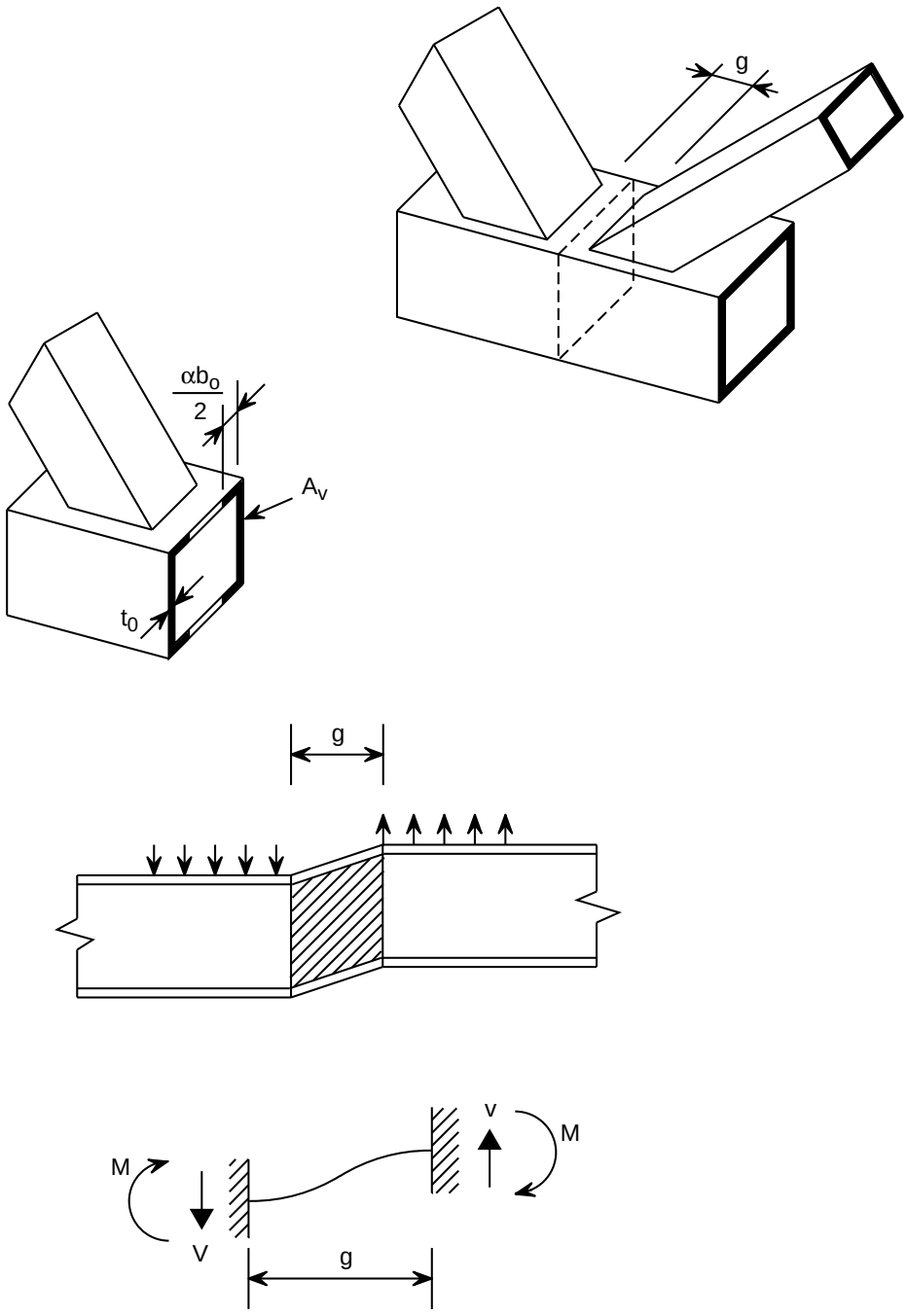


Figura 9 Modelo de rotura de cordón por esfuerzo cortante

2.4 Modelo de colapso por cortante del cordón

La resistencia a cortante del cordón de la unión se puede determinar analíticamente utilizando la fórmula básica para el cálculo plástico. La resistencia básica frente al cortante viene dada por:

$$V_p = \frac{f_{yo}}{\sqrt{3}} \cdot A_v \quad \text{(Figura 9)}$$

Aunque las almas del cordón darían Av = 2 h_o t_o, se ha confirmado mediante ensayos que para pequeñas separaciones entre barras de relleno, una parte del ala superior (figura 9) colabora en la transferencia del esfuerzo cortante, dando lugar a:

$$A_v = (2\, h_o + \alpha \cdot b_o \cdot t_o)\, t_o$$

donde α es función de g/t_o

El resto del área de la sección transversal del cordón es la que tiene que soportar el esfuerzo axial. En general, se puede utilizar el criterio

de Hubert Hencky-von Mises, obteniendo la siguiente fórmula de interacción:

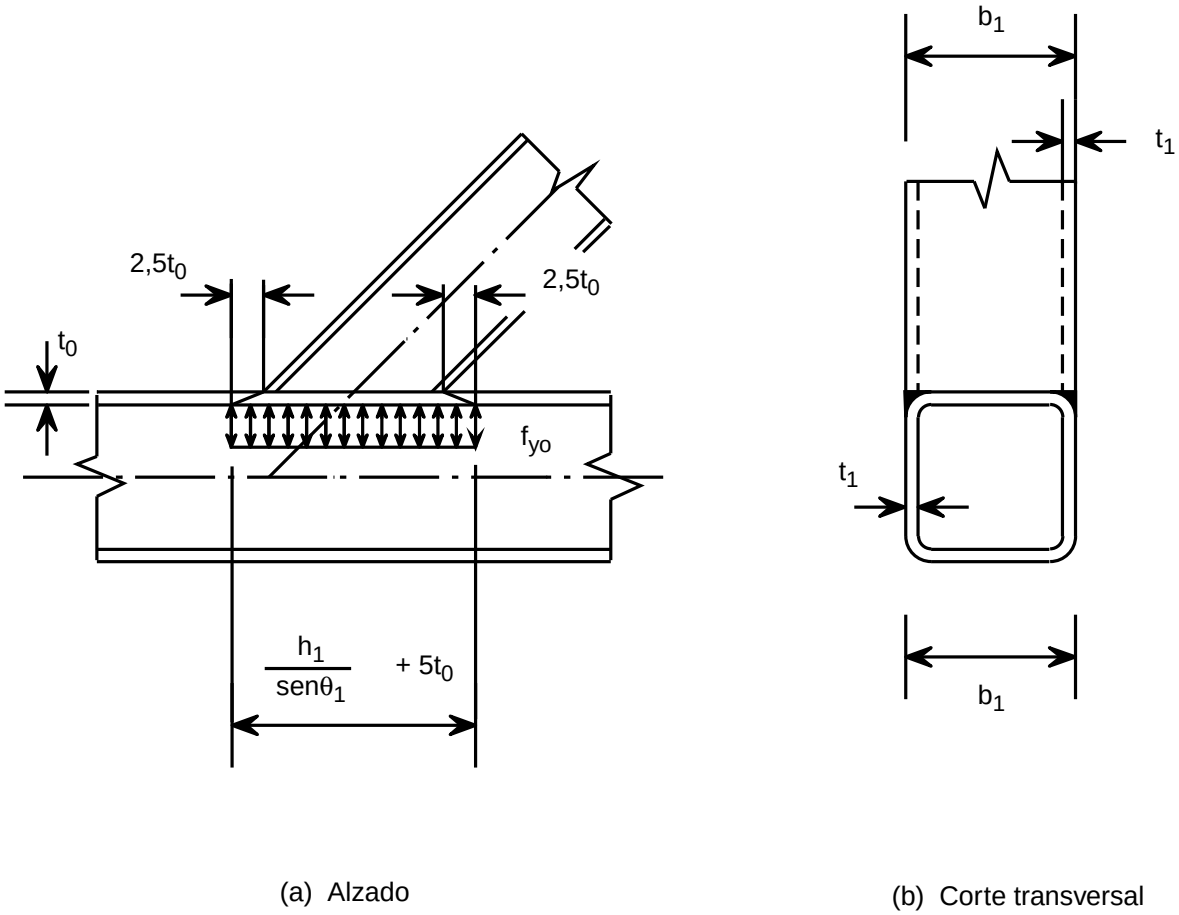
$$N_{0,\text{separación estándar}} \leq (A_o - A_v)\, f_{yo} + A_v \cdot f_{yo} \sqrt{1 - \left(\frac{V_{Sd}}{V_{pl}}\right)^2}$$

2.5 Modelo de resistencia de la pared del cordón o Modelo de pandeo local

Las uniones en T, Y y X con una relación β alta se pueden agotar por fluencia y por pandeo local de las paredes laterales del cordón, tal como se muestra en la figura 10. En principio, se emplea el mismo método se emplea que en las uniones viga-pilar entre perfiles en forma de I (véase la lección 13.6). Para uniones con anchura igual, la resistencia sigue directamente al modelo mostrado en la figura 10:

$$N_1 = 2\, f_{yo} \cdot t_o \left(\frac{h_1}{\text{sen}\,\theta_1} + 5\, t_o\right) \cdot \frac{1}{\text{sen}\,\theta_1}$$

Para paredes esbeltas y cargas de compresión, f_{yo} se sustituye por la tensión crítica a pandeo f_k, la cual es función de la esbeltez del alma del cordón h_o/t_o.



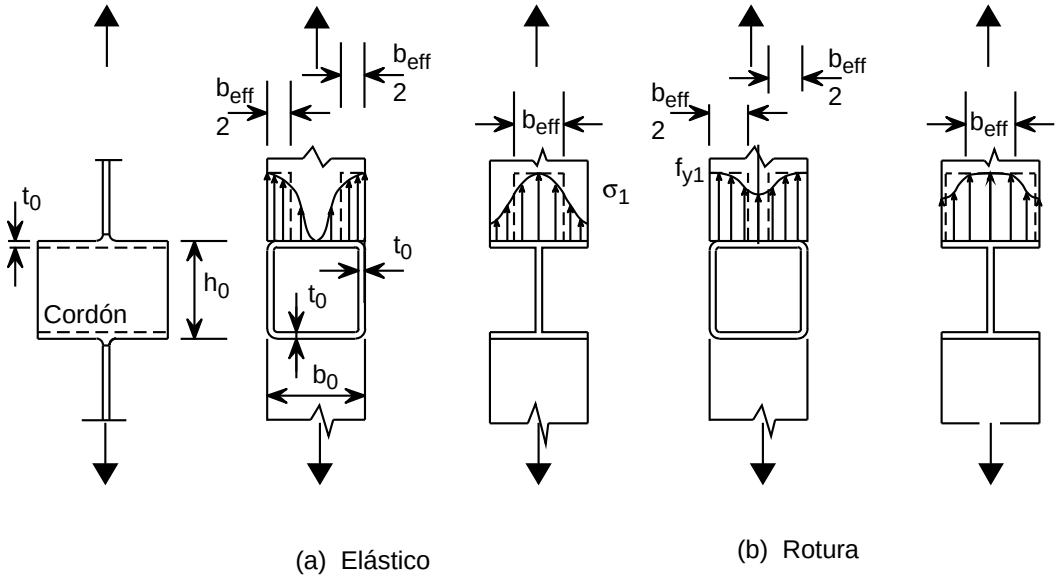
(a) Alzado

(b) Corte transversal

Figura 10 Modelo de resistencia de las paredes laterales del cordón en nudos con barras de igual anchura

3. VALIDEZ DE LOS ENSAYOS

Se han efectuado intensos programas de ensayos desde 1950 para determinar la resistencia a la rotura de las uniones al variar los distintos parámetros. Las pruebas se han utilizado especialmente para investigar aquellos efectos que no se pueden determinar analíticamente, por ejemplo, el ancho eficaz, la influencia de la precarga del cordón, así como para comprobar las fórmulas derivadas del análisis teórico. En aquellos casos en los que los modelos no pronostican la resistencia de la unión adecuadamente, debido por ejemplo al efecto de membrana y al endurecimiento por deformación, los experimentos se combinan con el análisis teórico para lograr establecer fórmulas semi-empíricas para la resistencia de la unión.



(a) Elástico

(b) Rotura

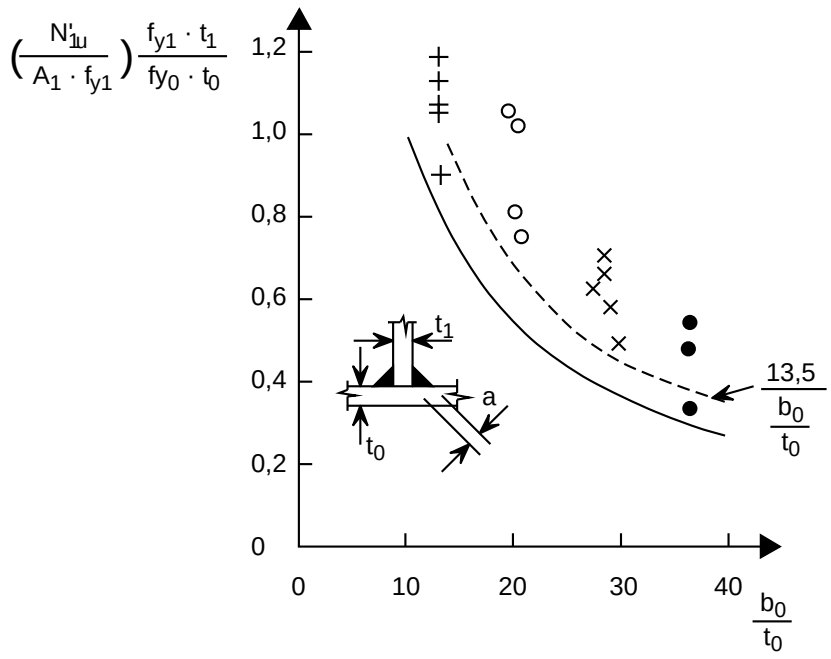
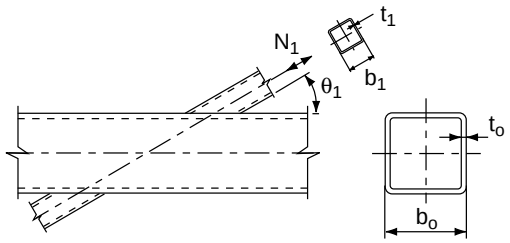
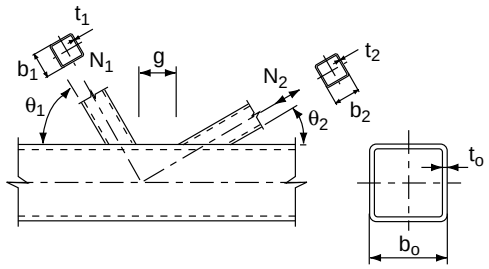
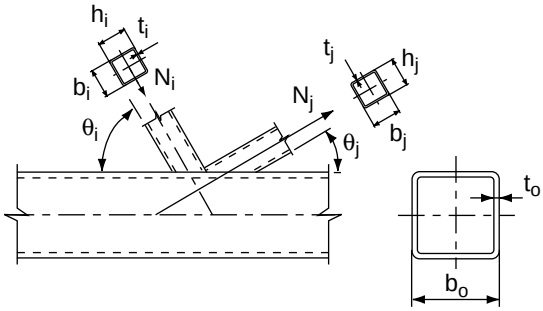


Figura 11 Anchura eficaz en nudos de perfiles tubulares rectangulares y chapa transversal

Este procedimiento se ha utilizado, por ejemplo, para las uniones en K con espaciamiento (separación). El ancho eficaz, mostrado en la figura 8, se ha determinado experimentalmente. Las primeras pruebas se efectuaron en uniones de placas a cordón de perfil tubular rectangular (figura 11), cuyos resultados se utilizaron como base para las uniones en T, en X, separación en K y solape en K. La influencia de la precarga en el cordón (función k_n) se ha determinado también experimentalmente, puesto que las expresiones analíticas son demasiado complicadas para utilizarlas en la práctica. No obstante, las funciones obtenidas en la experimentación se han comparado con las expresiones analíticas, observándose que no se producen desviaciones excesivas respecto a los resultados analíticos.

4. FORMULAS DE RESISTENCIA DE UNIONES PARA UNIONES CARGADAS AXIALMENTE

Las mejores fórmulas de cálculo disponibles son semi-empíricas (véanse las tablas 1 a 4). Esto significa que los parámetros influyentes se han determinado mediante modelos analíticos simplificados, mientras que las fórmulas finales se han obtenido mediante la modificación de las anteriores, utilizando el análisis estadístico de los resultados de los ensayos. Se ha tenido cuidado para que la validez de los ensayos disponibles represente a uniones con varios parámetros posibles. Con el fin de evitar la comprobación adicional de la deformación de la unión, se ha adoptado el modelo de las líneas de fluencia para geometrías de uniones que muestran excesivas deformaciones en carga de rotura, es decir, para las uniones en T, Y y X.

Tipo de nudo	Resistencia de cálculo (i = 1 o 2, j = solapada)
Nudos en T, Y y X	Rotura de cara del cordón $\beta \le 0{,}85$
	$N_{i.Rd} = \frac{k_n f_{yo} t_o^2}{(1-\beta)\,\mathrm{sen}\,\theta_1}\left(\frac{2\beta}{\mathrm{sen}\,\theta_1} + 4\,(1-\beta)^{0,5}\right)\left[\frac{1,1}{\gamma_{Mj}}\right]$
Nudos en K y N con separación	Rotura de cara del cordón $\beta \le 1{,}0$
	$N_{i.Rd} = \frac{8,9\,\gamma^{0,5} k_n f_{yo} t_o^2}{\mathrm{sen}\,\theta_1}\left(\frac{b_1 + b_2}{2b_0}\right)\left[\frac{1,1}{\gamma_{Mj}}\right]$
Nudos en K y N con solape*	Rotura de riostra $25\% \le \lambda_{ov} < 50\%$
	$N_{i.Rd} = f_{yi} t_i \left(b_{eff} + b_{e.ov} + \frac{\lambda_{ov}}{50}(2h_i - 4t_i)\right)\left[\frac{1,1}{\gamma_{Mj}}\right]$
	Rotura de riostra $50\% \le \lambda_{ov} < 80\%$
	$N_{i.Rd} = f_{yi} t_i (b_{eff} + b_{e.ov} + 2h_i - 4t_i)\,[1,1/\gamma_{Mj}]$
	Rotura de riostra $\lambda_{ov} \ge 80\%$
	$N_{i.Rd} = f_{yi} t_i (b_i + b_{e.ov} + 2h_i - 4t_i)\,[1,1/\gamma_{Mj}]$
Parámetros b_{eff}, $b_{e.ov}$ y k_n	
$b_{eff} = \frac{10}{b_o/t_o}\,\frac{f_{yo} t_o}{f_{yi} t_i} b_i$ pero $b_{eff} \le b_i$	Para $n < 0$ (compresión): $k_n = 1,3 + \frac{0,4\,n}{\beta}$
$b_{e.ov} = \frac{10}{b_j/t_j}\,\frac{f_{yi} t_j}{f_{yi} t_i} b_i$ pero $b_{e.ov} \le b_i$	pero: $k_n \le 1{,}0$
	Para $n \ge 0$ (tracción): $k_n = 1{,}0$

Para riostras circulares, multiplicar las resistencias anteriores por $\pi/4$, sustituir b_1 y h_1 por d_1 y sustituir b_2 y h_2 por d_2.

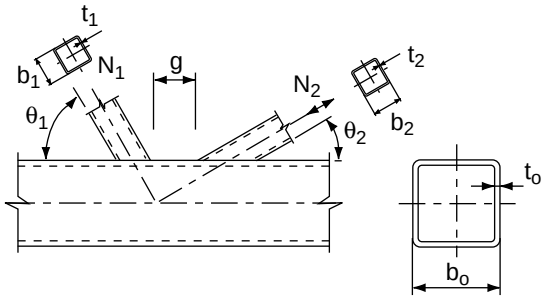
* Sólo necesitan comprobación las riostras solapantes. La eficiencia o rendimiento de la riostra (es decir, la resistencia de cálculo del nudo dividida por la resistencia plástica de cálculo de la riostra) solapada debe ser igual a la de la riostra solapante.

Tabla 1 Resistencias de cálculo de axiles de nudos soldados entre riostras de perfil hueco o cuadrado y cordones de perfil hueco cuadrado

Tipo de nudo	b_i/b_o o d_i/b_o	Parámetros de nudo (i = 1 o 2. j = riostra solapada)				Separación o solape b_i/b_j
		b_i/t_i y h_i/t_i o d_i/t_i		h_o/b_o y h_i/b_i	b_o/t_o y h_o/t_{to}	
		Compresión	Tracción			
En T, Y o X	$b_i/b_o \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 1,25\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y ≤ 35 y $h_i/t_i \leq 1,25\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y ≤ 35	$b_i/t_i \leq 35$ y $h_i/t_i \leq 35$	$\geq 0,5$ pero $\leq 2,0$	≤ 35	–
En K con separación En N con separación	$b_i/b_o \geq 0,35$ y $\geq 0,1 + 0,01\, b_o/t_o$				≤ 35	$g/b_o \geq 0,5\,(1-\beta)$ pero $\leq 1,5\,(1-\beta)$ [1] y $g \geq t_1 + t_2$
En K con solape En N con solape	$b_i/b_o \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 1,1\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y $h_i/t_i \leq 1,1\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$			≤ 40	$\lambda_{ov} \geq 25\%$ $\lambda_{ov} \leq 100\%$ [2] $b_i/b_i \geq 0,75$
Riostra circular	$d_i/b_o \geq 0,4$ pero $\leq 0,8$	$d_i/t_i \leq 1,5\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$	$d_i/t_i \leq 50$	Como anteriormente, pero con d_i sustituyendo a b_i y d_i sustituyendo a b_i		

1) Cuando $g/b_o > 1,5\,(1-\beta)$ tratar al nudo como dos nudos independientes en T o Y.
2) El solape se puede aumentar para permitir que el talón de la riostra solapada se pueda soldar al cordón.

Tabla 2 Intervalo de validez para nudos soldados entre riostras de CHS o de RHS y cordones de RHS

<table>
<tr><th>Tipo de nudo</th><th>Resistencia de cálculo (i = 1 o 2)</th></tr>
<tr><td>Nudos en K y N con separación</td><td>Rotura de cara del cordón</td></tr>
<tr><td rowspan="6">
</td><td>$N_{i.Rd} = \frac{8{,}9\, k_n\, f_{yo}\, t_o^2\, \sqrt{\gamma}}{\operatorname{sen}\theta_1} \left(\frac{b_1 + b_{2+} h_1 + h_2}{4 b_o} \right) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}} \right]$</td></tr>
<tr><td>Cortante del cordón</td></tr>
<tr><td>$N_{i.Rd} = \frac{f_{yo}\, A_v}{\sqrt{3}\, \operatorname{sen}\theta_1} \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}} \right]$</td></tr>
<tr><td>Rotura de riostra</td></tr>
<tr><td>$N_{i.Rd} = f_{yi}\, t_i\, (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff})\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$</td></tr>
<tr><td>Cortante punzante $\beta \le (1 - 1/\gamma)$</td></tr>
<tr><td>$N_{i.Rd} = \frac{f_{yo}\, t_o}{\sqrt{3}\, \operatorname{sen}\theta_1} \left(\frac{2h_i}{\operatorname{sen}\theta_1} + b_i + b_{e.p} \right) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}} \right]$</td></tr>
<tr><td>Nudos en K y N con solape</td><td>Como en la tabla 1</td></tr>
<tr><td colspan="2">Para riostras circulares, multiplicar las resistencias anteriores por π/4, sustituir b_1 y h_1 por d_1 y sustituir b_2 y h_2 por d_2.</td></tr>
<tr><td rowspan="3">$A = (2h_o + \alpha b_o)\, t_o$

Para una riostra rectangular o cuadrada

$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4\, g^2}{3\, t_o^2}}}$

donde g es la separación, véase la figura 2.

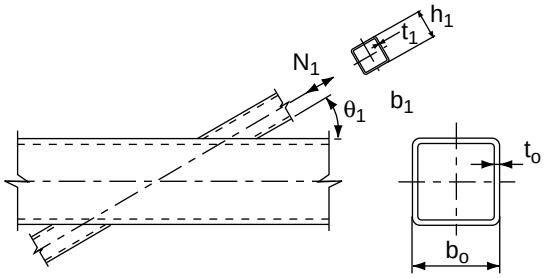
Para una riostra circular: $\alpha = 0$

$\gamma = \frac{b_o}{2t_o}$</td><td>$b_{eff} = \frac{10}{b_o/t_o} \frac{f_{yo}\, t_o}{f_{yi}\, t_i} b_i$ pero $b_{eff} \le b_i$</td></tr>
<tr><td>$b_{e.p} = \frac{10}{b_o/t_o} b_i$ pero $b_{e.p} \le b_i$</td></tr>
<tr><td>Para $n < 0$ (comprensión): $k_n = 1{,}3 + \frac{0{,}4\, n}{\beta}$

pero: $k_n \le 1{,}0$

Para $n \ge 0$ (tracción): $k_n = 1{,}0$</td></tr>
</table>

Tabla 3 Resistencias de cálculo de esfuerzos axiles de nudos soldados en K, y en N entre riostras de RHS o CHS y cordones de RHS

Tipo de nudo	Resistencia de cálculo (i = 1 o 2)
	Rotura de cara del cordón $\beta \le 0{,}85$ $N_{i.Rd} = \frac{k_n f_{yo} t_o^2}{(1-\beta)\,\mathrm{sen}\,\theta_1}\left(\frac{2h_i/b_o}{\mathrm{sen}\,\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta}\right)\left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$ Pandeo de la pared lateral del cordón [1] $\beta \le 1{,}0$ [2] $N_{i.Rd} = \frac{f_1 t_o}{\mathrm{sen}\,\theta_1}\left(\frac{2h_i}{\mathrm{sen}\,\theta_1} + 10\,t_o\right)\left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$ Rotura de riostra $\beta \ge 0{,}85$ $N_{i.Rd} = f_{yi} t_i (2h_i - 4t_i + 2b_{eff})\,[1{,}1/\gamma_{Mj}]$ Cortante punzante $0{,}85 \le \beta \le (1 - /\gamma)$ $N_{i.Rd} = \frac{f_{yo} t_o}{\sqrt{3}\,\mathrm{sen}\,\theta_1}\left(\frac{2h_i}{\mathrm{sen}\,\theta_1} + 2b_{e.p}\right)\left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$

1) Para los nudos en X con $\theta < 90°$ utilizar el más pequeño de este valor y de la resistencia a cortante de las paredes laterales del cordón para los nudos con separación en K y en N dados en la tabla 3.

2) Para $0{,}85 \le \beta \le 1{,}0$ utilizar una interpolación lineal entre el valor obtenido para la rotura de cara del cordón a $\beta = 0{,}85$, y el valor que rija para la rotura de la pared lateral de cordón a $\beta = 1{,}0$ (pandeo de la pared lateral o cortante del cordón).

Para riostras circulares, multiplicar las resistencias anteriores por $\pi/4$, sustituir b_1 h_1 por d_1 y sustituir b_2 y h_2 por d_2.

Para tracción $f_o = f_{yo}$

Para compresión:

$f_b = \chi f_{yo}$ (nudos en T e Y)

$f_b = 0{,}8\,\chi f_{yo}\,\mathrm{sen}\,\theta_1$ (nudos en X)

donde χ es el coeficiente de reducción para pandeo por flexión obtenido de la tabla 5.5.2 del EC3 utilizando la curva de pandeo correspondiente de la tabla 5.5.3 del EC3 y una esbeltez normalizada $\bar{\lambda}$ determinada aplicando:

$$\bar{\lambda} = 3{,}46\,\frac{\left(\frac{h_o}{t_o} - 2\right)\sqrt{\frac{1}{\mathrm{sen}\,\theta_1}}}{\pi\sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}}$$

$$b_{eff} = \frac{10}{b_o/t_o}\,\frac{f_{yo}\,t_o}{f_{yi}\,t_i}\,b_i \quad \text{pero} \quad b_{eff} \le b_i$$

$$b_{e.p} = \frac{10}{b_o/t_o}\,b_i \quad \text{pero} \quad b_{e.p} \le b_i$$

$$\gamma = \frac{b_o}{2t_o}$$

Para $n < 0$ (comprensión): $k_n = 1{,}3 + \frac{0{,}4\,n}{\beta}$

pero: $k_n \le 1{,}0$

Para $n \ge 0$ (tracción): $k_n = 1{,}0$

Tabla 3 (continuación) Resistencias de cálculo de esfuerzos axiles de nudos soldados en T, X e Y entre riostras de RHS o CHS y cordones de RHS

Tipo de nudo	b_i/b_o o d_i/b_o	Parámetros de nudo (i = 1 o 2. j = riostra solapada)				Separación o solape b_i/b_j
		b_i/t_i y h_i/t_i o d_i/t_i		h_o/b_o y h_i/b_i	b_o/t_o y h_o/t_o	
		Compresión	Tracción			
En T, Y o X	$b_i/b_o \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 1,25\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y ≤ 35 y $h_i/t_i \leq 1,25\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y ≤ 35	$b_i/t_i \leq 35$ y $h_i/t_i \leq 35$	$\geq 0,5$ pero $\leq 2,0$	≤ 35	–
En K con separación En N con separación	$b_i/b_o \geq 0,35$ y $\geq 0,1 + 0,01\, b_o/t_o$				≤ 35	$g/b_o \geq 0,5\,(1-\beta)$ pero $\leq 1,5\,(1-\beta)$ [1] y $g \geq t_1 + t_2$
En K con solape En N con solape	$b_i/b_o \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 1,1\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$ y $h_i/t_i \leq 1,1\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$			≤ 40	$\lambda_{ov} \geq 25\%$ $\lambda_{ov} \leq 100\%$ [2] $b_i/b_i \geq 0,75$
Riostra circular	$d_i/b_o \geq 0,4$ pero $\leq 0,8$	$d_i/t_i \leq 1,5\sqrt{\frac{E}{f_{yi}}}$	$d_i/t_i \leq 50$	Como anteriormente, pero con d_i sustituyendo a b_i y d_i sustituyendo a b_i		

1) Cuando $g/b_o > 1,5\,(1-\beta)$ tratar al nudo como dos nudos independientes en T o Y.
2) El solape se puede aumentar para permitir que el talón de la riostra solapada se pueda soldar al cordón.

Tabla 4 Intervalo de validez para nudos soldados entre riostras de CHS o de RHS y cordones de RHS

5. OTROS TIPOS DE UNIONES U OTRAS CONDICIONES DE CARGA

Los otros tipos de uniones se tratan de forma similar a los expuestos anteriormente.

5.1 Uniones entre barras de relleno de perfil tubular circular y cordón de perfil tubular rectangular

Estas uniones tienen casi la misma eficiencia que las correspondientes a las barras de relleno cuadradas, en las que la eficiencia de la unión está definida como la relación entre la resistencia de la unión respecto a la carga $A_i \cdot f_{yi}$ de la barra de relleno conectada. Esto implica que se pueden utilizar las mismas funciones de resistencia que para las uniones de perfiles tubulares cuadrados, pero multiplicadas por $\frac{\pi}{4}$ (véase la tabla 3-4).

5.2 Chapa o Perfil I conectado a cordón de perfil tubular rectangular

La resistencia de las uniones chapa-cordón de perfil tubular rectangular (véase la tabla 5) está controlada por los mismos criterios de colapso, tal como se describió anteriormente. No obstante, una comparación entre los distintos criterios de colapso muestra que el ancho efectivo, el corte por punzonamiento y la resistencia de la pared son los modos que prevalecen en el colapso. La resistencia de un perfil I cargado a flexión y conectado a un cordón de perfil tubular rectangular puede estar directamente relacionada con la de una unión chapa-cordón de perfil tubular rectangular.

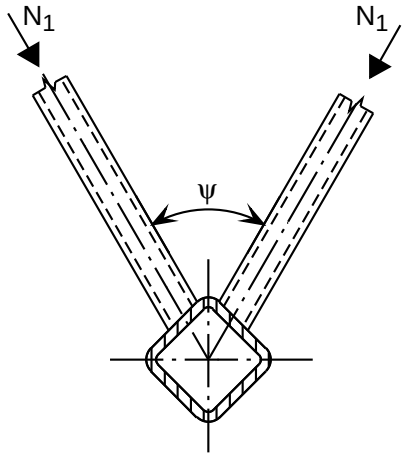


Figura 12 Alzado de unión en KK al cordón traccionado de una celosía triangular

5.3 Uniones entre perfiles tubulares rectangulares cargadas por momentos flectores

Las fórmulas de resistencia de cálculo para uniones entre perfiles tubulares rectangulares cargadas por momentos flectores se derivan de forma similar a las uniones cargadas axialmente (véase la tabla 6). Con el fin de evitar la comprobación de todos los modos de colapso, el campo de validez se ha limitado a los rangos en los que la resistencia de la unión está controlada por uno o dos criterios de colapso.

5.4 Uniones de perfiles tubulares rectangulares multiplano (uniones en KK y TT)

Están basadas en el trabajo analítico y experimental sobre uniones en KK con relaciones de nivel bajo a medio de la relación β entre las anchuras de las barras de relleno y la del cordón, habiéndose sugerido lo siguiente: si el ángulo entre los planos de la barra de relleno ψ es inferior a 90°, lo que conduce a un incremento en el valor real de β en la cara del cordón, y cuando las barras de relleno están conectadas en un punto descentrado de la cara del cordón (véase la figura 12), la resistencia a la fluencia de la cara del cordón traccionado de una viga en celosía triangular será mayor que la de la cara del cordón en una celosía plana, suponiendo los mismo tamaños de barra. Puesto que pueden existir más modos de colapso en un rango más amplio de

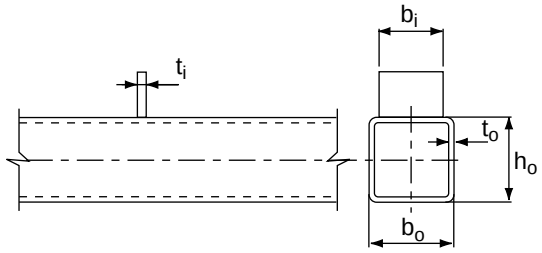
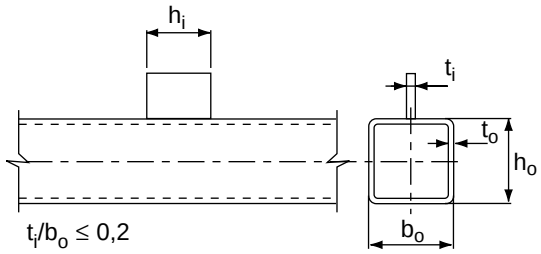
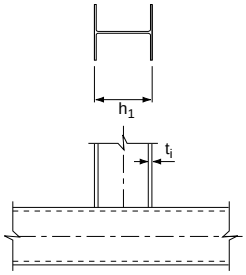
<table>
<tr><td>Chapa transversal</td><td>Rotura de riostra</td></tr>
<tr><td rowspan="4">
</td><td>$N_{i.Rd} = f_{yi}\, t_i\, b_{eff}\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]^{*)}$</td></tr>
<tr><td>Aplastamiento de pared lateral del cordón cuando $b_i \geq b_o - 2t_o$</td></tr>
<tr><td>$N_{i.Rd} = f_{yo}\, t_o\, (2t_i + 10t_o)\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$</td></tr>
<tr><td>Cortante punzante cuando $b_i \leq b_o - 2t_o$
$N_{i.Rd} = \dfrac{f_{yo}\, t_o}{\sqrt{3}}\,(2t_i + 2b_{e.p})\left[\dfrac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$</td></tr>
<tr><td>Chapa longitudinal</td><td>Rotura de cara del cordón $\beta \leq 0{,}85$</td></tr>
<tr><td>
</td><td>$N_{i.Rd} = \dfrac{k_m\, f_{yo}\, t_o^2}{(1 - t_i/b_o)}\,(2h_i/2b_o + 4\sqrt{1 - t_i/b_o})\left[\dfrac{1{,}1}{\gamma_{Mj}}\right]$
$M_{ip.i.Rd} = 0{,}5\, N_{i.Rd}\, h_i$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Perfil I o H</td></tr>
<tr><td>
</td><td>Conservadoramente, basar $N_{i.Rd}$ para un perfil I o H sobre la resistencia de cálculo de dos chapas transversales similares a sus alas, determinada según se ha especificado anteriormente.
$M_{ip.i.Rd} = N_{i.Rd}\,(h_i - t_i)$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Intervalo de validez</td></tr>
<tr><td colspan="2">Además de los límites dados en la tabla 4
$0{,}5 \leq \beta \leq 1{,}0$
$b_o/t_o \leq 30$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Parámetros b_{eff}, b_{ep} y k_m</td></tr>
<tr><td>$b_{eff} = \dfrac{10}{b_o/t_o}\,\dfrac{f_{yo}\, t_o}{f_{yi}\, t_i}\, b_i$ pero $b_{eff} \leq b_i$</td><td>Para $n < 0$ (comprensión): $k_m = 1{,}3\,(1 + n)$
pero: $k_m \leq 1{,}0$</td></tr>
<tr><td>$b_{e.ov} = \dfrac{10}{b_j/t_j}\,\dfrac{f_{yj}\, t_j}{f_{yi}\, t_i}\, b_i$ pero $b_{e.ov} \leq b_i$</td><td>Para $n \geq 0$ (tracción): $k_m = 1{,}0$</td></tr>
<tr><td colspan="2">*) Las uniones con soldaduras de ángulo deben calcularse de acuerdo con lo especificado en el apartado 6.6.8 del EC3</td></tr>
</table>

Tabla 5 Resistencias de cálculo de nudos soldados que unen chapas de cartelas de perfiles I o H con barras de RHS

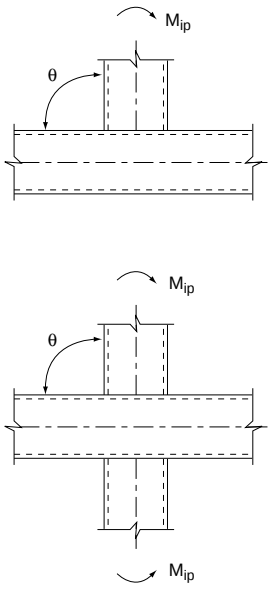
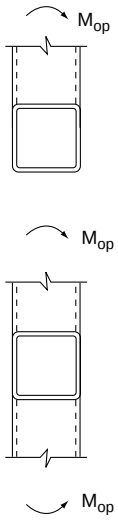
Nudos en T y en X	Resistencia de cálculo (i = 1 o 2)
Momentos en el plano ($\theta = 90°$)	Rotura de cara del cordón $\beta \le 0{,}85$
	$M_{ip.i.Rd} = k_n\, f_{yo}\, t_o^2\, h_i \left(\frac{1-\beta}{2h_i/b_o} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{h_i/b_o}{1-\beta} \right) \left[\frac{1{,}1}{\gamma_{Mj}} \right]$
	Aplastamiento de la pared lateral del cordón $0{,}85 \le \beta \le 1{,}0$
	$M_{ip.i.Rd} = 0{,}5\, f_{yk}\, t_o\, (h_i + 5t_o)^2\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$ $f_{yk} = f_{yo}$ para nudos en T $f_{yk} = 0{,}8\, f_{yo}$ para nudos en X
	Rotura de riostra $0{,}85 \le \beta \le 1{,}0$
	$M_{ip.i.Rd} = f_{yi}\, [W_{pl.i} - (1 - b_{eff}/b_i)\, b_i\, h_i\, t_i]\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
Momentos fuera del plano ($\theta = 90°$)	Aplastamiento de la pared lateral del cordón $0{,}85 \le \beta \le 1{,}0$
	$M_{op.i.Rd} = f_{yk}\, t_o\, (b_o - t_o)\, (h_i + 5t_o)\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$ $f_{yk} = f_{yo}$ para nudos en T $f_{yk} = 0{,}8\, f_{yo}$ para nudos en X
	Rotura transversal del cordón (sólo nudos en T)*)
	$M_{op.i.Rd} = 2 f_{yo}\, t_o\, [h_i\, t_o + (b_o\, h_o\, t_o\, (b_o + h_o)]^{0.5}\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
	Rotura de riostra $0{,}85 \le \beta \le 1{,}0$
	$M_{op.i.Rd} = f_{yi}\, t_o\, [W_{pl.i} - 0{,}5\, (1 - b_{eff}/b_i)^2\, b_i^2\, t_i]\, [1{,}1/\gamma_{Mj}]$
Parámetros b_{eff} y k_n	
$b_{eff} = \frac{10}{b_o/t_o} \frac{f_{yo}\, t_o}{f_{yi}\, t_i} b_i$ pero $b_{eff} \le b_i$	Para $n < 0$ (comprensión): $k_n = 1{,}3 + \frac{0{,}4\, n}{\beta}$ pero: $k_n \le 1{,}0$ Para $n \ge 0$ (tracción): $k_n = 1{,}0$
*) Este criterio no se aplica cuando la rotura transversal o distorsional del cordón se ha previsto por otros medios	

Tabla 6 Momentos de resistencia de cálculo de nudos entre riostras de RHS y cordones de RHS

parámetros de la unión que los estudiados, así como que la resistencia de la unión con separación en K se evalúa más sobre la base de la resistencia a la rotura, que sobre la pronosticada por la resistencia a la fluencia, se utiliza normalmente un coeficiente de reducción de 0,9 sobre el de las fórmulas de cálculo de unión en K plana. Adicionalmente, se tiene que hacer siempre la comprobación del cortante en el cordón para las uniones en KK con separación, incluso para las barras de perfil tubular cuadrado.

Para las uniones en TT de perfiles tubulares rectangulares a 90° teóricamente se ha encontrado que existe poca diferencia entre las resistencias de cálculo de las uniones planas y multiplano.

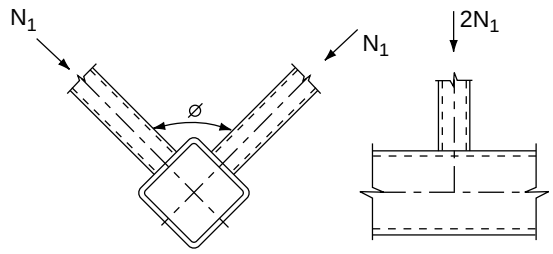
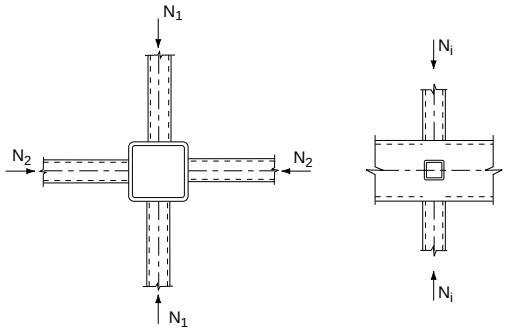
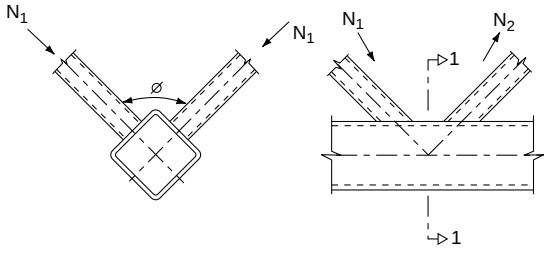
Tipo de nudo	Coeficiente de reducción μ
Nudo TT	$60° \leq \varnothing \leq 90$
	$\mu = 0,9$
Nudo XX	
	$\mu = 0,9\ (1 + 0,33\ N_{2.Sd}/N_{1.Sd})$ teniendo en cuenta el signo de $N_{1.Sd}$ y $N_{2.Sd}$ donde $\lvert N_{2.Sd} \rvert \leq \lvert N_{1.Sd} \rvert$
Nudo KK	$60° \leq \varnothing \leq 90$
	$\mu = 0,9$ Siempre que, en un nudo del tipo con separación, en la sección 1-1 el cordón cumpla la condición $\left[\frac{N_{0.Sd}}{N_{pl.0.Rd}}\right]^2 + \left[\frac{V_{0.Sd}}{V_{pl.0.Rd}}\right]^2 \leq 1,0$

Tabla 7 Coeficientes de reducción para nudos multiplanos

6. DIAGRAMAS DE CALCULO

En la práctica, el proyectista necesita una evaluación rápida de la resistencia de la unión, con el fin de juzgar si es suficiente para las barras seleccionadas. Esta evaluación se puede efectuar por medio de un conjunto de diagramas de cálculo para el diseño preliminar de las uniones en K, N, T, Y y X, que están basados en las recomendaciones [1] del Eurocódigo 3. En estos diagramas de cálculo, la resistencia de la unión se describe en términos de un coeficiente de eficiencia C_e, el cual se define como la relación entre la resistencia mayorada de la unión dividida por la carga de fluencia de la sección completa de la barra de relleno $A_i \cdot f_{yi}$ para una unión con una relación entre espesores de pared $\frac{t_0}{t_i} = 1$, ángulo de inclinación de la barra de relleno q = 90° y la función para la precarga en el cordón de $k_n = 1$.

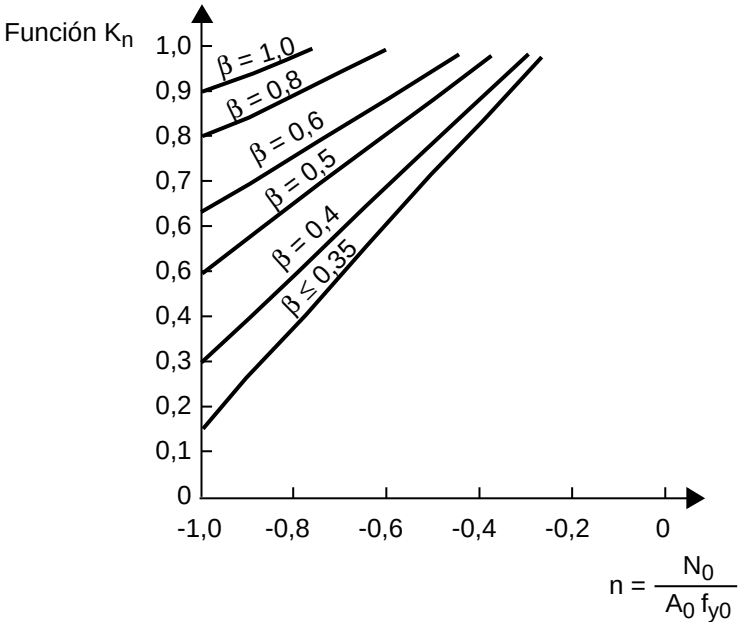


Figura 14 La función K_n, que describe la influencia de la tensión del cordón en la eficiencia total de uniones con espaciamiento en T, Y, X, K y N, de perfiles tubulars cuadrados

En general, la eficiencia de la unión se puede calcular utilizando la siguiente ecuación:

$$\frac{N_{Rd}}{A_i \cdot f_{yi}} = C_e \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{yi} \cdot t_i} \cdot \frac{K_n}{\operatorname{sen}\theta_i}$$

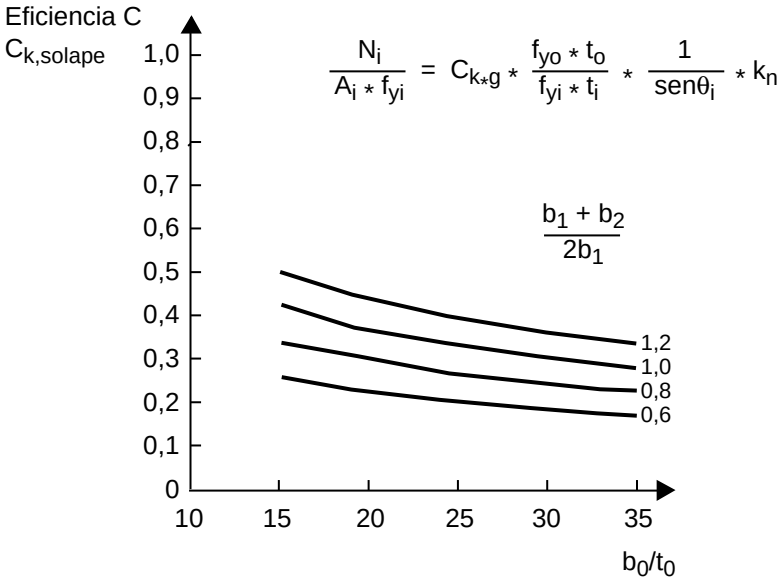


Figura 13 Eficiencia de las barras de relleno en nudos en K y en N con espaciamiento, de perfiles tubulares cuadrados

Como ejemplo, en la figura 13 se muestra el diagrama de eficiencia para las uniones en K con separación para perfiles tubulares cuadrados, mientras que en la figura 14 se describe la función de precarga k_n.

Estos diagramas muestran que el proyectista debe tratar de conseguir los siguientes parámetros de diseño:

$$\frac{f_{yo} \cdot t_o}{f_{yi} \cdot t_i} \geq 2,0 \qquad \text{para } \theta \approx 45°$$

De esta forma, se puede obtener una eficiencia de la unión próxima a 1,0.

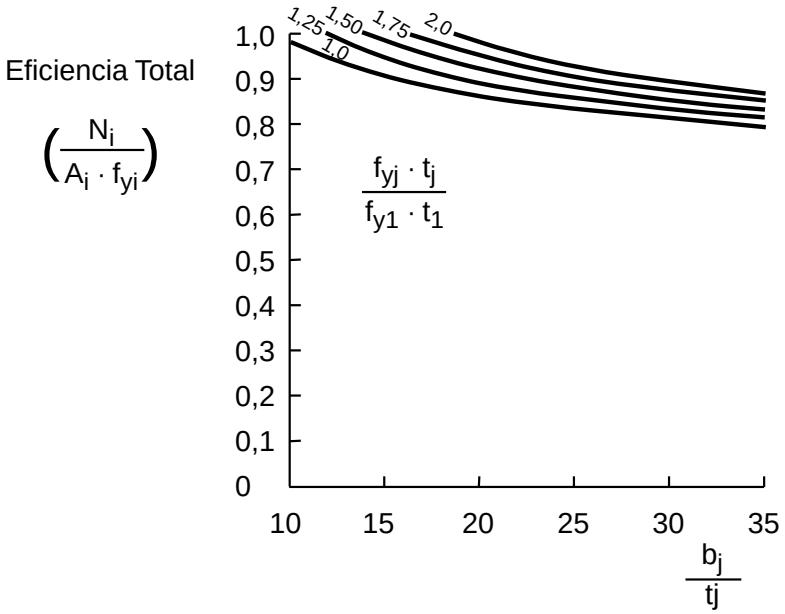


Figura 15 Eficiencia de las barras de relleno en uniones con solape en K y N de perfiles tubulares cuadrados con O_v = 100%

Para las uniones con solape al 100% de perfiles tubulares cuadrados, la eficiencia total está dada por las curvas de la figura 15. Esta eficiencia se puede conseguir dado que la resistencia de la unión depende solamente del criterio de colapso de la anchura eficaz de la barra de relleno.

Para las uniones de perfiles tubulares rectangulares, no obstante, se tienen que comprobar demasiados criterios de colapso, con el fin de establecer diagramas de cálculo sencillos. En el diseño de estas uniones, es posible utilizar diagramas de cálculo de uniones de perfiles tubulares cuadrados, para conseguir las primeras indicaciones.

En [8] se muestran una serie de diagramas de cálculo para uniones en T, Y, X, separación en K, separación en N, solape parcial en K, solape parcial en N, solape al 100% en K y en N al 100% de perfiles tubulares cuadrados.

7. PROCEDIMIENTO DE DISEÑO PARA UNIONES EN VIGAS EN CELOSÍA

El procedimiento de cálculo para el diseño de las vigas en celosía está expuesto en la lección 15.1

8. RESUMEN FINAL

- Son posibles varios mecanismos de colapso. En principio es necesario comprobar la totalidad de los mismos. No obstante, para las uniones de perfiles tubulares cuadrados ($h_0 = b_0$) el número de modos de colapso reales está limitado.

- Es posible evitar los rigidizadores si las barras y la configuración de la unión se seleccionan de la forma correcta.

- Se pueden despreciar los efectos de los momentos flectores secundarios, en el supuesto de que la unión satisface los campos de validez expuestos en el Eurocódigo 3 (suficiente capacidad de giro).

- Las soldaduras de la unión tienen que ser más fuertes que las barras de relleno.

- Las fórmulas de resistencia son semi-empíricas. Están basadas en ensayos y en modelos analíticos.

- La comprensión de los modos de colapso y los criterios de resistencia asociados requiere la visión interna del comportamiento del material en combinación con el efecto de la distribución local de rigideces en el perímetro de intersección.

9. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocode 3: “Design of Steel Structurs”: ENV 1993-1-1 Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, CEN 1992.

[2] Eurocode 3: ENV 1993-1-1 Annex K: Hollow Section Lattice Girder Connections, CEN, 1992.

[3] Wardenier, J.: Hollow section joints, ISBN 90-6275-084-2, Delft University Press, Delft 1982.

[4] Wardenier, J., Giddings, T.W.: The strength and behaviour of statically loaded welded connections in structural hollow sections, CIDECT Monograph No.6, 1986.

[5] Wardenier, J., Stark, J.W.B.: The static strength of welded lattice girder joints in structural, hollow sections, ECSC Report EUR 6428C MF 1980.

[6] Packer, J. A. and Henderson, J. E.: Design guide for hollow structural section connections, Canadian Institute of Steel Construction, 1992.

[7] Packer, J. A.: Theoretical behaviour and analysis of welded steel joints with RHS chords, CIDECT, Final Report 5U-78/19.

[8] Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N.: Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading, edited by CIDECT, Verlag TÜV Rheinland.