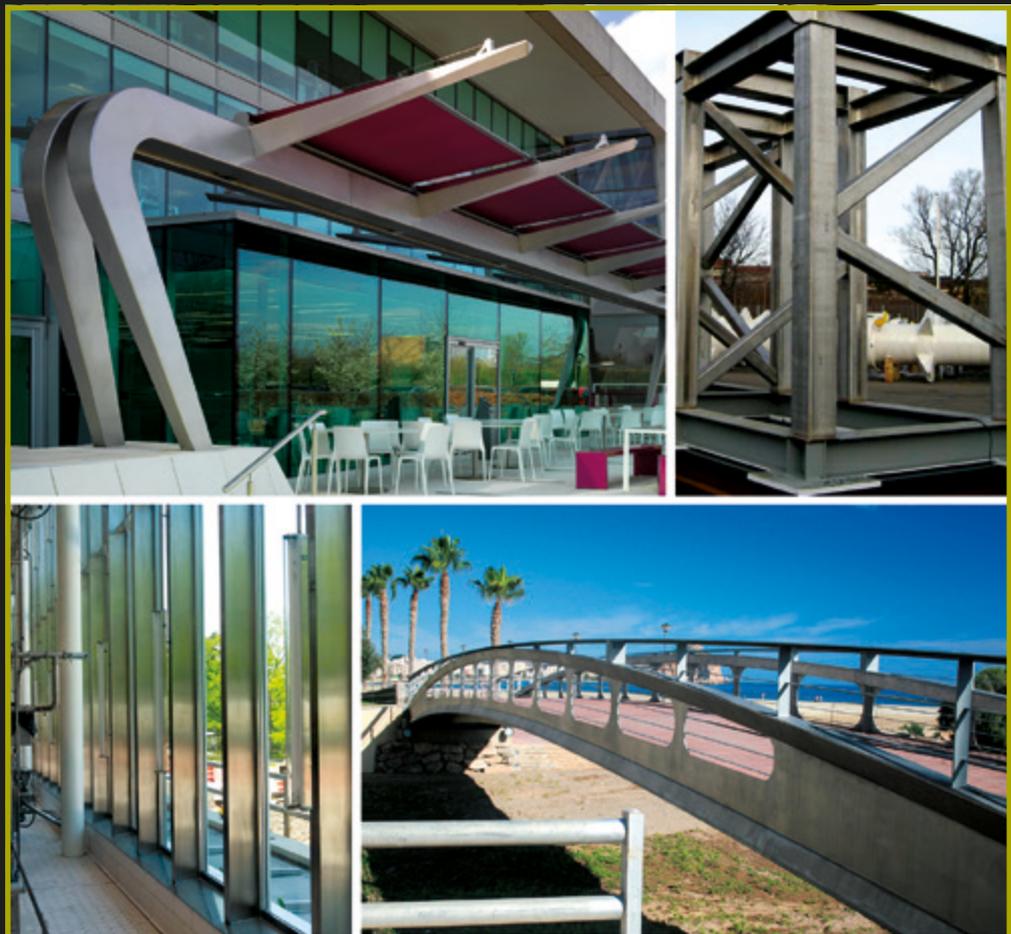


# MANUAL DE DISEÑO PARA ACERO INOXIDABLE ESTRUCTURAL

CUARTA EDICIÓN



UNIVERSITAT POLITÈCNICA  
DE CATALUNYA  
BARCELONATECH







# **Manual de Diseño para Acero Inoxidable Estructural**

**Cuarta Edición**

Portada:

Superior izquierda:

Marquesina, Napp Pharmaceutical, Cambridge, Reino Unido  
Grado 1.4401, Cortesía de: m-tec

Superior derecha:

Estructura para planta de regasificación offshore  
Grado 1.4301, Cortesía de: Montanstahl

Inferior izquierda:

Planta de lácteos en la Universidad de Cornell, Facultad de Agricultura y Ciencias de la Vida  
Grado 1.4301/7, Cortesía de: Stainless Structural

Inferior derecha:

Pasarela de las Águilas, España  
Grado 1.4462, Cortesía de: Acuamed

ISBN: 978-1-85942-233-5

Depósito legal: DL B 25477-2017.

© 2017 SCI. Todos los derechos reservados.

# PRÓLOGO

## Cuarta Edición

Esta cuarta edición del Manual de Diseño ha sido preparada por Nancy Baddoo del Steel Construction Institute como parte del proyecto RFCS Project *Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (Promoción de nuevas reglas de diseño de Eurocódigo para acero inoxidable estructural)* (PUREST) (contrato 709600).

Se trata de una revisión completa de la Tercera Edición; y los principales cambios han sido los siguientes:

- Se ha alineado el contenido con las modificaciones sobre EN 1993-1-4 de 2015,
- Se han añadido aceros inoxidables ferríticos, en base a los resultados del trabajo desarrollado en el proyecto europeo Structural applications of ferritic stainless steels (Aplicaciones estructurales del acero inoxidable ferrítico) (SAFSS) (RFSR-CT-2010-00026),
- Se ha añadido información sobre las propiedades térmicas y mecánicas de los aceros inoxidables en situación de incendio,
- Se han actualizado los hipótesis y reglas de cálculo y las referencias a las versiones actuales de las normativas europeas, incluyendo EN 10088, EN 1993 y EN 1090,
- Se ha añadido un anejo sobre modelización de material,
- Se ha añadido un anejo que proporciona un método para el cálculo del aumento de resistencia debido al conformado en frío,
- Se ha añadido un anejo que proporciona una metodología de diseño menos conservadora explotando los beneficios del endurecimiento por deformación a través del uso del Continuous Strength Method.

Las organizaciones que participaron en el proyecto PUREST fueron:

<b>The Steel Construction Institute (SCI)</b> (coordinador) Silwood Park, Ascot, SL5 7QN, United Kingdom, <a href="http://www.steel-sci.com">www.steel-sci.com</a>	<b>Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)</b> Calle Jordi Girona 31, Barcelona 08034 España <a href="http://www.upc.edu">www.upc.edu</a>
<b>Universität Duisburg-Essen (UDE)</b> Universitätsstraße 2, Essen 45141, Germany <a href="http://www.uni-due.de">www.uni-due.de</a>	<b>Katholieke Universiteit Leuven (KU Leuven)</b> Oude Markt 13, Leuven 3000, Belgium <a href="http://www.kuleuven.be">www.kuleuven.be</a>
<b>RINA Consulting - Centro Sviluppo Materiali S.p.A (CSM)</b> Via Di Castel Romano 100, Rome 00128, Italy <a href="http://www.rinaconsulting.org/en/csm">www.rinaconsulting.org/en/csm</a>	<b>Stalbyggnadsinstitutet (SBI)</b> Kungsträdgårdsgatan 10, 111 47 Stockholm, Sweden <a href="http://www.sbi.se">www.sbi.se</a>
<b>Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Lukaszewicza (PRz)</b> al. Powstancow Warszawy 12, Rzeszów, 35 959, Poland <a href="http://www.prz.edu.pl">www.prz.edu.pl</a>	<b>Imperial College of Science Technology and Medicine</b> South Kensington Campus Exhibition Road, London, SW7 2AZ, United Kingdom <a href="http://www.imperial.ac.uk">www.imperial.ac.uk</a>
<b>Teräsrakenneyhdistys ry</b> Unioninkatu 14 3 krs, Helsinki 00130, Finland <a href="http://www.terasrakenneyhdistys.fi">www.terasrakenneyhdistys.fi</a>	<b>České vysoké učení technické v Praze (CVUT)</b> Žitkova 4, Praha 16636, Czech Republic <a href="http://www.cvut.cz">www.cvut.cz</a>
<b>Universidade de Coimbra</b> Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451, Portugal <a href="http://www.uc.pt">www.uc.pt</a>	<b>OneSource Consultoria Informática</b> Urbanização Ferreira Jorge - 1º dto Lote 14, Coimbra 3040 016 , Portugal <a href="http://www.onesource.pt">www.onesource.pt</a>

Las siguientes personas hicieron valiosas contribuciones en la preparación de esta Cuarta Edición del Manual de Diseño:

- Sheida Afshan (Brunel University London, UK)
- Itsaso Arrayago (Universitat Politècnica de Catalunya, Spain)
- Leroy Gardner (Imperial College London, UK)
- Graham Gedge (Arup, UK)
- Michal Jandera (Czech Technical University of Prague, Czech Republic)
- Esther Real (Universitat Politècnica de Catalunya, Spain)
- Barbara Rossi (KU Leuven, Belgium)
- Natalie Stranghöner (Universität Duisberg-Essen, Germany)
- Ou Zhao (Nanyang Technological University, Singapore)

## **Prólogo a la Tercera Edición**

Esta Tercera Edición del Manual de Diseño ha sido preparada por el Steel Construction Institute como resultado de un proyecto financiado por la RFCS (*Research Fund for Coal and Steel*), *Proyecto de Valorización – Diseño estructural del acero inoxidable austenítico trabajado en frío* (contrato RFS2-CT-2005-00036). Este Manual de Diseño es una revisión completa de la Segunda Edición, extendiendo el campo de aplicación a los aceros inoxidables austeníticos trabajados en frío y actualizando todas las referencias a los borradores de los Eurocódigos. La Tercera Edición hace referencia a las partes correspondientes de las Normas Europeas EN 1990, EN 1991 y EN 1993. La aproximación al proyecto de estructuras frente a incendio de la Sección 8 se ha actualizado y se han añadido secciones nuevas sobre durabilidad del acero inoxidable en el terreno y costes de ciclo de vida. Se han añadido tres nuevos ejemplos de dimensionamiento para demostrar el uso apropiado del acero inoxidable conformado en frío. Una comisión de seguimiento del proyecto, incluyendo representantes de cada institución socia del proyecto y de la institución de promoción y patrocinio, ha supervisado el trabajo y ha contribuido al desarrollo del Manual de Diseño. Las siguientes instituciones han participado en la preparación de la Tercera Edición:

- The Steel Construction Institute (SCI) (Coordinador del Proyecto)
- Centro Sviluppo Materiali (CSM)
- CUST, Blaise Pascal University
- Euro Inox
- RWTH Aachen, Institute of Steel Construction
- VTT Technical Research Centre of Finland
- The Swedish Institute of Steel Construction (SBI)
- Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)

## **Prólogo a la Segunda Edición**

Este Manual de Diseño ha sido preparado por el Steel Construction Institute como resultado del proyecto financiado por la ECSC (CECA, Comunidad Europea del Carbón y del Acero), *Proyecto de Valorización – Desarrollo del empleo del acero inoxidable en construcción*

(contrato 7215-PP-056). Dicho Manual es una revisión completa del *Manual de diseño para acero inoxidable estructural*, preparado por el Steel Construction Institute entre 1989 y 1992 y publicado por Euro Inox en 1994. En esta segunda edición se han tenido en cuenta los avances en el conocimiento del comportamiento estructural del acero inoxidable en los últimos 10 años. En particular, se incluyen las nuevas recomendaciones de diseño derivadas del proyecto financiado por la ECSC (CECA, Comunidad Europea del Carbón y del Acero), *Desarrollo del empleo del acero inoxidable en construcción* (contrato 7210-SA/842) terminado recientemente, que han conducido a una extensión del Manual para cubrir las secciones huecas circulares y el proyecto de estructuras resistentes frente a incendio. En los últimos diez años se han publicado muchas normas europeas relativas al acero inoxidable, su fabricación, uniones, soldadura, montaje etc. Este Manual se ha actualizado haciendo referencia a las normas actuales y a los datos e información recogidos en dichas normas.

## **AGRADECIMIENTOS**

Las siguientes organizaciones han proporcionado soporte económico para esta edición del Manual de Diseño y su colaboración es altamente agradecida:

- The European Union's Research Fund for Coal and Steel,
- Outokumpu,
- Aperam,
- Industeel,
- Acerinox,
- Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM),
- Nickel Institute,
- Stalatable.



# PRESENTACIÓN

Este Manual de Diseño ha sido preparado para guiar a ingenieros con cierta experiencia en el dimensionamiento de estructuras de acero, aunque no necesariamente en el de estructuras de acero inoxidable. En ningún caso se pretende que adquiera un status legal ni que exima al ingeniero de su responsabilidad de asegurar que una estructura resulte funcional y segura.

El Manual está dividido en dos partes:

- Parte I - Recomendaciones
- Parte II - Ejemplos de cálculo

Las Recomendaciones de la Parte I están soportadas en el método de los estados límite, y donde se considere adecuado, están de acuerdo con las siguientes Partes de Eurocódigo 3 *Proyecto de estructuras de acero*:

- EN 1993-1-1 *Design of steel structures: General rules and rules for buildings*
- EN 1993-1-2 *Design of steel structures: Structural fire design*
- EN 1993-1-3 *Design of steel structures: General rules: Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*
- EN 1993-1-4 *Design of steel structures: General rules: Supplementary rules for stainless steels*
- EN 1993-1-5 *Design of steel structures: Plated structural elements*
- EN 1993-1-8 *Design of steel structures: Design of joints*
- EN 1993-1-9 *Design of steel structures: Fatigue*
- EN 1993-1-10 *Design of steel structures: Material toughness and through-thickness properties*

El Eurocódigo 3 está siendo revisado actualmente y en 2023 habrá una nueva versión de cada una de las partes, incluyendo EN 1993-1-4. En algunos casos, el Manual de Diseño proporciona las nuevas reglas de diseño o datos para el cálculo que probablemente se incluirán en esta nueva edición de EN 1993-1-4. Los recuadros sombreados explican las diferencias entre dichas nuevas reglas de diseño y las actualmente vigentes en EN 1993-1-4:2015.

Este Manual de Diseño contiene valores recomendados para algunos coeficientes. Dichos valores están sujetos a modificaciones a nivel nacional, por los Anejos Nacionales.

Los Ejemplos de cálculo incluidos en la Parte II muestran el empleo de las recomendaciones. El sistema cruzado de referencias utilizado permite obtener una rápida correspondencia entre los diferentes apartados de que consta la solución del ejemplo propuesto y las recomendaciones recogidas en el Manual.

Las Recomendaciones y los Ejemplos de Diseño están disponibles online en [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual) y en Steelbiz, el sistema de información técnica del SCI ([www.steelbiz.org](http://www.steelbiz.org)). Existe un apartado de Comentarios a las Recomendaciones, también disponible online en estas webs, que incluye una completa selección de referencias. El propósito de los Comentarios es el de permitir al proyectista valorar las bases de las

recomendaciones y facilitar el desarrollo de revisiones siempre y cuando haya nuevos datos disponibles. Se presentan también los resultados de varios programas experimentales llevados a cabo específicamente para proporcionar datos de base para el Manual de Diseño.

Se disponen también software de cálculo online y aplicaciones para dispositivos móviles en [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual), los cuales permiten calcular las propiedades de las secciones y los valores de cálculo de las resistencias de los elementos, tanto estándares como aquellos definidos por el usuario, de acuerdo con las Recomendaciones de este Manual de Diseño.

Las recomendaciones de proyecto presentadas en este documento se basan en el mejor y más amplio conocimiento disponible a la fecha de publicación. Sin embargo, no se acepta ningún tipo de responsabilidad por parte de los socios del proyecto o de otras instituciones asociadas sobre lesiones, muerte, pérdida, daño o retraso que pudieran provenir del empleo de estas recomendaciones.

# Índice

	Página
PRÓLOGO	iii
AGRADECIMIENTOS	v
PRESENTACIÓN	vii
<b>PARTE 1 – RECOMENDACIONES</b>	
1 INTRODUCCIÓN	3
1.1 ¿Qué es el acero inoxidable?	3
1.2 Aceros inoxidables adecuados para aplicaciones estructurales	5
1.3 Aplicaciones del acero inoxidable en la industria de la construcción	7
1.4 Ámbito de aplicación del Manual de Diseño	8
1.5 Símbolos	8
1.6 Criterio de ejes	11
1.7 Unidades	11
2 PROPIEDADES DEL ACERO INOXIDABLE	13
2.1 Comportamiento tenso-deformacional básico	13
2.2 Factores que influyen en el comportamiento tenso-deformacional	15
2.3 Normas aplicables y resistencias de cálculo	16
2.4 Propiedades físicas	26
2.5 Efectos de la temperatura	27
2.6 Galvanización y contacto con zinc fundido	27
2.7 Disponibilidad de formas de productos	27
2.8 Coste de ciclo de vida e impacto ambiental	30
3 MATERIALES: PROPIEDADES, SELECCIÓN Y DURABILIDAD	33
3.1 Introducción	33
3.2 Tipos de corrosión y comportamiento de los grados de aceros	34
3.3 Corrosión en ambientes específicos	38
3.4 Diseño frente a corrosión	40
3.5 Selección de materiales	42
4 CRITERIOS DE DIMENSIONAMIENTO	51
4.1 Requisitos generales	51
4.2 Método de los estados límite	51
4.3 Cargas	52
5 PROPIEDADES DE LAS SECCIONES TRANSVERSALES	53
5.1 Aspectos generales	53
5.2 Máximas relaciones anchura-espesor	53
5.3 Clasificación de las secciones transversales	53
5.4 Anchos eficaces	57
5.5 Elementos rigidizados	62
5.6 Cálculo de características de las secciones transversales	66
5.7 Resistencia de las secciones transversales	68

6	DIMENSIONAMIENTO DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES	73
6.1	Introducción	73
6.2	Elementos sometidos a tracción	73
6.3	Elementos sometidos a compresión	74
6.4	Elementos sometidos a flexión	78
6.5	Elementos sometidos a esfuerzos combinados de axil y de flexión	90
7	DIMENSIONAMIENTO DE UNIONES	95
7.1	Recomendaciones generales	95
7.2	Uniones atornilladas	97
7.3	Elementos de unión mecánicos para estructuras ligeras	103
7.4	Uniones soldadas	103
8	DIMENSIONAMIENTO FRENTE A INCENDIO	109
8.1	Aspectos generales	109
8.2	Propiedades mecánicas a temperaturas elevadas	109
8.3	Determinación de la capacidad estructural frente a incendio	113
8.4	Propiedades térmicas a temperaturas elevadas	121
8.5	Modelo material a temperaturas elevadas	123
9	FATIGA	125
10	ENSAYOS	127
10.1	Aspectos generales	127
10.2	Determinación de la curva tensión-deformación	127
10.3	Ensayos de elementos estructurales	127
11	ASPECTOS DE FABRICACIÓN	129
11.1	Introducción	129
11.2	EN 1090 <i>Ejecución de estructuras de acero y estructuras de aluminio</i>	129
11.3	Clases de ejecución	130
11.4	Almacenamiento y manipulación	131
11.5	Operaciones de conformado	132
11.6	Soldadura	134
11.7	Gripado y agarrotamiento	140
11.8	Acabado	141
ANEJO A	Equivalencia entre diferentes designaciones de aceros inoxidables	143
ANEJO B	Mejora la resistencia en secciones conformadas en frío	145
ANEJO C	Modelización del comportamiento material	149
ANEJO D	Continuous Strength Method	153
ANEJO E	Momento flector crítico elástico de pandeo lateral	161

## **PARTE 2 – EJEMPLOS DE CÁLCULO**

# **PARTE 1 – RECOMENDACIONES**



# 1 INTRODUCCIÓN

## 1.1 ¿Qué es el acero inoxidable?

El acero inoxidable es el nombre que recibe la familia de aceros resistentes a la corrosión y resistentes a altas temperaturas que contiene un mínimo del 10,5 % de cromo. Así como hay varios aceros al carbono estructurales e ingenieriles con diferentes requisitos de resistencia, soldabilidad y tenacidad, también hay una amplia gama de aceros inoxidables con diferentes niveles de resistencia mecánica y a la corrosión. Este conjunto de propiedades del acero inoxidable es el resultado de adiciones controladas de elementos de aleación, que afectan a las propiedades mecánicas y a la capacidad de resistir en diferentes ambientes corrosivos. Es importante seleccionar un acero inoxidable que sea adecuado para una determinada aplicación sin que sea innecesariamente muy aleado y costoso.

Debido a la combinación del contenido en cromo superior al 10,5 %, una superficie limpia y una exposición al aire o a cualquier otro entorno oxidante, se forma espontáneamente una capa transparente y muy adherida de óxido rico en cromo sobre la superficie del acero inoxidable, que se repara inmediatamente en presencia de oxígeno si es dañada. Aunque la película es muy delgada, de aproximadamente  $5 \times 10^{-6}$  mm, es estable y no es porosa. Mientras el acero inoxidable sea lo suficientemente resistente a la corrosión para el ambiente de servicio, no reaccionará más con la atmósfera. Por esta razón, se llama película pasiva. La estabilidad de esta capa pasiva depende de la composición del acero inoxidable, su tratamiento superficial y la corrosividad de su entorno. Su estabilidad aumenta a medida que aumenta el contenido de cromo y se mejora adicionalmente mediante adiciones de aleación de molibdeno y nitrógeno.

Los aceros inoxidables pueden clasificarse en cinco grupos básicos, en los que cada grupo tiene propiedades únicas y diferentes niveles de resistencia a la corrosión.

### ***Aceros inoxidables austeníticos***

Los aceros inoxidables austeníticos más comúnmente utilizados son aquellos con un contenido de cromo del 17 al 18 % y un contenido de níquel entre el 8 y el 11 %. A diferencia del acero al carbono, que tiene una estructura atómica cristalina cúbica centrada en el cuerpo, el acero inoxidable austenítico tiene una estructura atómica cúbica centrada en las caras. Como consecuencia, los aceros inoxidables austeníticos, además de su resistencia a la corrosión, poseen una elevada ductilidad, son fáciles de conformar y son fácilmente soldables. En relación con el acero al carbono, los aceros inoxidables austeníticos tienen mucha mejor tenacidad para un amplio rango de temperaturas. Puede aumentarse su resistencia mediante el trabajado en frío, pero no mediante tratamiento térmico. Su comportamiento a corrosión puede mejorarse aumentando los niveles de cromo y con adiciones de molibdeno y nitrógeno. Son los aceros inoxidables más utilizados en aplicaciones de edificación y construcción.

### ***Aceros inoxidables ferríticos***

El contenido en cromo de los aceros inoxidables ferríticos más utilizados oscila entre el 10,5 y el 18 %. Estos aceros inoxidables no contienen prácticamente nada de níquel y su estructura atómica centrada en el cubo es la misma que la de los aceros al carbono. Son más baratos que los aceros inoxidables austeníticos equivalentes en resistencia a la corrosión y su precio es más estable. En general son menos dúctiles y menos soldables que los austeníticos. Las propiedades para el conformado y la manipulación con máquina de los aceros inoxidables ferríticos son

similares a las de un acero al carbono S355. Puede aumentarse su resistencia mediante el trabajado en frío, pero en menor medida que en el caso de los aceros inoxidable austeníticos; y tampoco puede aumentarse mediante tratamiento térmico. Estos aceros se utilizan típicamente en ambientes interiores o en ambientes exteriores con condiciones atmosféricas suaves. Tienen buena resistencia a la fisuración por corrosión bajo tensión y su resistencia a la corrosión puede mejorarse mediante adiciones de molibdeno. Son una buena alternativa en cuanto a resistencia a la corrosión a muchas aplicaciones de chapa ligera galvanizada. Los aceros inoxidable ferríticos se usan generalmente en espesores iguales o menores a 4 mm.

### ***Aceros inoxidable Dúplex (austenítico-ferrítico)***

Los aceros inoxidable dúplex tienen una microestructura mixta entre austeníticos y ferríticos, es por ello que también son denominados aceros austenítico-ferríticos. Típicamente contienen entre 20 y 26 % de cromo, de 1 a 8 % de níquel, de 0,05 % a 5 % de molibdeno y entre 0,05 y 0,3 % de nitrógeno. Su precio es más estable que el de los aceros inoxidable austeníticos debido al menor contenido en níquel. Son dos veces más resistentes que los aceros austeníticos en la condición de recocido, lo que permite utilizar secciones transversales más pequeñas con el uso de este material – y que puede ser muy importante en aquellas estructuras en las que el peso juegue un papel importante, como puentes o estructuras offshore. Son apropiados para un amplio rango de ambientes corrosivos. A pesar de tener buena ductilidad, los aceros inoxidable dúplex tienen una capacidad de conformado más restringida si los comparamos con los aceros inoxidable austeníticos. Puede aumentarse su resistencia con el trabajado en frío, pero no mediante tratamiento térmico. Son fácilmente soldables y tienen buena resistencia a la fisuración por corrosión bajo tensión. Pueden considerarse complementarios a los aceros inoxidable ferríticos, ya que son más fácilmente utilizados con espesores mayores.

### ***Aceros inoxidable martensíticos***

Los aceros inoxidable martensíticos tienen una estructura centrada en el cuerpo, similar a la de los aceros inoxidable ferríticos y a la del acero al carbono, pero gracias a su alto contenido en carbono, pueden aumentar su resistencia mediante tratamiento térmico. Los aceros inoxidable martensíticos se utilizan generalmente en condiciones de endurecido y templado, lo que les proporciona mayor resistencia y una resistencia a la corrosión moderada. Se utilizan en aplicaciones en las que se pueda sacar provecho de su resistencia al desgaste y a la abrasión como por ejemplo la cubertería, los instrumentos quirúrgicos, cuchillos industriales, placas de apoyo y palas de turbinas. Son menos dúctiles y más sensibles al efecto entalla que los aceros inoxidable ferríticos, austeníticos y dúplex. A pesar de que la mayoría de los aceros inoxidable martensíticos pueden soldarse, requieren de un precalentamiento y un tratamiento térmico después del proceso de soldado, cosa que puede limitar su uso en elementos soldados.

### ***Aceros inoxidable endurecidos por precipitación***

La resistencia de los aceros inoxidable endurecidos por precipitación puede aumentarse mucho mediante tratamiento térmico y adquirir tres grupos diferentes de microestructura en función del grado: martensítico, semi-austenítico y austenítico. Estos aceros no se utilizan para fabricación soldada. Su resistencia a la corrosión es en general mejor que la de los aceros inoxidable martensíticos y similar a la de los aceros inoxidable austeníticos con un 18 % de cromo y un 8 % de níquel. A pesar de que son más utilizados en la industria aeroespacial, también pueden usarse para barras traccionadas, ejes, tornillos y otras aplicaciones que requieran alta resistencia y una resistencia a la corrosión moderada.

En la Sección 3.5 se presenta una guía para la selección de los grados de acero inoxidable para cada aplicación particular.

## 1.2 Aceros inoxidables adecuados para aplicaciones estructurales

Este Manual de Diseño es aplicable a los aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos, que son los más comúnmente utilizados en aplicaciones estructurales. Las composiciones químicas y las resistencias de los aceros inoxidables más apropiados para aplicaciones estructurales pueden hallarse en la Tabla 2.1 y en la Tabla 2.2 respectivamente.

En la norma EN 1993-1-4 se lista un rango más amplio de aceros inoxidables austeníticos, pero menos ferríticos, de los cubiertos en este Manual de Diseño. Es de esperar que la lista de aceros inoxidables ferríticos que actualmente aparecen en la norma EN 1993-1-4 se amplíe en la próxima revisión incluyendo todos los grados cubiertos en este Manual de Diseño.

Las reglas de dimensionamiento en este Manual de Diseño pueden ser también aplicables a otros aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos incluidos en la norma EN 10088, aunque se recomienda consultar la Sección 4.2. Debe buscarse el consejo de un productor o consultor de acero inoxidable con respecto a la durabilidad, fabricación y soldabilidad de otros grados.

### ***Aceros inoxidables austeníticos***

Los aceros inoxidables austeníticos se utilizan generalmente para aplicaciones estructurales que requieran de una buena combinación de resistencia, resistencia a la corrosión, facilidad de deformación para el conformado (incluyendo la capacidad de hacer dobleces más ajustadas), excelente soldabilidad y, para aplicaciones sísmicas, muy buena capacidad de elongación antes de la rotura.

Los grados más utilizados, referidos generalmente como grados austeníticos estándares, son 1.4301 (comúnmente conocido como 304) y 1.4307 (304L). Estos aceros inoxidables contienen entre un 17,5 y 20 % de cromo y un 8 y 11 % de níquel. Son adecuados en ambientes rurales, urbanos y ligeramente industriales.

Los grados 1.4401 (316) y 1.4404 (316L) contienen entre 16 y 18 % de cromo, entre 10 y 14 % de níquel y una adición entre el 2 y el 3 % de molibdeno, que aumenta la resistencia a la corrosión. Estos grados se comportan mejor en ambientes marinos e industriales.

Nota: El término "L" en la designación del grado de acero indica un bajo contenido en carbono, lo que reduce el riesgo de sensibilización (por precipitación de carburo de cromo) y de corrosión intergranular en las zonas afectadas por el calor de las soldaduras. Para las secciones soldadas deberían especificarse aceros de grado "L", o aceros estabilizados tal como 1.4541 y 1.4571. El bajo contenido en carbono no afecta a la resistencia a la corrosión en las zonas cercanas a las soldaduras. Cuando los productores de acero utilizan los métodos de producción clásicos, los aceros comerciales que suministran tienen generalmente bajos contenidos de carbono y se certifican con la doble designación (p.e. 1.4301/1.4307, con la resistencia aumentada del 1.4301 y el bajo contenido en carbono del 1.4307). Esto no puede asumirse si se utilizan tecnologías menos modernas y entonces debe especificarse explícitamente en los documentos del proyecto en los que haya soldaduras que hay que utilizar versiones con bajo contenido en carbono.

El grado 1.4318 es un acero inoxidable con bajo contenido en carbono y alto contenido en nitrógeno, que endurece rápidamente con el trabajado en frío. Posee una larga trayectoria de comportamiento satisfactorio en la industria del ferrocarril y es igualmente adecuado para aplicaciones en automoción, aviación y arquitectura. El grado 1.4318 tiene una resistencia a la corrosión similar a la del grado 1.4301 y es el más adecuado para aplicaciones que requieran mayor resistencia estructural que la del grado 1.4301 cuando se precise un mayor volumen de material. Se obtiene directamente de la acería; cuando interese utilizar el grado 1.4318 debería comprobarse la disponibilidad directamente con la acería. Su precio es, probablemente, ligeramente superior al del 1.4301, dependiendo de la cantidad necesaria.

Actualmente se dispone de grados con alto contenido de cromo, de alrededor del 20 %, que se incluirán en futuras revisiones de la norma EN 10088. Un ejemplo de ellos es el grado 1.4420 con un alto contenido en cromo (y en nitrógeno), con una resistencia a la corrosión similar al grado 1.4401. Es más resistente que los grados austeníticos estándar, con una resistencia de cálculo de alrededor de 390 N/mm<sup>2</sup> en comparación con el valor estándar de 240 N/mm<sup>2</sup>, manteniendo una buena ductilidad.

### ***Aceros inoxidables dúplex***

Los aceros inoxidables dúplex son adecuados cuando se requieren altas resistencias y altos niveles de resistencia a la corrosión y/o resistencia a la corrosión por hendiduras y resistencia a la fisuración por corrosión bajo tensión.

El acero 1.4462 es un grado dúplex altamente resistente a la corrosión y por ello muy apropiado para su uso en ambientes marinos u otros ambientes altamente agresivos. La creciente utilización de aceros inoxidables para aplicaciones estructurales ha incrementado la demanda de aceros inoxidables dúplex y ha propiciado el desarrollo de nuevos grados “lean” dúplex. Estos grados se denominan “lean” debido al bajo contenido en níquel y molibdeno, que los hace mucho más rentables. Los grados lean dúplex tienen propiedades mecánicas comparables a las del grado 1.4462 y una resistencia a la corrosión comparable a la de los aceros inoxidables austeníticos. Esto los hace muy apropiados para aplicaciones en diferentes ámbitos de exposición terrestres. En la versión enmendada de la norma EN 1993-1-4 se han añadido cuatro grados lean dúplex debido al incremento actual de disponibilidad comercial.

### ***Aceros inoxidables ferríticos***

Los dos aceros inoxidables ferríticos adecuados para aplicaciones estructurales y que se encuentran disponibles comercialmente son el 1.4003 (un acero inoxidable ferrítico básico con un 11 % de cromo aproximadamente) y el 1.4016 (que contiene alrededor de un 16,5 % de cromo y con mayor resistencia a la corrosión que el 1.4003). Los procesos de soldadura deterioran sustancialmente la resistencia a la corrosión y la tenacidad del grado 1.4016.

Los aceros inoxidables ferríticos estabilizados más modernos, como por ejemplo los grados 1.4509 y 1.4521, contienen aleaciones adicionales como niobio y titanio, que mejoran significativamente sus características de soldabilidad y conformado. El grado 1.4521 contiene un 2 % de molibdeno que le proporciona una mayor resistencia a la corrosión por picaduras y a la corrosión por hendiduras en ambientes que contengan cloruros (tiene una resistencia a la corrosión por picaduras similar al 1.4401). Recientemente se ha desarrollado el grado 1.4621 con un 20 % de cromo y una mejor capacidad de pulido que los grados 1.4509 y 1.4521.

### **1.3 Aplicaciones del acero inoxidable en la industria de la construcción**

Los aceros inoxidables se han utilizado en la construcción desde que fueron inventados hace más de cien años. Los productos de acero inoxidable son de apariencia atractiva y resistentes a la corrosión con bajos requisitos de mantenimiento, además de presentar buenas propiedades de resistencia, tenacidad y fatiga. Los aceros inoxidables pueden fabricarse utilizando una variedad de técnicas de ingeniería y son totalmente reciclables al final de su vida útil. Son el material de elección para aplicaciones situadas en ambientes agresivos, incluyendo edificios y estructuras en zonas costeras, expuestas a sales de deshielo y en lugares contaminados.

La alta ductilidad de los aceros inoxidables los hace especialmente adecuados para resistir cargas sísmicas en las que se requiere una mayor capacidad de disipación de energía; sin embargo, las aplicaciones sísmicas quedan fuera del alcance de este Manual de Diseño.

Las aplicaciones típicas para grados austeníticos y dúplex incluyen:

- Vigas, columnas, plataformas y soportes en plantas de procesamiento para el tratamiento de aguas, celulosa y papel, industria nuclear, biomasa, química, farmacéutica y de alimentos y bebidas
- Vigas y columnas principales, clavijas, barreras, barandillas, revestimiento de cables y juntas de dilatación en puentes
- Malecones, muelles y otras estructuras costeras
- Barra de armado en estructuras de hormigón
- Muro cortina, cubiertas, marquesinas, revestimiento de túneles
- Sistemas de apoyo para muros cortina, mampostería, revestimiento de túneles, etc.
- Barreras de seguridad, barandillas de mano, mobiliario urbano
- Fijadores y sistemas de anclaje en madera, piedra, mampostería o roca
- Elementos estructurales y elementos de fijación en piscinas cubiertas (deberían tomarse precauciones especiales para componentes estructurales en atmósferas de piscinas debido al riesgo de fisuración por corrosión bajo tensión en áreas donde pueden formarse condensaciones (ver Sección 3.5.3))
- Estructuras resistentes a explosiones e impactos como muros de seguridad, puertas y bolardos
- Paredes resistentes a incendios y explosiones, escaleras auxiliares y pasarelas en plataformas offshore.

Los grados ferríticos se utilizan para revestimientos y cubiertas de edificios. En el sector del transporte, se utilizan como elementos resistentes, tales como bastidores tubulares de autobuses. También se han utilizado históricamente en vagones ferroviarios de transporte de carbón, donde la resistencia a la abrasión por deslizamiento húmedo es importante. Aunque actualmente no se utilizan mucho como elementos estructurales en la construcción, tienen potencial para una mayor utilización en elementos estructurales resistentes y moderadamente duraderos con una superficie metálica atractiva. Para estructuras mixtas en las que se requiera una larga vida útil, o en las que las condiciones medioambientales sean moderadamente corrosivas, las chapas grecadas de acero inoxidable ferrítico pueden proporcionar

una solución económicamente más viable que las chapas galvanizadas, a las que les cuesta mantener una durabilidad adecuada para períodos superiores a los 25 años. Además de en los forjados mixtos, otras aplicaciones potenciales en las que el acero inoxidable ferrítico es adecuado para sustituir al acero galvanizado incluyen los sistemas de encofrado permanente, las correas de cubierta y los soportes a servicios como escaleras auxiliares. También podrían utilizarse de manera económica en entornos semicerrados y no calentados (por ejemplo, vías de ferrocarril, tribunas, cobertizos para bicicletas) y en sistemas de soporte de revestimientos, soportes para alféizares y para mampostería.

## 1.4 **Ámbito de aplicación del Manual de Diseño**

Las recomendaciones que se dan en este Manual de Diseño son aplicables a los grados de acero inoxidable utilizados normalmente en aplicaciones estructurales. Las recomendaciones están dirigidas, fundamentalmente, al diseño de elementos estructurales y de los componentes estructurales secundarios de edificios, instalaciones offshore y estructuras similares. No deben aplicarse a estructuras especiales tales como las existentes en instalaciones nucleares o depósitos, para las cuales existen normas específicas del empleo del acero inoxidable.

Las recomendaciones hacen referencia al comportamiento del material, al dimensionamiento de elementos conformados en frío, soldados y laminados en caliente, y a sus uniones. Las recomendaciones son aplicables a los aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos. Sólo se consideran las versiones laminadas, en oposición a las piezas fundidas. (Debe tenerse en cuenta que las propiedades de las piezas fundidas pueden ser diferentes a las de sus versiones laminadas; por ejemplo, las piezas fundidas de acero inoxidable austenítico pueden ser ligeramente magnéticas).

Las recomendaciones se soportan en el método de los estados límite de acuerdo con las propuestas de Eurocódigo 3: Parte 1.4: *Design of Steel Structures, General Rules- Supplementary rules for structural stainless steels (Proyecto de estructuras de acero, Reglas generales- Reglas suplementarias para estructuras de acero inoxidable)* (EN 1993-1-4), a menos que se especifique lo contrario.

## 1.5 **Símbolos**

En general, los símbolos utilizados en este Manual de Diseño son los utilizados en EN 1993-1-1: Eurocode 3, *Design of steel structures: General rules and rules for buildings*. Las dimensiones y los ejes de las secciones se muestran en la Figura 1.1.

### **Letras latinas mayúsculas**

<i>E</i>	Módulo de elasticidad; Efecto de las acciones
<i>F</i>	Acción; Fuerza
<i>G</i>	Módulo de deformación transversal
<i>I</i>	Momento de inercia
<i>L</i>	Longitud; Luz; Longitud de sistema
<i>M</i>	Momento flector
<i>N</i>	Esfuerzo axial
<i>R</i>	Resistencia
<i>V</i>	Esfuerzo cortante
<i>W</i>	Módulo resistente

### **Letras griegas mayúsculas**

$\Delta$  Diferencia en .....(precede al símbolo principal)

### **Letras latinas minúsculas**

$a$  Distancia entre rigidizadores; Espesor de garganta del cordón de soldadura  
 $b$  Ancho; Anchura  
 $c$  Distancia; Vuelo  
 $d$  Diámetro; Canto  
 $e$  Excentricidad; Desplazamiento del eje neutro; Distancia al borde; Distancia al borde final  
 $f$  Resistencia (del material)  
 $g$  Espaciado  
 $h$  Altura  
 $i$  Radio de giro; Número entero  
 $k$  Coeficiente; Factor  
 $l$  Longitud de pandeo  
 $m$  Constante  
 $n$  Número de ...  
 $p$  Espaciamiento  
 $q$  Fuerza distribuida  
 $r$  Radio; Radio de la raíz  
 $s$  Separación entre tornillos al tresbolillo  
 $t$  Espesor  
 $u-u$  Eje fuerte (mayor)  
 $v-v$  Eje débil (menor)  
 $w$  Curvado  
 $x-x, y-y, z-z$  Ejes cartesianos

### **Letras griegas minúsculas**

$\alpha$  (alpha) Relación; Factor  
 $\beta$  (beta) Relación; Factor  
 $\gamma$  (gamma) Coeficiente parcial  
 $\varepsilon$  (epsilon) Deformación; Coeficiente  $\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$   
 $\lambda$  (lambda) Esbeltez (una barra encima indica adimensional)  
 $\rho$  (rho) Factor de reducción  
 $\sigma$  (sigma) Tensión normal  
 $\tau$  (tau) Tensión tangencial

$\varphi$	(phi) Relación
$\chi$	(chi) Coeficiente de reducción (para pandeo)
$\psi$	(psi) Relación de tensión; Factor de reducción

### **Subíndices**

a	Media
b	Portante; Pandeo; Tornillo
c	Sección transversal
cr	Crítica
d	Diseño; Cálculo
E	Euler; Esfuerzo
eff	Eficaz
e	Eficaz (con más subíndices)
el	Elástico
f	Ala
g	Bruta
i,j,k	Índices (sustituir por números)
k	Característico
LT	Lateral (pandeo lateral)
M	(Considerando) Momento flector
N	(Considerando) Esfuerzo axil
net	Neta
o	Inicial
pl	Plástico
R	Resistencia
r	Valor reducido
S	Secante
s	Tensión de tracción (área de tracción); Rigidizador
t	Tensión; Tracción; Torsión
u	Eje fuerte (mayor) de la sección transversal; Último
V	(Considerando) Esfuerzo cortante
v	Cortante; Eje débil (menor) de la sección transversal
w	Alma; Soldadura; Alabeo
x	Eje longitudinal a lo largo del elemento
y	Plastificación; Eje de la sección transversal (eje fuerte excepto para secciones no simétricas)
z	Eje de la sección transversal (eje débil excepto para secciones no simétricas)

- $\sigma$  Tensión normal (longitudinal)
- $\tau$  Tensión tangencial.

## 1.6 Criterio de ejes

En general, el criterio de ejes para los elementos estructurales es:

- $x - x$  eje a lo largo de la longitud del elemento estructural (eje longitudinal).
- $y - y$  eje de la sección transversal perpendicular al alma, o al lado mayor en el caso de angulares.
- $z - z$  eje de la sección transversal paralelo al alma, o al lado mayor en el caso de angulares.

El eje  $y - y$  será normalmente el eje fuerte (mayor) de la sección mientras que el eje  $z - z$  será el eje débil (menor). Para las secciones angulares, los ejes fuerte y débil ( $u - u$  y  $v - v$ ) están inclinados respecto a los ejes  $y - y$  y  $z - z$ , ver Figura 1.1.

El criterio seguido para los subíndices que indican los ejes de momentos es:

*“Utilizar el eje alrededor del cual actúa el momento”.*

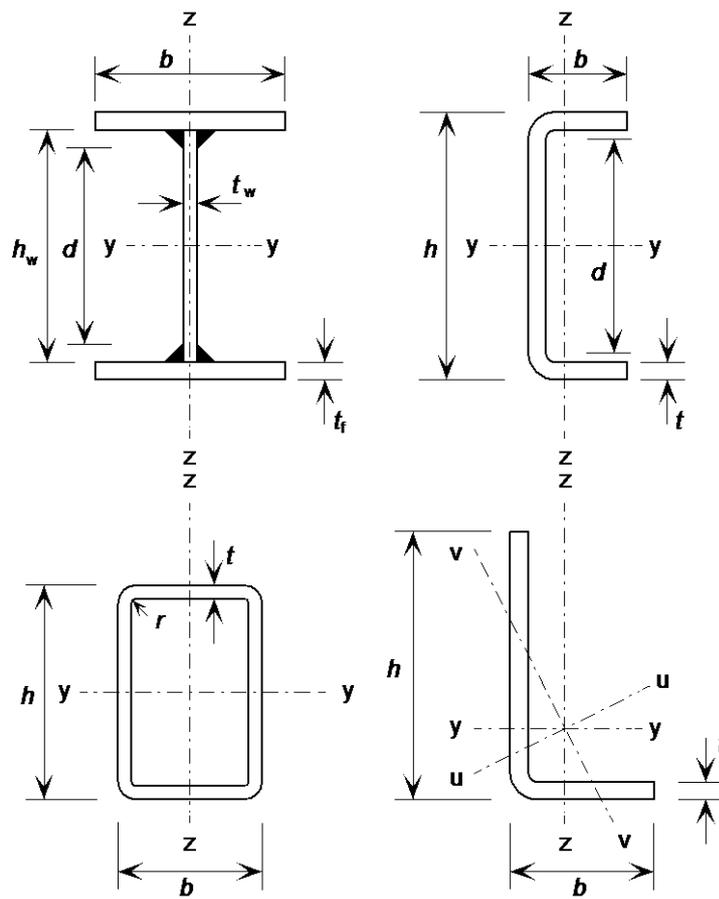
Por ejemplo, para una sección en doble T, un momento flector actuando en el plano del alma se representa por  $M_y$  puesto que dicho momento actúa alrededor del eje de la sección transversal perpendicular al alma.

## 1.7 Unidades

Se recomienda el empleo de las siguientes unidades para los cálculos:

- esfuerzos y cargas kN, kN/m, kN/m<sup>2</sup>
- unidad de masa kg/m<sup>3</sup>
- unidad de peso kN/m<sup>3</sup>
- tensiones y resistencias N/mm<sup>2</sup> (= MN/m<sup>2</sup> o MPa)
- momentos flectores kNm

Nótese que, de acuerdo con la práctica europea, se utiliza la coma “,” para separar la parte entera de un número de la parte decimal.



**Figura 1.1** Dimensiones y ejes de las secciones

## 2 PROPIEDADES DEL ACERO INOXIDABLE

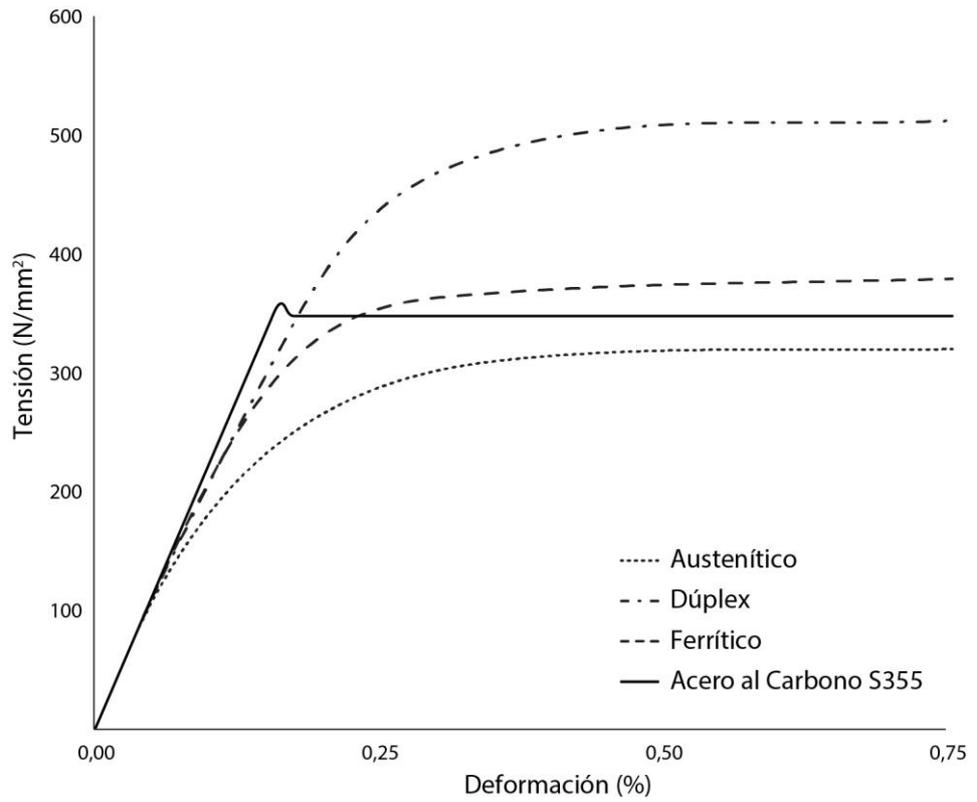
### 2.1 Comportamiento tenso-deformacional básico

El comportamiento tensión-deformación del acero inoxidable difiere del comportamiento del acero al carbono en varios aspectos. La diferencia más importante reside en la forma de la curva tensión-deformación. Mientras el acero al carbono exhibe un comportamiento elástico lineal hasta su límite elástico y una zona plana antes del endurecimiento por deformación, el acero inoxidable presenta una curva tensión-deformación de forma más redondeada sin un límite elástico claramente definido. La Figura 2.1 compara las características tenso-deformacionales de varios aceros inoxidables con la del acero al carbono para deformaciones hasta el 0,75 %, mientras que la Figura 2.2 muestra las típicas curvas tensión-deformación hasta rotura. Las figuras muestran curvas tensión-deformación que son representativas de la gama de materiales que pueden ser suministrados, pero que no deben usarse para el diseño.

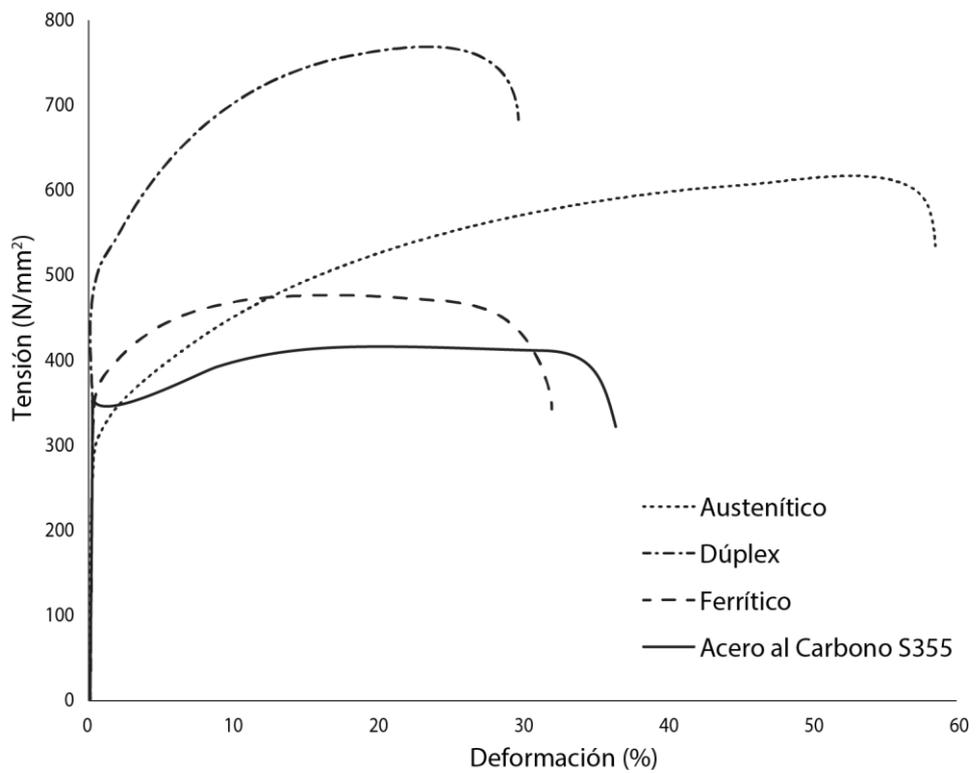
El “límite elástico” del acero inoxidable se expresa, en general, en términos de una resistencia de prueba definida para un determinado valor de deformación remanente (convencionalmente la deformación del 0,2 %). La Figura 2.3 define la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 %, conocido también como el valor del límite elástico del 0,2 %. El límite de proporcionalidad del límite elástico varía del 40 al 70 % de la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 %.

Obsérvese que la respuesta del acero inoxidable ferrítico se encuentra entre la del acero al carbono y la del acero inoxidable austenítico, ya que no es tan redondeada o no lineal como en los grados austeníticos, pero ofrece más resistencia que el acero al carbono.

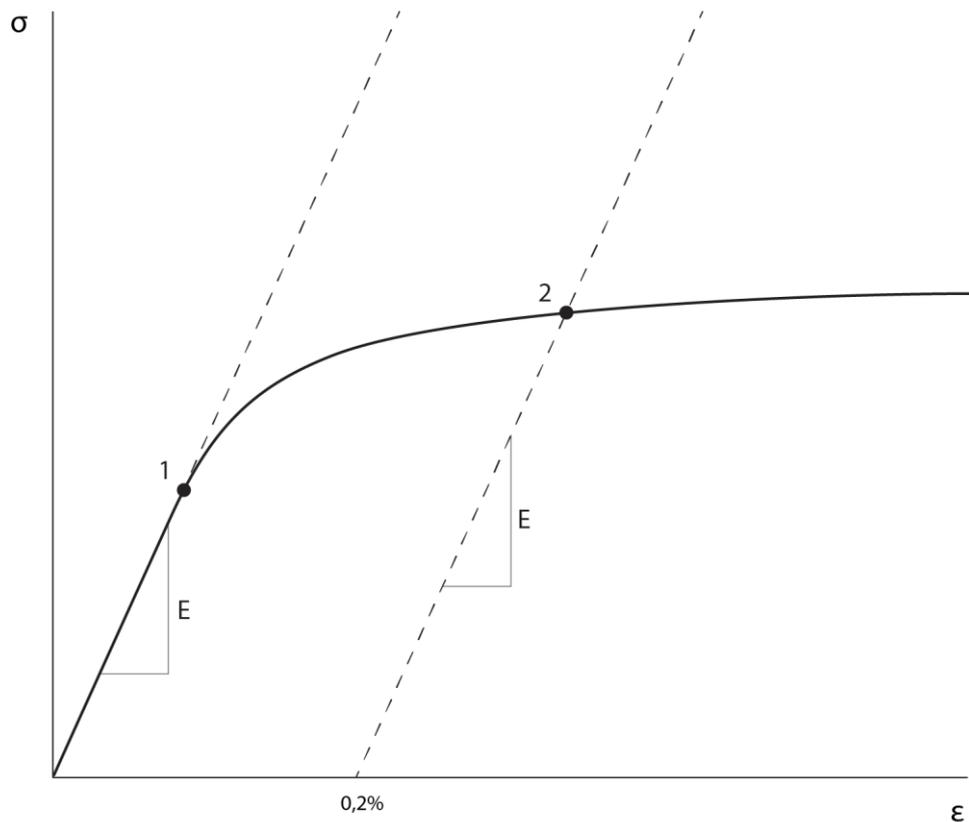
En cualquier caso, debe señalarse que el acero inoxidable puede absorber impactos considerables sin que sobrevenga la fractura, gracias a su excelente ductilidad (especialmente los grados austeníticos) y a sus características de endurecimiento por deformación.



**Figura 2.1** Curvas tensión-deformación para el acero inoxidable y el acero al carbono para deformaciones entre 0 y 0,75 %



**Figura 2.2** Curvas tensión-deformación completas para el acero inoxidable y el acero al carbono



1. Límite elástico (de proporcionalidad)
2. Tensión correspondiente a una deformación remanente de 0,2%

**Figura 2.3** Definición de la resistencia correspondiente a una deformación remanente de 0,2 %

## 2.2 Factores que influyen en el comportamiento tenso-deformacional

La metalurgia de los aceros inoxidable es más compleja que la de los aceros al carbono y los procesos de fabricación tienen mayor impacto en sus propiedades finales.

Existen ciertos factores que pueden cambiar la forma de la curva básica tensión-deformación para cualquier tipo de acero inoxidable. Estos factores son, en mayor o menor medida, independientes.

### 2.2.1 Trabajado en frío

El acero inoxidable se encuentra generalmente disponible en su condición de recocido, es decir, sometido a un proceso de tratamiento térmico en el que se calienta, se mantiene a esa temperatura durante un período de tiempo y luego se temple rápidamente. El recocido devuelve el material a un estado recocido y trabajable.

Los niveles de resistencia de los aceros inoxidables austeníticos y dúplex aumentan con el trabajado en frío (tal como ocurre durante las operaciones de conformado en frío, incluyendo el nivelado/aplanado mediante rodillo y también durante la fabricación). Asociada a esta mejora de los niveles de resistencia se produce una reducción de la ductilidad, aunque generalmente tiene pocas consecuencias gracias a los altos valores iniciales de ductilidad, especialmente para los aceros inoxidables austeníticos. Es posible adquirir material en la condición de trabajado en frío (ver

Tabla 2.3). El precio del acero inoxidable trabajado en frío es ligeramente superior al equivalente en recocido, dependiendo del grado, la forma del producto y el nivel de trabajado.

El trabajado en frío del acero inoxidable tiende a aumentar la asimetría en el comportamiento a tracción y compresión y la anisotropía (se obtienen diferentes curvas características tensión-deformación en las direcciones paralela y perpendicular al laminado). El grado de asimetría y de anisotropía depende del grado, del nivel de trabajado en frío y de la línea de fabricación. Las secciones estructurales de espesores mayores de 3 mm no se fabrican con material altamente trabajado en frío, y como consecuencia, las diferencias en el comportamiento tenso-deformacional de dichas secciones debidas a la asimetría y a la anisotropía no son demasiado grandes; tiene más importancia la no linealidad del material. La asimetría y la anisotropía son más importantes en el diseño de piezas ligeras en las que los efectos del conformado son mayores.

Para el material trabajado en frío, la resistencia a compresión en la dirección longitudinal es menor que la resistencia a tracción tanto en dirección longitudinal como en transversal (éstos últimos son los valores que tradicionalmente se proporcionan en las normas de materiales como EN 10088, y que son presentados, por consiguiente, por los suministradores). Es por tanto necesario tener especial cuidado en la elección de la resistencia de cálculo para el material trabajado en frío (ver Tabla 2.3).

Durante los procesos de fabricación de una sección mediante el conformado en frío, aparecen deformaciones plásticas que incrementan la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 %. Las esquinas de las secciones transversales conformadas en frío pueden llegar a aumentar su límite elástico hasta alrededor de un 50 % durante la fabricación, y también aumenta la resistencia del material en las zonas planas. En el Anejo B puede hallarse una guía para tener en cuenta dicho incremento de resistencia proveniente del proceso de fabricación. Como alternativa, el incremento de resistencia también puede tenerse en cuenta a partir de ensayos (ver Sección 10).

Los tratamientos térmicos o los procesos de soldadura posteriores del elemento tendrán un efecto parcial de recocido (reblandecimiento) con la consecuente reducción de la mejora de las propiedades resultantes del trabajado en frío (y también una reducción de la anisotropía). La Sección 7.4.4 establece una guía de dimensionamiento de uniones soldadas para elementos trabajados en frío.

## **2.2.2 Sensibilidad a la velocidad de deformación**

La sensibilidad a la velocidad de deformación es más pronunciada en los aceros inoxidables que en aceros al carbono. Es decir, a una velocidad de deformación rápida, puede alcanzarse proporcionalmente una mayor resistencia en los aceros inoxidables que en los aceros al carbono.

## **2.3 Normas aplicables y resistencias de cálculo**

### **2.3.1 Productos planos y largos**

La Norma aplicable es EN 10088, *Stainless steels*. Dicha norma consta de cinco partes, de las cuales tres son importantes para aplicaciones de construcción:

- Part 1, *Lists of stainless steels*, proporciona la composición química y los datos de referencia de algunas propiedades físicas, como por ejemplo el módulo de elasticidad,  $E$ .

- Part 4, *Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for construction purposes*, proporciona las propiedades técnicas y composiciones químicas de los materiales empleados para el conformado de las secciones estructurales.
- Part 5, *Technical delivery conditions for bars, rods, wire, sections and bright products of corrosion resisting steels for construction purposes*, proporciona las propiedades técnicas y composiciones químicas de los materiales empleados en productos largos.

Las normas EN 10088-4 y -5 son normativas de producto armonizadas y por lo tanto los aceros inoxidable especificados en dichas normas deben disponer del marcado CE. Con el marcado CE del producto, el fabricante declara que el material es apto para el uso para el que estaba previsto. El marcado CE indica que el producto cumple con la norma pertinente, cumpliendo con los valores límite requeridos que se especifican en dicha norma (por ejemplo, el espesor mínimo o la resistencia mínima) y que se han cumplido los procedimientos de evaluación de conformidad.

### **Nomenclatura y composición**

La nomenclatura utilizada en EN 10088 incluye la denominación numérica europea del acero y su nombre.

Por ejemplo, al acero inoxidable de grado 304L le corresponde el número 1.4307, donde:

<b>1.</b>	<b>43</b>	<b>07</b>
Indica acero	Indica un grupo de acero inoxidable	Grado de identificación individual

Los grupos de acero inoxidable indicados en EN 10027-2 son:

1.40XX	Acero inoxidable con Ni < 2,5 % sin Mo, Nb y Ti
1.41XX	Acero inoxidable con Ni < 2,5 % y Mo pero sin Nb y Ti
1.43XX	Acero inoxidable con Ni ≥ 2,5 % pero sin Mo, Nb y Ti
1.44XX	Acero inoxidable con Ni ≥ 2,5 %, y Mo pero sin Nb y Ti
1.45XX	Acero inoxidable con adiciones especiales
1.46XX	Aleaciones con Ni resistentes a los productos químicos y a las temperaturas elevadas

El sistema de nomenclatura proporciona información relevante sobre la composición del acero. El nombre del acero con número 1.4307 es X2CrNi18-9, donde:

<b>X</b>	<b>2</b>	<b>CrNi</b>	<b>18-9</b>
Indica alto grado de aleación	100 x % de carbono	Símbolos químicos de los principales elementos aleados	% de los principales elementos aleados

A cada nombre de acero inoxidable le corresponde una única numeración. En el Anejo A se presenta una tabla en la que se muestran las designaciones para los

grados equivalentes de acero inoxidable según las normativas europeas y estadounidenses.

Las composiciones químicas de los aceros inoxidables más habituales se presentan en la Tabla 2.1.

### **Resistencia**

A efectos de cálculo, el límite elástico característico  $f_y$  y la resistencia última característica  $f_u$  se obtienen como los valores mínimos especificados en EN 10088-4 y -5 para la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % ( $R_{p0,2}$ ) y la resistencia a tracción ( $R_m$ ) (ver Tabla 2.2). Dichos valores se establecen para el material en la condición de recocido y resultan por tanto conservadores para aquellos materiales o secciones que hayan sido trabajadas en frío durante el proceso de fabricación. Las secciones estructurales raramente se suministran en la condición de recocido.

Hay que tener en cuenta que los valores medidos para el límite elástico de un acero inoxidable austenítico pueden llegar a superar los valores mínimos especificados entre un 25 y un 40 %, para chapas de espesores de hasta 25 mm. En los aceros inoxidables dúplex este margen se reduce hasta valores de entre 5 a 20 %. El valor del límite elástico es inversamente proporcional al espesor o el diámetro, de modo que las estructuras ligeras suelen tener valores de resistencia superiores a los mínimos especificados mientras que, para espesores por encima de los 25 mm, los valores son generalmente cercanos a los de la resistencia mínima especificada.

Para estructuras situadas en el exterior y expuestas a altas temperaturas deberá tenerse en cuenta la máxima temperatura que pueda alcanzar el acero inoxidable. Mientras que los elementos pequeños y protegidos pueden mantenerse a temperatura ambiente, las áreas mayores y más expuestas de acero inoxidable, menos protegidas del efecto directo del sol, pueden llegar a temperaturas de hasta un 50 % superiores a la temperatura ambiente. Los patrones históricos de clima pueden determinarse a partir de recursos como [www.weatherbase.com](http://www.weatherbase.com). En caso de que la probabilidad de que las temperaturas máximas del acero inoxidable lleguen a los 60°C sea alta, deberá reducirse en un 5 % el límite elástico a temperatura ambiente; mientras que, para temperaturas superiores, se requerirán mayores reducciones.

**Tabla 2.1** Composición química según EN 10088

	Grado	Contenido de los elementos de la aleación (valor máximo o rango permitidos) peso %				
		C	Cr	Ni	Mo	Otros
Austenítico	1.4301	0,07	17,5 – 19,5	8,0 – 10,5		
	1.4307	0,03	17,5 – 19,5	8,0 – 10,5		
	1.4401	0,07	16,5 – 18,5	10,0 – 13,0	2,0 – 2,5	
	1.4318	0,03	16,5 – 18,5	6,0 - 8,0		N: 0,1 – 0,2
	1.4404	0,03	16,5 – 18,5	10,0 – 13,0	2,0 – 2,5	
	1.4541	0,08	17,0 – 19,0	9,0 – 12,0		Ti: 5xC – 0,7 <sup>1</sup>
	1.4571	0,08	16,5 – 18,5	10,5 – 13,5	2,0 – 2,5	Ti: 5xC – 0,7 <sup>1</sup>
Dúplex	1.4062	0,03	21,5 – 24,0	1,0 – 2,9	0,45	N: 0,16 – 0,28
	1.4162	0,04	21,0 – 22,0	1,35 – 1,7	0,1 – 0,8	N: 0,2 – 0,25 Cu: 0,1 – 0,8
	1.4362	0,03	22,0 – 24,0	3,5 – 5,5	0,1 – 0,6	N: 0,05 – 0,2 Cu: 0,1 – 0,6
	1.4462	0,03	21,0 – 23,0	4,5 – 6,5	2,5 – 3,5	N: 0,1 – 0,22
	1.4482	0,03	19,5 – 21,5	1,5 – 3,5	0,1 – 0,6	N: 0,05 – 0,2 Cu: 1,0
	1.4662	0,03	23,0 – 25,0	3,0 – 4,5	1,0 – 2,0	N: 0,2 – 0,3 Cu: 0,1 – 0,8
Ferrítico	1.4003	0,03	10,5 – 12,5	0,3 – 1,0	-	
	1.4016	0,08	16,0 – 18,0	-	-	
	1.4509	0,03	17,5 – 18,5	-	-	Ti: 0,1 – 0,6 Nb: [3xC+0,3] – 1,0
	1.4521	0,025	17,0 – 20,0	-	1,8 – 2,5	Ti: [4x(C+N)+0,15] – 0,8 <sup>2</sup>
	1.4621	0,03	20,0 – 21,5	-	-	N: 0,03 Nb: 0,2 – 1,0 Cu: 0,1 – 1,0

Nota:

<sup>1</sup> Se añade titanio para estabilizar el carbono y mejorar así el comportamiento frente a corrosión en la zona afectada por el calor en las soldaduras. Sin embargo, excepto para construcción pesada, el empleo de titanio para estabilizar aceros austeníticos ha sido sustituido por la disponibilidad de los grados de bajo contenido en carbono, 1.4307 y 1.4404

<sup>2</sup> La estabilización puede alcanzarse con titanio, niobio o zirconio. Según la masa atómica de estos elementos y el contenido en carbono y nitrógeno, la equivalencia debe ser la siguiente: Nb (% en peso) = Zr (% en peso) = 7/4 Ti (% en peso)

**Tabla 2.2** Valores nominales del límite elástico  $f_y$  y de la resistencia última  $f_u$  para los aceros inoxidables más usuales según EN 10088 ( $N/mm^2$ )

	Grado	Forma de producto							
		Fleje laminado en frío		Fleje laminado en frío		Fleje laminado en frío		Fleje laminado en frío	
		Espesor nominal $t$							
		$t \leq 8$ mm		$t \leq 13,5$ mm		$t \leq 75$ mm		$t$ o $\phi \leq 250$ mm	
		$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$
Austenítico	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
	1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500
Dúplex	1.4062	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	380 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4162	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400 <sup>3</sup>	600 <sup>3</sup>
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4482	500 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	660 <sup>2</sup>	450	650	400 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4662	550 <sup>1</sup>	750 <sup>1</sup>	550 <sup>4</sup>	750 <sup>4</sup>	480	680	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
Ferrítico	1.4003	280	450	280	450	250 <sup>5</sup>	450 <sup>5</sup>	260 <sup>6</sup>	450 <sup>6</sup>
	1.4016	260	450	240	450	240 <sup>5</sup>	430 <sup>5</sup>	240 <sup>6</sup>	400 <sup>6</sup>
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200 <sup>7</sup>	420 <sup>3</sup>
	1.4521	300	420	280	400	280 <sup>8</sup>	420 <sup>8</sup>	-	-
	1.4621	230 <sup>5</sup>	400 <sup>9</sup>	230 <sup>8</sup>	400 <sup>8</sup>	-	-	240 <sup>7</sup>	420 <sup>7</sup>

En el proyecto de estructuras de acero inoxidable pueden usarse los valores nominales de  $f_y$  y  $f_u$  que se presentan en esta tabla sin considerar los efectos de la anisotropía o del endurecimiento del material. La norma EN 10088-4 proporciona valores de  $f_y$  para aceros inoxidables ferríticos en la dirección longitudinal y en la dirección transversal, mientras que en esta tabla solamente se proporcionan valores en la dirección longitudinal, ya que son generalmente 20  $N/mm^2$  menores que los transversales.

1.4621, 1.4482, 1.4062 y 1.4662 están solamente cubiertos por EN 10088-2 y 3.  
1.4509 en barra está solamente cubierto por EN 10088-3.3.

<sup>1</sup> $t \leq 6,4$ mm	<sup>4</sup> $t \leq 13$ mm	<sup>7</sup> $t$ o $\phi \leq 50$ mm
<sup>2</sup> $t \leq 10$ mm	<sup>5</sup> $t \leq 25$ mm	<sup>8</sup> $t \leq 12$ mm
<sup>3</sup> $t$ o $\phi \leq 160$ mm	<sup>6</sup> $t$ o $\phi \leq 100$ mm	<sup>9</sup> $t \leq 6$ mm

Los aceros conformados en frío pueden especificarse según la EN 10088 en términos de una resistencia mínima correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % (p.e. condiciones de trabajado en frío CP350, CP500 etc.) o de la resistencia última a tracción (p.e. condiciones de trabajado en frío C700, C850 etc.), pero solamente puede usarse uno de estos parámetros. Teniendo en cuenta que para el diseño estructural se requiere un valor mínimo del límite elástico  $f_y$ , la norma EN 1993-1-4 permite proyectar solamente con aceros inoxidables en las condiciones de trabajado en frío CP350 y CP500 (Tabla 2.3). Se considera para el límite elástico característico  $f_y$  el valor mínimo especificado de 350  $N/mm^2$  para el material en la condición CP350. Para tener en cuenta la asimetría del material

conformado en frío en aquellos casos en los que la compresión en la dirección longitudinal sea una condición resistente relevante (p.e. en pilares sometidos a flexión), la resistencia característica del CP500 se reduce de 500 a 460 N/mm<sup>2</sup> (ver Sección 2.2). Podrán usarse valores mayores siempre y cuando sean comprobados mediante ensayos.

Para condiciones de trabajado en frío superiores a CP500, el cálculo debe realizarse mediante ensayos, según la Sección 10.

Las secciones huecas rectangulares están disponibles en materiales trabajados en frío con resistencias intermedias entre CP350 y CP500, con un límite elástico y una resistencia última a tracción garantizadas por los fabricantes (siendo el límite elástico válido para tracción y compresión).

**Tabla 2.3** *Valores nominales del límite elástico  $f_y$  y de la resistencia última  $f_u$  para aceros inoxidable estructurales según EN 10088 en la condición de trabajado en frío*

Grado	Condición de trabajado en frío			
	CP350		CP500	
	$f_y$ N/mm <sup>2</sup>	$f_u$ <sup>1</sup> N/mm <sup>2</sup>	$f_y$ N/mm <sup>2</sup>	$f_u$ <sup>1</sup> N/mm <sup>2</sup>
1.4301	350	600	460	650
1.4318	<sup>2</sup>	<sup>2</sup>	460	650
1.4541	350	600	460	650
1.4401	350	600	460	650
1.4571	350	600	460	650

<sup>1</sup> Según EN 10088, la clasificación CP define solamente el valor de la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % requerido,  $f_y$ . Los aceros empleados deberán tener propiedades garantizadas que cumplan con los requisitos tabulados para la resistencia última  $f_u$ , a menos que los ensayos empleados demuestren la aceptabilidad de valores menores.

<sup>2</sup> El grado 1.4318 cuenta con un valor de límite elástico  $f_y$  de 350 N/mm<sup>2</sup> en su condición de recocido, ver la Tabla 2.2.

### **Módulo de elasticidad**

Para el cálculo estructural, se recomienda adoptar un valor de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> para el módulo de elasticidad de todos los aceros inoxidable.

EN 1993-1-4 y EN 10088-1 proporcionan un valor de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> para el módulo de elasticidad de los grados austeníticos y dúplex estándares típicamente empleados en aplicaciones estructurales. Para los grados ferríticos, se propone un valor de  $220 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>. No obstante, los ensayos realizados en elementos de acero inoxidable ferrítico indican, de manera consistente, que el valor de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> es más adecuado, por lo que se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 se recomiende la adopción de este valor para el cálculo estructural de todos los aceros inoxidable.

Para la determinación de flechas resulta más adecuada la consideración del módulo secante, como bien se indica en la Sección 6.4.6. Asimismo, puede adoptarse un valor de 0,3 para el coeficiente de Poisson, así como  $76,9 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> para el módulo de elasticidad transversal,  $G$ .

### **2.3.2 Secciones huecas**

Existen dos normas para las secciones huecas circulares fabricadas en acero inoxidable, las cuales proporcionan tanto las características técnicas como su composición química:

EN 10296-2 *Welded circular steel tubes for mechanical and general engineering purposes. Technical delivery conditions. Part 2: Stainless steels*

EN 10297-2 *Seamless circular steel tubes for mechanical and general engineering purposes. Technical delivery conditions. Part 2: Stainless steel*

No existen normas equivalentes para secciones huecas rectangulares de acero inoxidable.

Actualmente se está trabajando en la preparación de una norma europea que cubra las secciones huecas de acero inoxidable (rectangulares y circulares) para su aplicación en la construcción. Hasta que esté disponible, a la hora de especificar elementos estructurales de sección hueca para aplicaciones de construcción, generalmente se hace referencia a EN 10088 para la composición y resistencia, mientras que para las tolerancias se emplean las normas equivalentes para secciones huecas de acero al carbono.

### **2.3.3 Tornillos**

Los tornillos de acero inoxidable están tratados en EN ISO 3506, *Corrosion-resistant stainless steel fasteners*. La información proporcionada a continuación hace referencia a la versión de EN ISO 3506 que se publicará próximamente en 2017. Dicha norma proporciona la composición química y las propiedades mecánicas para las uniones de los grupos austeníticos, martensíticos, ferríticos y dúplex de acero inoxidable. Se admiten otros materiales alternativos no recogidos de forma específica en la norma siempre que se ajusten a los requisitos de las propiedades físicas y químicas y presenten una resistencia a la corrosión equivalente.

En EN ISO 3506, los tornillos y tuercas se clasifican con la letra: “A” para acero inoxidable austenítico, “F” para ferrítico, “C” para martensítico y “D” para dúplex. Se recomienda la utilización de tornillos con acero austenítico o dúplex en las aplicaciones estructurales. Generalmente, las letras van seguidas de un número (1, 2, 3, 4, 5, 6 o 8) el cual refleja la resistencia a la corrosión; el 1 representa el material menos durable, mientras que el 8 corresponde al más durable. La Tabla 2.4 proporciona los rangos de composición química para las clases de tornillos austeníticos y dúplex, mientras que la Tabla 2.5 recoge las designaciones usuales de los aceros inoxidables empleados para los tornillos de cada clase.

**Tabla 2.4** Composición química de los tornillos según EN ISO 3506

Grado	Composición química <sup>a</sup> % peso										Otros elementos y notas	
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	N		
Austenítico	A1	0,12	1,0	6,5	0,020	0,15-0,35	16-19	0,7	5-10	1,75-2,25	—	b, c, d
	A2	0,10	1,0	2,0	0,050	0,03	15-20	— <sup>e</sup>	8-19	4	—	f, g
	A3	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	17-19	— <sup>e</sup>	9-12	1	—	5C ≤ Ti ≤ 0,8 y/o 10C ≤ Nb ≤ 1,0
	A4	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10-15	4	—	g, h
	A5	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10,5-14	1	—	5C ≤ Ti ≤ 0,8 y/o 10C ≤ Nb ≤ 1,0 h
	A8	0,03	1,0	2,0	0,040	0,03	19-22	6,0-7,0	17,5-26	1,5	—	—
Dúplex	D2	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	19-24	0,10-1,0	1,5-5,5	3	0,05-0,20	Cr+3,3Mo+16N ≤ 24 <sup>i</sup>
	D4	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	21-25	0,10-2,0	1,0-5,5	3	0,05-0,30	24 < Cr+3,3Mo+16N <sup>j</sup>
	D6	0,03	1,0	2,0	0,040	0,015	21-26	2,5-3,5	4,5-7,5	—	0,08-0,35	—
	D8	0,03	1,0	2,0	0,035	0,015	24-26	3,0-4,5	6,0-8,0	2,5	0,20-0,35	W ≤ 1,0

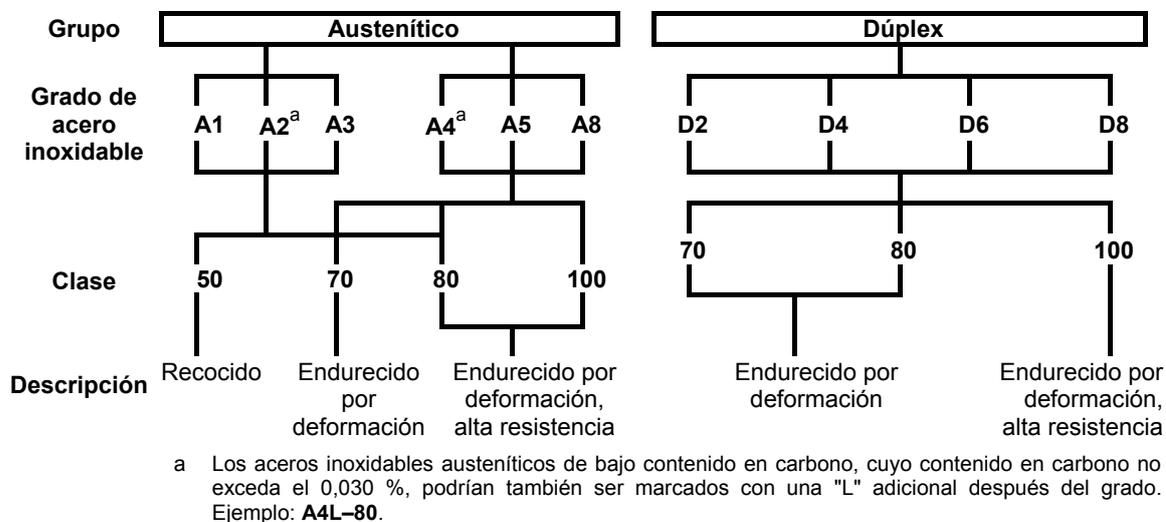
<sup>a</sup> Representan valores máximos a no ser que se indique lo contrario.  
<sup>b</sup> Podría emplearse el selenio para sustituir al azufre, aunque entonces deben seguirse regulaciones nacionales diferentes en algunos países o regiones.  
<sup>c</sup> Si el contenido en níquel es inferior al 8 %, el contenido mínimo de manganeso deberá ser del 5 %.  
<sup>d</sup> No existe un límite mínimo para el contenido de cobre siempre y cuando el contenido en níquel sea superior al 8 %.  
<sup>e</sup> El molibdeno puede estar presente a juicio del fabricante. No obstante, si la limitación del contenido de molibdeno es esencial para alguna aplicación, deberá ser notificado a la hora de realizar el pedido.  
<sup>f</sup> Si el contenido de cromo es inferior al 17 %, el contenido mínimo de níquel deberá ser del 12 %.  
<sup>g</sup> Para los aceros inoxidable austeníticos que presenten un contenido máximo en carbono de 0,030 %, la presencia de nitrógeno es tolerada siempre que no exceda el 0,22 %.  
<sup>h</sup> El contenido de carbono puede ser mayor si así lo requiere el fabricante para poder obtener las propiedades mecánicas especificadas en elementos de mayor diámetro, pero no debe exceder el 0,12 % para los aceros austeníticos.  
<sup>i</sup> Esta fórmula se emplea para la clasificación de aceros tipo dúplex de acuerdo con esta norma; no se pretende su empleo como criterio de selección para la resistencia a la corrosión.

**Tabla 2.5** Designaciones habituales para los aceros inoxidables empleados en tornillos

Tipo	Clase ISO 3506	Designación habitual para los aceros inoxidables empleados en tornillos	Comentarios
Austenítico	A1	1.4570, 1.4305	Diseñado para maquinaria <sup>1</sup>
	A2	1.4301, 1.4307	Austenítico básico
	A3	1.4541, 1.4550	Austenítico estabilizado básico
	A4	1.4401, 1.4404	Austenítico con contenido de molibdeno
	A5	1.4571	Austenítico estabilizado mediante molibdeno
	A8	1.4529, 1.4547	Súper-austenítico
Dúplex	D2	1.4482, 1.4362	Lean dúplex
	D4	1.4162, 1.4062	Lean dúplex
	D6	1.4462	Dúplex estándar
	D8	1.4410, 1.4501, 1.4507	Súper-dúplex

<sup>1</sup> El alto contenido en azufre reduce la resistencia a la corrosión en comparación con el acero correspondiente con un menor contenido de azufre. Sólo deberán emplearse con especial cuidado.

La Figura 2.4 muestra el sistema de designaciones y niveles de resistencia (clases) disponibles para los tornillos austeníticos y dúplex. Las diferentes propiedades mecánicas se obtienen generalmente mediante el trabajado del material y dependen de la velocidad del trabajado en frío. La Tabla 2.6 proporciona las propiedades mecánicas de cada una de las clases. Los tornillos austeníticos fabricados para clase 50 deberán ser no-magnéticos, pero aquellos con mayor clase podrán mostrar ciertas propiedades magnéticas.



**Figura 2.4** Sistema de designación para los grados de acero inoxidable y clases para tornillos

La condición de las aleaciones para los tornillos de clase 50 es del tipo recocido. Los tornillos de clase 70, en cambio, se fabrican a partir de barras estiradas en frío. Para los tornillos de clase 80 se emplean procesos de estirado fuertes de barras en frío. El trabajado en frío de las barras puede tener un pequeño efecto en la resistencia a la corrosión. Los tornillos de clase 50 con roscas mecanizadas son más susceptibles de sufrir problemas de gripado, ver la Sección 11.7.

La resistencia a la corrosión de los tornillos de acero inoxidable deberá ser al menos equivalente al del material base, es decir, los tornillos de grado A2 (o superiores) pueden emplearse para unir materiales de grado 1.4301, pero deberán emplearse tornillos de grado A4 (o superiores) para unir elementos de grado 1.4401.

Para la determinación de la resistencia de un tornillo a tracción, a cortante o a la combinación de tracción y cortante, deberá considerarse la resistencia básica  $f_{ub}$  según lo establecido para la resistencia a tracción última mínima  $R_m$  recogida en la Tabla 2.6 para la clase correspondiente.

La fragilización por absorción de hidrógeno no ocurre para los aceros inoxidable austeníticos, ni tampoco para los dúplex que se producen y emplean de acuerdo con las medidas de control de calidad estándares. En los pocos casos en los que este fenómeno ocurre para aceros dúplex, se ha asociado o bien a un control de producción inadecuado o bien a condiciones de exposición en servicio inusuales. El riesgo de fragilización por absorción de hidrógeno debería evaluarse para componentes de alta resistencia como tornillos con resistencias más altas que la correspondiente a una clase 80.

**Tabla 2.6** *Propiedades mecánicas mínimas especificadas para tornillos, roscas y pasadores de grados austeníticos y dúplex de acero inoxidable*

Grupo de acero inoxidable	Grado de acero inoxidable	Clase	Resistencia a tracción, $R_m$ MPa	Tensión corresp. a deformación remanente 0,2 % $R_{pf}$ MPa	Elongación en fractura mm	
Austenítico	A1, A2, A3, A5	50	500	210	0,6 <i>d</i>	
		70	700	450	0,4 <i>d</i>	
		80	800	600	0,3 <i>d</i>	
	A4		50	500	210	0,6 <i>d</i>
			70	700	450	0,4 <i>d</i>
			80	800	600	0,3 <i>d</i>
			100	1000	800	0,2 <i>d</i>
	A8		70	700	450	0,4 <i>d</i>
			80	800	600	0,3 <i>d</i>
			100	1000	800	0,2 <i>d</i>
	Dúplex	D2, D4 D6, D8	70	700	450	0,4 <i>d</i>
			80	800	600	0,3 <i>d</i>
100			1000	800	0,2 <i>d</i>	

### 2.3.4 Tenacidad de fractura

Los aceros inoxidables austeníticos no muestran una transición entre el comportamiento dúctil y frágil; su tenacidad se reduce gradualmente conforme se reduce la temperatura. Se emplean de manera habitual en aplicaciones criogénicas. Cuentan con una adecuada tenacidad de fractura a temperaturas de servicio de hasta -40°C.

En cambio, los aceros inoxidables dúplex y ferríticos sí cuentan con una transición entre el comportamiento dúctil y frágil. Los grados tipo lean dúplex muestran una adecuada tenacidad de fractura a temperaturas de servicio de hasta -40°C. Los grados dúplex de alta aleación como el 1.4462 cuentan con tenacidades incluso mejores.

Los resultados experimentales indican que los grados ferríticos siguen comportándose de manera dúctil para las temperaturas mínimas de servicio en ambientes interiores. El grado 1.4003 cuenta con una microestructura modificada que proporciona una tenacidad a la fractura significativamente mayor que para otros grados ferríticos; por ello, resulta generalmente el más adecuado para aplicaciones estructurales que exijan secciones con espesores mayores. Se desaconseja el uso del grado 1.4016 para aquellas aplicaciones con espesores mayores de 3 mm en las que se espere que las temperaturas de servicio sean inferiores a 0°C. Para los grados 1.4509, 1.4521 y 1.4621 el espesor máximo recomendado es de 2 mm para temperaturas inferiores a 0°C.

No existen indicios que sugieran que los aceros inoxidables puedan sufrir problemas por desgarro laminar a través del espesor.

## 2.4 Propiedades físicas

La Tabla 2.7 presenta las propiedades físicas a temperatura ambiente, en condición de recocido, para los grados de acero inoxidable cubiertos en este Manual de Diseño. Las propiedades físicas pueden variar ligeramente con la forma y el tamaño del producto, pero tales variaciones no suelen ser de importancia crítica para su aplicación.

**Tabla 2.7** *Propiedades físicas a temperatura ambiente, acero recocido*

Grupo	Grado	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Coefficiente de dilatación térmica 20 – 100°C (10 <sup>-6</sup> /°C)	Conductividad térmica (W/m°C)	Capacidad calorífica (J/kg°C)
Austenítico	1.4301	7900	16	15	500
	1.4307	7900	16	15	500
	1.4401	8000	16	15	500
	1.4318	7900	16	15	500
	1.4404	8000	16	15	500
	1.4541	7900	16	15	500
	1.4571	8000	16,5	15	500
Dúplex	1.4062	7800	13	15	480
	1.4162	7700	13	15	500
	1.4362	7800	13	15	500
	1.4482	7800	13	13	500
	1.4462	7800	13	15	500
	1.4662	7700	13	15	500
Ferrítico	1.4003	7700	10,4	25	430
	1.4016	7700	10	25	460
	1.4509	7700	10	25	460
	1.4521	7700	10,4	23	430
	1.4621	7700	10	21	460
Acero al carbono	S355	7850	12	53	440

Nótese que el coeficiente de dilatación térmica para los aceros inoxidables austeníticos es alrededor de un 30 % más alto que para el acero al carbono. En aquellos casos en los que el acero al carbono se emplee de manera conjunta con el acero inoxidable austenítico, deberán considerarse los efectos derivados de la diferencia de coeficientes térmicos de expansión en el cálculo. La conductividad térmica de los aceros inoxidables austeníticos y dúplex es cercana al 30 % del valor correspondiente para el acero al carbono. Los grados ferríticos presentan conductividades térmicas mayores, alrededor del 50 % del valor correspondiente para el acero al carbono. La expansión térmica de los grados ferríticos es mucho

menor que la sufrida por los grados austeníticos y aproximadamente igual a la de los aceros al carbono.

Los grados dúplex y ferríticos son magnéticos, mientras que los aceros austeníticos recocidos son generalmente no magnéticos. En casos en los que se requiera de una permeabilidad magnética especialmente baja, existen grados austeníticos especiales, aunque deberá tenerse especial cuidado a la hora de escoger los consumibles adecuados de soldadura para eliminar el contenido de ferrita de la soldadura. Estos materiales de relleno proporcionan una total solidificación austenítica del metal de soldadura. Niveles elevados de trabajado en frío de los aceros austeníticos poco aleados pueden también aumentar la permeabilidad magnética, aunque las propiedades no magnéticas iniciales pueden restablecerse mediante procesos de recocido posteriores.

## **2.5 Efectos de la temperatura**

Los aceros inoxidable austeníticos se utilizan en aplicaciones criogénicas. Al otro extremo de la escala de temperaturas, los grados austeníticos conservan una mayor proporción de su resistencia que el acero al carbono a temperaturas por encima de los 550°C. Sin embargo, el dimensionamiento de estructuras sometidas durante largo plazo a temperaturas criogénicas o a temperaturas elevadas está fuera del alcance de este Manual de Diseño. Basta mencionar que otras propiedades mecánicas y tipos de corrosión, distintos a los ya considerados en la Sección 3, cobran una mayor importancia. Otros aceros inoxidable, aparte de los seleccionados aquí, son en la mayoría de los casos más idóneos para aplicaciones a temperaturas elevadas, debiendo solicitarse informes adicionales complementarios.

Los aceros inoxidable dúplex no deberían utilizarse durante largos períodos de tiempo a temperaturas superiores a 300°C, debido a la posibilidad de fragilización.

La Sección 8 de este Manual cubre el dimensionamiento frente a incendio y proporciona las propiedades físicas y mecánicas de los aceros inoxidable a altas temperaturas.

## **2.6 Galvanización y contacto con zinc fundido**

La galvanización en caliente de componentes de acero inoxidable no está permitida puesto que el contacto con zinc fundido puede causar la fragilización del acero inoxidable. Deberán adoptarse precauciones especiales para asegurar que en caso de incendio el zinc fundido proveniente del acero galvanizado no entre en contacto con el acero inoxidable, causando su fragilización. Asimismo, existe el riesgo de fragilización si un componente de acero inoxidable se conecta a otro de acero al carbono que vaya a ser galvanizado posteriormente.

## **2.7 Disponibilidad de formas de productos**

### **2.7.1 Tipos generales de formas de productos**

Láminas, chapas y barras están ampliamente disponibles en los grados de aceros inoxidable considerados en este Manual de Diseño. Los grados ferríticos están generalmente disponibles tan solo en espesores de hasta 4 mm.

Los productos tubulares están disponibles en los grados austeníticos y algunos grados dúplex como 1.4462 y 1.4162. Existe también una extensa oferta de secciones tubulares en los grados ferríticos estándares 1.4003 y 1.4016. Los productos tubulares conformados en frío o laminados en frío se emplean generalmente en aplicaciones estructurales, aunque también se dispone de productos acabados en caliente. Las secciones huecas rectangulares pueden

también fabricarse a partir de la soldadura de dos secciones en C dobladas en prensa.

Las secciones abiertas se fabrican generalmente mediante procesos de conformado en frío, soldadura (de arco o láser) o extrusión. Existe también una amplia selección de angulares, secciones en C, secciones en T y secciones en doble T, de dimensiones similares a las ofrecidas por las secciones estándares de acero al carbono (series IPE, IPN, etc.), siendo las secciones más pequeñas laminadas en caliente y las mayores, soldadas. Están disponibles en los grados austeníticos estándares como 1.4301 y 1.4401 aunque los grados dúplex requieren generalmente de pedidos especiales. Las secciones laminadas en caliente sólo se encuentran disponibles para los grados 1.4301 y 1.4401.

Las dimensiones de secciones tubulares y abiertas estándares se proporcionan en software de cálculo online y en aplicaciones para dispositivos móviles (disponibles a través de [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual)).

El material en la condición de trabajado en frío está disponible en varias formas de producto incluyendo placas, láminas, bobinas, flejes, barras y secciones huecas:

- placas, láminas, bobinas, flejes (en espesores típicamente  $\leq 6,0$  mm)
- barras redondas (diámetros de 5 mm a 60 mm)
- secciones huecas cuadradas y rectangulares (dimensiones de la sección transversal hasta 400 mm, espesores desde 1,2 a 6 mm).

### **2.7.2 Conformado en frío**

Es importante consultar con antelación con los posibles fabricantes los límites del conformado en frío para chapas de acero inoxidable laminadas en caliente de espesores considerables. Los aceros inoxidables requieren mayores cargas para el conformado que los aceros al carbono y presentan diferentes propiedades de respuesta después del proceso de conformado. La longitud de las secciones conformadas en frío mediante prensa se encuentra necesariamente limitada por el tamaño de la máquina o por la capacidad de potencia en el caso de materiales más anchos o más resistentes. Los grados dúplex requieren aproximadamente el doble de carga de conformado que la que necesitan los aceros austeníticos y, por ello, el posible rango de secciones en dúplex es más limitado, aunque su mayor resistencia hace posible el empleo de espesores menores. Además, debido a la ductilidad más baja del material dúplex, se deberán emplear unos radios de curvatura mayores para el doblado. Las secciones huecas más ligeras a menudo se producen mediante procesos de laminación por rodillos y soldadura. También pueden laminarse en frío chapas de austenítico laminadas en caliente de hasta 13 mm para formar secciones estructurales como angulares. En la Sección 11.5.2 puede encontrarse información adicional.

### **2.7.3 Laminado en caliente**

Aquellas chapas de acero inoxidable demasiado gruesas para su conformado en frío suelen calentarse y laminarse hasta que adoptan su forma final. Este método resulta generalmente más eficiente en términos de costes para series de producciones grandes. Se emplea una amplia gama de espesores de chapa y anchos para la producción de componentes estructurales medianos a largos. Las secciones angulares o en C se producen generalmente a partir de esta técnica. Ésta puede combinarse con procesos de soldadura para formar secciones estructurales. Por ejemplo, soldando dos secciones en C entre sí pueden obtenerse elementos de sección en doble T. Las secciones huecas más pesadas suelen producirse mediante procesos de laminado en caliente y soldadura.

#### **2.7.4 Extrusión**

Las extrusiones de acero inoxidable acabadas en caliente se producen a partir de barras. Si la forma requerida no es común, puede resultar necesaria una mayor producción para justificar los costes de las matrices. El tamaño máximo varía según el productor, pero debe poderse adaptar dentro de un círculo de 330 mm. Generalmente las secciones se proporcionan en longitudes de hasta 10 m. Además de las secciones estructurales estándares, los procesos de extrusión son capaces de producir un amplio rango de formas personalizadas que de otra manera requerirían mecanizados o procesos de soldadura. Los espesores mínimos de las secciones y los radios de acuerdo deben consultarse con los productores.

#### **2.7.5 Chapas soldadas**

Los procesos de fabricación basados en la soldadura de chapas se emplean generalmente cuando se requieren pequeñas cantidades de formas especiales y customizadas, doblados más agudos o piezas con lados planos, o cuando los componentes sean considerablemente grandes. Cuando un proyecto requiere pequeñas cantidades de componentes estructurales de formas poco habituales, los fabricantes experimentados de acero inoxidable suelen fabricarlos soldando chapas entre sí mediante procesos aprobados.

Los centros de servicio proveen de secciones angulares, vigas, secciones en C o en T y secciones huecas de dimensiones comunes fabricadas mediante la soldadura por láser o fusión de manera cada vez más frecuente. Pueden hallarse secciones angulares, vigas y secciones en C de cantos de hasta 400 mm en aceros inoxidables austeníticos. También pueden producirse secciones mayores y secciones en acero inoxidable dúplex.

#### **2.7.6 Acabado superficial**

Para algunas aplicaciones el acabado superficial y la uniformidad de la apariencia son de vital importancia a la hora de garantizar la resistencia a la corrosión, la apariencia o facilidad de limpieza de las superficies. EN 10088-4 y -5 especifican una variedad de acabados superficiales, desde los acabados mates de poca reflectividad hasta pulidos brillantes. Cada acabado es designado mediante un número (1 para acabados de laminado en caliente y 2 para acabados de laminado en frío) seguido de una letra. Las secciones estructurales abiertas de mayor espesor generalmente ofrecen acabados 1D (laminado en caliente, tratados térmicamente y decapados). Para aplicaciones arquitectónicas, generalmente se emplean superficies laminadas en frío, puesto que suelen contar con acabados más finos que los laminados en caliente: por ejemplo, los acabados 2B (laminados en frío, tratados térmicamente, decapados y ligeramente laminados al final mediante rodillos muy pulidos) son acabados lisos y reflectantes estándares económicos. También existen otros acabados superficiales customizados especialmente diseñados para garantizar la consistencia en apariencia en aplicaciones arquitectónicas. Debe notarse que la variabilidad en los procesos de fabricación entre diferentes productores puede causar pequeñas diferencias en la apariencia final del producto, incluso para un mismo productor, por lo que los proveedores deben ser advertidos de los requisitos de concordancia de los acabados. Se recomienda que el cliente y el proveedor se pongan de acuerdo sobre una muestra de referencia. Los acabados brillantes hacen que cualquier irregularidad superficial sea más visible. Los acabados mates siempre parecen más lisos. Existe también una inherente variabilidad mínima en el color plateado natural para los diferentes grupos de acero inoxidable (austeníticos, dúplex, ferríticos) que deben también ser considerados durante el proyecto.

### **2.7.7 Tornillos**

Los tornillos austeníticos clase 70 de acuerdo con EN ISO 3506 son los de mayor disponibilidad. Debería hacerse referencia a EN ISO 3506 para posibles restricciones en tamaño y longitud. También es posible solicitar tornillos especiales a medida, lo cual puede a veces representar una solución económica.

Los tornillos pueden fabricarse mediante un elevado número de técnicas, por ejemplo, mecanizado, laminado en frío o forjado. Las roscas laminadas son más resistentes que las mecanizadas debido al endurecimiento por deformación ocurrido durante los procesos de laminado. Las tensiones de compresión en la superficie de las roscas laminadas mejoran la resistencia a la corrosión por fatiga y, en algunos casos, de corrosión bajo tensión (SCC en inglés). Las roscas laminadas proporcionan también una mayor resistencia al gripado. El laminado de roscas es el método de fabricación más común para tornillos, especialmente para grandes volúmenes de producción de los tamaños más habituales. Para tornillos más grandes (a partir del M36, por ejemplo), y en especial para los tornillos más resistentes de dúplex, es más probable que se corte la zona roscada.

## **2.8 Coste de ciclo de vida e impacto ambiental**

Hay una creciente conciencia de que a la hora de seleccionar un material de construcción deben considerarse los costes totales de ciclo de vida (o de toda la vida), y no solamente los costes iniciales. La experiencia ha demostrado que el uso de un material resistente a la corrosión que permita evitar costes futuros por mantenimiento, inactividad y sustitución puede resultar la solución más rentable, aun cuando los costes iniciales de material sean más elevados. Los costes de ciclo de vida tienen en cuenta los siguientes factores:

- costes iniciales,
- costes de mantenimiento,
- derivación desde vertederos y contenido de reciclado,
- duración de vida útil y ambiente.

El coste relacionado con la adquisición inicial de los productos de acero inoxidable estructural es considerablemente más alto que el equivalente para el acero al carbono, dependiendo del grado de acero inoxidable considerado. No obstante, puede haber un ahorro inicial asociado a la eliminación de recubrimientos que garanticen la resistencia a la corrosión. El uso de aceros inoxidables de alta resistencia puede también reducir los requisitos de material mediante la reducción de la sección y del peso global de la estructura, lo cual contribuye a la reducción de los costes iniciales. De manera adicional, la eliminación de la necesidad de mantenimiento de revestimientos o sustitución de componentes debido a la corrosión puede conllevar ahorros significativos en los costes de mantenimiento a largo plazo.

La excelente resistencia a la corrosión que presenta el acero inoxidable permite reducir la frecuencia y el coste de las inspecciones, reduciendo los costes de mantenimiento, lográndose vidas útiles más largas.

El acero inoxidable es un material con un alto valor residual (es decir, el valor de la estructura al final de su vida útil), aunque raramente éste sea un factor decisivo para estructuras con una larga vida útil (por ejemplo, más de 50 años). No obstante, debido al alto valor residual de la chatarra, ésta se deriva desde vertederos y es reciclada hacia nuevos metales, siendo las tasas de reciclado a final de vida especialmente elevadas. Los productores de acero inoxidable utilizan toda la

chatarra disponible, aunque la vida útil del material, de entre 20 a 30 años de media, limita su disponibilidad. El contenido típico de material reciclado para todos los tipos de acero inoxidable es de al menos 60 %. El acero inoxidable es 100 % reciclable y puede ser reciclado indefinidamente para la producción de nuevos aceros inoxidables de alta calidad.

El coste de ciclo de vida utiliza los principios contables generalmente aceptados de descuento de los flujos de caja para reducir todos esos costes a valor actual. La tasa de descuento abarca la inflación, los tipos de interés, impuestos y, posiblemente, un factor de riesgo. Esto permite llevar a cabo un análisis comparativo real de las opciones disponibles y de los beneficios potenciales que a largo plazo puede ofrecer el acero inoxidable frente a la elección de otros materiales.



## **3 MATERIALES: PROPIEDADES, SELECCIÓN Y DURABILIDAD**

### **3.1 Introducción**

Los aceros inoxidable son, en general, muy resistentes a la corrosión y se comportan satisfactoriamente en la mayoría de ambientes. El límite de la resistencia a la corrosión de un determinado acero inoxidable depende de sus elementos constituyentes, lo cual significa que cada grado de acero tiene una respuesta ligeramente diferente cuando se expone a ambientes corrosivos. Así pues, es necesario seleccionar cuidadosamente el grado de acero inoxidable más apropiado para una determinada aplicación. Generalmente, cuanto mayor sea el nivel de resistencia a la corrosión exigido, mayor es el coste del material. Por ejemplo, el acero de grado 1.4401 es más caro que el de grado 1.4301, debido a la adición de molibdeno. Los aceros inoxidable dúplex ofrecen una mayor resistencia potencial a la corrosión con un menor incremento de precio. Además, su mayor resistencia permite reducir el tamaño de las secciones, y por lo tanto, el coste asociado al material.

El grado austenítico en la condición de trabajado en frío tiene una resistencia a la corrosión similar a la del material en la condición de recocido.

Las razones más habituales por las que un metal no cumple las expectativas previstas en lo que a resistencia a la corrosión se refiere son:

- (a) una incorrecta valoración del ambiente en el que se ubica o unas condiciones de exposición no previstas, por ejemplo, contaminación no prevista por iones cloruro.
- (b) técnicas inapropiadas de fabricación del acero inoxidable (por ejemplo, soldadura, tratamiento térmico y calentamiento durante el conformado), eliminación incompleta de las manchas de soldadura, o contaminación de las superficies.
- (c) acabados demasiado rugosos o mal orientados.

Aun cuando las superficies quedan manchadas o corroídas, es improbable que la integridad estructural se vea comprometida. Sin embargo, la aparición de manchas antiestéticas de óxido en superficies externas puede ser considerada como un fallo por parte del usuario. Del mismo modo, una cuidadosa selección del material, buenos detalles constructivos y una correcta ejecución pueden reducir de manera significativa la probabilidad de aparición de manchas y corrosión; en la Sección 11 se presenta una guía práctica a tal fin. La experiencia señala que cualquier problema serio de corrosión aparece con mayor probabilidad durante los dos o tres primeros años de servicio.

En ciertos ambientes agresivos, algunos grados de acero inoxidable serán susceptibles a ataques de carácter localizado. A continuación, se describen seis posibles mecanismos de corrosión, aunque los tres últimos no suelen encontrarse en edificación convencional.

Debería enfatizarse que es necesaria la presencia de humedad (incluida la debida a condensación) para que ocurra la corrosión.

## 3.2 Tipos de corrosión y comportamiento de los grados de aceros

### 3.2.1 Corrosión por picaduras

Como el nombre indica, la corrosión por picaduras toma la forma de pequeños hoyos localizados. Ello ocurre como resultado de la rotura local de la capa pasivante, normalmente por iones cloruro, aunque otros haluros y otros aniones pueden tener un efecto similar. Durante el desarrollo de una picadura, los productos corrosivos pueden crear una solución muy corrosiva, que a menudo conduce a velocidades de propagación de la corrosión más altas. En la mayoría de aplicaciones estructurales, las picaduras suelen ser sólo superficiales y la reducción de sección es despreciable. Sin embargo, los productos corrosivos pueden ensuciar los principales rasgos arquitectónicos de una obra. En estructuras de canalización, tuberías y contenedores debería adoptarse una tolerancia menor en cuanto a la corrosión por picaduras.

Dado que el ión cloruro es, con diferencia, el causante más común del ataque por picaduras, los ambientes costeros/marinos y aquellos cargados de sales de deshielo son bastante agresivos. Además del contenido de cloruros, la probabilidad de que el ambiente de servicio provoque ataques de picaduras depende de factores tales como la temperatura, contaminantes y partículas corrosivas, la acidez o la alcalinidad, el contenido de agentes oxidantes, así como de la presencia o ausencia de oxígeno. La resistencia al ataque por picaduras de un acero inoxidable depende de su composición química. El cromo, el molibdeno y el nitrógeno mejoran la resistencia al ataque por picaduras.

El número equivalente de resistencia al ataque por picaduras (*Pitting Resistance Equivalent, PRE*) proporciona una medida aproximada y empírica de la resistencia y viene definido como:

$$PRE = \% \text{ peso Cr} + 3,3(\% \text{ peso Mo}) + 16(\% \text{ peso N})$$

La determinación del PRE de un acero inoxidable permite llevar a cabo un análisis comparativo entre los diferentes aceros inoxidables, pero debe emplearse tan sólo como un indicador preliminar. Pequeñas diferencias en el índice PRE pueden quedar ocultas por otros factores que también influyen en la resistencia al ataque por picaduras. Por lo tanto, el índice PRE no debe ser nunca empleado como único factor en la selección del material.

El acero de grado 1.4301 tiene el PRE más bajo de todos los grados austeníticos considerados en este Manual de Diseño. Presenta corrosiones superficiales en aplicaciones con exposiciones bajas a moderadas de sales marinas o de deshielo y no es adecuado para ambientes caracterizados por pulverizaciones o niebla, salpicaduras e inmersiones. El grado 1.4301 puede también mostrar niveles inaceptables de picaduras en atmósferas industriales.

Para exposiciones a ambientes de contaminación industrial bajas a moderadas, o a sales de cloruros marinas o de deshielo, los grados 1.4401 o los dúplex 1.4362 o 1.4162 resultan preferibles. Cuando el nivel de contaminación o exposición a sales es mayor, generalmente se opta por el grado dúplex 1.4462 o por aceros inoxidables de mayor resistencia a la corrosión.

### **3.2.2 Corrosión por hendiduras**

La corrosión por hendiduras ocurre en aquellas hendiduras estrechas y no selladas en las que existe una fina capa de agua permanente tanto en la zona externa como interna de dichas hendiduras. La hendidura debe ser suficientemente fina para permitir la entrada de agua y cloruros disueltos, pero evitando la difusión de oxígeno en su interior.

La corrosión por hendiduras puede evitarse mediante el sellado o eliminación de las hendiduras. La severidad de la hendidura depende enormemente de su geometría: cuanto más estrecha y profunda sea la hendidura, más graves serán las condiciones de corrosión.

Aquellas uniones que no se encuentren sumergidas deberán diseñarse de manera que puedan desprenderse de parte de la humedad. Algunos aceros inoxidable, incluyendo los grados 1.4301 y 1.4401, son susceptibles de sufrir corrosión en sus hendiduras cuando existan cloruros o sales en el ambiente. Los aceros austeníticos y dúplex más resistentes a la corrosión presentan una menor susceptibilidad a este tipo de corrosión y su comportamiento dependerá de las condiciones, especialmente la temperatura.

La gravedad de la corrosión en aquellas hendiduras que queden sumergidas es generalmente más severa que en los ambientes corrosivos atmosféricos fuera del agua sometidos a ciclos de inmersión y secado, o que aquellos que son ligeramente humedecidos de manera regular. Las hendiduras sumergidas estrechas son más agresivas debido a que la difusión de agentes oxidantes necesarios para mantener la capa pasivada se halla restringido.

Las hendiduras pueden presentarse en uniones metal-metal, juntas, incrustaciones biológicas, sedimentos (por ejemplo, partículas, hojas, comida, desechos) y daños superficiales tales como incrustaciones de hierro. Las hendiduras deben ser eliminadas, aunque a menudo no es posible hacerlo en su totalidad.

Al igual que en la corrosión por picaduras, los elementos de aleación como el cromo, el molibdeno y el nitrógeno aumentan la resistencia a la corrosión por hendiduras y por tanto dicha resistencia aumenta del acero de grado 1.4301 a los aceros de grados 1.4401 y 1.4462.

### **3.2.3 Corrosión bimetálica (galvánica)**

Cuando dos metales diferentes están en contacto eléctrico y a su vez conectados por medio de un electrolito (p.e. un líquido conductor como el agua de mar o agua dulce impura), fluye una corriente desde el metal anódico al catódico o metal más noble a través del electrolito. Como resultado, el metal menos noble se corroe.

Generalmente los aceros inoxidable ejercen de cátodo en los pares galvánicos, por lo que no sufren de corrosión adicional. Los aceros inoxidable y las aleaciones de cobre se encuentran muy cerca en la serie galvánica, por lo que pueden colocarse en contacto directo expuestos a condiciones atmosféricas moderadas sin presentar problemas.

Este tipo de corrosión es especialmente relevante cuando se plantean uniones de acero inoxidable con acero al carbono o aceros de baja aleación, acero corten o aluminio. Es importante seleccionar los materiales de soldadura de modo que sean al menos tan nobles como el material base de mayor resistencia a la corrosión (generalmente el acero inoxidable). De la misma manera, en caso de estar unidos mediante tornillos, el material del tornillo debería ser equivalente al material de mayor resistencia a la corrosión. La corrosión galvánica no debiera ser un

problema entre diferentes tipos de aceros inoxidable, ocurriendo en todo caso en condiciones de inmersión completa.

La corrosión galvánica puede evitarse eliminando el flujo de corriente:

- aislando los metales diferentes, por ejemplo, rompiendo la conexión metálica (ver Sección 7.1.1).
- evitando la formación de puentes electrolíticos, por ejemplo, rompiendo la conexión electrolítica con pinturas u otros recubrimientos. Cuando se persigue conseguir la protección de esta manera, y no es posible recubrir ambos metales, es preferible recubrir el más noble (p.e. el acero inoxidable en el caso de unión acero inoxidable/acero al carbono).

El riesgo de un ataque profundo de corrosión es mayor si el área del metal más noble (p. e. el acero inoxidable) es mayor que el área del metal menos noble (p.e. el acero al carbono). Debe prestarse una especial atención al empleo de pinturas u otros recubrimientos sobre acero al carbono. Si existen pequeños poros o agujeros en el recubrimiento, la pequeña área de acero al carbono desnuda proporcionará relaciones de área cátodo/ánodo muy grandes, dando lugar a un severo ataque por picaduras del acero al carbono. Por supuesto, el ataque será probablemente mucho más intenso en condiciones de inmersión. En estas situaciones, es preferible pintar el acero inoxidable hasta una distancia de al menos 75 mm desde el punto en el que los metales entran en contacto, de manera que cualquier pequeño poro proporcione ratios de área pequeños.

Relaciones desfavorables de área tienen lugar probablemente con tornillos y en uniones. El empleo de tornillos de acero al carbono en elementos de acero inoxidable debe evitarse ya que la relación de área del acero inoxidable en relación con el acero al carbono es grande y los tornillos estarán sujetos a un ataque agresivo. Por el contrario, la velocidad de ataque de un elemento de acero al carbono por un tornillo de acero inoxidable es mucho más lenta. Es generalmente útil apoyarse en experiencias previas en emplazamientos similares ya que metales diferentes pueden a menudo trabajar unidos sin peligro bajo condiciones de condensación o humedad ocasional sin efectos adversos, especialmente cuando la conductividad del electrolito es baja.

La predicción de estos efectos es difícil, ya que la velocidad de corrosión se determina a partir de una serie de variables de cierta complejidad. El empleo de tablas de potencial eléctrico ignora la presencia de películas superficiales de óxido y los efectos de relaciones de área y de diferentes soluciones (electrolitos) químicas. Por esta razón, un empleo desinformado de estas tablas puede conducir a resultados erróneos. Dichas tablas deberían utilizarse de manera cuidadosa y solamente para valoraciones iniciales.

El comportamiento general de los metales en contacto bimetálico en ambientes rurales, urbanos, industriales y costeros está completamente documentado en BS PD 6484 *Commentary on corrosion at bimetallic contacts and its alleviation*.

### **3.2.4 Fisuración por corrosión bajo tensión**

El desarrollo de la corrosión bajo tensión (*Stress Corrosion Cracking, SCC*) requiere la existencia simultánea de tensiones de tracción y de factores ambientales específicos que difícilmente se encuentran en condiciones ambientales normales de edificación. Las tensiones no necesitan ser altas en relación con el límite elástico del material y pueden estar generadas por cargas y durante los procesos de fabricación tales como soldadura o el doblado. Los aceros inoxidables ferríticos no son susceptibles a sufrir corrosión bajo tensión. Los aceros inoxidables dúplex

muestran generalmente una mayor resistencia a la corrosión bajo tensión que los aceros austeníticos considerados en este Manual de Diseño. Se han desarrollado aceros inoxidable austeníticos con aleaciones superiores, como por ejemplo los grados 1.4539, 1.4529, 1.4547 y 1.4565 (no cubiertos en este Manual de Diseño) para aplicaciones en las que existe riesgo de corrosión bajo tensión.

Debe prestarse atención al empleo de elementos estructurales de acero inoxidable con tensiones residuales elevadas (p.e. ocasionadas por el trabajado en frío) en ambientes ricos en cloruros (p.e. piscinas interiores, estructuras en ambiente marino, estructuras offshore). Aquellos cables sometidos a niveles de carga muy elevados en ambientes ricos en cloruros son también susceptibles de sufrir corrosiones bajo tensión, en función del grado de acero inoxidable.

La Sección 3.5.3 proporciona información sobre la selección de los grados adecuados para ambientes de piscinas para evitar problemas por corrosión bajo tensión.

### **3.2.5 Corrosión generalizada (uniforme)**

Bajo condiciones normales existentes en aplicaciones estructurales, el acero inoxidable no sufre una pérdida general de sección resistente, característica de la oxidación en hierros y aceros no aleados.

### **3.2.6 Corrosión intergranular (sensibilización) y degradación por soldadura**

Cuando los aceros inoxidables se someten a prolongados períodos de calentamiento a temperaturas entre 450°C y 850°C, el carbono presente en el acero se difunde hacia los contornos del grano, precipitando carburo de cromo. Ello hace que el cromo desaparezca de la solución sólida y deje un bajo contenido en cromo adyacente al contorno del grano. En estas condiciones se dice que el acero se *sensibiliza*. Los contornos del grano son propensos a un ataque preferencial en una exposición posterior a un ambiente corrosivo. Este fenómeno se conoce como degradación por soldadura cuando ello ocurre en la zona afectada por el calor de una soldadura.

Existen tres vías para evitar la corrosión intergranular:

- utilizar aceros con un bajo contenido en carbono,
- utilizar aceros estabilizados con titanio o niobio (por ejemplo, los grados 1.4541, 1.4571, 1.4509, 1.4521 o 1.4621), porque estos elementos se combinan preferentemente con el carbono para formar partículas estables, reduciéndose de este modo el riesgo de formación de carburo de cromo,
- utilizar tratamiento térmico, aunque este método no suele emplearse en la práctica.

En cuanto a los grados de acero inoxidable austeníticos o dúplex, deberá especificarse un acero inoxidable de bajo contenido en carbono (máximo 0,03 %) en secciones soldadas para evitar la sensibilización y la corrosión intergranular. La corrosión intergranular es muy poco común en la actualidad para los aceros inoxidables austeníticos y dúplex, puesto que las técnicas modernas de producción de acero aseguran contenidos bajos de carbono, evitando así el problema.

Los aceros inoxidables ferríticos son más propensos a la sensibilización por soldadura que los aceros inoxidables austeníticos. Por lo tanto, incluso para niveles de contenido bajos de carbono, resulta imprescindible el empleo de grados ferríticos estabilizados para secciones soldadas.

## **3.3 Corrosión en ambientes específicos**

### **3.3.1 Aire**

Los ambientes atmosféricos son variados, al igual que lo es su efecto sobre los aceros inoxidable. Las atmósferas rurales, no contaminadas por humos industriales ni sales marinas, son muy suaves desde el punto de vista de la corrosión, incluso en áreas de humedad elevada. Las atmósferas industriales y marinas son considerablemente más severas. La Sección 3.5 ofrece una guía para la selección de los tipos de aceros inoxidable más adecuados.

Las causas más comunes de corrosión atmosférica son la contaminación de las superficies, junto con las partículas de hierro, procedentes de las operaciones de fabricación tanto en taller como en obra, y los cloruros provenientes del mar, de las sales de deshielo y de los procesos industriales o químicos (por ejemplo, lejías o ácidos hidroclicóricos). Algunas partículas depositadas (como el polvo, arena, vegetación o escombros), aunque inertes, son capaces de crear hendiduras y absorber sales, agentes químicos y soluciones ácidas débiles de dióxido de azufre de la atmósfera. Puesto que también retienen la humedad durante periodos de tiempo más largos, pueden resultar en ambientes localmente más corrosivos.

La apariencia general del acero inoxidable expuesto viene afectada por el acabado superficial (por la acumulación de suciedad, por ejemplo), por la efectividad del lavado por lluvia, y velocidades de corrosión (los acabados más lisos presentan mejores resistencias a la corrosión).

### **3.3.2 Agua de mar**

El agua de mar, incluyendo el agua salobre, contiene altos niveles de cloruros y por consiguiente es corrosiva. Puede causar una corrosión por picaduras severa en los grados 1.4301 y 1.4401. Asimismo, estos grados pueden sufrir ataques en hendiduras, causadas ya por detalles constructivos como por organismos incrustantes como los percebes.

El grado dúplex 1.4462 puede resultar adecuado para algunas aplicaciones en las que la corrosión puede ser tolerada, siempre que la vida útil de servicio esté bien definida y los diferentes componentes sean inspeccionados. Para instalaciones a más largo plazo deberán especificarse grados súper-austeníticos, súper-ferríticos o súper-dúplex. (Estos aceros contienen mayores niveles de elementos como el cromo, níquel, molibdeno, cobre y nitrógeno. Proporcionan un nivel de resistencia a la corrosión que los hace adecuados para aplicaciones submarinas y de concentración de ácidos. Los grados típicos de súper-austeníticos son 1.4565, 1.4529 y 1.4547, mientras que los grados súper-dúplex más usuales son 1.4410, 1.4501 y 1.4507).

La pulverización regular de sales o salpicaduras puede causar el mismo daño que la inmersión completa puesto que la concentración superficial de cloruros crece por la evaporación de agua. Debe notarse que las altas concentraciones de cloruros en aguas de escorrentía de sales de deshielo pueden causar problemas de corrosión similares en componentes de desagüe pluvial.

La posibilidad de una corrosión galvánica severa en presencia de agua de mar debe considerarse si el acero inoxidable se utiliza con otros metales.

### **3.3.3 Otros tipos de agua**

Los aceros inoxidable austeníticos y dúplex más usuales se comportan normalmente de forma satisfactoria en agua destilada, potable y de caldera. Cuando

el pH del agua es inferior a 4, debe solicitarse consejo a expertos para la elección del grado adecuado.

El agua de río o lago no tratada, así como el agua empleada en procesos industriales, puede resultar muy corrosiva. En estos casos, debería solicitarse un análisis químico completo del agua, incluyendo en nivel de pH, contenido sólido y tipo, y nivel de cloruros. El rango de temperaturas típico, tipo de actividad biológica o microbiológica y la concentración y naturaleza de los agentes químicos corrosivos resultan también de especial relevancia. En aquellos casos en los que el agua no cumpla con los requisitos de calidad de potabilidad, deberá solicitarse también consejo a expertos sobre la elección del grado.

La posibilidad de erosión-corrosión debería considerarse en aguas que contengan partículas abrasivas.

### **3.3.4 Ambientes químicos**

Puesto que el acero inoxidable es resistente a varios agentes químicos, se emplea como contenedor de los mismos de manera regular. El rango de aplicación de los aceros inoxidables en ambientes químicos es amplio; este tema, en cualquier caso, no queda cubierto en detalle en este Manual. Los ambientes químicos quedan fuera del campo de aplicabilidad de la selección de grados dada en EN 1993-1-4. No obstante, debe señalarse que otros aceros diferentes a los considerados en este Manual pueden ser más adecuados en muchas aplicaciones. Debería solicitarse el informe de un ingeniero especialista en corrosión.

Los gráficos publicados por los fabricantes que muestran los resultados de ensayos de corrosión en diferentes ámbitos químicos requieren una interpretación cuidadosa. Aunque proporcionan una idea de la resistencia de un grado en particular, las condiciones de servicio (temperaturas, presiones, concentraciones, etc.) varían y difieren generalmente de las condiciones de ensayo. También el efecto de las impurezas y el grado de aireación pueden influir significativamente en los resultados.

### **3.3.5 Suelos**

La corrosión externa de los aceros inoxidables enterrados depende de la composición química del suelo y de su resistividad. Los suelos tienen diferente capacidad de corrosión en función de su nivel de humedad, pH, aireación, presencia de contaminación química, actividad microbiológica y drenaje superficial. El acero inoxidable, en general, funciona bien en una gran variedad de suelos y especialmente bien en suelos con alta resistividad, aunque en algunos casos de suelos húmedos con baja resistividad pueden aparecer picaduras. La presencia de especies químicas agresivas tales como iones cloruro, así como algunos tipos de bacterias, y corrientes erráticas (causadas por algún sistema eléctrico de transporte como por ejemplo un tren o un tranvía) pueden causar corrosión localizada. El desarrollo de corrientes erráticas puede ser suprimido con un aislamiento eléctrico adecuado de la tubería (revestimientos o envoltorios) y/o protección catódica.

Para la selección de grados es recomendable considerar la resistencia a la corrosión del acero inoxidable enterrado en primer lugar en función de la presencia de los iones de cloruro y en segundo lugar en función de la resistividad del suelo y el pH, asumiendo en todos los casos suelos mal drenados. La Tabla 3.1 recomienda los grados apropiados para las diferentes condiciones del suelo.

**Tabla 3.1** Grados de acero inoxidable para su empleo en diferentes condiciones de suelo

Localización típica	Condición de suelo	Grado de acero inoxidable
Interior	Cl < 500 ppm	1.4301, 1.4307 1.4401, 1.4404
	Resistividad > 1000 ohm.cm	
	pH > 4,5	
Cloruros (sales marinas/de deshielo) zona de no marea	Cl < 1500 ppm	1.4401, 1.4404
	Resistividad > 1000 ohm.cm	
	pH > 4,5	
Cloruros (sales marinas/de deshielo) zona de marea	Cl < 6000 ppm	1.4410, 1.4547, 1.4529
	Resistividad > 500 ohm.cm	
	pH > 4,5	
<p>Nota: El 1.4410 es un grado súper-dúplex y los 1.4547 y 1.4529 son grados súper-austeníticos. Estos grados no se usan generalmente en aplicaciones de construcción y están fuera del campo de aplicación de este Manual de Diseño.</p>		

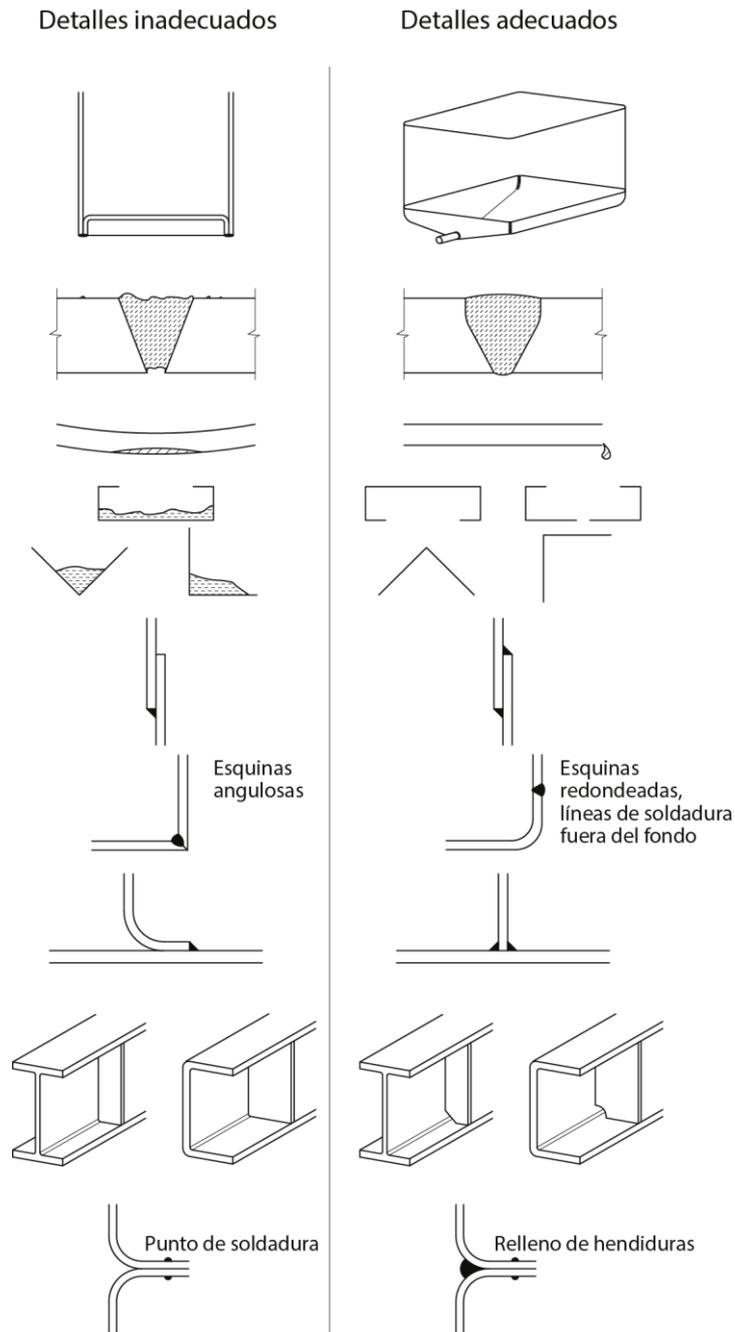
### 3.4 Diseño frente a corrosión

La medida más importante a tomar para prevenir los problemas que puede ocasionar la corrosión es seleccionar adecuadamente el grado de acero inoxidable con los procedimientos de fabricación idóneos para el ambiente que se prevea. En cualquier caso, tras la selección adecuada de un determinado acero se conseguirá hacer uso de todo el potencial de resistencia a la corrosión que puede ofrecer dicho acero, si tal selección viene acompañada por buenos detalles constructivos. Las medidas anticorrosivas a adoptar deberían estar presentes en la fase de planteamiento del proyecto y obra, y en el desarrollo y diseño de todos los detalles constructivos.

En la Tabla 3.2 se presenta una lista de recomendaciones a seguir para reducir, en la medida de lo posible, los efectos perjudiciales de la corrosión. No todos los puntos representan el mejor detalle desde el punto de vista de la resistencia estructural y tampoco todos los puntos se aplican a todos los ambientes. En particular, en los ambientes de poca corrosividad o en los que se efectúa un mantenimiento regular muchos podrían no ser necesarios. La Figura 3.1 ilustra algunos diseños de detalles constructivos adecuados e inadecuados para asegurar la durabilidad de la estructura.

**Tabla 3.2** *Medidas a adoptar frente a la corrosión*

<p><b>Evitar la suciedad, y la acumulación de humedad y depósitos corrosivos</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• orientar los angulares y los perfiles en C para minimizar la tendencia a la retención de suciedad y humedad</li> <li>• proyectar bajantes, asegurando que sean suficientemente grandes para evitar su obturación</li> <li>• evitar superficies horizontales</li> <li>• dar una pequeña pendiente a cartelas que nominalmente estén en un plano horizontal</li> <li>• emplear secciones tubulares y barras (tubos sellados con gas seco o aire cuando hay riesgo de formación de condensaciones perjudiciales)</li> <li>• especificar acabados lisos, o, en caso de que los acabados rugosos sean inevitables, orientar el grano de manera vertical si se puede.</li> </ul>
<p><b>Evitar o sellar hendiduras</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• emplear uniones soldadas mejor que atornilladas</li> <li>• emplear soldaduras cerradas o rellenos de mástico (soldaduras compactas o rellenadas)</li> <li>• preferiblemente, soldaduras realizadas por capas para alisar las superficies</li> <li>• prevenir incrustaciones biológicas</li> <li>• emplear arandelas inertes flexibles o sellantes de alta calidad para las uniones atornilladas en superficie, no inmersas.</li> </ul>
<p><b>Reducir la tendencia a la fisuración por corrosión bajo tensión en aquellos ambientes específicos en los que pueda ocurrir (ver Sección 3.2.4):</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• minimizar las tensiones de fabricación mediante una cuidadosa elección de la secuencia de soldadura</li> <li>• remache (evitando el empleo de remaches de hierro/acero para limitar la inserción de partículas de acero al carbono en las superficies).</li> </ul>
<p><b>Reducir la tendencia a la corrosión por picaduras (ver Sección 11):</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• eliminar salpicaduras de soldadura</li> <li>• decapar el acero inoxidable para eliminar las manchas de calor. Deben evitarse los reactivos fuertemente oxidantes con contenidos de cloruros tales como el cloruro férrico; al contrario, debería usarse un baño decapante o una pasta de decapado, ambos conteniendo una mezcla de ácido nítrico y ácido fluorhídrico. Las soldaduras deberían limpiarse para restablecer la resistencia a la corrosión. Otros métodos como la limpieza mediante abrasivos o chorro de micro esferas de vidrio, o electrólisis local pueden también emplearse para eliminar los productos de soldadura no deseados.</li> <li>• evitar la captación de partículas de acero al carbono (p.e. utilizar áreas de trabajo y herramientas dedicadas al acero inoxidable)</li> <li>• seguir un programa de mantenimiento adecuado.</li> </ul>
<p><b>Reducir la tendencia a la corrosión galvánica (ver Sección 3.2.3):</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• proporcionar aislamiento eléctrico</li> <li>• emplear pinturas de modo apropiado</li> <li>• minimizar los períodos de humectación</li> <li>• emplear metales con potenciales eléctricos cercanos.</li> </ul>



**Figura 3.1** Diseños de detalles constructivos inadecuados y adecuados para la durabilidad

### 3.5 Selección de materiales

#### 3.5.1 Introducción

En la gran mayoría de aplicaciones estructurales en las que se utiliza acero inoxidable, es la resistencia a la corrosión la propiedad que más se explota, ya sea por razones estéticas, de mínimo mantenimiento o de durabilidad a largo plazo. Por lo tanto, la resistencia a la corrosión deberá ser el factor primordial ante la selección del grado adecuado.

La selección del grado correcto de acero inoxidable debe tener en cuenta el entorno de aplicación, la línea y el proceso de fabricación, el acabado superficial y el mantenimiento de la estructura. Además, el proyectista deberá establecer los criterios de fallo por corrosión. Si el componente debe permanecer en uso durante un periodo de tiempo establecido y su apariencia no es importante, pueden considerarse velocidades de corrosión aceptables durante la selección del material por lo que un acero inoxidable de menor resistencia a la corrosión puede resultar adecuado. No obstante, si la apariencia prístina es importante, en la que no haya signos de corrosión, se requerirá de un acero inoxidable de mayor resistencia a la corrosión, de un acabado superficial más liso, o una limpieza más frecuente. Debe destacarse que los requisitos de mantenimiento son mínimos; meramente, el lavado del acero inoxidable, incluso de forma natural con agua de lluvia, ayudará notablemente a alargar la vida en servicio.

El primer paso es la caracterización del entorno de servicio, considerando anticipadamente desviaciones razonables de las condiciones de proyecto. Además de la exposición a sustancias corrosivas, deben tenerse en cuenta los detalles de operación, climáticos y de diseño que pueden tener una gran influencia en el desempeño, así como la vida útil de la estructura. Por ejemplo, en aplicaciones industriales, el desempeño puede venir gobernado por las combinaciones químicas corrosivas y sus concentraciones, tiempos de exposición, acumulaciones de depósitos en superficies, acidez, y la limpieza de mantenimiento. En aplicaciones exteriores, los factores a considerar son la exposición a fuertes lluvias que puedan ayudar a la limpieza (o el grado de protección frente a dicha lluvia), niveles de humedad (por ejemplo, humedad, intensidad de las lluvias, niebla), nivel de partículas atmosféricas, rociado de sales (por ejemplo, costas rocosas o calzadas), salpicaduras o inmersión en aguas de cloruros (sales). En todas las aplicaciones, los detalles de proyecto como hendiduras no selladas, contactos con otros metales y especificaciones de acabado superficial pueden influir en el resultado final. También deberían considerarse posibles futuros desarrollos o cambios de uso de la estructura. Debería también notarse que diferentes instalaciones pueden estar próximas entre sí, pero sometidas a niveles de exposición muy diferentes.

Los posibles grados de acero inoxidable pueden elegirse para ofrecer en conjunto una satisfactoria resistencia a la corrosión en el entorno. La selección de un posible acero debe considerar cuáles son las posibles formas de corrosión que pueden ser significativas en el entorno de operación. Así pues, deben considerarse las propiedades mecánicas, la facilidad de fabricación, la disponibilidad de formas de productos, el acabado superficial y los costes.

### **3.5.2 Procedimiento de selección de los grados de aceros inoxidables austeníticos y dúplex de EN 1993-1-4**

El Anejo A de EN 1993-1-4 recoge el procedimiento para la selección del acero inoxidable sometido a estados de carga. Este procedimiento puede aplicarse a elementos auxiliares de acero, mientras que deberá hacerse referencia a EN 1992 y EN 1996 en relación con la selección de material para aplicaciones mixtas con hormigón y obra de fábrica, respectivamente. Este procedimiento no tiene en cuenta los siguientes aspectos:

- disponibilidad de los grados/productos,
- requisitos de acabado superficial, por ejemplo, por razones arquitectónicas o higiénicas,
- métodos de uniones/conexiones.

El procedimiento asume que se cumplen los siguientes criterios:

- el ambiente de servicio se halla cercano al rango neutro de pH (pH 4 a 10),
- las partes estructurales no se encuentran directamente expuestas a, o son parte de, procesos químicos con flujos,
- el ambiente de servicio no se halla permanente o frecuentemente inmerso en agua de mar.

En caso de que estas condiciones no se cumplan, deberá solicitarse el consejo de especialistas.

El procedimiento es adecuado para aquellos ambientes situados solamente en Europa. Podría resultar particularmente equívoco en ciertas partes del mundo como Oriente Medio, Oriente Lejano y América Central.

El procedimiento involucra los siguientes pasos:

- Determinación del **Factor de Resistencia a la Corrosión** (Corrosion Resistance Factor, CRF) del ambiente (Tabla 3.3);
- Determinación de la **Clase de Resistencia a la Corrosión** (Corrosion Resistance Class, CRC) correspondiente a CRF (Tabla 3.4).

La Tabla 3.5 proporciona el listado de grados para cada CRC. La elección de un grado específico dentro de cada CRC depende de otros factores diferentes de la resistencia a la corrosión, como la resistencia y disponibilidad para el tipo de producto requerido. La definición del material por CRC y resistencia de cálculo, es decir, CRC II y  $f_y = 450 \text{ N/mm}^2$ , es suficiente para permitir al distribuidor la determinación del grado específico a partir del CRC.

El procedimiento es aplicable a componentes expuestos a ambientes externos. Para aquellos componentes situados en ambientes internos controlados, el CRF es igual a 1,0. Un ambiente interno controlado es aquel en el que se enfrían, calientan o contienen a puertas cerradas. Párquines de varias plantas, muelles de carga u otras estructuras con grandes aperturas deben considerarse ambientes externos. Las piscinas cubiertas son casos especiales de ambientes internos (Sección 3.5.3).

El factor CRF depende de la severidad del ambiente y se calcula de la siguiente manera:

$$\text{CRF} = F_1 + F_2 + F_3$$

donde

$F_1$  = Riesgo de exposición a cloruros procedentes de agua salada o de sales de deshielo;

$F_2$  = Riesgo de exposición a dióxido de azufre;

$F_3$  = Régimen de limpieza o exposición a limpieza por lluvia.

El valor de  $F_1$  para aplicaciones en litorales depende de la localización particular dentro de Europa y se deriva de la experiencia con estructuras existentes, ensayos de corrosión y datos de distribución de cloruros. El amplio rango de ambientes en Europa hace que el valor de CRF calculado resulte conservador en algunos casos.

Los Anejos Nacionales pueden especificar si existe la posibilidad de adoptar un valor de CRF menos severo para aquellos casos en los que la experiencia en campo o datos experimentales soporten dicha elección. No obstante, la mejora máxima

permitida de CRF es de +5. Los datos de desempeño deberán obtenerse en lugares situados a menos de 5 km de la localización propuesta para la obra y, para localizaciones costeras, menores a 1 km tierra adentro desde la localización propuesta. La evaluación del desempeño deberá considerar el grado del material, la calidad del acabado superficial, la orientación de los componentes y la exposición de contaminantes atmosféricos (particularmente cloruros) para garantizar que son comparables con el diseño propuesto.

Diferentes partes de una misma estructura pueden verse sometidas a diferentes condiciones de exposición, por ejemplo, una parte puede estar completamente expuesta mientras que otra esté parcialmente cubierta. Cada uno de los casos de exposición deberá estudiarse de manera independiente.

El procedimiento asume que se cumplen los requisitos de EN 1090-2 en relación con los procedimientos de soldadura y limpieza post-soldadura, y la elusión o eliminación y limpieza de la contaminación de las superficies del acero inoxidable tras cortes térmicos o mecánicos. El hecho de no hacerlo puede reducir la resistencia a la corrosión de las partes soldadas.

### **3.5.3 Ambientes de piscinas**

Para evitar el riesgo de corrosión bajo tensión (SCC) en ambientes de piscinas cubiertas, tan sólo deberán emplearse los grados de acero inoxidable recogidos en la Tabla 3.6 para aquellos elementos portantes expuestos a dichos ambientes. El Anejo Nacional puede especificar si se permite una menor frecuencia de limpieza.

**Tabla 3.3** *Determinación del Factor de Resistencia a la Corrosión CRF*  
 $CRF = F_1 + F_2 + F_3$

<b><math>F_1</math> Riesgo de exposición a cloruros procedentes de agua salada o de sales de deshielo</b>		
NOTA. M es la distancia desde el mar y S es la distancia desde carreteras con sales de deshielo.		
1	Ambientes internos controlados	
0	Riesgo bajo de exposición	$M > 10 \text{ km}$ o $S > 0,1 \text{ km}$
-3	Riesgo medio de exposición	$1 \text{ km} < M \leq 10 \text{ km}$ o $0,01 \text{ km} < S \leq 0,1 \text{ km}$
-7	Riesgo alto de exposición	$0,25 \text{ km} < M \leq 1 \text{ km}$ o $S \leq 0,01 \text{ km}$
-10	Riesgo muy alto de exposición	Túneles de carretera en los se empleen sales de deshielo o en los que los vehículos puedan portar dichas sales
-10	Riesgo muy alto de exposición	$M \leq 0,25 \text{ km}$
		Costa del Mar del Norte en Alemania y todas las zonas litorales del Báltico
-15	Riesgo muy alto de exposición	$M \leq 0,25 \text{ km}$
		Litoral Atlántico de Portugal, España y Francia. Canal de la Mancha y el litoral del Mar del Norte del Reino Unido, Francia, Bélgica, Países Bajos y Suecia meridional. Resto de zonas litorales del Reino Unido, Noruega, Dinamarca e Irlanda. Costa Mediterránea.
<b><math>F_2</math> Riesgo de exposición a dióxido de azufre</b>		
NOTA. Para los ambientes litorales europeos la concentración de dióxido de azufre es generalmente baja. Para los ambientes del interior, la concentración de dióxido de azufre suele ser baja o media. La clasificación alta es poco habitual y asociada a localizaciones con particular presencia de industria pesada o ambientes específicos como túneles de carreteras. La concentración de dióxido de azufre puede evaluarse de acuerdo con el método recogido en ISO 9225.		
0	Riesgo bajo de exposición	$< 10 \mu\text{g}/\text{m}^3$ concentración media de gas
-5	Riesgo medio de exposición	$10 - 90 \mu\text{g}/\text{m}^3$ concentración media de gas
-10	Riesgo alto de exposición	$90 - 250 \mu\text{g}/\text{m}^3$ concentración media de gas
<b><math>F_3</math> Régimen de limpieza o exposición a limpieza por lluvia</b> (si $F_1 + F_2 \geq 0$ , luego $F_3=0$ )		
0	Completamente expuesto a limpieza por lluvia	
-2	Régimen de limpieza especificado	
-7	Sin exposición a la limpieza por lluvia ni régimen de limpieza especificado	
NOTA. En caso de que los componentes deban ser limpiados o inspeccionados de manera regular en busca de signos de corrosión, debería notificarse al usuario de manera clara y por escrito. Deben especificarse la inspección, el método de limpieza y la frecuencia. Cuanto más frecuentes sean las actuaciones de limpieza, mayor será el beneficio. Esta frecuencia no debería ser inferior a una vez cada 3 meses. En aquellos casos en los que la limpieza quede especificada, debe ser aplicable a todas las partes de la estructura, y no sólo a aquellas visibles y de fácil acceso.		

**Tabla 3.4** *Determinación de la Clase de Resistencia a la Corrosión CRC*

Factor de Resistencia a la Corrosión (CRF)	Clase de Resistencia a la Corrosión (CRC)
CRF = 1	I
$0 \geq \text{CRF} > -7$	II
$-7 \geq \text{CRF} > -15$	III
$-15 \geq \text{CRF} \geq -20$	IV
CRF < -20	V

**Tabla 3.5** *Grados para cada Clase de Resistencia a la Corrosión CRC*

Clase de Resistencia a la Corrosión CRC				
I	II	III	IV	V
1.4003	1.4301	1.4401	1.4439	1.4565
1.4016	1.4307	1.4404	1.4462	1.4529
1.4512	1.4311	1.4435	1.4539	1.4547
	1.4541	1.4571		1.4410
	1.4318	1.4429		1.4501
	1.4306	1.4432		1.4507
	1.4567	1.4162		
	1.4482	1.4662		
		1.4362		
		1.4062		
		1.4578		

NOTA 1 La definición de Clases de Resistencia a la Corrosión se empleará únicamente en este procedimiento de elección de grado y son solamente aplicables para aplicaciones estructurales.

NOTA 2 Siempre podrá emplearse un grado de una clase superior al de clase especificada por el factor CRF.

**Tabla 3.6** *Grados de acero para ambientes de piscinas cubiertas*

Elementos portantes en ambientes de piscinas cubiertas	Clase de resistencia a la corrosión CRC
Elementos portantes, limpiados regularmente <sup>1</sup>	CRC III o CRC IV (excluyendo 1.4162, 1.4662, 1.4362 y 1.4062)
Elementos portantes no limpiados regularmente	CRC V (excluyendo 1.4410, 1.4501 y 1.4507)
Todos los elementos de fijación, unión y roscados	CRC V (excluyendo 1.4410, 1.4501 y 1.4507)

NOTA 1 Si el elemento es limpiado e inspeccionado en busca de signos de corrosión de manera regular, debería notificársele al usuario de manera clara y por escrito. Deben especificarse la inspección, el método de limpieza y la frecuencia. Cuanto más frecuentes sean las actuaciones de limpieza, mayor será el beneficio. Esta frecuencia no debería ser inferior a una vez cada semana. En aquellos casos en los que la limpieza quede especificada, debe ser aplicable a todas las partes de la estructura, y no sólo a aquellas visibles y de fácil acceso.

### 3.5.4 Procedimiento de selección de los grados de aceros inoxidables ferríticos

Los aceros inoxidables ferríticos son adecuados para su empleo en ambientes moderadamente corrosivos con exposición limitada a contaminantes atmosféricos y cloruros. Existe el riesgo de manchar estos aceros en varios ambientes, aunque generalmente esto únicamente afecta a la apariencia, sin afectar la integridad estructural. La Tabla 3.7 proporciona una guía conservadora para la selección de grados para cuatro de ellos.

**Tabla 3.7** Selección de grados para aceros inoxidables ferríticos

Selección de grado para acabados de gran calidad (es decir, sin tolerancia a manchas visibles de las superficies expuestas)					
Grado	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	✓	✘	✘	No se proporciona información por la falta de datos relativos a la corrosión	
1.4509	✓	✘	✘		
1.4621, 1.4521	✓	✓	✘		
Selección de grado con tolerancia estética a la corrosión (es decir, puede ocurrir cierto manchado y corrosión por picaduras, pero la integridad estructural del componente no se verá afectada)					
Grado	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	✓	(✓)	✘	No se proporciona información por la falta de datos relativos a la corrosión	
1.4509	✓	✓	(✓)		
1.4621, 1.4521	✓	✓	✓		
Las categorías corrosivas se han tomado de EN ISO 12944-2:2009 y se definen como:					
Categoría corrosiva y riesgo	Ejemplos de ambientes típicos en climas templados				
	Exterior		Interior		
C1 muy bajo			Edificios climatizados con atmósferas limpias, por ejemplo, oficinas, tiendas, colegios, hoteles		
C2 bajo	Atmósferas con bajo nivel de contaminación. Generalmente zonas rurales		Edificios no climatizados con posibilidad de condensación, por ejemplo, depósitos, pabellones deportivos		
C3 medio	Atmósferas urbanas e industriales, contaminación moderada por dióxido de azufre. Zonas costeras de baja salinidad		Salas de producción de gran humedad, por ejemplo, plantas de procesamiento de alimentos, lavanderías, cervecerías, centrales lecheras		
C4 alto	Áreas industriales y costeras de salinidad moderada		Plantas químicas, piscinas, litorales, astilleros y varaderos		
C5 muy alto	Áreas industriales de mucha humedad y atmósferas agresivas. Zonas costeras y offshore de alta salinidad		Edificios y áreas con condensación permanente y alta contaminación		
<p>Notas</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ indica que el grado es adecuado para dicha clasificación ambiental.</li> <li>✘ indica que el grado es inadecuado para dicha clasificación ambiental.</li> <li>(✓) indica que se requiere un especial cuidado para la combinación de este grado y ambiente. Existe el riesgo de que aparezcan manchas y corrosión localizada en soldaduras y fijaciones expuestas. El riesgo es mayor con la acumulación de aguas estancadas y/o contaminantes atmosféricos (particularmente cloruros).</li> <li>1. La clasificación C1 asume unas condiciones de servicio de ambientes internos sin exposición directa al clima o a cloruros. Incluye por tanto áreas de edificios tales como falsos techos, perímetros de paredes y el acero tras el revestimiento.</li> <li>2. Las soldaduras y fijaciones mecánicas a través de aceros inoxidables producen hendiduras, las cuales pueden resultar más susceptibles a la corrosión en paneles</li> </ul>					

expuestos. El riesgo es mayor donde las superficies permiten la acumulación de agua y contaminantes atmosféricos.

3. La clasificación ISO considera los cloruros transportados por el viento marino, pero no los procedentes de las sales de deshielo de las carreteras. El usuario deberá tenerlo en cuenta en caso de que la estructura se encuentre cerca de carreteras que empleen este tipo de sales.



## 4 CRITERIOS DE DIMENSIONAMIENTO

### 4.1 Requisitos generales

Una estructura debe ser proyectada y construida para:

- cumplir su función durante su vida útil prevista
- soportar las cargas que puedan presentarse durante las etapas de construcción, instalación y uso
- limitar el daño producido por sobrecargas accidentales
- presentar una adecuada durabilidad en relación al coste de mantenimiento.

Estos requisitos pueden satisfacerse con el empleo de materiales adecuados, un diseño apropiado y detallando y especificando los procedimientos de control de calidad para la construcción y el mantenimiento.

Las estructuras deben dimensionarse considerando todos los estados límite relevantes.

### 4.2 Método de los estados límite

Se definen como estados límite aquellas situaciones para las que, de ser superadas, puede considerarse que la estructura no cumple alguna de las funciones para las que ha sido proyectada. Se consideran tres clases de estados límite: estados límite últimos, estados límite de servicio y estados límite de durabilidad. Los estados límite últimos son aquellos que, si se superan, pueden conducir al colapso de parte o de la totalidad de la estructura, poniendo en peligro la seguridad de las personas. Los estados límite de servicio corresponden a situaciones más allá de las cuales los criterios especificados de servicio dejan de satisfacerse. Los estados límite de durabilidad pueden ser considerados como subgrupos de los estados límite últimos y de servicio dependiendo de si, por ejemplo, la corrosión afecta a la resistencia de la estructura o a su apariencia estética.

Para el dimensionamiento frente a los estados límite últimos, debe satisfacerse la siguiente relación:

$$E_d \leq R_d \quad (4.1)$$

donde:

$E_d$  es el valor de cálculo de los efectos de las acciones tal como un momento o un vector en el elemento considerado, debido a la combinación de acciones mayoradas que actúan sobre la estructura, y

$R_d$  es la resistencia de cálculo correspondiente, dada en el apartado pertinente de estas recomendaciones.

La resistencia de cálculo,  $R_d$ , viene expresada generalmente como  $R_k/\gamma_M$  siendo  $R_k$  la resistencia característica y  $\gamma_M$  un coeficiente parcial. El coeficiente parcial  $\gamma_M$  toma diversos valores. La Tabla 4.1 proporciona los valores de  $\gamma_M$  a utilizar en este Manual de Diseño, los cuales se toman de EN 1993-1-4 y EN 1993-1-8. Deberán también emplearse estos valores de  $\gamma_M$  para el acero inoxidable junto con las expresiones proporcionadas en otras partes de aplicación de EN 1993, como para puentes (EN 1993-2); o torres, mástiles y chimeneas (EN 1993-3); reemplazando a los valores de  $\gamma_M$  recomendados en dichas partes para el acero al carbono.

Debe hacerse también referencia al Anejo Nacional (AN) de EN 1993-1-4 y de otras partes relevantes de EN 1993 del país para el cual se proyecta la estructura, ya que dichos documentos pueden dar valores modificados de  $\gamma_M$  que deberían ser utilizados, en vez de los recogidos en la Tabla 4.1. (Si no existe el AN los factores  $\gamma_M$  deberán ser acordados con el organismo nacional competente.)

Como alternativa para el análisis, se puede determinar la resistencia de cálculo mediante ensayos de materiales, componentes y estructuras (ver Sección 10).

**Tabla 4.1 Valores recomendados de  $\gamma_M$**

Para la resistencia de:	Símbolo	Valor (EN 1993-1-4)
Secciones transversales (cualquier clase de sección)	$\gamma_{M0}$	1,10
Elementos frente a inestabilidad verificados como elementos	$\gamma_{M1}$	1,10
Secciones traccionadas, considerando rotura frágil	$\gamma_{M2}$	1,25
Tornillos, soldaduras, articulaciones y placas de apoyo	$\gamma_{M2}$	1,25

Para aquellos grados de acero inoxidable no recogidos de manera específica en la Tabla 2.1 de EN 1993-1-4, los valores de los factores  $\gamma_M$  deberán incrementarse en un 10 %.

### 4.3 Cargas

Las cargas actuantes sobre las estructuras de acero inoxidable deberán determinarse de la misma manera que para las estructuras de acero al carbono, por ejemplo, de acuerdo con EN 1991.

## **5 PROPIEDADES DE LAS SECCIONES TRANSVERSALES**

### **5.1 Aspectos generales**

Las recomendaciones de las Secciones 5 y 6 son válidas para las secciones transversales de elementos estructurales que obedecen a los límites dimensionales establecidos en la Sección 5.2.

Las relaciones anchura-espesor de los elementos que están parcial o totalmente comprimidos determinan si están sujetos a fenómenos de abolladura local, con la consecuente reducción de resistencia de la sección transversal. Los elementos y las secciones transversales se clasifican en Clase 1, 2, 3 o 4 dependiendo de su susceptibilidad a la abolladura y de su capacidad de rotación (Clase 1 y 2), ver Sección 5.3.

La reducción de resistencia de las secciones transversales de Clase 4 puede tenerse en cuenta en el dimensionamiento mediante la utilización de los anchos eficaces de los elementos, ver Sección 5.4.1.

Solamente pueden usarse las dimensiones de la línea media para el cálculo de las propiedades seccionales en paneles y secciones conformados en frío. Para los demás tipos de secciones transversales deben usarse las dimensiones globales de la sección transversal. EN 1993-1-3 y EN 1993-1-5 permiten usar las dimensiones de la línea media para calcular las resistencias. EN 1993-1-1 también permite el uso de las dimensiones de la línea media en determinadas circunstancias (ver 6.2.1 (9) y 6.2.5 (2) de EN 1993-1-1).

### **5.2 Máximas relaciones anchura-espesor**

En la Tabla 5.1 se presentan las máximas relaciones anchura-espesor para elementos de acero inoxidable.

### **5.3 Clasificación de las secciones transversales**

#### **5.3.1 General**

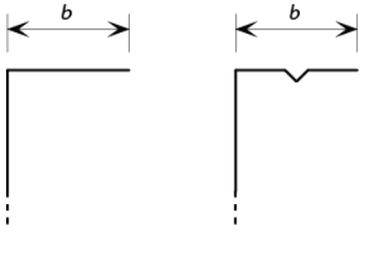
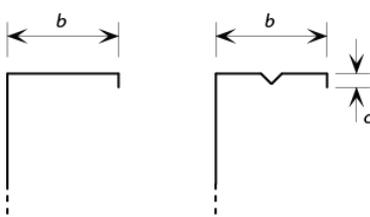
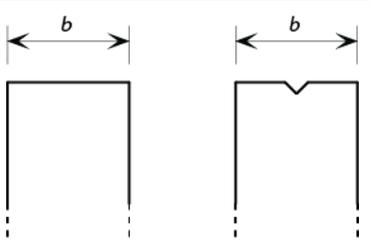
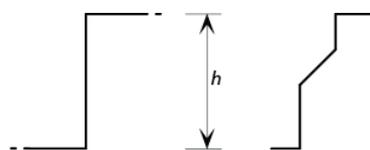
En principio, las secciones transversales de acero inoxidable pueden clasificarse del mismo modo que las de acero al carbono. A continuación se definen las cuatro clases de secciones:

- |         |  |
|---------|--|
| Clase 1 | secciones transversales en las que se puede formar una rótula plástica con la capacidad de rotación requerida para un análisis plástico.   |
| Clase 2 | secciones transversales en las que se puede alcanzar el momento plástico, pero tienen una capacidad de rotación limitada.  |
| Clase 3 | secciones transversales en las que la tensión en la fibra más comprimida de la pieza puede alcanzar el límite elástico, pero la abolladura puede impedir alcanzar el momento plástico. |

Clase 4 secciones transversales en las que la abolladura ocurre antes de que se alcance la tensión de límite elástico en una o más partes de la sección transversal.

La clasificación de una sección transversal depende de la clase más alta (menos favorable) de sus partes constituyentes, que se encuentran parcial o totalmente comprimidas. Debe señalarse que la clasificación de una sección transversal puede variar en función de la proporción de esfuerzo axial o momento flector a la que está sometida y por consiguiente puede variar a lo largo de la longitud del elemento estructural.

**Tabla 5.1** Máximas relaciones anchura-espesor

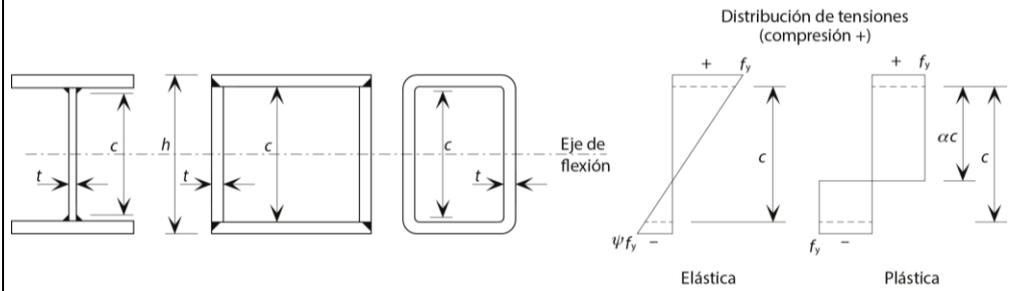
a) Elemento plano o elemento con rigidización intermedia unido a un alma a lo largo de un borde, con el otro borde libre:	$b/t \leq 50$	
b) Elemento plano o elemento con rigidización intermedia unido a un alma a lo largo de un borde y provisto de un pequeño labio a lo largo del otro borde:	$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$	
c) Elemento plano o elemento con rigidización intermedia unido a lo largo de los dos bordes a almas o alas:	$b/t \leq 400$	
	$h/t \leq 400$	
<p>Nota: Los elementos planos soportados como en a) con relaciones <math>b/t</math> mayores que aproximadamente 30 y los elementos planos soportados de otra manera con relaciones <math>b/t</math> mayores que aproximadamente 75 probablemente desarrollen una distorsión visual bajo cargas de servicio.</p>		

### 5.3.2 Límites para la clasificación de las partes de las secciones transversales

Las secciones se clasifican como Clase 1, 2 o 3 en función de los límites expuestos en la Tabla 5.2. Se clasificarán como Clase 4 las secciones que no cumplan el criterio establecido para la Clase 3.

**Tabla 5.2** Relaciones anchura-espesor máximas en elementos comprimidos

Elementos internos comprimidos



Clase	Elemento sometido a flexión	Elemento sometido a compresión	Elemento sometido a flexión y compresión
1	$c/t \leq 72,0\varepsilon$	$c/t \leq 33,0\varepsilon$	cuando $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq 396,0\varepsilon/(13\alpha - 1)$ cuando $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq 36,0\varepsilon/\alpha$
2	$c/t \leq 76,0\varepsilon$	$c/t \leq 35,0\varepsilon$	cuando $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq 420,0\varepsilon/(13\alpha - 1)$ cuando $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq 38,0\varepsilon/\alpha$
3	$c/t \leq 90,0\varepsilon$	$c/t \leq 37,0\varepsilon$	$c/t \leq 18,5\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ para $k_\sigma$ ver 5.4.1

$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grado	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

Notas:

Para secciones huecas,  $c$  puede tomarse como  $(h - 3t)$  o  $(b - 3t)$

$E = 200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>

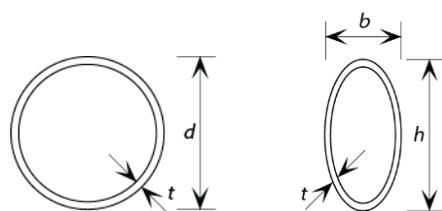
$\alpha = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{N_{Ed}}{f_y c \sum t_w} \right)$  para secciones simétricas alrededor del eje fuerte

**Tabla 5.2 (continuación) Relaciones anchura-espesor máximas en elementos comprimidos**

Elementos en voladizo				
		<p>Distribución de tensiones (compresión +)</p> <p>extremo comprimido      extremo traccionado</p> <p>Elástica      Elástica</p> <p>Plástica      Plástica</p>		
Clase	Tipo de sección	Elemento sometido a compresión	Elemento sometido a compresión y flexión	
			Extremo en compresión	Extremo en tracción
1	Conformada en frío y soldada	$c/t \leq 9,0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
2	Conformada en frío y soldada	$c/t \leq 10,0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{10,0\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10,0\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
3	Conformada en frío y soldada	$c/t \leq 14,0\varepsilon$	$c/t \leq 21,0\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ para $k_\sigma$ ver 5.4.1.	
<p><u>Angulares</u></p> <p>Véase también Elementos en voladizo</p>				No aplica para el caso de angulares en contacto continuo con otros elementos
Clase	Sección sometida a compresión			
3	$\frac{h}{t} \leq 15,0\varepsilon ; \frac{b+h}{2t} \leq 11,5\varepsilon$			
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grado	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698
<p>Notas:</p> <p>Para secciones en C conformadas en frío, una manera conservadora de proceder es adoptar <math>c = b_p</math> donde <math>b_p</math> es la distancia entre el labio del ala hasta el centro del radio de acuerdo (ver Figura 5.5)</p> <p><math>E = 200 \times 10^3</math> N/mm<sup>2</sup></p> <p><math>\alpha = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{N_{Ed}}{f_y c \sum t_w} \right)</math> para secciones simétricas alrededor del eje fuerte</p>				

**Tabla 5.2 (continuación) Relaciones anchura-espesor máximas en elementos comprimidos**

Secciones tubulares



Clase	Sección sometida a flexión		Sección sometida a compresión	
	1	$d_e/t \leq 50\varepsilon^2$		$d_e/t \leq 50\varepsilon^2$
2	$d_e/t \leq 70\varepsilon^2$		$d_e/t \leq 70\varepsilon^2$	
3	$d_e/t \leq 280\varepsilon^2$ para $d_e > 240$ mm y/o $d_e/t > 280\varepsilon^2$ , ver EN 1993-1-6		$d_e/t \leq 90\varepsilon^2$ para $d_e/t > 90\varepsilon^2$ , ver EN 1993-1-6	
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grado	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

Notas:

$$E = 200 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$$

$d_e$  es el diámetro equivalente. Para secciones huecas circulares (SHC)  $d_e = d$ .

Para secciones huecas elípticas (SHE)  $d_e$  varía según el caso de carga:

Para SHE sometida a compresión:

$$d_e = h \left[ 1 + \left\{ 1 - 2,3 \left( \frac{t}{h} \right)^{0,6} \right\} \left( \frac{h}{b} - 1 \right) \right] \quad \text{o, de manera conservadora} \quad d_e = \frac{h^2}{b}$$

Para SHE flectando alrededor del eje fuerte (y-y):

$$\text{Cuando } \frac{h}{b} \leq 1,36 \quad d_e = \frac{b^2}{h}$$

$$\text{Cuando } \frac{h}{b} > 1,36 \quad d_e = 0,4 \frac{h^2}{b}$$

Para SHE flectando alrededor del eje débil (z-z) o flexocompresión alrededor del eje débil:  $d_e = \frac{h^2}{b}$

Para SHE en flexocompresión alrededor del eje fuerte (y-y),  $d_e$  puede determinarse a partir de una interpolación lineal entre el diámetro equivalente para compresión y el correspondiente a flexión, basado en  $\alpha$  para secciones Clase 1 y 2, y basado en  $\psi$  para secciones Clase 3 y 4.

## 5.4 Anchos eficaces

### 5.4.1 Anchos eficaces de elementos en secciones de Clase 4

Las características de las secciones Clase 4 pueden determinarse a partir de los anchos eficaces de sus elementos comprimidos, sometidos a compresión en su totalidad o parcialmente. Como alternativa, se pueden utilizar ensayos, ver Sección 10.

El área eficaz de una sección transversal Clase 4, total o parcialmente comprimida,  $A_{\text{eff}}$ , es el área bruta menos la suma de las áreas no eficaces de cada uno de los elementos esbeltos que componen la sección transversal. El área eficaz de cada elemento que sea Clase 4 es el ancho eficaz  $b_{\text{eff}}$  calculado como se indica más abajo, multiplicado por el espesor del elemento. En el caso de secciones sometidas a flexión es necesario calcular además el momento de inercia de la sección eficaz  $I_{\text{eff}}$  y el módulo resistente elástico de la sección eficaz  $W_{\text{eff}}$ .

Los anchos eficaces de los elementos total o parcialmente comprimidos se obtienen de la Tabla 5.3 para elementos o partes internas, y de la Tabla 5.4 para partes externas.

Para determinar los anchos eficaces de las alas comprimidas, la relación de tensiones  $\psi$  definida en las Tabla 5.3 y Tabla 5.4 se calculará con las propiedades de la sección transversal bruta. Para determinar la anchura eficaz de un elemento de alma, la relación de tensiones  $\psi$  se calculará utilizando el área eficaz del ala comprimida y el área bruta del alma y del ala traccionada.

El factor de reducción  $\rho$  puede obtenerse como se indica a continuación:

Elementos internos conformados en frío o soldados:

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{siendo } \leq 1,0 \quad (5.1)$$

Elementos externos en voladizo (conformados en frío o soldados):

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{siendo } \leq 1,0 \quad (5.2)$$

donde  $\bar{\lambda}_p$  es la esbeltez del elemento definida como:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (5.3)$$

siendo:

- $t$  es el espesor correspondiente del elemento en estudio
- $k_\sigma$  es el coeficiente de abolladura correspondiente a la relación de tensiones  $\psi$  a partir de la Tabla 5.3 o de la Tabla 5.4
- $\bar{b}$  es la anchura eficaz definida como:
  - $\bar{b} = d$  para almas, excepto para secciones huecas rectangulares (SHR)
  - $\bar{b} =$  anchura del elemento plano para almas de secciones huecas rectangulares, la cual puede adoptarse como  $h - 3t$
  - $\bar{b} = b$  para elementos interiores de alas (excepto para SHR)
  - $\bar{b} =$  anchura del elemento plano para alas de SHR, que puede tomarse igual a  $b - 3t$
  - $\bar{b} = c$  para elementos en voladizo
  - $\bar{b} = h$  para angulares de lados iguales y de lados desiguales
- $\varepsilon$  es el coeficiente definido en la Tabla 5.2.

EN 1993-1-4 asume que pueden adoptarse valores conservadores de  $\bar{b}$  para las almas y alas de secciones huecas rectangulares (SHR) iguales a  $h - 2t$  y  $b - 2t$  respectivamente. Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 esos valores cambien a  $h - 3t$  y  $b - 3t$ , en línea con la definición recogida en EN 1993-1-5.

Para secciones conformadas en frío abiertas puede adoptarse, de manera menos conservadora,  $\bar{b} = b_p$  donde  $b_p$  es el ancho recto teórico del elemento plano, medido desde el punto medio de elementos de esquina adyacentes (ver la Figura 5.5)

En general, el eje neutro de la sección eficaz se desplazará una distancia  $e$  con respecto al eje neutro de la sección bruta, ver Figura 5.1 y Figura 5.2. Este hecho deberá tenerse en cuenta a la hora de calcular las propiedades de la sección eficaz.

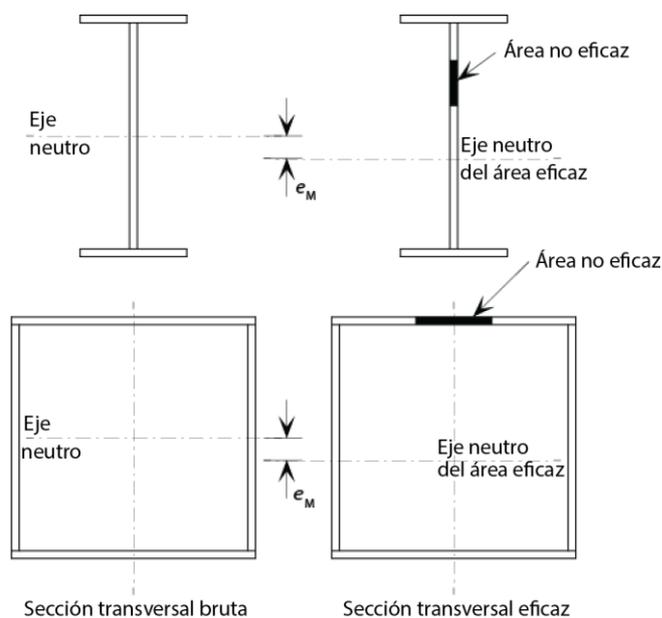
Cuando la sección transversal esté sometida a un esfuerzo axial de compresión, se utilizará el método propuesto en la Sección 6.5.2 para tener en cuenta el momento adicional  $\Delta M_{Ed} = N_{Ed} e_N$ , donde  $e_N$  es el desplazamiento del eje neutro cuando la sección está sometida a una compresión uniforme, ver Figura 5.2.

**Tabla 5.3** Elementos internos sometidos a compresión

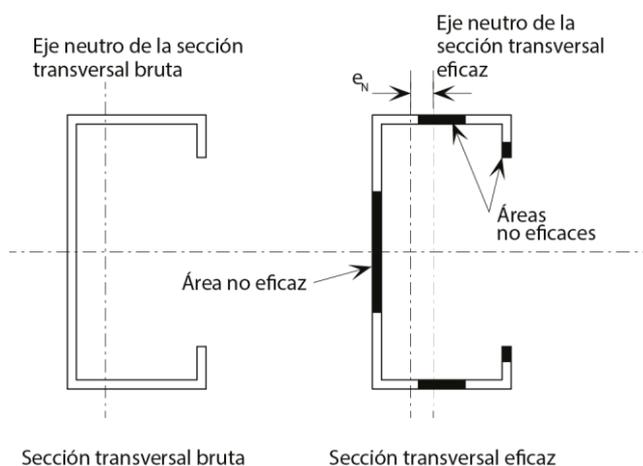
Distribución de tensiones (compresión positiva)				Ancho eficaz $b_{eff}$		
				$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
				$1 > \psi > 0:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2 b_{eff}}{5 - \psi}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi \geq -3$
Coefficiente de abolladura $k_\sigma$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

**Tabla 5.4** Elementos externos sometidos a compresión

Distribución de tensiones (compresión positiva)			Ancho eficaz $b_{eff}$		
			$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho c$		
			$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$+1 \geq \psi \geq -3$	
Coefficiente de abolladura $k_\sigma$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$	
			$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho b_c$		
			$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Coefficiente de abolladura $k_\sigma$	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8



**Figura 5.1** Secciones de Clase 4 sometidas a flexión



**Figura 5.2** Secciones de Clase 4 sometidas a compresión

#### 5.4.2 Influencia del arrastre por cortante

La influencia del arrastre por cortante en alas puede despreciarse si  $b_0 < L_e / 50$ , donde  $b_0$  es el vuelo del ala o la mitad del ancho para un elemento interno y  $L_e$  es la longitud entre puntos de momento nulo. Cuando este límite para  $b_0$  se supere debería considerarse el efecto del arrastre por cortante en alas; a tal fin, puede aplicarse lo expuesto en EN 1993-1-5 para acero al carbono. Nótese que en EN 1993-1-5 el efecto del arrastre por cortante debe considerarse tanto en estados límite últimos como en estados límite de servicio.

#### 5.4.3 Curvado del ala

El efecto de curvado del ala sobre la capacidad de carga de perfiles con alas muy anchas sometidos a flexión (p.e. curvatura hacia el plano neutro), o de perfiles curvos flectados en los que el lado cóncavo esté comprimido, debería considerarse a menos que dicho efecto de curvado sea menor que el 5 % del canto de la sección. Si el curvado es mayor, deberá considerarse una reducción de la capacidad

resistente, debida a la disminución de la longitud del brazo de palanca para parte de las alas anchas.

Las relaciones anchura-espesor de alas para vigas usuales de acero inoxidable hacen que no sea necesario considerar el efecto del curvado del ala. Cuando se requiera considerarlo, puede aplicarse lo expuesto en EN 1993-1-3 para el acero al carbono.

## 5.5 Elementos rigidizados

### 5.5.1 Rigidizadores de borde

Puede aplicarse lo establecido para el acero al carbono en EN 1993-1-3.

### 5.5.2 Rigidizadores intermedios

Puede aplicarse lo establecido para el acero al carbono en EN 1993-1-3.

### 5.5.3 Perfiles laminados trapezoidales con rigidizadores intermedios de ala

La sección eficaz de un ala con rigidizadores intermedios y sometida a compresión uniforme está constituida por las áreas efectivas reducidas  $A_{s,red}$  incluyendo dos bandas de ancho  $0,5b_{eff}$  o  $15t$  adyacentes a los rigidizadores, ver Figura 5.3 y Figura 5.4.

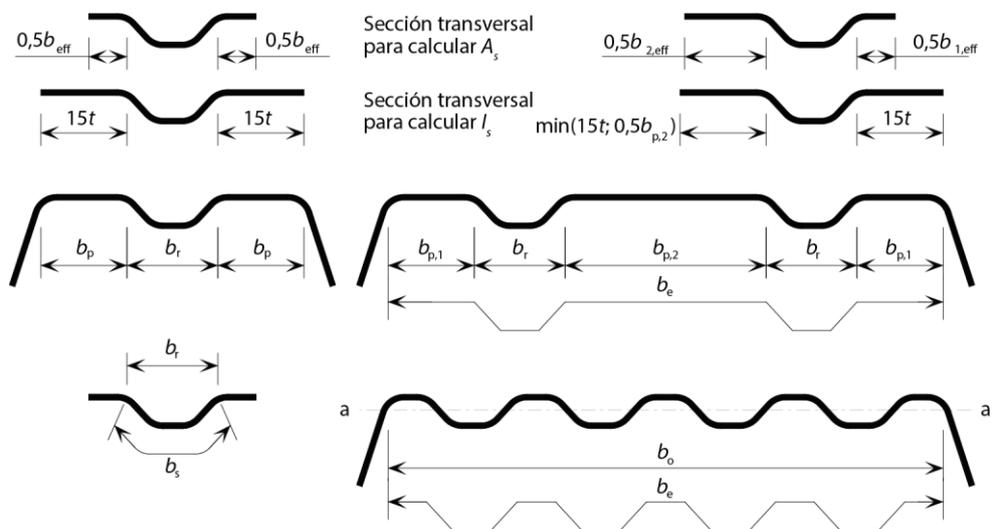


Figura 5.3 Ala comprimida con uno, dos o múltiples rigidizadores

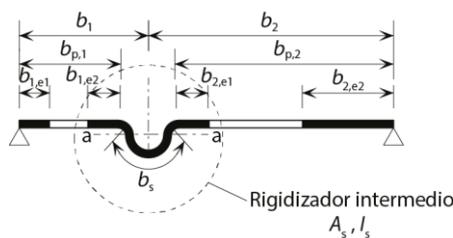


Figura 5.4 Rigidizador intermedio

Para un ala con un rigidizador central, la tensión crítica elástica de abolladura  $\sigma_{cr,s}$  (utilizada para calcular  $\bar{\lambda}_d$ ) se obtendrá mediante la siguiente expresión:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}} \quad (5.4)$$

donde:

$b_p$  es el ancho recto teórico del elemento

$b_s$  es la anchura del rigidizador, medida a lo largo del perímetro del rigidizador

$A_s$  es el área de la sección transversal de un rigidizador

$I_s$  es el momento de inercia del rigidizador

Estos parámetros se hallan definidos en la Figura 5.3, Figura 5.4 y Figura 5.5.

$k_w$  es un coeficiente que tiene en cuenta la coacción parcial al giro del ala rigidizada debido a la existencia de las almas u otros elementos adyacentes. Para el cálculo de la sección eficaz sometida a compresión,  $k_w = 1,0$ .

Para el caso de dos rigidizadores de alas situados simétricamente, la tensión crítica elástica de abolladura  $\sigma_{cr,s}$  se obtendrá mediante la siguiente expresión:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{8b_1^2(3b_e - 4b_1)}} \quad (5.5)$$

en la cual:

$$b_e = 2b_{p,1} + b_{p,2} + 2b_s \quad (5.6)$$

$$b_1 = b_{p,1} + 0,5b_r \quad (5.7)$$

donde:

$b_{p,1}$  es el ancho recto teórico de un elemento exterior plano, tal como se muestra en la Figura 5.4,

$b_{p,2}$  es el ancho recto teórico del elemento central plano, tal como se muestra en la Figura 5.4

$b_r$  es el ancho total de un rigidizador, ver Figura 5.3.

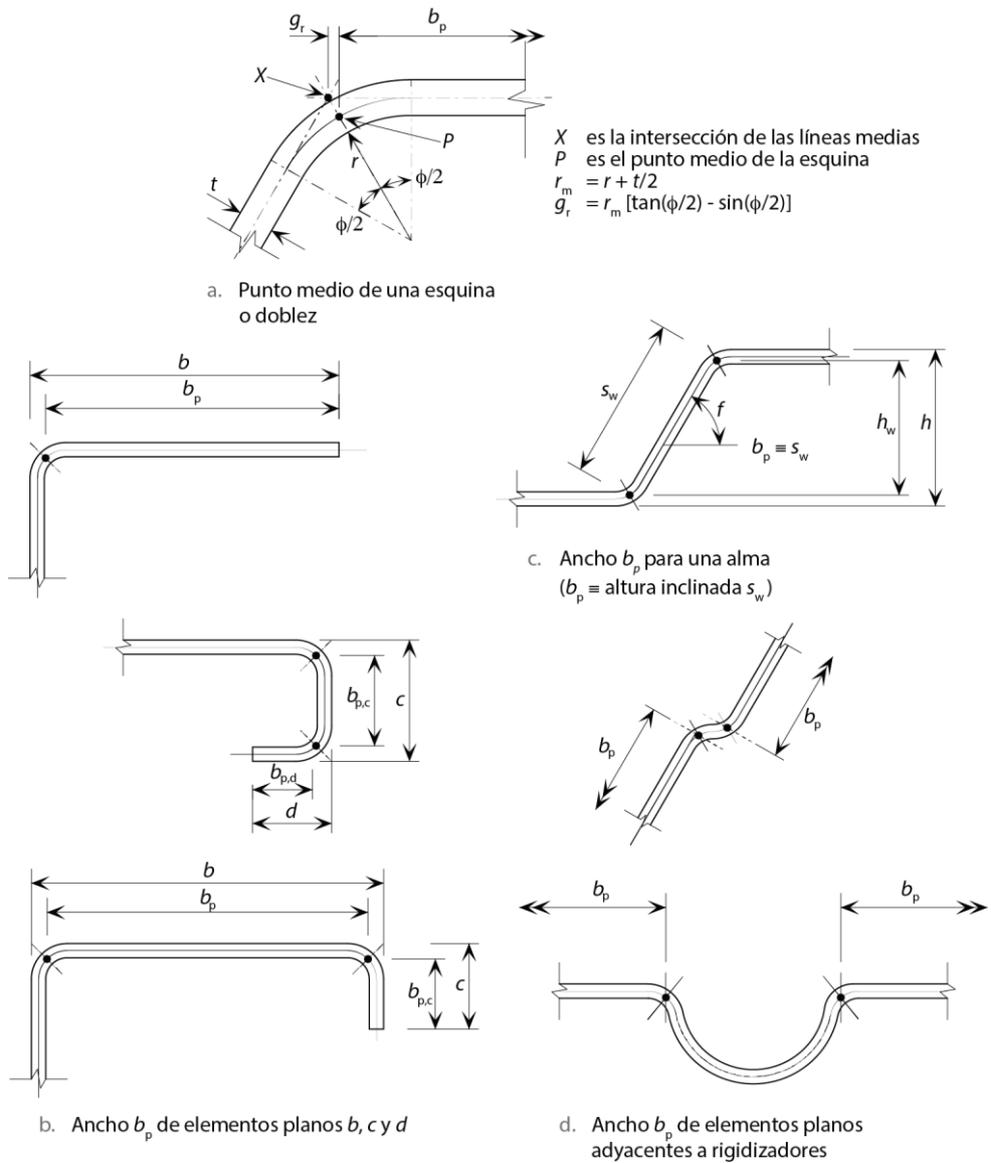
El valor de  $k_w$  puede calcularse a partir de la longitud de pandeo  $l_b$  del ala comprimida, como se indica a continuación:

$$\frac{l_b}{s_w} \geq 2, \quad k_w = k_{w0} \quad (5.8)$$

$$\frac{l_b}{s_w} < 2, \quad k_w = k_{w0} - (k_{w0} - 1) \left[ \frac{2l_b}{s_w} - \left( \frac{l_b}{s_w} \right)^2 \right] \quad (5.9)$$

donde:

$s_w$  es la altura inclinada del alma, ver Figura 5.5.



**Figura 5.5** Anchos rectos teóricos  $b_p$  de elementos planos considerando los acuerdos de esquina

Alternativamente, el coeficiente de coacción al giro  $k_w$  puede tomarse, de modo conservador, igual a 1,0, correspondiente a la condición de unión articulada.

Los valores de  $l_b$  y  $k_{w0}$  pueden determinarse mediante las siguientes expresiones:

a) para un ala comprimida con un rigidizador intermedio:

$$l_b = 3,07 \sqrt[4]{\frac{I_s b_p^2 (2b_p + 3b_s)}{t^3}} \quad (5.10)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} \quad (5.11)$$

$$b_d = 2b_p + b_s \quad (5.12)$$

b) para un ala comprimida con dos o tres rigidizadores intermedios:

$$l_b = 3,65 \sqrt[4]{\frac{I_s b_1^2 (3b_e - 4b_1)}{t^3}} \quad (5.13)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{(2b_e + s_w)(3b_e - 4b_1)}{b_1(4b_e - 6b_1) + s_w(3b_e - 4b_1)}} \quad (5.14)$$

El área eficaz reducida del rigidizador  $A_{s,red}$  que tiene en cuenta el pandeo por distorsión debe tomarse como:

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_y / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} \quad \text{siendo } A_{s,red} \leq A_s \quad (5.15)$$

donde:

$\sigma_{com,Ed}$  es la tensión de compresión en la línea media del rigidizador (calculada utilizando la sección eficaz).

Si las almas no están rigidizadas, el factor de reducción  $\chi_d$  se obtendrá de la siguiente manera:

$$\bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \chi_d = 1,0 \quad (5.16)$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad (5.17)$$

$$\bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad (5.18)$$

donde  $\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_y / \sigma_{cr,s}}$

Si las almas también están rigidizadas, debe hacerse referencia a EN 1993-1-3.

Para el cálculo de las características de la sección eficaz, el área eficaz reducida  $A_{s,red}$  debe calcularse utilizando un espesor reducido  $t_{red} = t(A_{red}/A_s)$  en todos los elementos incluidos en  $A_s$ .

## 5.6 Cálculo de características de las secciones transversales

### 5.6.1 Aspectos generales

El cálculo de las características de las secciones debe realizarse de acuerdo con las normas de buena práctica teniendo en cuenta, si es necesario, cualquier reducción del área de la sección bruta debida a la abolladura o a la existencia de agujeros para el alojamiento de tornillos. La reducción de espesor de chapa en las esquinas de los perfiles conformados puede despreciarse, puesto que concomitantemente existe un incremento de resistencia proporcionado por el endurecimiento del trabajado.

### 5.6.2 Influencia de las esquinas redondeadas

La influencia de las esquinas redondeadas sobre la resistencia de la sección puede despreciarse si se cumple que el radio interno  $r \leq 5t$  y  $r \leq 0,10b_p$  y la sección transversal puede entonces consistir de elementos planos con esquinas agudas rectas. Para el cálculo de rigideces de la sección transversal, debería tenerse en cuenta la influencia de las esquinas redondeadas.

La influencia de las esquinas redondeadas sobre las propiedades de la sección puede tenerse en cuenta con suficiente precisión reduciendo las características calculadas para otra sección similar con esquinas rectas, ver Figura 5.6, mediante las siguientes expresiones:

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) \quad (5.19)$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) \quad (5.20)$$

$$I_w = I_{w,sh} (1 - 4\delta) \quad (5.21)$$

en las cuales:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad (5.22)$$

donde:

$A_g$  es el área de la sección bruta

$A_{g,sh}$  es el valor de  $A_g$  para una sección transversal con esquinas rectas

$b_{p,i}$  es el ancho recto teórico del elemento plano  $i$  para una sección transversal con esquinas rectas

$I_g$  es el momento de inercia de la sección bruta

$I_{g,sh}$  es el valor de  $I_g$  para una sección transversal con esquinas rectas

$I_w$  es el módulo de alabeo de la sección bruta

$I_{w,sh}$  es el valor de  $I_w$  para una sección transversal con esquinas rectas

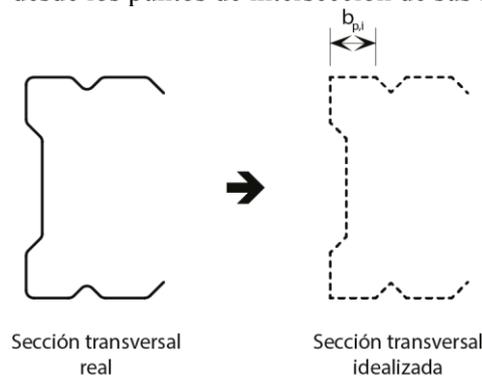
$\varphi_j$  es el ángulo entre dos elementos planos

$m$  es el número de elementos planos

$n$  es el número de elementos curvos

$r_j$  es el radio de curvatura interno del elemento  $j$ .

Las reducciones presentadas anteriormente pueden aplicarse también para el cálculo de las características de la sección transversal eficaz  $A_{\text{eff}}$ ,  $I_{y,\text{eff}}$ ,  $I_{z,\text{eff}}$  y  $I_{w,\text{eff}}$ , siempre que los anchos rectos teóricos de los elementos planos se midan desde los puntos de intersección de sus líneas medias.



**Figura 5.6** Sección transversal real e idealizada

### 5.6.3 Sección transversal bruta

Cuando se calculen las características de la sección transversal bruta, no será necesario descontar los agujeros para el alojamiento de tornillos, pero sí se considerarán aberturas más grandes.

### 5.6.4 Sección neta

El área neta de una sección transversal o de un elemento de una sección transversal será su sección bruta descontando todas las aberturas, incluyendo los agujeros para tornillos. Al descontar los agujeros para tornillos, deberá utilizarse el diámetro nominal.

Siempre que los agujeros de los tornillos no estén dispuestos al tresbolillo, el área total que habrá que descontar para los agujeros de tornillos será la máxima suma de áreas seccionales de los agujeros en cualquier sección perpendicular al eje de la pieza (ver plano de rotura (2) en la Figura 5.7).

Cuando los agujeros de los tornillos estén dispuestos al tresbolillo, el área total que habrá que descontar para los agujeros de tornillos será la mayor de:

- el área descontada para tornillos que no estén dispuestos al tresbolillo

- $t \left( nd_0 - \sum \left[ \frac{s^2}{4p} \right] \right)$

donde:

$s$  es la distancia entre centros de dos agujeros consecutivos medida paralelamente al eje de la pieza

$p$  es la distancia entre centros de los mismos agujeros, medida perpendicularmente al eje de la pieza

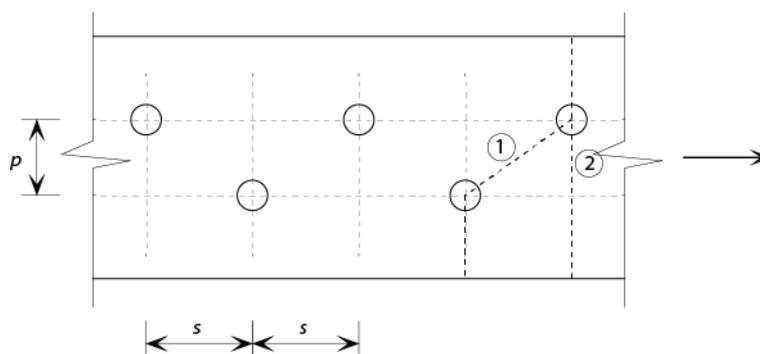
$t$  es el espesor

$n$  es el número de agujeros en una diagonal o línea en zig-zag a través del elemento o parte del mismo, ver Figura 5.7

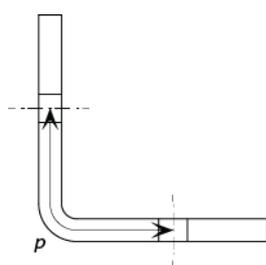
$d_0$  es el diámetro del agujero.

Para secciones como angulares con agujeros en ambos lados, la distancia  $p$  se medirá a lo largo de la línea media de la pieza, ver Figura 5.8.

Para angulares unidos por un ala, ver Sección 7.2.



**Figura 5.7** Agujeros al tresbolillo y líneas críticas de rotura 1 y 2



**Figura 5.8** Longitud  $p$  para angulares con agujeros en ambos lados

## 5.7 Resistencia de las secciones transversales

### 5.7.1 Aspectos generales

Esta sección hace referencia únicamente a la resistencia de la sección transversal; será necesario además comprobar los posibles modos de pandeo para valorar la resistencia del elemento estructural. El pandeo de las piezas se expone en la Sección 6. Los factores  $\gamma_M$  utilizados en esta sección se presentan en la Tabla 4.1.

El endurecimiento asociado a las operaciones de conformado en frío durante la fabricación (ver Sección 2.2.1) incrementa en general la resistencia de la sección transversal. El Anejo B proporciona la información necesaria para tener en cuenta esta mejora de resistencia debida a los procesos de fabricación.

Las resistencias de cálculo mejoradas que tengan en cuenta el incremento de resistencia debida a los procesos de fabricación pueden ser tenidas en cuenta a la hora de aplicar el Continuous Strength Method, tal y como se describe en el Anejo D.

De manera alternativa, el incremento de resistencia causado por los procesos de trabajado puede determinarse mediante ensayos (ver Sección 10).

### 5.7.2 Secciones sometidas a tracción

La resistencia de cálculo de una sección transversal sometida únicamente a una distribución uniforme de tensiones de tracción,  $N_{t,Rd}$ , puede tomarse igual a la menor de:

a) la resistencia plástica de cálculo de la sección bruta

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.23)$$

b) la resistencia última de cálculo de la sección neta, considerando los agujeros para tornillos

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (5.24)$$

donde:

$A_g$  es el área bruta

$A_{net}$  es el área neta de la sección transversal (ver Sección 5.6.4)

$f_y$  es el límite elástico característico (generalmente el valor mínimo especificado de la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 %, ver Tabla 2.2)

$f_u$  es la resistencia característica última a tracción (generalmente el mínimo valor especificado, ver Tabla 2.2)

$k$  es un factor que depende del proceso de fabricación a la hora de realizar los agujeros y del tipo de carga

$k = 1,0$  para secciones con agujeros suaves (agujeros sin entallas), por ejemplo, agujeros fabricados por perforación o corte por chorro de agua

$k = 0,9$  para secciones con agujeros ásperos (agujeros con entallas), por ejemplo, agujeros fabricados mediante taladro u oxicorte

$k = 0,9$  para estructuras sometidas a fatiga

Se espera que la Ecuación (5.24) sea introducida en la próxima revisión de EN 1993-1-1 para el acero al carbono y se ha demostrado que también es aplicable para el acero inoxidable. Actualmente, EN 1993-1-4 proporciona la expresión más conservadora de EN 1993-1-3:

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (5.25)$$

en la que

$$k_r = [1 + 3r(d_0/u - 0,3)] \quad (5.26)$$

donde:

$r$  = [número de tornillos en la sección transversal]/[número total de tornillos en la unión]

$d_0$  es el diámetro nominal del agujero del tornillo

$u = 2e_2$  siendo  $u \leq p_2$

$e_2$  es la distancia al borde desde el centro del tornillo adyacente a dicho borde en la dirección perpendicular a la transferencia de esfuerzos

$p_2$  es la separación mínima entre centros de tornillos en dirección perpendicular a la transferencia de esfuerzos

### 5.7.3 Secciones sometidas a compresión

La resistencia de cálculo de una sección transversal sometida a un esfuerzo de compresión,  $N_{c,Rd}$ , cuya resultante actúa en el centro de gravedad de la sección bruta (para secciones de Clase 1, 2 y 3) o de la sección eficaz (para secciones de Clase 4) puede calcularse como:

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0} \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 o 3} \quad (5.27)$$

$$N_{c,Rd} = A_{eff} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (5.28)$$

Nota: Las secciones Clase 4 que no sean doblemente simétricas deberán calcularse de acuerdo con la Sección 5.7.6 para así considerar el momento flector adicional  $\Delta M_{Ed}$  debido a la excentricidad del eje que pasa por el centro de gravedad de la sección eficaz, ver Sección 5.4.1.

### 5.7.4 Secciones sometidas a flexión

En ausencia de esfuerzo cortante y axil, la resistencia de cálculo a flexión de una sección transversal sometida a un momento flector uniaxial,  $M_{c,Rd}$ , será:

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{para secciones de Clase 1 o 2} \quad (5.29)$$

$$M_{c,Rd} = W_{el,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{para secciones de Clase 3} \quad (5.30)$$

$$M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (5.31)$$

donde:

$W_{pl}$  es el módulo resistente plástico de la sección

$W_{el,min}$  es el módulo resistente elástico de la sección correspondiente a la fibra de máxima tensión elástica (ver Sección 5.1 para secciones conformadas en frío)

$W_{eff,min}$  es el módulo resistente elástico de la sección eficaz correspondiente a la fibra de máxima tensión elástica (ver Sección 5.1 para secciones conformadas en frío).

Para secciones transversales sometidas a flexión esviada, ver Sección 5.7.6.

### 5.7.5 Secciones sometidas a cortante

La resistencia de cálculo de una sección transversal sometida a cortante,  $V_{pl,Rd}$ , puede tomarse, en general, igual a la resistencia plástica a cortante:

$$V_{pl,Rd} = \left( \frac{A_v (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} \right) \quad (5.32)$$

donde  $A_v$  es el área a cortante.

La Tabla 5.5 proporciona las expresiones para determinar el área a cortante.

**Tabla 5.5** Área a cortante  $A_v$  para diferentes secciones

Sección transversal	Área a cortante $A_v$
Perfiles laminados en doble T y en H, carga paralela al alma	$A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$ pero no menor que $\eta h_w t_w$
Perfiles laminados en U, carga paralela al alma	$A - 2bt_f + (t_w + r)t_f$
Perfiles laminados en T, carga paralela al alma	laminados: $A - bt_f + (t_w + 2r)\frac{t_f}{2}$ soldados: $t_w\left(h - \frac{t_f}{2}\right)$
Perfiles soldados en doble T, en H y en cajón, carga paralela al alma	$\eta \sum(h_w t_w)$
Perfiles soldados en doble T, en H y en cajón, carga paralela a las alas	$A - \sum(h_w t_w)$
Secciones huecas rectangulares de espesor uniforme	carga paralela al canto: $Ah/(b + h)$ carga paralela al ancho: $Ab/(b + h)$
Secciones huecas circulares de espesor uniforme	$2A/\pi$
Secciones huecas elípticas de espesor uniforme, carga paralela al canto	$2(h - t)/t$
Secciones huecas elípticas de espesor uniforme, carga paralela al ancho	$2(b - t)/t$

donde:

- $A$  es el área de la sección transversal
- $b$  es la anchura total
- $h$  es el canto total
- $h_w$  es la altura del alma
- $r$  es el radio de acuerdo
- $t_f$  es el espesor del ala
- $t_w$  es el espesor del alma (si el espesor del alma no es constante,  $t_w$  debe tomarse como el espesor mínimo).
- $\eta$  ver EN 1993-1-5 (EN 1993-1-4 recomienda  $\eta = 1,20$ ).

Nota: Para calcular la resistencia frente a la abolladura por cortante debe usarse el mismo valor de  $\eta$  que se usa para calcular la resistencia plástica a cortante.

También deberá comprobarse la resistencia a la abolladura por cortante, ver Sección 6.4.3.

### 5.7.6 Secciones sometidas a esfuerzos combinados

Cuando existan esfuerzos axiales, deberá tenerse en cuenta su efecto en la determinación del momento plástico de la sección. Para secciones Clase 1 y 2 deberá satisfacerse el siguiente criterio:

$$M_{Ed} \leq M_{N,Rd} \quad (5.33)$$

donde  $M_{N,Rd}$  es la resistencia plástica de cálculo a flexión, reducida debido al axil  $N_{Ed}$ .

Para secciones doblemente simétricas en doble T y H u otras secciones con alas, no es necesario considerar el efecto del axil en la resistencia plástica de cálculo a flexión alrededor del eje  $y$ - $y$  si se satisfacen las siguientes condiciones:

$$N_{Ed} \leq 0,25N_{pl,Rd} \quad (5.34)$$

$$N_{Ed} \leq 0,5h_w t_w f_y / \gamma_{M0} \quad (5.35)$$

Si no hay esfuerzo cortante, para las secciones Clase 3 y Clase 4 la máxima tensión longitudinal debe satisfacer el siguiente criterio:

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_y / \gamma_{M0} \quad (5.36)$$

donde:

$\sigma_{x,Ed}$  es el valor de cálculo de la tensión longitudinal local debida al momento flector y al axil, teniendo en cuenta los agujeros para tornillos cuando sea necesario.

Para secciones Clase 4, como alternativa al criterio definido en la Ecuación (5.36), puede usarse el siguiente criterio simplificado:

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{W_{eff,y,min} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{W_{eff,z,min} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (5.37)$$

donde:

$A_{eff}$  es el área eficaz de la sección transversal sometida a compresión uniforme

$W_{eff,i,min}$  es el módulo resistente elástico de la sección eficaz cuando está sometida únicamente a un momento alrededor del eje  $i$  correspondiente

$e_N$  es la excentricidad del eje neutro cuando la sección está sometida a compresión uniforme.

Para el caso de angulares, los ejes  $y$  y  $z$  utilizados anteriormente deben sustituirse por los ejes  $u$  y  $v$  respectivamente.

Cuando  $V_{Ed}$  supere el 50 % de  $V_{pl,Rd}$ , la resistencia de cálculo de la sección transversal sometida a la combinación de esfuerzo axil y de momento flector deberá calcularse con un límite elástico reducido  $(1 - \rho) f_y$  para el área de cortante, donde  $\rho = (2V_{Ed} / V_{pl,Rd} - 1)^2$ .

## 6 DIMENSIONAMIENTO DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES

### 6.1 Introducción

Los criterios de dimensionamiento y comprobación para los elementos estructurales de acero inoxidable son los mismos que para acero al carbono. Se recomienda que los esfuerzos que solicitan los elementos estructurales provengan de un análisis global elástico.

Además de la resistencia seccional (ver Sección 5) deberá comprobarse también la resistencia al pandeo global de los elementos, tal y como se indica en esta sección.

Una posible aproximación al dimensionamiento frente a pandeo de elementos estructurales de acero inoxidable se basa en la utilización del módulo tangente correspondiente a la tensión crítica en lugar del módulo de deformación inicial que se utiliza en acero al carbono. Adoptando la hipótesis de que los niveles de tensiones residuales e imperfecciones geométricas de los elementos de acero inoxidable son similares a los de los elementos de acero al carbono, pueden emplearse para el acero inoxidable las reglas ya validadas para el acero al carbono; ello generalmente conduce a resultados satisfactorios. Por consiguiente, puede ser un método aproximado de dimensionamiento útil para el proyectista. Sin embargo, requiere el uso de técnicas de cálculo iterativo y es por ello por lo que se ha omitido en este Manual de Diseño, excepto en los casos en los que se ha utilizado para determinar curvas de dimensionamiento efectivas a emplear con el módulo inicial. En su lugar, este Manual se centra en la calibración con resultados experimentales disponibles.

Los siguientes apartados se aplican a secciones simplemente simétricas, doblemente simétricas o con simetría central. La resistencia de elementos estructurales sin ningún eje de simetría debe verificarse mediante ensayos adecuados.

### 6.2 Elementos sometidos a tracción

Los elementos sometidos solamente a esfuerzo de tracción no son susceptibles de verse afectados por ningún fenómeno de inestabilidad debida al pandeo. Su dimensionamiento, por tanto, se basa en la resistencia de la sección transversal, ver Sección 5.7.2, y en la resistencia de sus uniones, ver Sección 7.

En el caso de angulares unidos por un lado u otros elementos unidos no simétricamente debe verificarse que:

$$N_{t,Rd} = N_{pl,Rd} \leq N_{u,Rd} \quad (6.1)$$

donde los términos se han definido en la Sección 5.7.2 y  $N_{u,Rd}$  se determina en la Sección 7.2.3.

## 6.3 Elementos sometidos a compresión

### 6.3.1 Aspectos generales

Los elementos estructurales comprimidos son susceptibles de verse afectados por diferentes modos de inestabilidad por pandeo:

- Abolladura (solamente secciones de Clase 4)
- Pandeo por flexión
- Pandeo por torsión
- Pandeo por torsión y flexión.

#### ***Secciones transversales doblemente simétricas (SHC, SHR, secciones en doble T etc.)***

Las secciones transversales doblemente simétricas no necesitan ser comprobadas a pandeo por torsión y flexión, ya que el centro de esfuerzos cortantes coincide con el centro de gravedad de la sección. Sin embargo, el pandeo por torsión puede ser crítico.

Las secciones huecas circulares y cuadradas no agotan por pandeo por torsión.

Para el rango de dimensiones de las secciones huecas rectangulares (SHR) comúnmente utilizadas en construcción, el pandeo por torsión no será crítico. El pandeo por torsión en SHR necesita ser considerado sólo en aquellas secciones con relaciones  $h/b$  inusualmente altas.

#### ***Secciones transversales simplemente simétricas (angulares de lados iguales, secciones en C etc.)***

Para secciones tales como las angulares de lados iguales y secciones en C es necesario comprobar el pandeo por torsión y flexión ya que el centro de esfuerzos cortantes no coincide con el centro de gravedad de la sección.

#### ***Secciones transversales con simetría central (Secciones en Z, secciones cruciformes etc.)***

Para este tipo de secciones el pandeo por torsión puede ser el modo de pandeo crítico.

### 6.3.2 Abolladura

La abolladura en secciones de Clase 4 se considera a través de la utilización de una sección eficaz. Cabe señalar que en secciones de Clase 4 no simétricas debe considerarse el momento adicional  $\Delta M_{Ed}$  causado por el desplazamiento del eje neutro de la sección eficaz con respecto a la sección bruta, de acuerdo con la Sección 6.5.

### 6.3.3 Pandeo por flexión

La resistencia de cálculo al pandeo por flexión debe determinarse mediante la siguiente expresión:

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 y 3} \quad (6.2)$$

$$N_{b,Rd} = \chi A_{eff} f_y / \gamma_{M1} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (6.3)$$

donde:

$A$  es el área bruta

$A_{\text{eff}}$  es el área eficaz de la sección transversal de Clase 4

$\chi$  es el coeficiente de reducción de pandeo por flexión, dado por:

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1 \quad (6.4)$$

en el cual:

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) \quad (6.5)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{\text{cr}}}} = \frac{L_{\text{cr}}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 y 3} \quad (6.6)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}}f_y}{N_{\text{cr}}}} = \frac{L_{\text{cr}}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y \frac{A_{\text{eff}}}{A}}{E}} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (6.7)$$

donde:

$\alpha$  es el factor de imperfección definido en la Tabla 6.1

$N_{\text{cr}}$  es el esfuerzo axial crítico de pandeo del modo correspondiente de pandeo, determinado a partir de las características de la sección bruta

$\bar{\lambda}_0$  es la esbeltez límite adimensional definida en la Tabla 6.1

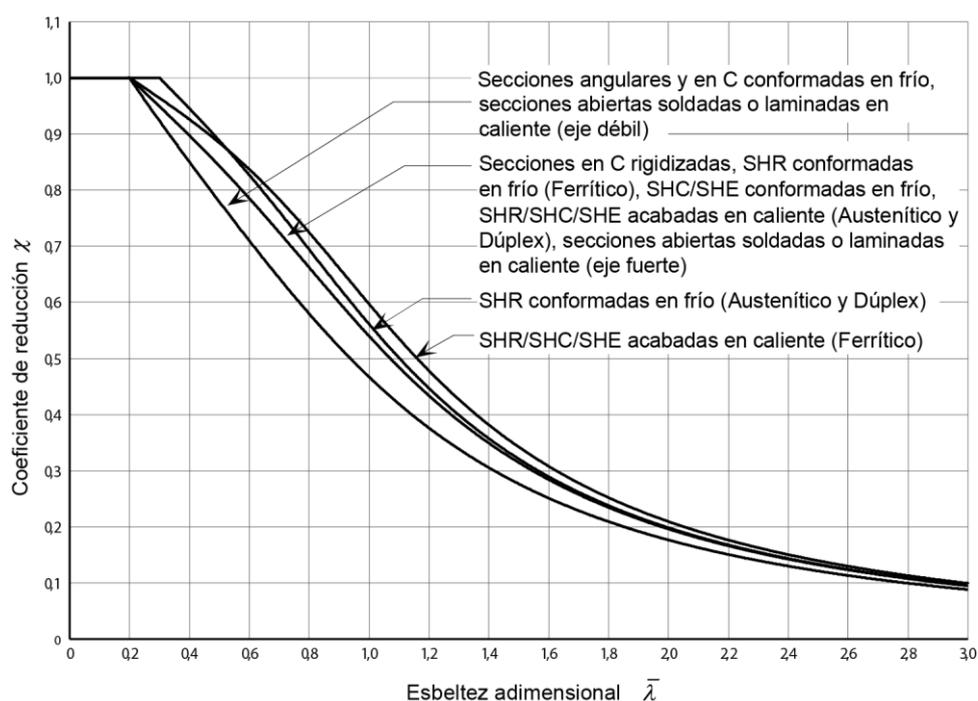
$L_{\text{cr}}$  es la longitud de pandeo en el plano de pandeo considerado determinada teniendo en cuenta las condiciones de contorno

$i$  es el radio de giro alrededor del eje correspondiente, determinado a partir de las características de la sección bruta.

**Tabla 6.1** Valores de  $\alpha$  y  $\bar{\lambda}_0$  para el pandeo por flexión

Tipo de elemento	Eje	Austenítico y dúplex		Ferrítico	
		$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Secciones en C y angulares conformadas en frío	Cualquiera	0,76	0,2	0,76	0,2
Secciones en C con labios rigidizadores conformadas en frío	Cualquiera	0,49	0,2	0,49	0,2
Secciones huecas rectangulares conformadas en frío	Cualquiera	0,49	0,3	0,49	0,2
Secciones huecas circulares y elípticas conformadas en frío	Cualquiera	0,49	0,2	0,49	0,2
Secciones huecas rectangulares acabadas en caliente	Cualquiera	0,49	0,2	0,34	0,2
Secciones huecas circulares y elípticas acabadas en caliente	Cualquiera	0,49	0,2	0,34	0,2
Secciones abiertas soldadas y laminadas en caliente	Fuerte	0,49	0,2	0,49	0,2
	Débil	0,76	0,2	0,76	0,2

En la Figura 6.1 se presentan las curvas de pandeo.



**Figura 6.1** Curvas de pandeo para el pandeo por flexión

Los efectos del pandeo pueden despreciarse y sólo deberán llevarse a cabo las comprobaciones de la resistencia de la sección transversal para los valores de esbeltez adimensional:

$$\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \quad \text{or} \quad \frac{N_{Ed}}{N_{cr}} \leq \bar{\lambda}_0^2$$

Las curvas de pandeo de la Figura 6.1 y la Tabla 6.1 son más conservadoras que las recogidas en EN 1993-1-4 (los valores de  $\alpha$  y  $\bar{\lambda}_0$  resumidos en la Tabla 6.2). Esto es debido a que diferentes trabajos de investigación experimentales llevados a cabo durante la última década han demostrado que las curvas de pandeo de EN 1993-1-4 para secciones abiertas conformadas en frío y para secciones tubulares son demasiado optimistas. Se ha observado, asimismo, que existe una diferencia entre el comportamiento a pandeo de pilares de acero inoxidable ferrítico con secciones huecas rectangulares conformadas en frío y el de los grados austeníticos y dúplex. Se espera que la próxima revisión de EN 1993-1-4 recoja las curvas de pandeo por flexión recogidas en la Figura 6.1 y la Tabla 6.1.

**Tabla 6.2** Valores  $\alpha$  y  $\bar{\lambda}_0$  para el pandeo por flexión en EN 1993-1-4

Modo de pandeo	Tipo de elemento	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Flexión	Secciones abiertas conformadas en frío	0,49	0,40
	Secciones huecas (soldadas o sin soldar)	0,49	0,40
	Secciones abiertas soldadas (eje fuerte)	0,49	0,20
	Secciones abiertas soldadas (eje débil)	0,76	0,20

Los valores de  $\alpha$  y  $\bar{\lambda}_0$  no aplican para secciones huecas en su estado recocido tras su fabricación (lo que raramente ocurre).

### 6.3.4 Pandeo por torsión y pandeo por torsión y flexión

La resistencia de cálculo frente a ambos tipos de pandeo debe determinarse de acuerdo con la Sección 6.3.3 pero sustituyendo  $\bar{\lambda}$  por  $\bar{\lambda}_T$ , dados en las Ecuaciones (6.8) y (6.9), y adoptando  $\alpha = 0,34$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ .

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \quad \text{para secciones Clase 1, 2 y 3} \quad (6.8)$$

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \quad \text{para secciones Clase 4} \quad (6.9)$$

en las que:

$$N_{cr} = N_{cr,TF} \text{ y } N_{cr} < N_{cr,T}$$

donde:

$N_{cr,T}$  es el esfuerzo axial crítico de pandeo por torsión, dado por:

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2} \left( GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{l_T^2} \right) \quad (6.10)$$

$N_{cr,TF}$  es el esfuerzo axial crítico de pandeo por torsión y flexión. Para secciones simétricas según el eje  $y$ - $y$  (es decir,  $z_0 = 0$ ):

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2\beta} \left[ 1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left( 1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} \right)^2 + 4 \left( \frac{y_0}{i_0} \right)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}} \right] \quad (6.11)$$

donde:

$$i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_0^2 + z_0^2 \quad (6.12)$$

$i_y$  y  $i_z$  son los radios de giro de la sección bruta alrededor de los ejes  $y - y$  y  $z - z$  respectivamente

$y_0$  y  $z_0$  son las coordenadas del centro de esfuerzos cortantes con respecto al centro de gravedad de la sección bruta

$G$  es el módulo de deformación transversal

$l_T$  es la longitud de pandeo por torsión del elemento (ver EN 1993-1-3)

$I_T$  es el módulo de torsión de la sección bruta

$I_W$  es el módulo de alabeo de la sección bruta

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_o}{i_o}\right)^2$$

$N_{cr,y}$  y  $N_{cr,z}$  son los esfuerzos axiales críticos de pandeo por flexión alrededor de los ejes  $y - y$  y  $z - z$  respectivamente.

Para una sección doblemente simétrica, el centro de esfuerzos cortantes coincide con el centro de gravedad, luego  $y_o = 0$  y  $z_o = 0$ , y

$$N_{cr,TF} = N_{cr,T} \text{ siempre que } N_{cr,T} < N_{cr,y} \text{ y } N_{cr,T} < N_{cr,z}$$

Cabe señalar que para angulares, los ejes  $y$  y  $z$  anteriores se deben tomar como los ejes  $u$  y  $v$  respectivamente.

## 6.4 Elementos sometidos a flexión

### 6.4.1 Aspectos generales

Un elemento estructural se encuentra sometido a flexión simple bajo cargas que actúan normalmente al eje longitudinal del elemento, si sus condiciones de unión son tales que no existe torsión ni esfuerzos axiales en los extremos del elemento.

Para establecer el momento resistente de una viga deben considerarse los siguientes criterios:

- Plastificación de la sección transversal (ver Sección 5.7)
- Abolladura (solamente en secciones de Clase 4 – ver Sección 5.7)
- Pandeo lateral (ver Sección 6.4.2)
- Abolladura por cortante (ver Sección 6.4.3)
- Resistencia local en los puntos de aplicación de cargas o reacciones (ver Sección 6.4.4).

Cabe señalar que para elementos sometidos a flexión, pueden tener que considerarse los efectos del arrastre por cortante y del curvado del ala en el dimensionamiento, ver Secciones 5.4.2 y 5.4.3.

La flexión esviada se tratará tal como se describe en la Sección 6.5.2.

### 6.4.2 Pandeo lateral

De manera general, todo elemento no arriostrado lateralmente sometido a un momento flector alrededor de su eje fuerte debe verificarse frente a pandeo lateral. En los siguientes elementos estructurales puede no tenerse en cuenta el pandeo lateral:

- vigas sometidas a flexión sólo alrededor del eje débil,
- vigas arriostradas lateralmente a lo largo de su longitud mediante arriostramientos adecuados,
- vigas en las que el parámetro de esbeltez adimensional frente a pandeo lateral

$$\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4 \text{ o bien } \frac{M_{Ed}}{M_{cr}} \leq 0,16$$

- Además, en elementos con ciertos tipos de sección transversal tales como perfiles huecos de sección circular o cuadrada, o secciones en cajón, podrá omitirse la comprobación frente a pandeo lateral.

Para cualquier otro tipo de elemento estructural, la resistencia de cálculo frente al pandeo lateral se determinará mediante la siguiente expresión:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} \quad (6.13)$$

donde:

$$W_y = W_{pl,y} \text{ para secciones de Clase 1 y 2}$$

$$W_y = W_{el,y} \text{ para secciones de Clase 3}$$

$$W_y = W_{eff,y} \text{ para secciones de Clase 4}$$

$\chi_{LT}$  es el coeficiente de reducción de pandeo lateral, dado por:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0,5}} \leq 1 \quad (6.14)$$

en la cual:

$$\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) \quad (6.15)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (6.16)$$

$\alpha_{LT}$  es el factor de imperfección

= 0,34 para secciones conformadas en frío y secciones huecas (soldadas o no)

= 0,76 para secciones abiertas soldadas y otro tipo de secciones de las que no se disponga de datos experimentales.

$M_{cr}$  es el momento crítico elástico de pandeo lateral (ver Anejo E).

Para angulares, los ejes  $y$  y  $z$  deben tomarse como ejes  $u$  y  $v$  respectivamente.

Las curvas de pandeo lateral se presentan en la Figura 6.2.

La distribución de momentos entre puntos de arriostramiento lateral de los elementos puede tenerse en cuenta mediante la consideración de un valor modificado de  $\chi_{LT}$ , donde:

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} \text{ pero } \chi_{LT,mod} \leq 1,0 \text{ y } \chi_{LT,mod} \leq \frac{1}{\lambda_{LT}^2} \quad (6.17)$$

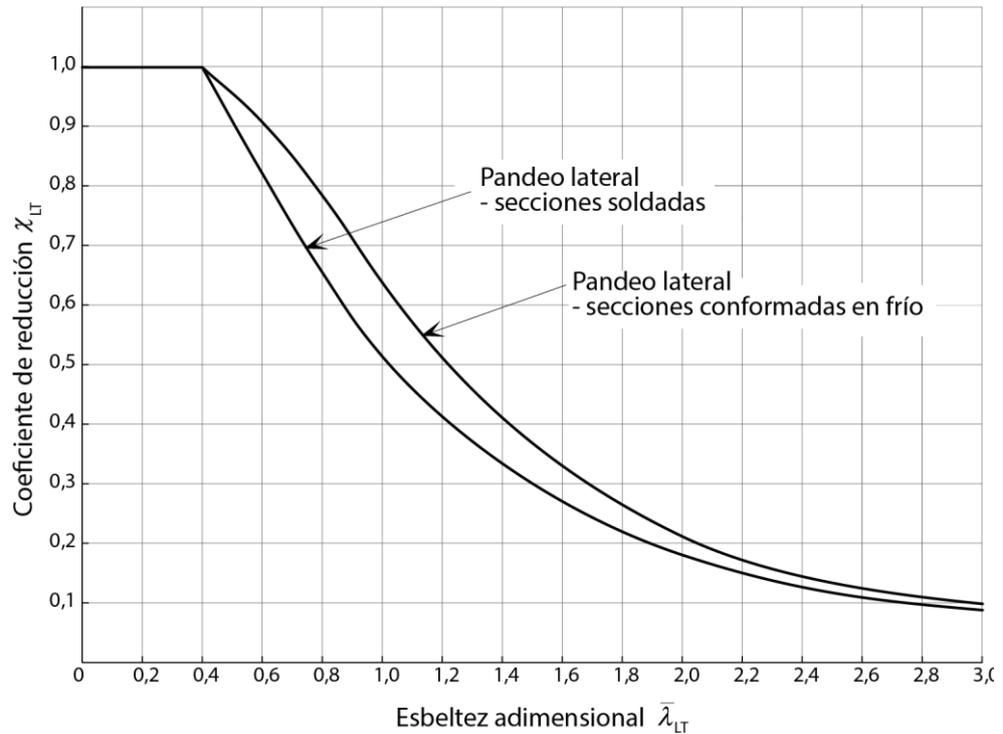
en el que se recomienda el siguiente valor mínimo de  $f$ :

$$f = 1 - 0,5(1 - k_c)[1 - 2,0(\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2] \text{ pero } f \leq 1,0 \quad (6.18)$$

y

$$k_c = \frac{1}{\sqrt{C_1}} \quad (6.19)$$

Los vales de  $C_1$  pueden consultarse en el Anejo E.



**Figura 6.2** Curvas de pandeo para el pandeo lateral

### 6.4.3 Resistencia a cortante

La resistencia a cortante está limitada por la resistencia plástica a cortante (ver Sección 5.7.5) o por la resistencia a la abolladura por cortante.

La resistencia a la abolladura por cortante deberá comprobarse solamente cuando:

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{56,2\varepsilon}{\eta} \quad \text{para almas sin rigidizar} \quad (6.20)$$

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{24,3\varepsilon \sqrt{k_\tau}}{\eta} \quad \text{para almas rigidizadas} \quad (6.21)$$

La resistencia de cálculo a la abolladura por cortante para una viga se obtendrá mediante la siguiente expresión:

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.22)$$

en donde la contribución del alma viene dada por:

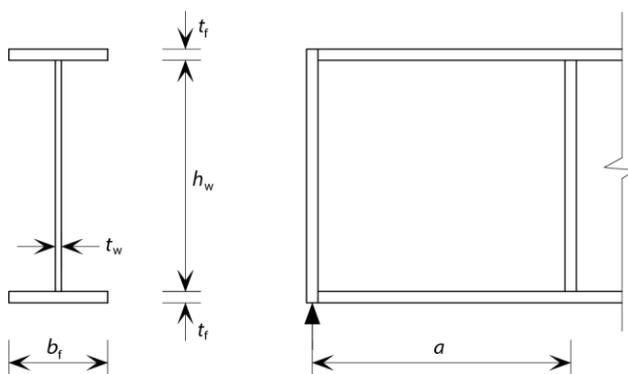
$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.23)$$

donde:

$h_w$  es la altura de alma entre alas (Figura 6.3)

- $\varepsilon$  se define en la Tabla 5.2
- $k_{\tau}$  es el coeficiente de abolladura por cortante
- $V_{bw,Rd}$  es la contribución del alma a la resistencia a abolladura por cortante
- $V_{bf,Rd}$  es la contribución de las alas a la resistencia a abolladura por cortante
- $f_{yw}$  es el límite elástico característico del acero del alma
- $\eta$  ver EN 1993-1-5 (EN 1993-1-4 recomienda adoptar  $\eta = 1,20$ ).

Nota: Deberá tomarse el mismo valor de  $\eta$  para calcular la resistencia plástica de cálculo a cortante y para calcular la resistencia de cálculo a la abolladura por cortante.



**Figura 6.3** Notación para las dimensiones geométricas

Para almas con rigidizadores transversales únicamente en secciones de apoyo, y para almas con rigidizadores transversales intermedios y/o rigidizadores longitudinales, la contribución del alma a la resistencia frente a la abolladura por cortante  $\chi_w$  viene dada por la Tabla 6.3.

**Tabla 6.3** Coeficiente de reducción del alma por abolladura a cortante  $\chi_w$

	$\chi_w$ para extremos rígidos	$\chi_w$ para extremos no rígidos
$\bar{\lambda}_w \leq \frac{0,65}{\eta}$	$\eta$	$\eta$
$\frac{0,65}{\eta} < \bar{\lambda}_w < 0,65$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$
$\bar{\lambda}_w \geq 0,65$	$\frac{1,56}{(0,91 + \bar{\lambda}_w)}$	$\frac{1,19}{(0,54 + \bar{\lambda}_w)}$

Para almas con rigidizadores transversales únicamente en secciones de apoyo, la esbeltez adimensional  $\bar{\lambda}_w$  se tomará como:

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) \quad (6.24)$$

Para almas con rigidizadores transversales en secciones de apoyo y rigidizadores intermedios transversales y/o rigidizadores longitudinales,  $\bar{\lambda}_w$  se tomará como:

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right) \quad (6.25)$$

donde  $k_\tau$  es el mínimo coeficiente de abolladura del panel de alma. Para paneles de alma con rigidizadores transversales rígidos y sin rigidización longitudinal, o bien con más de dos rigidizadores longitudinales,  $k_\tau$  puede obtenerse del modo que se indica a continuación:

$$k_\tau = 5,34 + 4,00(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{cuando } a/h_w \geq 1 \quad (6.26)$$

$$k_\tau = 4,00 + 5,34(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{cuando } a/h_w < 1 \quad (6.27)$$

donde:

$$k_{\tau st} = 9(h_w/a)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}\right)^3} \quad \text{siempre mayor que} \quad \frac{2,1}{t} \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}} \quad (6.28)$$

donde:

$a$  es la distancia entre ejes de rigidizadores transversales, ver Figura 6.3

$I_{sl}$  es la inercia del rigidizador longitudinal alrededor del eje  $z - z$ .

Las Ecuaciones (6.26) y (6.27) también son aplicables a chapas con uno o dos rigidizadores longitudinales siempre que su relación de aspecto sea  $a/h_w \geq 3$ . Para chapas con uno o dos rigidizadores longitudinales y relación de aspecto  $a/h_w < 3$ , deberá hacerse referencia al Anejo A3 de EN 1993-1-5.

De forma simplificada, la contribución de las alas  $\chi_f$  puede despreciarse. De todos modos, si la capacidad de las alas no se emplea totalmente en resistir el momento flector de cálculo ( $M_{Ed} < M_{f,Rd}$ ), entonces la contribución de las alas puede obtenerse del siguiente modo:

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[ 1 - \left( \frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (6.29)$$

donde:

$b_f$  y  $t_f$  se toman del ala que ofrece menor resistencia a axil, tomando  $b_f$  no mayor que  $15\varepsilon t_f$  a cada lado del alma

$M_{f,Rd}$  es el momento resistente de cálculo a flexión de la sección transversal considerando únicamente el área eficaz de alas,  $M_{f,Rd} = M_{f,k}/\gamma_{M0}$

$$c = a \left( 0,17 + \frac{3,5 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right) \quad \text{y} \quad \frac{c}{a} \leq 0,65 \quad (6.30)$$

$f_{yf}$  es el límite elástico característico del ala.

Si el elemento se ve sometido además a un esfuerzo axil  $N_{Ed}$ , el valor de  $M_{f,Rd}$  se reducirá por un factor igual a:

$$\left[ 1 - \frac{N_{Ed}}{(A_{f1} + A_{f2})f_{yf}} \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M0}} \right] \quad (6.31)$$

donde  $A_{f1}$  y  $A_{f2}$  son las áreas del ala superior e inferior respectivamente.

La verificación deberá llevarse a cabo del modo que sigue:

$$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (6.32)$$

donde:

$V_{Ed}$  es el esfuerzo cortante de cálculo incluyendo el cortante inducido por el momento torsor.

La verificación de un elemento sometido a flexión biaxial y compresión deberá llevarse a cabo mediante la siguiente expresión:

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{y,N}}{f_y W_{y,eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{z,N}}{f_y W_{z,eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0 \quad (6.33)$$

donde:

$A_{eff}$  es el área de la sección eficaz (Sección 5.4.1)

$e_{y,N}$  es el desplazamiento de la posición del eje neutro con respecto al eje  $y - y$  (Sección 5.4.1)

$e_{z,N}$  es el desplazamiento de la posición del eje neutro con respecto al eje  $z - z$  (Sección 5.4.1)

$M_{y,Ed}$  es el momento flector de cálculo alrededor del eje  $y - y$

$M_{z,Ed}$  es el momento flector de cálculo alrededor del eje  $z - z$

$N_{Ed}$  es el esfuerzo axial de cálculo

$W_{y,eff}$  es el módulo resistente elástico con respecto al eje  $y - y$  de la sección eficaz (Sección 5.4.1)

$W_{z,eff}$  es el módulo resistente elástico con respecto al eje  $z - z$  de la sección eficaz (Sección 5.4.1).

En los casos en los que sea pertinente,  $M_{Ed}$  y  $N_{Ed}$  deberán incluir los efectos de segundo orden. La verificación de abolladura de un panel deberá llevarse a cabo para el nivel de tensiones existentes a una distancia igual a la menor de las distancias  $0,4a$  o  $0,5b$  del extremo del panel en donde se den mayores niveles de tensión.

En caso de que  $\bar{\eta}_3$  (ver a continuación) no sea mayor que 0,5, la resistencia de cálculo a flexión y a axial de la sección no necesita reducirse por la presencia del cortante. Si por el contrario  $\bar{\eta}_3$  es mayor que 0,5, los efectos combinados de flexión y cortante en el alma de una viga con sección en doble T o sección en cajón deberán verificar:

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \quad (6.34)$$

donde:

$M_{f,Rd}$  es la resistencia plástica de cálculo a flexión de la sección transversal formada únicamente por el área eficaz de las alas

$M_{pl,Rd}$  es la resistencia plástica de cálculo de la sección transversal considerando la sección eficaz de las alas y la sección de alma como totalmente eficaz, con independencia de la clase de sección.

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \quad (6.35)$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \quad (6.36)$$

Las tensiones se toman como positivas. En los casos en los que sea pertinente,  $M_{Ed}$  y  $V_{Ed}$  deberán incluir los efectos de segundo orden.

El criterio dado en la Ecuación (6.34) deberá satisfacerse en cada sección transversal, aunque no es necesario comprobarlo a una distancia menor de  $h_w/2$  a un apoyo con rigidizadores verticales.

Si existe un esfuerzo axil  $N_{Ed}$  entonces el momento  $M_{pl,Rd}$  debe remplazarse por el momento plástico reducido  $M_{N,Rd}$  de acuerdo con 6.2.9 de EN 1993-1-1 y  $M_{f,Rd}$  debe reducirse de acuerdo con la Ecuación (6.31). Si el esfuerzo axil es tan grande que toda el alma se encuentra comprimida, debe hacerse referencia a EN 1993-1-5.

#### 6.4.4 Resistencia del alma a fuerzas puntuales

Siempre que las alas se encuentren arriostradas lateralmente, la resistencia de un alma no rigidizada frente a cargas puntuales o a reacciones de apoyos vendrá gobernada por una de las siguientes formas de agotamiento:

- aplastamiento del alma en la zona inmediata al ala, acompañado de deformación plástica del ala
- abolladura localizada del alma y aplastamiento del alma en la zona inmediata al ala, acompañado de deformación plástica del ala
- abolladura del alma a lo largo del canto del elemento.

Para el caso de elementos estructurales con secciones conformadas en frío pueden adoptarse las reglas correspondientes al acero al carbono que se presentan en EN 1993-1-3.

Para vigas laminadas y vigas soldadas, se adopta la siguiente aproximación, basada en las reglas de EN 1993-1-5.

Para almas rigidizadas o sin rigidizar, la resistencia de cálculo a abolladura del alma frente a fuerzas transversales se obtiene como:

$$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1} \quad (6.37)$$

donde:

$t_w$  es el espesor del alma

$f_{yw}$  es el límite elástico del alma

$L_{eff}$  es la longitud eficaz para la resistencia frente a fuerzas transversales, que se obtiene como  $L_{eff} = \chi_F l_y$

donde:

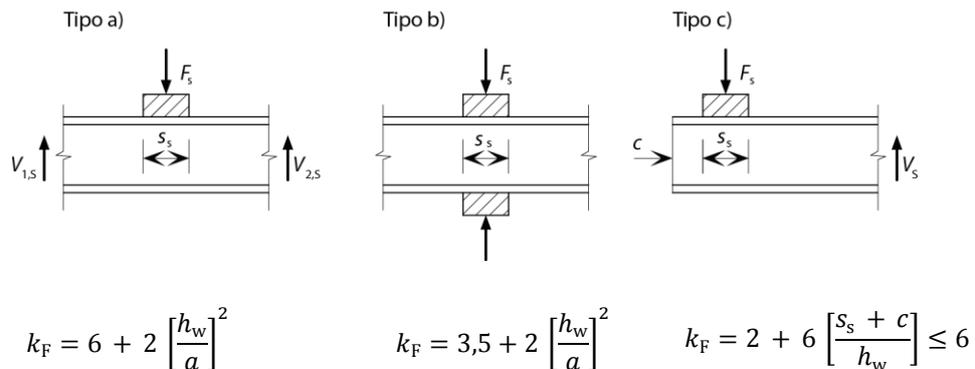
$l_y$  es la longitud cargada eficaz, adecuada a la longitud de apoyo rígido  $s_s$

$\chi_F$  es el coeficiente de reducción debido a la abolladura local

Además, debe considerarse el efecto de la fuerza transversal sobre la resistencia a flexión del elemento estructural.

Para determinar  $L_{eff}$ , deben diferenciarse tres modos de aplicación de la fuerza, tal como se indica a continuación:

- Fuerzas aplicadas a través de un ala y resistidas por esfuerzo cortante en el alma (Figura 6.4a)
- Fuerzas aplicadas a través de un ala y transferidas a través del alma directamente a la otra ala (Figura 6.4b)
- Fuerzas aplicadas a través de un ala próxima a un extremo no rigidizado (Figura 6.4c)

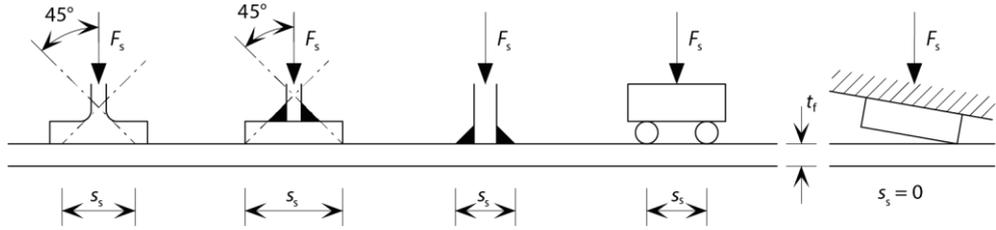


**Figura 6.4** Coeficientes de abolladura para diferentes tipos de aplicación de la carga

### Longitud de apoyo rígido

La longitud de apoyo rígido,  $s_s$ , sobre el ala es la distancia sobre la cual la fuerza aplicada se distribuye de manera efectiva y se puede determinar suponiendo que la carga se reparte a través del material acero sólido con una inclinación de 1:1, ver Figura 6.5. En cualquier caso,  $s_s$  no deberá tomarse mayor que la altura del alma,  $h_w$ .

Si varias fuerzas concentradas están poco separadas, la resistencia debe comprobarse para cada carga individual y para la fuerza total, siendo entonces  $s_s$  la distancia entre ejes de aplicación de las fuerzas exteriores.



**Figura 6.5** Longitud de apoyo rígido

### **Longitud cargada eficaz**

La longitud cargada eficaz  $l_y$  debe calcularse utilizando los parámetros adimensionales  $m_1$  y  $m_2$  que se obtienen de:

$$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} \quad (6.38)$$

$$m_2 = 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{para } \bar{\lambda}_F > 0,5 \quad (6.39)$$

$$m_2 = 0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_F \leq 0,5 \quad (6.40)$$

En los casos a) y b) de la Figura 6.4,  $l_y$  debe obtenerse de:

$$l_y = s_s + 2t_f(1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \quad (6.41)$$

aunque  $l_y$  no debe ser mayor que la distancia entre rigidizadores transversales contiguos.

En el caso c)  $l_y$  se obtendrá como el menor de los valores obtenidos de las Ecuaciones (6.42) y (6.43). En la Ecuación (6.44),  $s_s$  debe tomarse igual a cero si la estructura que introduce la fuerza no tiene la misma inclinación que el ala de la viga, ver Figura 6.5.

$$l_y = l_e + t_f \left[ \sqrt{\frac{m_1}{2} + \left( \frac{l_e}{t_f} \right)^2 + m_2} \right] \quad (6.42)$$

$$l_y = l_e + t_f \sqrt{m_1 + m_2} \quad (6.43)$$

en donde  $l_e$  se obtiene de:

$$l_e = \frac{k_F E t_w^2}{2 f_{yw} h_w} \leq s_s + c \quad (6.44)$$

### Longitud eficaz de resistencia

La longitud eficaz de resistencia se obtiene de:

$$L_{\text{eff}} = \chi_F l_y \quad (6.45)$$

con

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1.0 \quad (6.46)$$

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}} \quad (6.47)$$

$$F_{cr} = 0,9 k_F E \frac{t_w^3}{h_w} \quad (6.48)$$

donde:

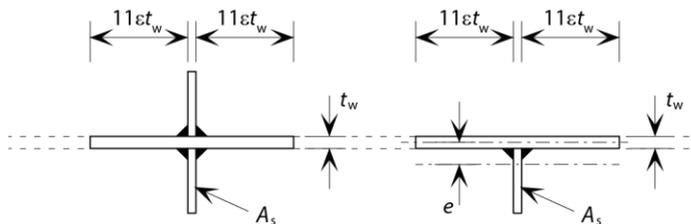
$k_F$  es el coeficiente de abolladura para diferentes tipos de aplicación de la fuerza (Figura 6.4).

Cabe comentar que para calcular el coeficiente  $m_2$ , debe asumirse un valor de  $\bar{\lambda}_F$ . Una vez calculado el valor de  $\bar{\lambda}_F$  deberá recalcarse pertinentemente el valor de  $m_2$ .

### 6.4.5 Rigidizadores transversales

Los rigidizadores transversales en apoyos y en otras posiciones en las que existan importantes cargas aplicadas se dispondrán preferiblemente a ambos lados del alma y simétricamente respecto a su plano medio. Dichos rigidizadores se comprobarán frente a aplastamiento y a pandeo. Los rigidizadores intermedios que no estén sometidos a la acción de cargas puntuales deberán comprobarse solamente frente a abolladura.

La sección eficaz que debe utilizarse para comprobar el pandeo debe incluir una parte del alma, tal como se muestra en la Figura 6.6. En el extremo del elemento (o bien en zonas con aberturas en el alma), la anchura de alma incluida en la sección transversal no debe superar la anchura disponible.



**Figura 6.6** Sección eficaz de los rigidizadores frente a pandeo

La resistencia a pandeo fuera del plano  $N_{b,Rd}$  o del rigidizador debe determinarse a partir de lo indicado en la Sección 6.3.3 utilizando  $\alpha = 0,49$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ . La longitud de pandeo  $l$  del rigidizador será función de las condiciones de contorno, pero nunca se tomará menor que  $0,75h_w$ , que corresponde a la situación con los dos extremos fijos lateralmente. Para condiciones de contorno que supongan un menor grado de coacción deberán tomarse valores mayores de  $l$ . En el caso de tener

una sección cruciforme deberá verificarse también la resistencia a pandeo por torsión.

Para rigidizadores colocados a un solo lado del alma u otros rigidizadores no simétricos debe considerarse la excentricidad resultante según lo indicado en la Sección 6.5.2.

En apoyos o en posiciones intermedias en las que haya importantes cargas puntuales aplicadas, la resistencia de cálculo a pandeo debe ser mayor que la reacción o la carga aplicada. En otras posiciones intermedias, el esfuerzo axial de cálculo de compresión en el rigidizador  $N_{Ed}$  puede obtenerse de:

$$N_{Ed} = V_{Ed} - \frac{1}{\bar{\lambda}_w^2} \frac{f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.49)$$

donde:

$V_{Ed}$  es el esfuerzo cortante de cálculo en el elemento.

La expresión anterior debe calcularse suponiendo que el rigidizador en cuestión no existe.

El momento de inercia de un rigidizador intermedio,  $I_{st}$ , debe satisfacer la siguiente condición:

$$\frac{a}{h_w} < \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq \frac{1,5 h_w^3 t^3}{a^2} \quad (6.50)$$

$$\frac{a}{h_w} \geq \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq 0,75 h_w t^3 \quad (6.51)$$

#### 6.4.6 Cálculo de flechas

Las flechas deben calcularse a partir de la combinación de acciones en estado límite de servicio.

La flecha en vigas elásticas (es decir, aquellas en las que no se forman rótulas plásticas) puede estimarse mediante la teoría clásica de cálculo de estructuras, exceptuando que debe utilizarse el módulo secante en lugar del módulo de Young. El módulo de elasticidad secante varía con el nivel de tensiones de la viga y su valor puede obtenerse de la siguiente expresión:

$$E_S = \frac{(E_{S1} + E_{S2})}{2} \quad (6.52)$$

donde:

$E_{S1}$  es el módulo secante correspondiente a la tensión en el ala traccionada

$E_{S2}$  es el módulo secante correspondiente a la tensión en el ala comprimida.

Los valores de los módulos secantes  $E_{S1}$  y  $E_{S2}$  correspondientes a dichos niveles de tensión de servicio pueden determinarse de la siguiente manera:

$$E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{con } i = 1,2 \quad (6.53)$$

donde:

$\sigma_{i,Ed,ser}$  es la tensión de servicio de cálculo en el ala traccionada o comprimida

$E$  es el módulo de Young =  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>

$n$  es el parámetro de Ramberg-Osgood

El parámetro  $n$  se obtiene de la tensión correspondiente al límite de proporcionalidad y en consecuencia, es una medida del grado de no linealidad de la curva tenso-deformacional, siendo los valores bajos de  $n$  indicativos de un mayor grado de no linealidad. Los valores de  $n$  dependen del grupo de acero inoxidable, procedimiento de producción/fabricación, nivel de trabajado en frío y sentido de la carga (tensión o compresión), habiendo una gran variabilidad entre los valores medidos. Los valores recomendados de  $n$  se muestran en la Tabla 6.4.

**Tabla 6.4** Valores de  $n$  a emplear en la determinación del módulo secante

Grado de acero	Coefficiente $n$
Ferrítico	14
Austenítico	7
Dúplex	8

La versión actual de EN 1993-1-4 proporciona valores de  $n$  que dependen del grado y la dirección de laminado (Tabla 6.5). Cabe destacar que los valores proporcionados para los aceros dúplex se basaron en un número limitado de datos y actualmente se consideran demasiado bajos. Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 los valores recogidos en esta tabla sean sustituidos por los recogidos en la Tabla 6.4.

**Tabla 6.5** Valores de  $n$  a emplear en la determinación del módulo secante

Tipo	Grado	Coefficiente $n$	
		Dirección longitudinal	Dirección transversal
Ferrítico	1.4003	7	11
	1.4016	6	14
	1.4512	9	16
Austenítico	1.4301, 1.4306, 1.4307, 1.4318, 1.4541	6	8
	1.4401, 1.4404, 1.4432, 1.4435, 1.4539, 1.4571,	7	9
Dúplex	1.4462, 1.4362	5	5

Nota: En caso de que la orientación del elemento sea desconocida o no pueda garantizarse, deberán adoptarse de manera conservadora los valores correspondientes a la dirección longitudinal.

La no linealidad de la curva tensión-deformación del acero inoxidable implica que el módulo de elasticidad varíe dentro de la sección transversal y a lo largo del elemento. Por lo tanto, se requiere de métodos complejos y procedimientos no lineales para la obtención de las flechas de manera precisa en vigas de acero inoxidable. De manera simplificada, puede despreciarse la variación de  $E_S$  a lo largo del elemento, adoptando el valor mínimo de  $E_S$  (correspondiente a los valores máximos de las tensiones  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  del elemento) a lo largo de dicho elemento. Debe notarse que este método simplificado resulta preciso para el cálculo de flechas cuando el módulo secante se obtiene a partir de la máxima tensión en el elemento siempre que dicha tensión máxima no supere el 65 % del límite elástico (definido como la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 %). Para niveles superiores de tensión, el método resulta muy conservador, debiendo utilizar entonces un método más preciso (p.e. un método que utilice la integración a lo largo de toda la longitud del elemento).

En el caso de secciones de Clase 4 y/o de elementos sujetos a la influencia del arrastre por cortante, para el cálculo de flechas se deberá utilizar una sección eficaz. Como primera aproximación, resulta adecuado utilizar la sección eficaz obtenida con los anchos eficaces establecidos en las Secciones 5.4.1 y/o 5.4.2. Si se quiere refinar dicho valor, es posible emplear una sección eficaz basada en los anchos eficaces de abolladura obtenidos con la tensión real en los elementos, tomando  $\varepsilon$  en la Sección 5.4.1 (no en la Sección 5.4.2) como:

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{\sigma} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} \quad (6.54)$$

donde:

$\sigma$  es la tensión real en el elemento en la sección transversal eficaz correspondiente

## 6.5 Elementos sometidos a esfuerzos combinados de axil y de flexión

### 6.5.1 Tracción y flexión

Los elementos sometidos a esfuerzos combinados de tracción y flexión deben comprobarse frente a pandeo lateral de acuerdo con la Sección 6.4.2 bajo la acción del momento flector exclusivamente. Además, debe comprobarse la capacidad del elemento bajo la acción combinada de los esfuerzos de tracción y flexión en la sección crítica. Deberá satisfacerse la siguiente ecuación:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1 \quad (6.55)$$

donde:

$N_{Ed}$  es el esfuerzo axil de tracción de cálculo en el elemento en la sección crítica

$N_{Rd}$  es la resistencia de cálculo del elemento a tracción

$M_{y,Ed}$  es el momento flector de cálculo alrededor del eje fuerte en la sección crítica

$M_{z,Ed}$  es el momento flector de cálculo alrededor del eje débil en la sección crítica

$M_{y,Rd}$  es la resistencia de cálculo a flexión alrededor del eje fuerte suponiendo que no existe esfuerzo axial, y que incluye cualquier tipo de reducción que deba llevarse a cabo por efecto del cortante (Sección 5.7.4)

$M_{z,Rd}$  es la resistencia de cálculo a flexión alrededor del eje débil suponiendo que no existe esfuerzo axial, y que incluye cualquier tipo de reducción que deba llevarse a cabo por efecto del cortante (Sección 5.7.4).

### 6.5.2 Compresión y flexión

Además de satisfacer los requisitos de resistencia seccional (ver Sección 5.7.6) en cada punto a lo largo de la longitud del elemento y los requisitos generales para vigas (ver Sección 6.4), deberán considerarse los efectos de la interacción entre los esfuerzos axiales de compresión y los momentos flectores.

#### **Compresión y momento flector alrededor del eje fuerte:**

Para evitar el pandeo alrededor del eje fuerte:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.56)$$

Para evitar el pandeo alrededor del eje débil (para elementos sometidos a pandeo lateral):

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} + k_{LT} \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) \leq 1 \quad (6.57)$$

#### **Compresión y momento flector alrededor del eje débil:**

Para evitar el pandeo alrededor del eje débil:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.58)$$

#### **Compresión y flexión esviada:**

Todos los elementos estructurales deberán satisfacer:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.59)$$

Los elementos estructurales que puedan verse sometidos a pandeo lateral deberán también satisfacer:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} + k_{LT} \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.60)$$

En las ecuaciones anteriores se tiene que:

$e_{Ny}$  y  $e_{Nz}$  son las excentricidades del eje neutro cuando la sección transversal está sometida a compresión uniforme

$N_{Ed}$ ,  $M_{y,Ed}$  y  $M_{z,Ed}$  son los valores de cálculo del esfuerzo axial de compresión y de los máximos momentos flectores alrededor de los ejes  $y - y$  y  $z - z$ , a lo largo de todo el elemento, respectivamente

$(N_{b,Rd})_{\min}$  es el menor valor de  $N_{b,Rd}$  para los siguientes cuatro modos de pandeo: pandeo por flexión alrededor del eje  $y - y$ , pandeo por flexión alrededor del eje  $z - z$ , pandeo por torsión y pandeo por torsión y flexión (ver Secciones 6.3.3 y 6.3.4)

$(N_{b,Rd})_{\min 1}$  es el menor valor de  $N_{b,Rd}$  para los siguientes tres modos de pandeo: pandeo por flexión alrededor del eje  $z - z$ , pandeo por torsión y pandeo por torsión y flexión (ver Secciones 6.3.3 y 6.3.4)

$\beta_{W,y}$  y  $\beta_{W,z}$  son los valores de  $\beta_W$  calculados para los ejes  $y - y$  y  $z - z$  respectivamente, en donde

$$\begin{aligned}\beta_W &= 1 \text{ para secciones transversales de Clase 1 y 2} \\ &= W_{el}/W_{pl} \text{ para secciones transversales de Clase 3} \\ &= W_{eff}/W_{pl} \text{ para secciones transversales de Clase 4}\end{aligned}$$

$W_{pl,y}$  y  $W_{pl,z}$  son los módulos resistentes plásticos para los ejes  $y - y$  y  $z - z$  respectivamente

$M_{b,Rd}$  es la resistencia de cálculo a pandeo lateral (ver Sección 6.4.2).

Los coeficientes de interacción  $k_y$ ,  $k_z$  y  $k_{LT}$  para secciones transversales abiertas pueden calcularse a partir de las siguientes expresiones, aplicando las limitaciones pertinentes:

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad 1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad (6.61)$$

$$k_z = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_z - 0,5) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} \quad 1,2 \leq k_z \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} \quad (6.62)$$

$$k_{LT} = 1,0$$

Los coeficientes de interacción  $k_y$  y  $k_z$  para secciones transversales huecas rectangulares o circulares pueden calcularse de la siguiente manera:

$$k_y = 1 + D_1 (\bar{\lambda}_y - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad (6.63)$$

$$k_z = 1 + D_1 (\bar{\lambda}_z - D_2) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd,y})_{\min 1}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd,y})_{\min 1}} \quad (6.64)$$

donde los valores de  $D_1$ ,  $D_2$  y  $D_3$  pueden obtenerse de la Tabla 6.6.

**Tabla 6.6** Valores de  $D_1$ ,  $D_2$  y  $D_3$

Sección transversal	Grado	$D_1$	$D_2$	$D_3$
Sección hueca rectangular (SHR)	Ferrítico	1,3	0,45	1,6
	Austenítico	2,0	0,30	1,3
	Dúplex	1,5	0,40	1,4
Sección hueca circular (SHC)	Ferrítico	1,9	0,35	1,3
	Austenítico	2,5	0,30	1,3
	Dúplex	2,0	0,38	1,3

La versión actual de EN 1993-1-4 proporciona únicamente las Ecuaciones (6.61) y (6.62). Puesto que estas expresiones proporcionan valores muy conservadores en el caso de secciones transversales huecas, se espera que la próxima revisión de EN 1993-1-4 incluya también las nuevas expresiones dadas en (6.63) y (6.64).

Cabe comentar que los Anejos Nacionales podrán incluir otras fórmulas para los coeficientes de interacción como alternativa a las presentadas en el párrafo anterior.

Para secciones angulares, los ejes  $y - y$  y  $z - z$  deben tomarse como ejes  $u - u$  y  $v - v$  respectivamente.



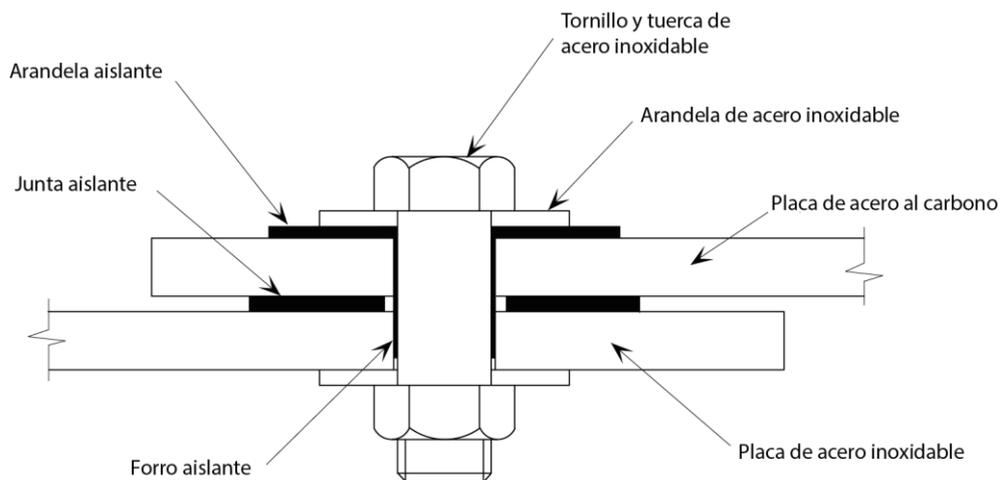
# 7 DIMENSIONAMIENTO DE UNIONES

## 7.1 Recomendaciones generales

### 7.1.1 Durabilidad

En el proyecto de uniones, en particular, es necesario prestar la máxima atención para mantener las condiciones óptimas de resistencia a la corrosión. Ello debe ser así especialmente en aquellas uniones que pueden humedecerse ya sea por las condiciones climáticas, espuma, inmersión o condensación, etc. Las uniones deberían ubicarse en zonas lejanas a posibles fuentes de humedad; con ello se evitan o reducen los posibles problemas de corrosión. Alternativamente, puede ser posible eliminar el origen de la humedad; por ejemplo, en el caso de condensaciones, mediante una ventilación adecuada o asegurando que la temperatura ambiente se sitúe por encima de la temperatura de rocío.

Cuando no sea posible evitar una unión con humedad en la que participen acero inoxidable y acero al carbono, deberá prevenirse la corrosión galvánica (ver la Sección 3.2.3). Debe evitarse siempre el uso de tornillos de acero al carbono con elementos estructurales de acero inoxidable. En uniones atornilladas que sean susceptibles de verse sometidas a un grado inaceptable de corrosión, se debe tener la precaución de aislar eléctricamente los elementos de acero al carbono y de acero inoxidable. Esto conlleva el empleo de arandelas aislantes y posiblemente cojinetes; en la Figura 7.1 se presenta un detalle típico de una unión atornillada en la situación de apriete. Tanto las arandelas aislantes como los forros aislantes deben fabricarse con polímeros termoestables como el neopreno (caucho sintético), que sea suficientemente flexible como para sellar la unión cuando se aplique una presión adecuada y de larga duración para garantizar una separación entre metales permanente. El sellado de la unión es importante para evitar la filtración de la humedad provocando la corrosión por hendiduras. Debe notarse asimismo que las arandelas aislantes no deben extenderse más allá de las arandelas de acero inoxidable en caso de que ocurra la corrosión por hendiduras. En ambientes atmosféricos expuestos a cloruros, otra estrategia de protección contra la corrosión por hendiduras es insertar una arandela aislante y flexible directamente bajo la cabeza del tornillo o cubrir el área con un sellado de silicona.



**Figura 7.1** *Detalle típico para la conexión de materiales distintos (para evitar la corrosión galvánica)*

Para aquellas uniones soldadas en las que intervengan acero al carbono y acero inoxidable se recomienda, en general, que cualquier sistema de pintura que se aplique al acero al carbono se extienda sobre la soldadura y que cubra parcialmente al acero inoxidable hasta una distancia aproximada de unos 75 mm.

En las uniones atornilladas se debe tener cuidado al seleccionar los materiales adecuados al ambiente, para evitar la corrosión por hendiduras (ver Sección 3.2.2).

### **7.1.2 Hipótesis de cálculo**

Las uniones se pueden calcular distribuyendo los esfuerzos de manera realista, teniendo en cuenta la rigidez relativa de los elementos que componen la unión. Los esfuerzos deben estar en equilibrio con las cargas y momentos aplicados. Cada elemento de la unión debe ser capaz de resistir los esfuerzos transmitidos, asegurando que las deformaciones implícitas se mantengan dentro de su capacidad de deformación.

### **7.1.3 Intersecciones y empalmes**

Aquellos elementos estructurales que concurren en una unión se colocarán normalmente de forma que sus directrices se corten en un punto. Cuando exista excentricidad en la intersección de una unión, los elementos estructurales y las uniones deberán calcularse de modo que sean capaces de absorber los momentos resultantes. En el caso de uniones atornilladas de angulares y simples T con al menos dos tornillos por unión, se puede considerar como directriz la línea de gramil de los tornillos.

Los empalmes de vigas deben colocarse, preferiblemente, tan cerca como sea posible de los puntos de inflexión de la deformada (momento nulo). En el caso de pilares, deben considerarse los momentos adicionales resultantes de los efectos P- $\delta$ .

### **7.1.4 Otras consideraciones generales**

Cuando una unión esté sometida a impacto, vibración o a una frecuente inversión de tensiones importantes, la soldadura es el método preferible para dicha unión. Estas uniones deben verificarse frente a fatiga (ver Sección 9).

La facilidad de fabricación y montaje son factores a tener en cuenta en el proyecto de uniones y empalmes. Se deberá prestar especial atención a:

- utilizar detalles estandarizados
- los espacios necesarios para un montaje seguro
- los espacios necesarios para el apriete de tornillos
- la necesidad de acceso para soldar
- los requisitos del procedimiento de soldadura
- los efectos de las tolerancias angulares y longitudinales en el ajuste de piezas.

Cabe señalar que los aceros inoxidables austeníticos presentan distorsiones de soldadura mayores que los aceros al carbono (ver Sección 11.6.4). Debe prestarse especial atención a los requerimientos planteados para la posterior inspección y mantenimiento.

## 7.2 Uniones atornilladas

### 7.2.1 Aspectos generales

Las recomendaciones de esta sección hacen referencia a uniones atornilladas sometidas a cortante, tracción o combinación de esfuerzo cortante y tracción. Estas recomendaciones son aplicables a uniones correspondientes a tornillos de clase 50, 70 y 80. La resistencia de las uniones con tornillos de clase 100 debe garantizarse mediante ensayos. Es regla de buena práctica el colocar arandelas debajo de la cabeza del tornillo y de la tuerca. En las Secciones 2.3 y 11.7 se presenta una guía sobre los materiales adecuados para tornillos y tuercas.

Las fuerzas de cortante (cortadura) se transmiten por contacto entre los tornillos y las partes conectadas de la pieza. No se proporcionan recomendaciones para uniones en las que la cortadura se transmita por rozamiento (ver Sección 7.2.2).

La resistencia de una unión viene determinada por la menor de la resistencia de cada una de las partes conectadas (ver Sección 7.2.3) y de la resistencia de los elementos de unión (ver Sección 7.2.4).

Para restringir la deformación irreversible en uniones atornilladas, las tensiones en los tornillos y en las secciones transversales netas, en los agujeros para tornillos, bajo las combinaciones de acciones características, deberían limitarse al límite elástico.

### 7.2.2 Tornillos pretensados

Históricamente, ha habido dudas sobre el empleo de tornillos pretensados de acero inoxidable, a causa de la falta de conocimiento sobre aspectos como:

- métodos adecuados de pretensado, especialmente para evitar el gripado,
- el impacto de las características de relajación tensional dependiente del tiempo en el comportamiento de uniones mediante tornillos pretensados de acero inoxidable,
- factores de deslizamiento para superficies de acero inoxidable de la unión.

Trabajos de investigación recientes bajo el proyecto SIROCO del programa RFCS de la Unión Europea han estudiado el comportamiento de uniones atornilladas pretensadas de acero inoxidable y han proporcionado resultados relevantes que dan respuesta a estas percepciones. El amplio programa experimental en uniones atornilladas de acero inoxidable ha demostrado que:

- los tornillos de aceros inoxidables austenítico y dúplex pueden pretensarse de manera satisfactoria si se emplean el grado de tornillo, métodos de apriete y lubricantes adecuados,
- las pérdidas de pretensado en las uniones atornilladas de acero inoxidable son comparables a aquellas sufridas en uniones atornilladas de acero al carbono,
- los factores de deslizamiento medidos en superficies de acero inoxidable tratadas mediante chorro de arena son al menos equivalentes a la Clase B (0,4) de manera consistente.

Las recomendaciones finales del proyecto SIROCO se incorporarán en las próximas revisiones de EN 1993-1-4 y EN 1090-2, aunque se publicarán en la Librería de la UE <https://publications.europa.eu/en/web/general-publications/publications> a finales del año 2018. Mientras tanto, deberán realizarse ensayos físicos para demostrar la aceptabilidad de las uniones mediante tornillos pretensados de acero inoxidable.

### 7.2.3 Partes unidas

#### Agujeros

Los agujeros pueden hacerse por taladrado o punzonado. Sin embargo, el trabajo en frío asociado a los procesos de punzonado puede aumentar la susceptibilidad a la corrosión, de modo que los agujeros realizados por punzonado son menos adecuados en ambientes agresivos (p.e. ambientes industriales pesados o marinos).

Las holguras máximas en agujeros estándares son:

1 mm para tornillos M12 y M14 (M14 no es tamaño estándar)

2 mm para tornillos M16 a M24

3 mm para tornillos M27 y mayores

#### Posición de agujeros

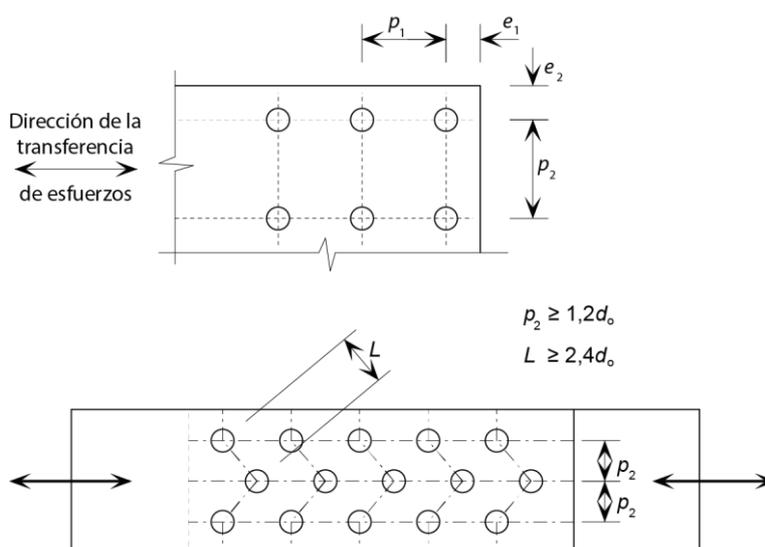
La distancia al borde se define como la distancia desde el centro del agujero al borde lateral más cercano de la unión, medida normalmente a la dirección de transmisión de la carga; la distancia al extremo se define de forma similar, pero en la dirección de transmisión del esfuerzo.

El valor mínimo de la distancia al extremo,  $e_1$ , o de la distancia al borde,  $e_2$ , (ver Figura 7.2) se tomará igual a  $1,2d_0$ , siendo  $d_0$  el diámetro del agujero. La distancia al extremo puede necesitar ser mayor que este valor, con objeto de proporcionar una adecuada resistencia a aplastamiento (ver a continuación).

El valor máximo de la distancia al extremo o al borde no superará el valor de  $4t + 40$  mm, siendo  $t$  el espesor (en mm) de la chapa exterior más delgada.

La separación mínima entre centros de tornillos es  $2,2d_0$  en la dirección de la transferencia de esfuerzos,  $p_1$ , (ver Figura 7.2). La correspondiente separación mínima en dirección perpendicular a la transferencia de esfuerzos,  $p_2$ , es  $2,4d_0$ .

La separación máxima entre tornillos en cualquier dirección viene determinada por la consideración de la abolladura en las chapas, ver EN 1993-1-8.



**Figura 7.2** Definición de la posición de los agujeros

Para tornillos dispuestos al tresbolillo, puede adoptarse una separación mínima entre filas de  $p_2 = 1,2d_0$  si la distancia mínima,  $L$ , entre dos elementos de unión es mayor o igual a  $2,4d_0$ , ver Figura 7.2.

### **Resistencia al aplastamiento**

La resistencia frente al aplastamiento de las uniones atornilladas de acero inoxidable debe determinarse o bien en términos de criterios resistentes o bien en términos de deformación. La resistencia de cálculo de una unión atornillada frente a aplastamiento  $F_{b,Rd}$  viene dada por:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.1)$$

donde:

$\alpha_b$  es el coeficiente de aplastamiento en la dirección de la transferencia de los esfuerzos

$k_t$  es el coeficiente de aplastamiento en la dirección perpendicular a la de transferencia de los esfuerzos

$d$  es el diámetro del tornillo

$t$  es el espesor de la chapa

$f_u$  es la resistencia última a tracción característica de la chapa (Tabla 2.2).

Las uniones atornilladas se clasifican en dos grupos en base al espesor de la chapa. Las uniones de chapa gruesa son aquellas con espesores de chapa mayores de 4 mm, mientras que las uniones con chapas con espesores iguales o menores a 4 mm se consideran uniones de chapa delgada.

#### **Coeficientes de aplastamiento para uniones de chapa gruesa**

Para uniones compuestas por chapas gruesas, cuando la deformación no sea un factor clave a considerar en su cálculo, el coeficiente de aplastamiento  $\alpha_b$  en la dirección de la transferencia de los esfuerzos se determina a partir de la Ecuación (7.2), mientras que el coeficiente de aplastamiento  $k_t$  en la dirección perpendicular a la de transferencia de los esfuerzos se calcula mediante la Ecuación (7.3).

$$\alpha_b = \min \left\{ 1,0, \quad \frac{e_1}{3d_0} \right\} \quad (7.2)$$

$$k_t = \begin{cases} 1,0 & \text{para } \left(\frac{e_2}{d_0}\right) > 1,5 \\ 0,8 & \text{para } \left(\frac{e_2}{d_0}\right) \leq 1,5 \end{cases} \quad (7.3)$$

Para uniones compuestas por chapas gruesas, cuando la deformabilidad es la consideración crítica en el cálculo, el coeficiente de aplastamiento  $\alpha_b$  se determina a partir de la Ecuación (7.4) y se adopta  $k_t = 0,5$ .

$$\alpha_b = \min \left\{ 1,0, \quad \frac{e_1}{2d_0} \right\} \quad (7.4)$$

#### **Coeficientes de aplastamiento para uniones de chapa delgada**

Para uniones compuestas por chapas delgadas, cuando la deformación no sea un factor clave a considerar en su cálculo, los coeficientes de aplastamiento  $\alpha_b$  y  $k_t$  para las chapas internas en conexiones de doble cortadura son aquellos definidos en las Ecuaciones (7.2) y (7.3) para uniones de chapa gruesa.

Para uniones compuestas por chapas delgadas, cuando la deformación no sea un factor clave a considerar en su cálculo, para uniones simple cortadura y chapas externas en conexiones de doble cortadura el coeficiente de aplastamiento  $\alpha_b$  se determina a partir de la Ecuación (7.4) y se adopta  $k_t=0,64$ .

Para uniones compuestas por chapas delgadas, cuando la deformación sea un factor clave a considerar en su cálculo, el coeficiente de aplastamiento  $\alpha_b$  se determina a partir de la Ecuación (7.4) y se adopta  $k_t = 0,5$ .

Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 estas expresiones de cálculo para la determinación de la resistencia frente al aplastamiento sustituyan a las ecuaciones actuales, más conservadoras y en línea con las recogidas en EN 1993-1-8 para acero al carbono, empleando una resistencia última a tracción  $f_{u,red}$  en lugar de  $f_u$ , donde:

$$f_{u,red} = 0,5f_y + 0,6f_u \quad (7.5)$$

La resistencia de un grupo de tornillos puede determinarse como la suma de las resistencias a aplastamiento de cada tornillo  $F_{b,Rd}$  por separado siempre que la resistencia de cálculo a cortadura  $F_{v,Rd}$  de cada tornillo sea mayor o igual que la resistencia de cálculo a aplastamiento  $F_{b,Rd}$ . De manera contraria, la resistencia de un grupo de tornillos podría determinarse considerando la menor resistencia de un tornillo multiplicada por el número de tornillos.

### **Resistencia a tracción**

La resistencia a tracción de los elementos conectados vendrá determinada por la menor de:

a) la resistencia plástica de la sección transversal bruta

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (7.6)$$

b) la resistencia última de la sección transversal neta, deduciendo los agujeros para los elementos de unión

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.7)$$

estando los términos de estas expresiones definidos en la Sección 5.7.2.

Debe señalarse que la expresión para la resistencia última de la sección neta debería utilizarse solamente para un plano de cortadura cuando existan arandelas bajo las cabezas de los tornillos y las tuercas.

Si se requiere un comportamiento dúctil, entonces la resistencia plástica de la sección bruta debe ser menor que la resistencia última de la sección neta. Las exigencias de ductilidad y capacidad de rotación se presentan en EN 1993-1-8. Las exigencias para diseño sísmico se dan en EN 1998.

### **Resistencia de cálculo frente al desgarro del alma**

Puede aplicarse lo recogido en EN 1993-1-8.

### **Angulares unidos por un ala y elementos estructurales en tracción unidos no simétricamente**

En el caso de elementos estructurales no simétricos o unidos no simétricamente, tales como angulares unidos por un ala, al determinar su resistencia última de cálculo se tendrá en cuenta la excentricidad de los tornillos en las uniones de extremo y los efectos de la separación entre tornillos y sus distancias a los bordes.

Los angulares unidos por una única fila de tornillos en un ala pueden tratarse como elementos cargados concéntricamente y la resistencia última de cálculo de la sección neta se puede determinar como sigue:

$$\text{Con 1 tornillo: } N_{u,Rd} = \frac{2,0 (e_2 - 0,5d_0) t f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.8)$$

$$\text{Con 2 tornillos: } N_{u,Rd} = \frac{\beta_2 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.9)$$

$$\text{Con tres o más tornillos: } N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.10)$$

donde:

$\beta_2$  y  $\beta_3$  son los coeficientes de reducción dependientes de la separación  $p_1$  presentados en la Tabla 7.1. Para valores intermedios de  $p_1$  el valor de  $\beta$  se puede determinar por interpolación lineal.

$A_{net}$  es el área neta del angular. Para un angular de lados desiguales unido por el ala menor,  $A_{net}$  será igual al área de la sección neta de un angular equivalente de lados iguales con un tamaño de ala igual al del ala menor.

**Tabla 7.1** Coeficientes de reducción  $\beta_2$  y  $\beta_3$

Unión	Coeficiente	Separación, $p_1$	
		$\leq 2,5d_0$	$\geq 5,0d_0$
2 tornillos	$\beta_2$	0,4	0,7
3 o más tornillos	$\beta_3$	0,5	0,7

### **7.2.4 Elementos de unión**

#### **Áreas netas**

Para el cálculo de tornillos traccionados deberá utilizarse el área resistente a tracción, tal y como se defina en la norma apropiada para dicho producto.

Para tornillos trabajando a cortadura, puede utilizarse el área mayor de la espiga del tornillo siempre que se garantice que la zona roscada queda fuera del plano de cortadura; y deberá tenerse en cuenta que los tornillos pueden estar solicitados en cualquier dirección. En caso de no poder asegurar dicha condición, deberá utilizarse el área resistente a tracción.

#### **Resistencia a cortadura**

La resistencia a cortadura de una unión atornillada depende del número de planos de cortadura y de su posición a lo largo del eje del tornillo. Para cada plano de cortadura, la resistencia a cortadura en ausencia de tracción puede determinarse mediante la siguiente expresión:

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \quad (7.11)$$

donde:

$A$  es la sección transversal bruta del tornillo (si el plano de cortadura no interesa a la zona roscada del tornillo), o el área resistente a tracción del tornillo (si el plano de cortadura interesa a la zona roscada del tornillo)

$f_{ub}$  es la resistencia última a tracción del tornillo (Tabla 2.6).

El valor de  $\alpha$  puede definirse en el Anejo Nacional. El valor recomendado es 0,6, el cual aplica tanto si el plano de cortadura interesa a la zona roscada del tornillo como si no.

La versión actual de EN 1993-1-4 contiene un error en cuanto a la recomendación de  $\alpha$  cuando el plano de cortadura interesa a la zona roscada del tornillo. El valor que se proporciona es  $\alpha = 0,5$  pero se espera que sea sustituido por  $\alpha = 0,6$  en la próxima revisión de EN 1993-1-4.

### **Resistencia a tracción**

La resistencia a tracción de un tornillo viene dada por  $F_{t,Rd}$ :

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (7.12)$$

donde:

$k_2 = 0,63$  para tornillos avellanados, en otros casos  $k_2 = 0,9$ .

Cuando se dispongan elementos de unión como tornillos para resistir una fuerza axial de tracción, dichos elementos deberán ser capaces de resistir las fuerzas adicionales de palanca, cuando este efecto pueda aparecer. En EN 1993-1-8 se presenta la metodología a seguir para considerar las fuerzas de palanca.

### **Efecto combinado de tracción y cortadura**

Cuando un tornillo está sometido simultáneamente a esfuerzos de cortadura,  $F_{v,Ed}$ , y a esfuerzos de tracción (incluidos los efectos de palanca),  $F_{t,Ed}$ , debe considerarse la interacción entre los mismos. Ello puede tenerse en cuenta satisfaciendo la siguiente relación:

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1,4 F_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (7.13)$$

Nótese que la fuerza de tracción de cálculo (incluyendo cualquier fuerza debida al efecto de palanca) debe también ser menor que la resistencia a tracción.

### **Uniones largas y longitudes de agarre grandes**

Para empalmes de longitud inusual (es decir 500 mm o superiores a 15 diámetros de tornillo) o cuando la longitud de agarre (es decir, el espesor total de las chapas conectadas) supera 5 diámetros de tornillo, deberá reducirse la resistencia a cortadura. En ausencia de datos existentes para acero inoxidable, se recomienda, en estas situaciones, consultar las reglas para acero al carbono en EN 1993-1-8.

## 7.3 Elementos de unión mecánicos para estructuras ligeras

El dimensionamiento de uniones para chapas de acero inoxidable mediante tornillos rosca-chapa puede llevarse a cabo de acuerdo con EN 1993-1-3, excepto que la resistencia al arrancamiento debería determinarse mediante ensayos. Con el objetivo de eliminar el agarrotamiento del tornillo o el desgarro de la rosca, la capacidad de dicho tornillo para taladrar y formar roscas en acero inoxidable debería demostrarse mediante ensayos, a menos que se disponga de suficiente experiencia.

## 7.4 Uniones soldadas

### 7.4.1 Aspectos generales

Los ciclos de calentamiento y enfriamiento derivados del proceso de soldadura afectan la microestructura de todos los aceros inoxidables, resultando especialmente importante para los aceros inoxidable tipo dúplex. El uso de procesos de soldadura y material de aportación compatibles, así como el empleo de soldadores cualificados, es esencial en estos procesos (ver Sección 11.6). Ello es importante, no sólo para asegurar la capacidad resistente de la soldadura y conseguir un perfil de soldadura bien definido, sino también para mantener la resistencia a la corrosión de la soldadura y del material adyacente.

Las siguientes recomendaciones se aplican a las soldaduras a tope con penetración completa y parcial y a las soldaduras de ángulo realizadas mediante procedimiento de soldadura por arco eléctrico tales como:

Número de procedimiento	Nombre de procedimiento
111	Soldadura por arco con electrodo metálico revestido (soldadura por arco manual)
121	Soldadura por arco sumergido con hilo/alambre
122	Soldadura por arco sumergido con varillas/electrodos desnudos
131	Soldadura por arco en atmósfera inerte con varilla metálica (soldadura MIG)
135	Soldadura por arco en atmósfera activa con varilla metálica (soldadura MAG)
137	Soldadura por arco con hilo tubular, con protección de gas inerte
141	Soldadura por arco en atmósfera inerte con electrodo de tungsteno (soldadura TIG)
15	Soldadura por arco con chorro plasmático

(Los números de los procedimientos son los definidos en EN ISO 4063)

Deben emplearse consumibles compatibles, de modo que el límite elástico, resistencia última, alargamiento en fractura y la energía mínima del ensayo de Charpy del material de aportación sean equivalentes o superiores a los especificados para el material base. No obstante, para aceros inoxidables austeníticos trabajados en frío, el material de aportación puede presentar una resistencia nominal menor a la del material base (Sección 7.4.4). La Tabla 7.2 recoge los consumibles adecuados para los diferentes grados de acero inoxidable.

Para poder realizar una soldadura entre el acero inoxidable y el acero al carbono, el material de aportación debe ser sobre-aleado para garantizar unas adecuadas propiedades mecánicas y resistencia a la corrosión de la unión. La alta aleación evita la disolución de los elementos unidos en la zona de fusión del acero inoxidable base. En cuanto a la soldadura entre el acero inoxidable y el acero galvanizado, es necesario retirar el revestimiento de zinc alrededor del área de la unión previamente a realizar la soldadura. La inclusión del zinc puede ocasionar la fragilización de la zona, así como la reducción de la resistencia a la corrosión de la soldadura final y los vapores emanados en el proceso de soldadura al atravesar la capa galvanizada presentan un considerable peligro para la salud. Una vez el galvanizado se ha retirado, los requisitos del proceso de soldadura son los mismos que para soldar un acero inoxidable a un acero al carbono ordinario.

**Tabla 7.2** Grados de acero aplicables y consumibles para soldeo

Material base		Consumibles para soldeo	
Grupo	Grado	EN ISO 3581:2012 Consumibles para soldeo. Electrodo revestidos para soldadura manual por arco de acero inoxidable y resistentes al calor. Clasificación	EN ISO 14343:2009 Consumibles para soldeo. Electrodo de hilo, alambres y barras para soldadura por arco de aceros inoxidables y aceros resistentes a altas temperaturas. Clasificación
Austenítico	1.4301, 1.4307, 1.4318	19 9 L	
	1.4541	19 9 L o 19 9 Nb	
	1.4401, 1.4404	19 12 3 L	
	1.4571	19 12 3 L o 19 12 3 Nb	
Dúplex	1.4482, 1.4162, 1.4362, 1.4062	23 7 N L o 22 9 3 N L	
	1.4062 (2202)	23 7 N L o 22 9 3 N L	
	1.4662, 1.4462	22 9 3 N L	
Ferrítico	1.4003	13 o 19 9 L	
	1.4016	19 9 L or 23 12 L	
	1.4509	19 9 Nb o 18 8 Mn	
	1.4521	19 12 3 L o 23 12 L	
<p>Los consumibles para soldeo de acero inoxidable austenítico presentan una tensión correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % mínima de alrededor de 320-350 N/mm<sup>2</sup> y una resistencia a tracción de 510-550 N/mm<sup>2</sup>.</p> <p>Los consumibles para soldeo de acero inoxidable dúplex presentan una tensión correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % mínima alrededor de 450 N/mm<sup>2</sup> y una resistencia a tracción de 550 N/mm<sup>2</sup>.</p>			

Los fabricantes de acero inoxidable y de consumibles pueden ayudar a la hora de seleccionar el material de aportación más adecuado. El metal de aportación debe ser al menos tan noble como el metal base.

Para reducir la posibilidad de corrosión, es mejor evitar las soldaduras de ángulo intermitentes y las soldaduras a tope con penetración parcial intermitente en todos los ambientes, excepto en los poco agresivos. Además, las soldaduras a tope intermitentes deberían utilizarse con cuidado en ambientes marinos o en ambientes terrestres altamente contaminados, en particular cuando aparezca un flujo de agua inducido por tensión superficial.

## 7.4.2 Soldaduras de ángulo

### **Aplicación**

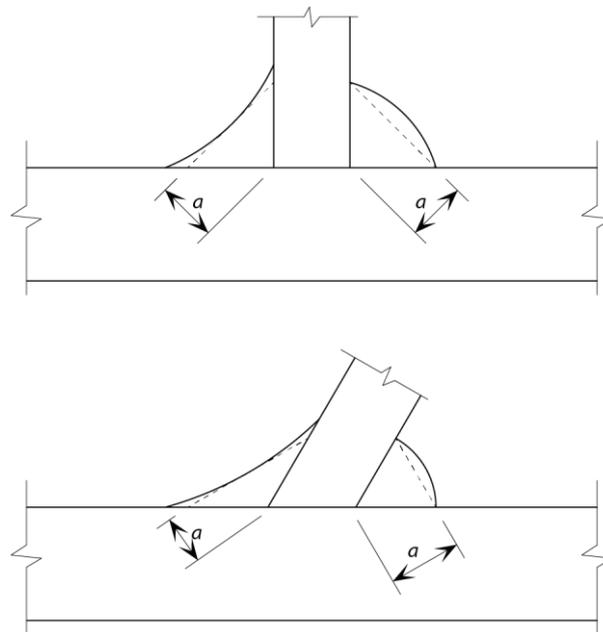
Las soldaduras de ángulo pueden utilizarse para conectar elementos cuyas caras a unir formen ángulos comprendidos entre  $60^\circ$  y  $120^\circ$ . Para ángulos más pequeños que  $60^\circ$ , pueden disponerse soldaduras en ángulo, pero éstas deberían ser consideradas, a efectos de proyecto, como soldaduras a tope con penetración parcial. Para ángulos mayores que  $120^\circ$ , las soldaduras de ángulo no se tendrán en cuenta para la transmisión de esfuerzos.

No se realizará un único cordón de soldadura para resistir momentos flectores actuando alrededor del eje longitudinal del cordón, especialmente cuando dicho flector provoca tensiones de tracción en la raíz del cordón de soldadura.

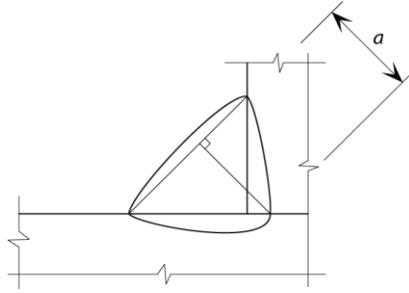
### **Longitud eficaz y espesor de garganta**

La longitud eficaz de un cordón de soldadura de ángulo será la longitud total del cordón. Sin embargo, si la longitud eficaz del cordón de soldadura es menor que 40 mm o 6 veces el espesor de garganta, no se tendrá en cuenta en la transmisión de fuerzas.

El espesor de garganta eficaz,  $a$ , de un cordón de soldadura de ángulo debe tomarse como la altura del mayor triángulo (de lados iguales o desiguales) que puede inscribirse dentro de las caras de fusión y la superficie del cordón, medida perpendicularmente a la cara exterior de este triángulo, ver Figura 7.3. Para determinar la resistencia de un cordón de soldadura de ángulo con penetración profunda, se puede tener en cuenta el espesor adicional de garganta, ver Figura 7.4, siempre que las pruebas de procedimiento muestren que se puede conseguir la penetración requerida de forma sistemática.



**Figura 7.3** *Espesor de garganta en soldaduras de ángulo*



**Figura 7.4** *Espesor de garganta en soldaduras de ángulo con penetración profunda*

### **Tensión de cálculo y resistencia a cortante de cálculo**

La tensión de cálculo viene determinada por el vector suma de las tensiones debidas a todos los esfuerzos y momentos transmitidos por el cordón de soldadura. La tensión de cálculo se calcula para la longitud eficaz y el espesor de garganta (definidos anteriormente). La tensión de cálculo no debe sobrepasar la resistencia a cortante de cálculo.

La resistencia de cálculo del cordón de soldadura en ángulo será adecuada si se cumplen las siguientes condiciones:

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{0,5} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad (7.14)$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.15)$$

donde:

$\sigma_{\perp}$  es la tensión normal perpendicular al espesor de garganta

$\tau_{\perp}$  es la tensión tangencial (en el plano de garganta) perpendicular al eje de soldadura

$\tau_{\parallel}$  es la tensión tangencial (en el plano de garganta) paralela al eje de soldadura

$f_u$  es la resistencia nominal última a tracción de la parte unida más débil

$\beta_w$  se toma como 1,0 para todas las resistencias nominales de acero inoxidable a menos que se pueda justificar un valor más bajo mediante ensayos.

Alternativamente, para calcular la resistencia de cálculo de un cordón de soldadura de ángulo puede utilizarse el método simplificado recogido en 4.5.3.3 de EN 1993-1-8.

### **7.4.3 Soldaduras a tope**

#### **Soldaduras a tope con penetración completa**

La resistencia de cálculo de un cordón de soldadura a tope con penetración completa será igual a la resistencia de cálculo de la más débil de las piezas a unir, siempre que el cordón de soldadura satisfaga las recomendaciones de la Sección 7.4.1.

### ***Soldaduras a tope con penetración parcial***

Las soldaduras a tope con penetración parcial pueden utilizarse para transmitir esfuerzos de cortante. No son recomendables para situaciones en las que pudiera haber esfuerzos de tracción.

La resistencia de un cordón de soldadura a tope con penetración parcial se calculará como los cordones de soldadura de ángulo con penetración profunda. El espesor de garganta de un cordón de soldadura a tope con penetración parcial será la profundidad de aquella penetración que se puede conseguir de forma estable, tal como esté determinado en las pruebas de procedimiento. En ausencia de éstas, el espesor de garganta puede adoptarse igual a la profundidad de preparación menos 3 mm.

#### **7.4.4 Soldaduras en acero inoxidable conformado en frío**

En general, deben aplicarse los mismos principios para las soldaduras en acero inoxidable conformado en frío que para los elementos recocidos. No obstante, la resistencia del material base en las zonas afectadas por el calor de soldaduras a tope debe tomarse como la resistencia a tracción del material base en estado recocido.

El metal de aportación puede presentar una resistencia más baja que la del material base, en cuyo caso la resistencia de cálculo de las soldaduras de ángulo y a tope debe basarse en el valor nominal de la resistencia a tracción del consumible para soldeo pero adoptando un valor de  $\beta_w$  igual a 1,0 (Tabla 7.2).

En general, deberán emplearse consumibles para soldeo de acero inoxidable austenítico para la soldadura en acero inoxidable conformado en frío. Pueden también usarse consumibles para soldeo de acero inoxidable dúplex siempre que las propiedades mecánicas de la unión se verifiquen mediante ensayos.

En uniones soldadas de acero inoxidable conformado en frío, el recocido de las zonas afectadas por el calor puede quedar incompleto, y la resistencia real de la unión podría resultar mayor que aquella calculada en base a un recocido completo. Bajo estas circunstancias, podrían adoptarse propiedades de cálculo mayores mediante la realización de ensayos.



## 8 DIMENSIONAMIENTO FRENTE A INCENDIO

### 8.1 Aspectos generales

En este apartado se recogen los criterios de dimensionamiento frente a incendio que las estructuras de acero inoxidable, por razones de seguridad, deberán satisfacer, para evitar el colapso prematuro de la estructura cuando ésta esté expuesta a la acción de incendio. Las recomendaciones que se dan corresponden únicamente a medidas pasivas de protección frente a incendio, y son aplicables a los grados de acero inoxidable y a las estructuras de acero inoxidable que hayan sido dimensionadas siguiendo las especificaciones de las Secciones 4 a 7 de este documento.

Los aceros inoxidables austeníticos mantienen una mayor proporción de su resistencia en condiciones normales que los aceros al carbono por encima de 550°C. De manera similar, todos los aceros inoxidables retienen una mayor proporción de su rigidez que el acero al carbono en todo el rango de temperaturas.

EN 1991-1-2 define las acciones térmicas y mecánicas que actúan sobre una estructura expuesta al fuego. El incendio se define como una situación accidental de diseño en los Eurocódigos. En EN 1990 se presentan las combinaciones de acciones para situaciones accidentales de diseño, y se recomienda tomar un valor de los coeficientes parciales de seguridad para las acciones de 1,0. Del mismo modo, EN 1993-1-2 recomienda tomar el valor de 1,0 para el coeficiente parcial de seguridad del material  $\gamma_{M,fi}$  en situación de incendio.

Las prestaciones requeridas a una estructura de acero inoxidable que pudiera estar sometida a la acción accidental de incendio son exactamente las mismas que las requeridas a una estructura de acero al carbono, y éstas son:

- En aquellos casos en los que se requiera capacidad portante en caso de incendio, la estructura deberá proyectarse de modo que mantenga su capacidad portante durante el tiempo característico de exposición al fuego.
- Se deberán considerar criterios de deformabilidad cuando los medios de protección frente a incendio o los criterios de diseño para elementos separadores requieran la consideración de la deformación de la estructura. De todos modos, no es necesario considerar la deformación de la estructura si la resistencia frente a incendio de los diferentes elementos separadores se basa en la curva estándar de fuego.

### 8.2 Propiedades mecánicas a temperaturas elevadas

EN 1993-1-2:2005 proporciona ocho grupos de factores de reducción de resistencia para diferentes grados de acero inoxidable, en oposición al único grupo establecido para el acero al carbono. Los aceros inoxidables requieren de varios grupos de factores de reducción puesto que las propiedades a temperaturas elevadas pueden variar considerablemente a causa de las diferentes composiciones químicas. Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-2 se agrupen los diferentes aceros inoxidables que presenten propiedades mecánicas a temperaturas elevadas similares y se definan los factores de

reducción para cada uno de los grupos, sustituyendo a los valores basados en grados individuales. Estos factores de reducción se proporcionan en esta sección.

En la Tabla 8.1 se presentan los factores de reducción para la resistencia y la rigidez de la curva tensión-deformación a temperaturas elevadas, relativos al valor de referencia correspondiente a una temperatura de 20°C, para siete grupos de acero inoxidable. Los diferentes factores se definen a continuación:

$k_{p0,2,\theta}$  es el valor de la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % a temperatura  $\theta$ , relativo al valor de la resistencia del 0,2 % a 20°C (límite elástico a 20°C), es decir:

$$k_{p0,2,\theta} = f_{p0,2,\theta} / f_y \quad (8.1)$$

$k_{2,\theta}$  es el valor de la tensión para una deformación total del 2 % a una temperatura  $\theta$  relativo a valor de la resistencia a 20°C, es decir:

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta} / f_y \quad \text{pero } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta} \quad (8.2)$$

$k_{u,\theta}$  es el valor de la resistencia última a una temperatura  $\theta$  relativo al valor de la resistencia última a 20°C, es decir:

$$k_{u,\theta} = f_{u,\theta} / f_u \quad (8.3)$$

$k_{E,\theta}$  es la pendiente de la rama lineal elástica a una temperatura  $\theta$  relativa a dicha pendiente a 20°C, es decir:

$$k_{E,\theta} = E_\theta / E \quad (8.4)$$

$k_{\epsilon u,\theta}$  es la deformación correspondiente a la resistencia última a tracción a una temperatura  $\theta$  relativa a la deformación correspondiente a la resistencia última a tracción a 20°C, es decir:

$$k_{\epsilon u,\theta} = \epsilon_{u,\theta} / \epsilon_u \quad (8.5)$$

donde:

$E$  es el módulo de Young a 20°C ( $=200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>)

$f_y$  es el límite elástico característico del material a 20°C, tal y como se define en la Sección 2.3

$f_u$  es la resistencia última a tracción característica a 20°C, tal y como se define en la Sección 2.3.

Para materiales conformados en frío, o cuando se considere el incremento de resistencia a causa de los procesos de conformado de la sección durante su fabricación, deberán emplearse los siguientes factores de reducción de resistencia:

$$k_{p0,2,\theta,CF} = k_{p0,2,\theta} \quad 200 \leq \theta \leq 700 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{p0,2,\theta,CF} = 0,8 k_{p0,2,\theta} \quad \theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{2,\theta,CF} = k_{2,\theta} \quad 200 \leq \theta \leq 700 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{2,\theta,CF} = 0,9 k_{2,\theta} \quad \theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} \quad \text{para todas las temperaturas}$$

Donde el subíndice CF hace referencia a un material trabajado o conformado en frío.

Nótese que en los métodos de cálculo simplificados para el cálculo de la resistencia frente a incendio proporcionados en la Sección 8.3 se emplean las siguientes resistencias características:

Pilares	$f_{p0,2,\theta}$	(todas las Clases de sección)
Vigas arriostradas	$f_{2,\theta}$	(secciones Clase 1-3)
	$f_{p0,2,\theta}$	(secciones Clase 4)
Vigas no arriostradas	$f_{p0,2,\theta}$	(todas las Clases de sección)
Elementos traccionados	$f_{2,\theta}$	(todas las Clases de sección)

**Tabla 8.1** Factores de reducción para resistencias, módulo de Young y deformación a temperaturas elevadas

Temperatura $\theta$ (°C)	Factor de reducción $k_{p0,2,\theta}$	Factor de reducción $k_{2,\theta}$	Factor de reducción $k_{u,\theta}$	Factor de reducción $k_{E,\theta}$	Factor de reducción $k_{\epsilon u,\theta}$
<b>Austenítico I</b> <b>1.4301, 1.4307, 1.4318</b>					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,78	1,02	0,81	0,96	0,56
200	0,65	0,88	0,72	0,92	0,42
300	0,60	0,82	0,68	0,88	0,42
400	0,55	0,78	0,66	0,84	0,42
500	0,50	0,73	0,61	0,80	0,42
600	0,46	0,68	0,54	0,76	0,33
700	0,38	0,54	0,40	0,71	0,24
800	0,25	0,35	0,25	0,63	0,15
900	0,15	0,18	0,13	0,45	0,15
1000	0,07	0,08	0,08	0,20	0,20
1100	0,05	0,06	0,05	0,10	-
<b>Austenítico II</b> <b>1.4401, 1.4404, 1.4541</b>					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,86	1,13	0,87	0,96	0,56
200	0,72	0,98	0,80	0,92	0,42
300	0,67	0,92	0,78	0,88	0,42
400	0,62	0,85	0,77	0,84	0,42
500	0,60	0,82	0,74	0,80	0,42
600	0,56	0,75	0,67	0,76	0,33
700	0,50	0,68	0,51	0,71	0,24
800	0,41	0,50	0,34	0,63	0,15
900	0,22	0,26	0,19	0,45	0,15
1000	0,14	-	0,10	0,20	0,20
1100	0,07	-	0,07	0,10	-
<b>Austenítico III</b> <b>1.4571</b>					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,89	1,16	0,88	0,96	0,56
200	0,82	1,07	0,81	0,92	0,42
300	0,77	1,01	0,79	0,88	0,42
400	0,72	0,95	0,79	0,84	0,42
500	0,69	0,91	0,77	0,80	0,42
600	0,65	0,85	0,71	0,76	0,33
700	0,59	0,76	0,57	0,71	0,24
800	0,51	0,63	0,38	0,63	0,15
900	0,29	0,38	0,23	0,45	0,15
1000	0,15	0,18	0,10	0,20	0,20
<b>Dúplex I</b> <b>1.4362, 1.4062, 1.4482</b>					
20	1,00	1,15	1,00	1,00	1,00
100	0,83	0,94	0,94	0,96	1,00
200	0,75	0,82	0,87	0,92	1,00
300	0,69	0,77	0,79	0,88	1,00
400	0,58	0,70	0,70	0,84	1,00
500	0,43	0,59	0,59	0,80	1,00
600	0,27	0,45	0,47	0,76	1,00
700	0,14	0,28	0,33	0,71	0,80
800	0,07	0,14	0,20	0,63	0,60
900	0,04	0,05	0,09	0,45	0,40

**Tabla 8.1** (continuación) Factores de reducción para resistencias, módulo de Young y deformación a temperaturas elevadas

Temperatura $\theta$ (°C)	Factor de reducción $k_{p0,2,\theta}$	Factor de reducción $k_{2,\theta}$	Factor de reducción $k_{u,\theta}$	Factor de reducción $k_{E,\theta}$	Factor de reducción $k_{\epsilon u,\theta}$
<b>Dúplex II</b> 1.4462, 1.4162, 1.4662					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,82	0,96	0,96	0,96	0,87
200	0,70	0,86	0,91	0,92	0,74
300	0,65	0,82	0,88	0,88	0,74
400	0,60	0,76	0,82	0,84	0,74
500	0,53	0,67	0,71	0,80	0,74
600	0,42	0,55	0,56	0,76	0,74
700	0,27	0,37	0,38	0,71	0,44
800	0,15	0,21	0,22	0,63	0,14
900	0,07	0,11	0,14	0,45	0,14
1000	0,01	0,03	0,06	0,20	0,14
<b>Ferrítico I</b> 1.4509, 1.4521, 1.4621					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,88	1,01	0,93	0,98	1,00
200	0,83	0,99	0,91	0,95	1,00
300	0,78	0,92	0,88	0,92	1,00
400	0,73	0,90	0,82	0,86	0,75
500	0,66	0,86	0,78	0,81	0,75
600	0,53	0,71	0,64	0,75	0,75
700	0,39	0,48	0,41	0,54	0,75
800	0,10	0,13	0,11	0,33	0,75
900	0,04	0,04	0,03	0,21	0,75
1000	0,02	0,02	0,01	0,09	0,75
<b>Ferrítico II</b> 1.4003, 1.4016					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,93	1,12	0,93	0,98	1,00
200	0,91	1,09	0,89	0,95	1,00
300	0,89	1,04	0,87	0,92	1,00
400	0,87	1,08	0,84	0,86	0,75
500	0,75	1,01	0,82	0,81	0,75
600	0,43	0,48	0,33	0,75	0,75
700	0,16	0,18	0,13	0,54	0,75
800	0,10	0,12	0,09	0,33	0,75
900	0,06	0,09	0,07	0,21	0,75
1000	0,04	0,06	0,05	0,09	0,75

### 8.3 Determinación de la capacidad estructural frente a incendio

La resistencia frente a incendio de una estructura puede determinarse mediante uno o varios de los siguientes métodos:

- métodos simplificados de cálculo aplicados a los elementos estructurales individuales
- métodos avanzados de cálculo
- ensayos.

Los métodos simplificados de cálculo se basan en hipótesis conservadoras. Los métodos avanzados de cálculo son métodos de dimensionamiento en los que los principios ingenieriles se aplican, de manera realista, a problemáticas específicas. En aquellos casos en los que un método simplificado de cálculo no sea suficiente, será necesario utilizar métodos de dimensionamiento basados en modelos de cálculo avanzado o bien métodos basados en resultados de ensayos experimentales.

EN 1993-1-2 asume que el método de cálculo simplificado de acero al carbono es también aplicable al acero inoxidable. No obstante, se ha demostrado que algunas de estas directrices resultan muy conservadoras para el acero inoxidable y se espera que la próxima revisión de EN 1993-1-2 incorpore las recomendaciones modificadas recogidas en la Sección 8.3, las cuales pueden resumirse como:

1. Emplear  $f_{p0,2,\theta}$  (en lugar de  $f_{2,\theta}$ ) para determinar:
  - la resistencia frente a pandeo de pilares (todas las Clases de sección).
  - la resistencia a flexión de vigas arriostradas de Clase 4
  - la resistencia a flexión de vigas no arriostradas (todas las Clases de sección)
2. Considerar un valor de  $\varepsilon$  que dependa de la temperatura para la clasificación seccional.
3. Considerar las curvas de pandeo a temperatura ambiente para pilares y vigas no arriostradas.

### 8.3.2 Clasificación de las secciones transversales

En dimensionamiento frente a incendio, se aplicará el método de clasificación de las secciones descrito en la Sección 5 de este documento utilizando un valor de  $\varepsilon$  que dependa de la temperatura:

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} \quad (8.6)$$

De manera alternativa, podrá adoptarse el siguiente valor conservador de  $\varepsilon$ , utilizando las propiedades de dimensionamiento a 20°C:

$$\varepsilon = 0,85 \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} \quad (8.7)$$

donde:

$k_{y,\theta}$  es o bien  $k_{p0,2,\theta}$  o  $k_{2,\theta}$ , dependiendo del tipo de carga y clase de sección (ver Sección 8.2).

### 8.3.3 Elementos sometidos a tracción

La resistencia de cálculo  $N_{fi,\theta,Rd}$  de un elemento sometido a tracción a temperatura uniforme  $\theta$  se determina a partir de la siguiente expresión:

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0}/\gamma_{M,fi}] \quad (8.8)$$

donde:

$k_{2,\theta}$  es el factor de reducción de la tensión correspondiente a una deformación remanente del 2 % a temperatura  $\theta$

$N_{Rd}$  es la resistencia de cálculo a tracción de una sección, que se toma igual a  $N_{pl,Rd}$  a temperatura ambiente, de acuerdo con lo indicado en la Sección 5.7.2.

$\gamma_{M0}$  y  $\gamma_{M,fi}$  son los coeficientes parciales, ver Tabla 4.1 y Sección 8.1

En aquellos casos en los que la temperatura no sea uniforme en el elemento, la resistencia de cálculo vendrá dada por la siguiente expresión:

$$N_{fi,t,Rd} = \sum_{i=1}^n A_i k_{2,\theta_i} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (8.9)$$

donde:

$A_i$  es un área elemental de la sección transversal

$\theta_i$  es la temperatura en el área  $A_i$

$k_{2,\theta_i}$  es el factor de reducción para una tensión correspondiente a un 2 % de deformación total a una temperatura  $\theta_i$  (ver Sección 8.2).

De modo alternativo, la resistencia de cálculo  $N_{fi,t,Rd}$  a tiempo  $t$  de un elemento traccionado con distribución no uniforme de temperatura puede tomarse, de forma conservadora, igual a la resistencia de cálculo  $N_{fi,\theta,Rd}$  de un elemento traccionado con una temperatura uniforme  $\theta$  e igual a la temperatura máxima  $\theta_{max}$  alcanzada a dicho tiempo  $t$ .

### 8.3.4 Elementos sometidos a compresión

La resistencia de cálculo a pandeo  $N_{b,fi,t,Rd}$  de un elemento comprimido a tiempo  $t$  sometido a una temperatura uniforme  $\theta$  viene dada por las siguientes expresiones:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 o 3} \quad (8.10)$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (8.11)$$

donde:

$k_{p0,2,\theta}$  es el factor de reducción de la resistencia correspondiente a una deformación remanente del 0,2 % a temperatura  $\theta$  (ver Sección 8.2).

$\chi_{fi}$  es el coeficiente de reducción de pandeo por flexión considerando el incendio, definido como:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad \text{siendo } \chi_{fi} \leq 1 \quad (8.12)$$

donde:

$$\phi_{\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2 \right] \quad (8.13)$$

en donde  $\alpha$  y  $\bar{\lambda}_0$  son los coeficientes a temperatura ambiente de la Tabla 6.1 o Tabla 6.2.

La esbeltez adimensional modificada  $\bar{\lambda}_{\theta}$  a temperatura  $\theta$  viene dada por la siguiente expresión:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{para todas las Clases de sección} \quad (8.14)$$

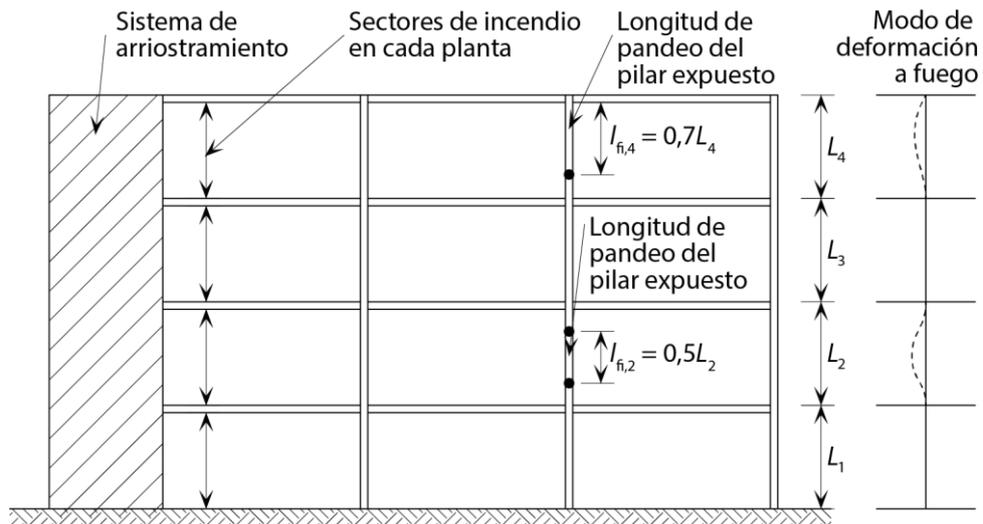
donde:

$k_{E,\theta}$  es el factor de reducción para la pendiente de la rama lineal elástica a una temperatura  $\theta$  (ver Sección 8.2).

En aquellos casos en los que la temperatura no sea uniforme en el elemento, la resistencia de cálculo a compresión puede estimarse, de manera conservadora, adoptando una temperatura uniforme cuyo valor sea igual al valor de la temperatura máxima en el elemento.

La longitud de pandeo  $l_{fi}$  de un pilar sometido a la acción del fuego deberá determinarse del mismo modo que se determina en situación de temperatura ambiente. Sin embargo, en un pórtico arriostrado intraslacional, la longitud de pandeo  $l_{fi}$  puede determinarse considerando el elemento comprimido empotrado en los extremos correspondientes a otro sector de incendio. Esta hipótesis puede adoptarse sólo en el caso que la resistencia frente a incendio de los elementos constructivos que separan estos sectores de incendio no sea menor que la resistencia frente a incendio de los pilares en cuestión.

En el caso de un pórtico arriostrado intraslacional en el que cada planta comprenda un sector de incendio con suficiente resistencia frente a incendio, la longitud de pandeo de un pilar en una planta intermedia podrá ser igual a  $l_{fi} = 0,5L$  mientras que en la última planta, la longitud de pandeo será igual a  $l_{fi} = 0,7L$ , donde  $L$  es la longitud del sistema en la planta de estudio, ver Figura 8.1.



**Figura 8.1** Longitudes de pandeo  $l_{fi}$  de pilares en pórticos arriostrados intraslacionales

### 8.3.5 Vigas arriostradas lateralmente

La resistencia de cálculo a flexión  $M_{fi,\theta,Rd}$  de una sección transversal sometida a una temperatura uniforme  $\theta$  se determinará a partir de las siguientes expresiones:

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} \left[ \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 o 3} \quad (8.15)$$

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{p0,2,\theta} M_{Rd} \left[ \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (8.16)$$

donde:

$M_{Rd}$  es el momento resistente plástico de la sección bruta  $M_{pl,Rd}$  (en secciones transversales de Clase 1 o 2), el momento resistente elástico de la sección bruta  $M_{el,Rd}$  (en secciones transversales de Clase 3) o el momento resistente elástico eficaz de la sección transversal eficaz  $M_{eff,Rd}$  (en secciones transversales de Clase 4) para el dimensionamiento a temperatura ambiente

$k_{2,\theta}$  y  $k_{p0,2,\theta}$  han sido ya definidos en la Sección 8.2.

Cuando sea necesario considerar los efectos del cortante, deberá utilizarse la resistencia a flexión reducida para temperatura ambiente, de acuerdo con la Sección 5.7.6.

La resistencia de cálculo a flexión  $M_{fi,t,Rd}$  a tiempo  $t$  de una sección transversal perteneciente a un elemento estructural con distribución no uniforme de temperatura puede determinarse, de modo conservador, a partir de la siguiente expresión:

$$M_{fi,t,Rd} = \left[ \frac{M_{fi,\theta,Rd}}{\kappa_1 \kappa_2} \right] \quad (8.17)$$

donde:

$M_{fi,\theta,Rd}$  es la resistencia de cálculo a flexión de la sección transversal (o de la sección eficaz para secciones de Clase 4) a una temperatura uniforme  $\theta$  de valor igual a la temperatura máxima en la sección transversal

$\kappa_1$  es un factor de adaptación para distribuciones no uniformes de temperatura a través de la sección transversal, ver Tabla 8.2

$\kappa_2$  es un factor de adaptación para distribuciones no uniformes de temperatura a lo largo del elemento estructural, ver Tabla 8.2.

**Tabla 8.2 Factores de adaptación**

Tipo de exposición	$\kappa_1$
para una viga expuesta a fuego en sus cuatro caras	1,0
para una viga no protegida expuesta a fuego en tres caras, con una losa de hormigón o mixta en su cuarta cara	0,70
para una viga protegida expuesta a fuego en tres caras, con una losa de hormigón o mixta en su cuarta cara	0,85
	$\kappa_2$
en secciones de apoyos de vigas continuas	0,85
en el resto de casos	1,0

La resistencia de cálculo a cortante  $V_{fi,t,Rd}$  a tiempo  $t$  de una sección transversal con una distribución no uniforme de temperatura se determinará a partir de las siguientes expresiones:

$$V_{fi,t,Rd} = k_{2,\theta_{web}} V_{Rd} \left[ \frac{Y_{M0}}{Y_{M,fi}} \right] \quad \text{para secciones de Clase 1, 2 o 3} \quad (8.18)$$

$$V_{fi,t,Rd} = k_{p0,2,\theta_{web}} V_{Rd} \left[ \frac{Y_{M0}}{Y_{M,fi}} \right] \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (8.19)$$

donde:

$V_{Rd}$  es la resistencia de cálculo a cortante de la sección transversal bruta a temperatura ambiente de acuerdo con la Sección 5.7.5 (para temperaturas por encima de 400°C,  $\eta$  deberá tomarse como 1,0).

$\theta_{web}$  es la temperatura en el alma de la sección transversal.

### 8.3.6 Vigas no arriostradas lateralmente

La resistencia de cálculo frente a pandeo lateral  $M_{b,fi,t,Rd}$  a tiempo  $t$  de una viga no arriostrada lateralmente se determinará a partir de las siguientes expresiones:

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{pl,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{para secciones de Clase 1 y 2} \quad (8.20)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{el,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{para secciones de Clase 3} \quad (8.21)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{eff,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{para secciones de Clase 4} \quad (8.22)$$

donde:

$\chi_{LT,fi}$  es el coeficiente de reducción para pandeo lateral en estructuras sometidas a incendio, que viene dado por la siguiente expresión:

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\phi_{LT,\theta} + \sqrt{\phi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}} \quad \text{siendo } \chi_{LT,fi} \leq 1 \quad (8.23)$$

$$\phi_{LT,\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT,\theta} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right] \quad (8.24)$$

donde

$\alpha_{LT}$  es el factor de imperfección a temperatura ambiente definido en la Sección 6.4.2.

$k_{p0,2,\theta}$  es el factor de reducción definido en la Sección 8.2 para la máxima temperatura alcanzada  $\theta$  en cualquier punto de la sección.

La esbeltez adimensional  $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$  a temperatura  $\theta$  viene dada por la siguiente expresión:

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \bar{\lambda}_{LT} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{para todas las Clases de sección} \quad (8.25)$$

donde:

$k_{E,\theta}$  es el factor de reducción definido en la Sección 8.2 a temperatura  $\theta$ .

### 8.3.7 Elementos sometidos a compresión y flexión

Con el fin de evitar el posible pandeo por flexión alrededor del eje fuerte y del eje débil y el pandeo lateral, ocasionado por el efecto combinado de los esfuerzos de compresión y de los momentos flectores, deberán llevarse a cabo las siguientes comprobaciones:

a) Para secciones de Clase 1, 2 o 3

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.26)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min1,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed}}{\chi_{LT,fi} M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.27)$$

donde:

$N_{fi,Ed}$ ,  $M_{y,fi,Ed}$  y  $M_{z,fi,Ed}$  son el esfuerzo axial y los momentos flectores de cálculo para la situación de incendio

$M_{y,fi,\theta,Rd}$  y  $M_{z,fi,\theta,Rd}$  están definidos en la Sección 8.3.5

$\chi_{min,fi}$  es el menor de los coeficientes de reducción para el pandeo por flexión, pandeo por torsión y pandeo por torsión y flexión a temperatura  $\theta$ , definidos en la Sección 8.3.4

$\chi_{min1,fi}$  es el menor de los coeficientes de reducción para el pandeo por flexión alrededor del eje  $z - z$ , pandeo por torsión y pandeo por torsión y flexión a temperatura  $\theta$ , definidos en la Sección 8.3.4

$\chi_{LT,fi}$  es el coeficiente de reducción para el pandeo lateral a temperatura  $\theta$ , definido en la Sección 8.3.6.

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (8.28)$$

$$\mu_{LT} = 0,15 \bar{\lambda}_{z,\theta} \beta_{M,LT} - 0,15 \leq 0,9 \quad (8.29)$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (8.30)$$

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3) \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8 \quad (8.31)$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (8.32)$$

$$\mu_z = (2\beta_{M,z} - 5) \bar{\lambda}_{z,\theta} + 0,44\beta_{M,z} - 0,29 \leq 0,8 \text{ y } \bar{\lambda}_{z,\theta} \leq 1,1 \quad (8.33)$$

$\beta_M$  es el coeficiente del momento uniforme equivalente, que viene dado en la Tabla 8.3.

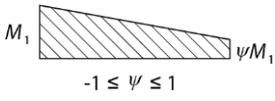
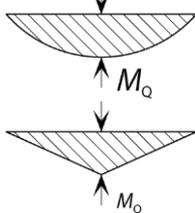
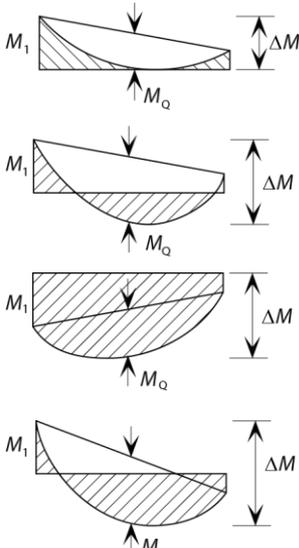
b) Para secciones de Clase 4:

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed} + N_{fi,Ed} e_y}{M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed} + N_{fi,Ed} e_z}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.34)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min1,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed} + N_{fi,Ed} e_y}{\chi_{LT,fi} M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed} + N_{fi,Ed} e_z}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.35)$$

donde todos los términos han sido definidos en el punto (a) anterior, exceptuando el hecho de que para el cálculo de los factores  $k_y$ ,  $k_z$  y  $k_{LT}$ , el área  $A$  deberá remplazarse por  $A_{eff}$ .

**Tabla 8.3** Coeficientes del momento uniforme equivalente,  $\beta_M$

Ley de momentos flectores	Coefficiente del momento uniforme equivalente $\beta_M$
<p>Momentos en extremos</p>  <p><math>-1 \leq \psi \leq 1</math></p>	$\beta_{M,\psi} = 1,8 - 0,7\psi$
<p>Momentos debidos a cargas transversales</p> 	$\beta_{M,Q} = 1,3$ $\beta_{M,Q} = 1,4$
<p>Momentos debidos a cargas transversales y momentos en los extremos</p> 	$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi})$ <p><math>M_Q =  \max M </math> debido únicamente a cargas transversales</p> <p>Para leyes de momentos sin cambio de signo:  <math>\Delta M =  \max M </math></p> <p>Para leyes de momentos con cambio de signo:  <math>\Delta M =  \max M  +  \min M </math></p>

## 8.4 Propiedades térmicas a temperaturas elevadas

### 8.4.1 Elongación térmica

La elongación térmica del acero inoxidable austenítico  $\Delta l/l$  puede determinarse a partir de la expresión siguiente:

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{(16 + 4,79 \times 10^{-3}\theta - 1,243 \times 10^{-6}\theta^2) \times (\theta - 20)}{10^6} \quad (8.36)$$

donde:

$l$  es la longitud del elemento a 20°C

$\Delta l$  es el valor de la dilatación por aumento de la temperatura

$\theta$  es la temperatura del acero (°C)

La Tabla 8.4 proporciona valores medios de los coeficientes de expansión térmica de aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos para diferentes rangos de temperatura.

**Tabla 8.4** Coeficientes de expansión térmica medios

Rango de temperatura del acero (°C)	Coeficientes de expansión térmica medios (10 <sup>-6</sup> /°C)		
	Austenítico	Dúplex	Ferrítico
20 - 100	16,7	13,2	10,3
20 - 200	17,2	13,9	10,7
20 - 300	17,7	14,3	11,1
20 - 400	18,1	14,7	11,5
20 - 500	18,4	15,1	11,8
20 - 600	18,8	15,4	12,0
20 - 700	19,1	15,9	12,4
20 - 800	19,4	16,3	12,9
20 - 900	19,4	16,7	13,4
20 - 1000	19,7	17,1	14,0
20 - 1100	20	17,5	-

### 8.4.2 Calor específico

El calor específico del acero inoxidable  $c$  puede determinarse a partir de la siguiente expresión:

Para aceros inoxidables austeníticos y dúplex:

$$c = 450 + 0,28 \times \theta - 2,91 \times 10^{-4}\theta^2 + 1,34 \times 10^{-7}\theta^3 \quad \text{J/kg}^\circ\text{C} \quad (8.37)$$

Para aceros inoxidables ferríticos:

$$c = 430 + 0,26 \times \theta \quad \text{J/kg}^\circ\text{C} \quad (8.38)$$

La versión actual de EN 1993-1-2 tan sólo proporciona la Ecuación (8.37). Se espera que la Ecuación (8.38) sea incluida en la próxima revisión de EN 1993-1-2.

### 8.4.3 Conductividad térmica

La conductividad térmica del acero inoxidable  $\lambda$  puede determinarse a partir de la siguiente expresión:

Para aceros inoxidables austeníticos y dúplex:

$$\lambda = 14,6 + 1,27 \times 10^{-2} \theta \quad \text{W/m}^\circ\text{C} \quad (8.39)$$

Para aceros inoxidables ferríticos:

$$\lambda = 20,4 + 2,28 \times 10^{-2} \theta - 1,54 \times 10^{-5} \theta^2 \quad \text{W/m}^\circ\text{C} \quad (8.40)$$

La versión actual de EN 1993-1-2 tan sólo proporciona la Ecuación (8.39). Se espera que la Ecuación (8.40) sea incluida en la próxima revisión de EN 1993-1-2.

### 8.4.4 Cálculo del incremento de temperatura en el acero inoxidable

El método para calcular el incremento de temperatura en el acero al carbono puede aplicarse también al acero inoxidable.

El incremento de temperatura de una sección transversal de un elemento estructural no protegido de acero inoxidable calentado uniformemente durante un intervalo de tiempo  $\Delta t$  viene dado por:

$$\Delta\theta_t = \frac{A_m/V}{c \rho} \dot{h}_{\text{net,d}} \Delta t \quad (8.41)$$

donde:

- $c$  es el calor específico del acero inoxidable, (J/kgK) (ver Sección 8.4.2)
- $\rho$  es la densidad del acero inoxidable ( $\text{kg/m}^3$ ), que viene especificada en la Tabla 2.7 (normalmente se considera independiente de la temperatura)

$A_m/V$  es el factor de forma de la sección para elementos no protegidos de acero

$A_m$  es el área de la superficie del elemento por unidad de longitud

$V$  es el volumen del elemento por unidad de longitud

$\dot{h}_{\text{net,d}}$  es el valor de cálculo del flujo neto de calor por unidad de área

$$= \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}} \quad (8.42)$$

en donde:

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c (\theta_g - \theta) \quad (8.43)$$

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \phi \varepsilon_{\text{res}} 5,67 \times 10^{-8} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta + 273)^4] \quad (8.44)$$

$\alpha_c$  es el coeficiente de transmisión de calor por convección (se suele adoptar un valor de  $25 \text{W/m}^2\text{K}$ )

- $\theta_g$  es la temperatura del gas del ambiente de un elemento expuesto a fuego (°C), dada por la curva nominal de temperatura-tiempo
- $\theta$  es la temperatura de la sección transversal de acero (°C), que se supone uniforme para un instante de tiempo  $t$
- $\phi$  es el factor de configuración
- $\varepsilon_{res}$  es la emisividad resultante.

El parámetro  $\varepsilon_{res}$  representa la radiación transmitida entre el fuego y la superficie de acero inoxidable y su magnitud depende del grado de exposición directa al fuego del elemento. Aquellos elementos que estén parcialmente protegidos de los efectos de la radiación de calor presentarán un valor menor de  $\varepsilon_{res}$ . Para el acero inoxidable, EN 1993-1-2 adopta un valor de  $\varepsilon_{res} = 0,4$ .

Si se conoce la variación de la temperatura de incendio con el tiempo, la ecuación anterior para el incremento de temperatura puede utilizarse para determinar la temperatura del acero mediante integración numérica. La curva nominal de temperatura-tiempo para el incendio estándar viene dada en EN 1991-1-2 como:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (8.45)$$

donde:

- $t$  es el tiempo transcurrido desde el inicio del incendio (minutos)

## 8.5 Modelo material a temperaturas elevadas

La curva tenso-deformacional a temperaturas elevadas puede obtenerse de las siguientes expresiones. Nótese que el Anejo C proporciona expresiones equivalentes para modelizar la curva tenso-deformacional a temperatura ambiente.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_\theta} + 0,002 \left[ \frac{\sigma}{f_{p0,2,\theta}} \right]^{n_\theta} \quad \text{para } \sigma \leq f_{p0,2,\theta} \quad (8.46)$$

El segundo tramo de la curva tenso-deformacional puede expresarse tanto en términos de  $f_{2,\theta}$  (Ecuación (8.47)) como en términos de  $f_{u,\theta}$  (Ecuación (8.48)):

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \left( 0,02 - \varepsilon_{p0,2,\theta} - \frac{(f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta})}{E_{p0,2,\theta}} \right) \times \left[ \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta}} \right]^{m_{\theta,2}} + \varepsilon_{p0,2,\theta} \quad \text{para } f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \quad (8.47)$$

o

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \varepsilon_{u,\theta} \left( \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{p0,2,\theta}} \right)^{m_\theta} + \varepsilon_{p0,2,\theta} \quad \text{para } f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \quad (8.48)$$

donde

- $\sigma$  es la tensión ingenieril (engineering stress)
- $\varepsilon$  es la deformación ingenieril (engineering strain)
- $f_{2,\theta}$  es la tensión correspondiente a una deformación total del 2 % a temperatura  $\theta$

$\varepsilon_{p0,2,\theta}$  es la deformación total correspondiente a  $f_{p0,2,\theta}$

$E_{p0,2,\theta}$  es el modulo tangente correspondiente a  $f_{p0,2,\theta}$

$\varepsilon_{u,\theta}$  es la deformación correspondiente a la resistencia última  $f_{u,\theta}$  ( $\varepsilon_{u,\theta} \leq \varepsilon_u$ )

$n_\theta$ ,  $m_\theta$  y  $m_{\theta,2}$  son los exponentes que determinan el grado de no linealidad material a temperatura  $\theta$

$\varepsilon_{u,\theta}$  puede obtenerse de las expresiones proporcionadas para  $\varepsilon_u$  a temperatura ambiente, recogidas en el Anejo C, empleando los valores de resistencia a temperatura elevada.

Los valores de  $n_\theta$  pueden tomarse como aquellos definidos para temperatura ambiente para  $n$ . Los valores de  $m_\theta$  y  $m_{\theta,2}$  deben determinarse a partir de las expresiones de  $m$  para temperatura ambiente pero utilizando los valores de  $f_{p0,2,\theta}$  y  $f_{u,\theta}$  a temperatura elevada.

La versión actual de EN 1993-1-2 proporciona una expresión diferente a la descrita en este apartado para el modelo material del acero inoxidable. No obstante, se espera que el modelo definido por las Ecuaciones (8.46), (8.47) y (8.48) sea incorporado en la próxima revisión de EN 1993-1-2 puesto que al ser una modificación de la formulación compuesta de Ramberg-Osgood, es consistente con el modelo para el comportamiento a temperatura ambiente ampliamente adoptado (Anejo C). El nuevo modelo es también más preciso y menos complejo, empleando parámetros que tienen un significado físico claro.

## 9 FATIGA

La fatiga del metal deberá considerarse en aquellas estructuras o partes de estructuras sometidas a ciclos tensionales de valor significativo. Normalmente no es necesaria la consideración de la fatiga en el dimensionamiento de estructuras de edificación, excepto en aquellos elementos estructurales que soporten mecanismos de elevación, cargas móviles de rodadura o máquinas vibratorias, y en elementos estructurales sometidos a oscilaciones producidas por la acción del viento.

Al igual que sucede en las estructuras de acero al carbono, las zonas próximas a las soldaduras, debido a la existencia combinada de concentraciones de tensión y de defectos de ejecución, son las zonas más sensibles a los efectos de la fatiga. Las recomendaciones para la determinación de la resistencia a la fatiga de estructuras de acero al carbono son aplicables también a los aceros inoxidable tipo austenítico y dúplex (ver EN 1993-1-9).

Adoptar buenos criterios prácticos de diseño y construcción reduce la susceptibilidad de una estructura frente a fatiga. Ello implica una selección juiciosa del esquema estructural global y una elección cuidadosa de los detalles constructivos para que éstos presenten un buen comportamiento frente a la fatiga. La clave para obtener un diseño resistente a fatiga reside en la consideración de los aspectos relacionados con este fenómeno desde el comienzo de la fase de proyecto. La valoración del comportamiento a fatiga llevada a cabo solamente después de haber satisfecho otros criterios de proyecto conduce a un diseño estructural inadecuado, o por lo menos, no económico. Las necesidades del fabricante y del montador son también un aspecto importante a considerar. Es por ello que se recomienda consultar con éstos desde el inicio para señalar las zonas de la estructura que serán más sensibles a la fisuración por fatiga, establecer medidas de precaución especiales y finalmente, estar atentos a posibles problemas de fabricación y montaje. En particular, el empleo de agujeros o accesorios de elevación para facilitar la fabricación o el montaje deberían considerarse en la evaluación de la fatiga.

Es posible eliminar los potenciales problemas de fatiga prestando la debida atención a los detalles constructivos y evitando:

- cambios bruscos de sección transversal y concentraciones de tensiones en general
- desalineaciones y excentricidades
- pequeñas discontinuidades tales como rayas y marcas de lijado o amolado
- soldaduras innecesarias de accesorios secundarios, p.e. orejetas para el izado
- soldaduras de penetración parcial, soldaduras en ángulo, soldadura discontinua, placas de respaldo y arco errático.

A pesar de que las técnicas de mejora de soldadura, tales como el control del perfil de soldadura, el amolado del reborde de la soldadura y el chorreo con granalla y martillado, pueden aumentar la resistencia a la fatiga de una unión, no existen datos suficientes como para poder cuantificar los posibles beneficios para el acero inoxidable estructural. Debe señalarse que estas técnicas conllevan un trabajo laborioso y requieren de la habilidad y la experiencia del operario para alcanzar el máximo beneficio. Excepto para casos especiales, tales técnicas no deberían entenderse como medidas a considerar en el dimensionamiento frente a fatiga.



# 10 ENSAYOS

## 10.1 Aspectos generales

Existen diversas razones por las cuales puede ser necesario el ensayo de materiales y elementos de acero inoxidable:

- si quiere aprovecharse el aumento de resistencia en las esquinas de los perfiles conformados en frío (ver Sección 2.2.1),
- si la geometría del elemento es tal que se encuentra fuera de los límites de aplicación (tales como los dados en la Sección 5.2),
- si un número determinado de estructuras o componentes estructurales va a basarse en ensayos de prototipo,
- si es necesaria la confirmación de la consistencia de la producción.

Las precauciones habituales y requisitos para los procedimientos de ensayos y evaluación de resultados relativos a los ensayos de acero al carbono son también aplicables a los ensayos de acero inoxidable. Por lo tanto, generalmente se recomienda que dichos requisitos sean consultados, p.e. véase la Sección 5.2 y el Anejo D de EN 1990 y la Sección 9 y el Anejo A de EN 1993-1-3. De todos modos, hay aspectos particulares del comportamiento de los aceros inoxidables que necesitan ser analizados con mayor profundidad de la que se requeriría para el caso del acero al carbono. A continuación, se dan algunas pautas.

## 10.2 Determinación de la curva tensión-deformación

A la hora de realizar ensayos de tracción sobre probetas de acero inoxidable, se recomienda que la carga se introduzca mediante elementos pasadores a través de los extremos de la probeta, los cuales tendrán un área suficiente para resistir el esfuerzo cortante. De este modo se asegura que la probeta esté cargada axialmente, obteniéndose así la forma real de la curva tensión-deformación sin que ésta esté falseada por ningún efecto causado por la plastificación prematura debida a la excentricidad de la carga. La introducción axial de la carga en la probeta puede confirmarse mediante ensayos elásticos con un extensómetro dispuesto según varias orientaciones sobre la probeta. Debido al alto nivel de anisotropía del acero inoxidable (diferentes características tenso-deformacionales en las direcciones paralela y transversal a la dirección de laminado), correspondiendo los mayores niveles de resistencia a la dirección transversal al laminado, se recomienda que se proporcione la orientación debida a la probeta. Los aceros inoxidables son también altamente sensibles a la velocidad de ensayo; para la verificación de las propiedades a tracción, se recomienda que se emplee una velocidad similar a la utilizada para determinar los certificados de fábrica.

## 10.3 Ensayos de elementos estructurales

Se recomienda que los ensayos sobre elementos estructurales sean a escala real o bien a una escala lo más próxima posible a ésta, dependiendo de las posibilidades del ensayo, y que las probetas sean fabricadas siguiendo los mismos procesos de fabricación que se emplearán para la estructura final. Si los diferentes componentes se sueldan, el prototipo debería soldarse del mismo modo.

Dado que el acero inoxidable puede presentar anisotropía, se recomienda que las probetas sean extraídas de la placa o lámina en la misma dirección (es decir, transversal o paralela a la dirección de laminado) con la que se vaya a utilizar para la estructura final. Si se desconoce la orientación final o bien no puede garantizarse, puede ser necesario realizar ensayos para ambas direcciones y tomar el conjunto menos favorable de resultados. Para materiales endurecidos por deformación, deberían determinarse las resistencias a tracción y compresión en la dirección en cuestión. La evaluación de los resultados de los ensayos deberá llevarse a cabo tomando como referencia la resistencia que sea pertinente.

El acero inoxidable muestra una mayor ductilidad y mayor endurecimiento por deformación que el acero al carbono. Debido a ello, puede ser necesaria una mayor capacidad de los dispositivos de ensayo en el caso del acero inoxidable de la que se requeriría para un acero al carbono con un límite elástico equivalente. Esto no sólo hace referencia a la capacidad de carga del sistema, sino también a la capacidad de éste de permitir mayores deformaciones.

Debe señalarse que, a mayores cargas aplicadas, los efectos de la fluencia se ponen más de manifiesto y ello puede suponer que las lecturas de deformación o desplazamiento no se estabilicen en un tiempo razonable.

# 11 ASPECTOS DE FABRICACIÓN

## 11.1 Introducción

El objetivo de este capítulo es remarcar los aspectos más relevantes de la fabricación del acero inoxidable para el ingeniero proyectista, incluyendo recomendaciones de buena práctica. También permite una valoración preliminar acerca de la idoneidad de un fabricante para la realización del trabajo.

El acero inoxidable no es un material difícil con el que trabajar. De todos modos, en algunos aspectos es un material diferente del acero al carbono y debe tratarse, en consecuencia, de acuerdo con sus propias características. Muchos de los procesos de fabricación y unión son similares a los del acero al carbono, pero las diferentes características del acero inoxidable requieren una especial atención en algunas áreas de aplicación. Es muy importante que ya desde el inicio del proyecto se establezca una comunicación eficaz entre el proyectista y el fabricante con tal de asegurar que se puedan plantear, y que de hecho se adopten, las prácticas y procesos de fabricación adecuados.

El objetivo predominante es mantener la resistencia a corrosión del material. Es esencial tomar precauciones en todas las etapas de almacenamiento, manipulación y conformado para minimizar los efectos que puedan poner en peligro la formación de la capa pasivante. Debe tenerse especial cuidado para restablecer toda la resistencia a la corrosión en las zonas de soldadura. Aunque esenciales, las precauciones son simples y, en general, se trata de cuestiones de buena práctica ingenieril.

Es importante preservar la buena apariencia superficial del acero inoxidable durante la fabricación. Los defectos superficiales no son sólo antiestéticos, sino que normalmente son inaceptables y su corrección requiere mucho tiempo y un elevado coste económico. Mientras que en estructuras de acero al carbono los defectos superficiales se ocultan normalmente mediante pintura, esta práctica no es común en el acero inoxidable.

La forma estructural puede venir condicionada por la disponibilidad de materiales. Debe reconocerse que la gama de perfiles laminados en caliente disponibles en acero inoxidable es más limitada que para el acero al carbono. Este hecho conduce a un mayor uso de elementos conformados en frío y soldados de lo habitual. Además, a causa de la limitación de longitud de las prensas de doblado, sólo se fabrican piezas de longitudes relativamente cortas, que conducen a un mayor número de empalmes. En el detalle de uniones, se debe prestar atención a los espacios para tornillos cerca de la zona de doblado y a los problemas potenciales derivados de la distorsión por soldadura.

## 11.2 EN 1090 *Ejecución de estructuras de acero y estructuras de aluminio*

La fabricación y montaje del acero inoxidable estructural debería llevarse a cabo de acuerdo con la norma europea EN 1090, ya que se trata de una normativa armonizada. Los productos de construcción manufacturados de acuerdo con EN 1090 deben contener el sello CE para que puedan ser empleados en Zona Económica Europea. EN 1090 cubre productos conformados en frío y acabados en caliente de aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos.

La Parte 1 de EN 1090 es *Requisitos para la evaluación de conformidad de componentes estructurales (Requirements for Conformity Assessment of Structural Components)*. Esta parte describe cómo los fabricantes pueden demostrar que los componentes que producen cumplen las prestaciones requeridas (las características estructurales que los hacen adecuados para su uso y función particular).

La Parte 2 de EN 1090 es *Requisitos Técnicos para Estructuras de Acero (Technical Requirements for Steel Structures)*. Esta parte especifica los requisitos de ejecución de las estructuras de acero para garantizar niveles adecuados de resistencia mecánica y estabilidad, servicio y durabilidad. Determina las prestaciones requeridas para los componentes que los fabricantes deben alcanzar y declarar a lo largo de los requisitos establecidos en la Parte 1. Cubre los requisitos técnicos para un amplio rango de estructuras de acero al carbono y acero inoxidable, tratando tanto productos laminados en caliente como conformados en frío. Es aplicable a componentes estructurales en edificación y otras estructuras similares.

### **11.3 Clases de ejecución**

El proyecto incluirá la especificación de todos los elementos de la estructura, según su ejecución, que sea necesaria para garantizar el nivel de seguridad definido de acuerdo con Anejo C de EN 1993-1-1 (normativo). Existen cuatro clases de ejecución que van desde EXC4 (la más exigente) a EXC1 (la menos exigente). Una obra, o parte de la misma, puede incluir elementos de distinta clase. Es necesario que se agrupen los elementos por clases para facilitar la descripción de requisitos y la valoración de su ejecución y control. La razón principal de definir cuatro clases de ejecución es proporcionar un nivel de riesgo que defina las consecuencias que podría tener su fallo estructural, teniendo en cuenta tanto las consecuencias del colapso de la estructura, de los componentes o detalles, como los requisitos de ejecución, durante su construcción o en servicio. Cada clase contiene una serie de requisitos para la fabricación y construcción in situ proporcionados en el Anejo A.3 de EN 1090-2. Los talleres contratistas de acero se basan en las clases de ejecución para establecer una serie de controles en el proceso de fabricación que forman parte de un sistema de certificación de producción (*certified factory production control*, FPC) para la certificación CE. Esto hace que la industria de fabricación esté dividida en empresas que cuenten con una de las cuatro series de procesos de control de calidad. Esto limita las estructuras que cada taller de acero puede realizar; por ejemplo, un taller con un certificado FPC tipo EXC2 puede tan sólo fabricar estructuras EXC1 y EXC2. De esta manera, los clientes, dirección de obra y contratistas principales pueden emplear estas clases de ejecución para identificar los talleres que cuenten con el nivel adecuado de control y aseguramiento de la calidad. La clase de ejecución puede también emplearse por parte de los proyectistas o dirección de obra para determinar el nivel adecuado de control y aseguramiento de la calidad requerido durante fabricación para cumplir sus hipótesis de diseño.

Debe especificarse una clase de ejecución para el total de los trabajos, para todo componente individual y para cada detalle de los componentes. En casos particulares, de conformidad con la propiedad, puede ser conveniente imponer una clase de ejecución superior en algunos elementos particulares. Asimismo, la clasificación anterior no limita la inclusión de requisitos adicionales que explícitamente se indiquen en el pliego de prescripciones técnicas particulares.

Los factores que gobiernan la elección de la clase de ejecución son:

- la fiabilidad requerida (basándose bien en la clase de consecuencia requerida o bien en la clase de fiabilidad, o bien en ambas, como se define en EN 1990),

- el tipo de estructura, componente o detalle,
- el tipo de carga para la cual está diseñada la estructura, el componente o el detalle (estática, cuasi-estática, de fatiga o sísmica).

La clase de ejecución 2 (EXC2) resulta generalmente suficiente para la mayoría de edificios construidos en zonas no sísmicas, cuando se lo considere por sí mismo. La clase EXC4 debería aplicarse para estructuras cuyo colapso represente consecuencias extremas.

Debe evitarse la sobre-especificación de las clases de ejecución siempre que sea posible para evitar introducir costes innecesarios. Por ejemplo, puede establecerse una clase de ejecución tipo EXC2 para un proyecto, pero requerir una trazabilidad completa (requisito correspondiente a una clase EXC3) en lugar del seguimiento parcial (o de lotes) requerido para la EXC2. En estos casos, se recomienda adoptar una clase de ejecución EXC2 exigiendo un nivel mayor de trazabilidad en la especificación en lugar de exigir una ejecución clase EXC3.

## 11.4 Almacenamiento y manipulación

Generalmente se requiere un mayor cuidado para el almacenamiento y manipulación del acero inoxidable que para el acero al carbono, con el objetivo de evitar dañar el acabado superficial (especialmente para el caso de acabados brillantes o pulidos) y evitar también la contaminación por acero al carbono y hierro. Los procedimientos de almacenamiento y manipulación deben acordarse por adelantado entre las partes implicadas en el contrato de cualquier fabricación y con suficiente detalle para poder incorporar cualquier requisito especial. Por ejemplo, los procedimientos deberían considerar los siguientes aspectos:

- El acero debe ser inspeccionado inmediatamente después de su entrega, con relación a cualquier daño en su superficie.
- El acero puede estar protegido por un plástico o por cualquier otro tipo de revestimiento. Debe mantenerse el mayor tiempo posible, quitándolo justo antes del montaje final. El recubrimiento o capa de protección debe ser solicitado en el documento de adquisición en caso que fuera necesario (p.e. para acabados brillantes).
- Cuando se empleen plásticos adhesivos desmontables en lugar de embalajes holgados de plástico, deberá contener una calificación UV para evitar un deterioro prematuro y una contaminación superficial residual por culpa del adhesivo. Además, deberá monitorizarse la vida de los envoltorios para que puedan ser sustituidos dentro del plazo de vida útil establecido por el fabricante, generalmente de hasta 6 meses.
- Debe evitarse el almacenamiento del acero inoxidable en ambientes húmedos con un elevado contenido en sales. En caso de que no pueda evitarse, deberá garantizarse que el embalado evite la intrusión de dichas sales. Los plásticos desmontables no deberán almacenarse sobre superficies susceptibles de exposición salina, puesto que son permeables tanto a la sal como al vapor y crean las condiciones ideales para la corrosión por hendidura.
- Los estantes de almacenamiento no deben tener superficies de fricción de acero al carbono y, por lo tanto, deben estar recubiertos por listones o forros de madera, goma o plástico. Las láminas y las chapas deberán almacenarse preferiblemente en posición vertical; si son apiladas horizontalmente, pueden pisarse con el riesgo de que se contaminen por hierro o de que su superficie se dañe.
- Deben evitarse los aparejos de elevación y transporte de acero al carbono, p.e. cadenas, ganchos y mordazas. De nuevo, el empleo de materiales aislantes o

de ventosas prevendrá la contaminación por hierro. Las palas de las carretillas de elevación también deben protegerse.

- Debe evitarse el contacto del acero con productos químicos que incluyan cantidades excesivas de aceites y grasas; tales productos pueden manchar algunos acabados.
- Es sumamente adecuado disponer zonas de fabricación separadas para el acero al carbono y el acero inoxidable. Solamente deben utilizarse herramientas destinadas al acero inoxidable (en particular ruedas para esmerilado y amoldadura y cepillos de alambre). Hay que tener en cuenta que los cepillos de alambre y la lana de alambre deben ser de acero inoxidable y, en general, de un grado equivalente en términos de resistencia a la corrosión (p.e. no deben emplearse cepillos de acero inoxidable ferrítico o grados austeníticos de menor aleación sobre aceros inoxidables de mayor resistencia a la corrosión).
- Como medida preventiva durante la fabricación y montaje, debe asegurarse la eliminación de todas las rebabas formadas durante las operaciones de corte.
- Debe considerarse cualquier tipo de requisito necesario para proteger el producto final acabado durante el transporte.

ASTM A380 proporciona recomendaciones para la eliminación de contaminación.

## **11.5 Operaciones de conformado**

Los aceros inoxidables austeníticos endurecen de manera significativa durante el trabajado en frío. Ello puede ser, por una parte, una propiedad útil, permitiendo un endurecimiento durante el estirado sin riesgo de una factura prematura y, por otra parte, una desventaja, especialmente durante la manipulación con máquina cuando se requiere especial atención para el control del proceso. La velocidad de endurecimiento es diferente para cada grado de acero, por ejemplo, el grado 1.4318 endurece a una velocidad mayor que otros grados empleados en aplicaciones de construcción. Resulta más sencillo enrollar y obtener formas planas con los aceros inoxidables ferríticos que con los austeníticos.

### **11.5.1 Corte**

El acero inoxidable es un material relativamente caro comparado con otros metales; por ello, es preciso marcar con cuidado las láminas y chapas para evitar el desperdicio de material en el corte. Hay que tener en cuenta que el desperdicio de material puede ser mayor si éste tiene un acabado pulido (o un diseño unidireccional) el cual tiene que mantenerse en la fabricación. Algunos lápices o tizas de marcado pueden resultar difíciles de eliminar si se usan directamente sobre la superficie, pudiendo dejar manchas (a no ser que se emplee una película protectora). Todos estos marcadores deberán ser revisados antes de su uso, así como cualquier disolvente empleado para eliminar dichas marcas.

El acero inoxidable puede cortarse utilizando los métodos habituales, p.e. corte y aserrado, pero la capacidad requerida será mayor que la necesaria para cortar un espesor similar de acero al carbono debido al endurecimiento por deformación del material. Si es posible, el corte (y acabado a máquina, en general) debe llevarse a cabo cuando el material se encuentra en estado recocido con el fin de limitar la influencia del endurecimiento por deformación y de dañar las herramientas.

Las técnicas de arco por plasma también son especialmente útiles para el corte de chapas gruesas y perfiles de hasta 125 mm de espesor y en donde los bordes de corte vayan a ser mecanizados, p.e. para la preparación para la soldadura. El corte por chorro de agua resulta adecuado cuando se deseen cortar elementos de hasta

200 mm de espesor, sin calentar, distorsionar o modificar las propiedades del acero inoxidable. El corte mediante laser también es ampliamente utilizado para el acero inoxidable, sobre todo cuando se requieren menores tolerancias o cuando sea necesario cortar formas no lineales o patrones, obteniendo bordes de buena calidad con un riesgo mínimo de provocar distorsiones en el acero. Para el corte en línea recta se utiliza la guillotina. Utilizando guillotinas con los extremos abiertos puede alcanzarse una longitud de corte continuo mayor que utilizando cuchillas de corte, aunque existe el riesgo de introducir pequeñas huellas en la superficie de corte. El corte con oxiacetileno no es adecuado para el acero inoxidable, a no ser que se emplee una técnica de protección con flujo en polvo.

### 11.5.2 Conformado en frío

Las técnicas habituales de conformado en frío del acero inoxidable son el doblado, torneado, prensado y estirado. Para aplicaciones estructurales el doblado en plegadora es la técnica más relevante, aunque para un volumen alto de productos de poco espesor, el conformado con rodillo puede resultar más económico.

De nuevo, la capacidad necesaria para el doblado del acero inoxidable es mayor que para el acero al carbono debido al endurecimiento por deformación (alrededor de un 50% en el caso de aceros inoxidables austeníticos o más en el caso de aceros dúplex). Además, el acero inoxidable tiene que ser doblado a un grado ligeramente mayor que el acero al carbono para contrarrestar los efectos de la recuperación elástica. Los aceros inoxidables ferríticos sufren un menor trabajado en frío en los procesos de conformado en frío. Para secciones transversales complejas resulta beneficioso implicar al fabricante en el proyecto tan pronto como sea posible.

La alta ductilidad de los aceros inoxidables permite conformar piezas con pequeños radios, que pueden llegar a ser del orden de hasta la mitad del espesor en materiales recocidos. En general se recomienda adoptar los siguientes valores mínimos para el radio interno:

$t$  para los grados austeníticos

$2t$  para los grados dúplex

donde  $t$  es el espesor del material.

Como para el acero al carbono, el conformado en frío puede causar una reducción en la tenacidad del acero inoxidable. En caso de que la tenacidad sea un requisito crítico, el proyectista deberá considerar las consecuencias de dichos procesos de conformado en frío en la tenacidad del material, llevando a cabo ensayos sobre muestras de chapas, por ejemplo. No obstante, la reducción en la tenacidad de los grados austeníticos por los procesos de conformado en frío no son significativos.

Para el doblado de tubos circulares se recomienda tener en cuenta los siguientes aspectos:

- la relación entre el diámetro exterior y el espesor  $d/t$  no debe ser mayor que 15 (para evitar el empleo de equipos especiales),
- el radio de curvado (en la línea media del tubo) no debe ser menor que el mayor de entre  $1,5d$  o  $d + 100$  mm,
- cualquier soldadura debe situarse próxima al eje neutro para reducir así las tensiones de flexión en ésta.

En caso de que se desee establecer una ratio  $d/t$  mayor o un radio de curvado menor a los mencionados anteriormente, debería consultarse con algún fabricante especializado en curvado. Alternativamente, deberán realizarse los ensayos de pre-

producción pertinentes para garantizar que el curvado no cause daños mecánicos y que las tolerancias dimensionales sean aceptables. Para tubos con  $d < 100$  mm, podrá aplicarse una condición de radio de curvado menos restrictiva, por ejemplo, el radio de curvado no deberá ser menor que  $2,5d$ . Nótese que las implicaciones de la curvatura en la resistencia a abolladura pueden tener que ser consideradas por el proyectista.

### **11.5.3 Agujeros**

Los agujeros pueden ser taladrados o punzonados. En el taladrado, debe mantenerse un corte positivo para evitar el endurecimiento local y por ello se requieren brocas afiladas con los ángulos correctos de inclinación y las velocidades de corte adecuadas. No se recomienda el uso de un punzón con la punta central redondeada puesto que produce el endurecimiento de la superficie. Debe emplearse un taladro central o bien, si se va a emplear un punzón central, éste deberá ser de punta triangular. Los agujeros punzonados pueden hacerse en aceros inoxidables austeníticos hasta un espesor de 20 mm; la mayor resistencia de los grados dúplex conduce a un valor menor de este espesor límite. El diámetro mínimo de un agujero por punzonado es 2 mm mayor que el espesor de la chapa.

## **11.6 Soldadura**

### **11.6.1 Introducción**

La norma relativa a la soldadura en acero inoxidable es EN 1011-3 *Welding. Recommendations for welding of metallic materials. Arc welding of stainless steels*. Nótese que la siguiente sección es tan solo una introducción a la soldadura en acero inoxidable.

La soldadura de aceros inoxidables austeníticos se realiza ampliamente y con éxito, empleando los procedimientos habituales, siempre que se empleen los consumibles adecuados. En cambio, los aceros inoxidables dúplex requieren de un mayor control del mínimo y máximo calor aportado durante el proceso de soldadura y pueden requerir algún tratamiento térmico posterior o consumibles especiales.

La limpieza general y la ausencia de contaminación son muy importantes para conseguir una buena calidad de soldadura. Los aceites u otros hidrocarburos y los marcadores de cera deben eliminarse para evitar su descomposición y el riesgo de captación de carbono. La soldadura no debe contener zinc, incluyendo el procedente de productos galvanizados, ni cobre ni ninguna de sus aleaciones (hay que tener especial cuidado cuando se empleen placas de respaldo de cobre; debería hacerse una ranura en la placa, inmediatamente adyacente a la zona de fusión).

Reducir los puntos donde se pueda iniciar la corrosión por hendiduras (ver Sección 3.2.2) es mucho más importante en acero inoxidable que en acero al carbono. Los defectos en la soldadura tales como mordeduras, falta de penetración, salpicaduras de soldadura, escorias y dispersión de arco eléctrico son todos puntos potenciales de inicio de corrosión por hendiduras, por lo que deben minimizarse. La dispersión de arco eléctrico o la formación de arco en operaciones sin conexión a tierra también dañan la capa pasivante, y posiblemente aumentan la probabilidad de corrosión preferencial, arruinando entonces la apariencia del producto fabricado.

En aquellas zonas en donde la apariencia de la soldadura sea importante, el ingeniero deberá especificar el perfil de soldadura y la condición de superficie requeridos. Estos aspectos pueden influir en la elección del proceso de soldadura o en el tratamiento a aplicar posteriormente. Además, debe tenerse en cuenta la

situación de la soldadura para ver si es posible aplicar el tratamiento post-soldadura apropiado.

El proyectista debe ser consciente de que en general las distorsiones debidas a los procesos de soldadura son mayores para el acero inoxidable que para el acero al carbono (ver Sección 11.6.4). El aporte de calor y la temperatura durante el proceso de soldadura deben controlarse para minimizar esta distorsión y evitar potenciales problemas metalúrgicos (ver Sección 11.6.5).

Las soldaduras deberán llevarse a cabo mediante procedimientos cualificados empleando las especificaciones de procedimiento de soldadura (*welding procedure specification*, WPS) de acuerdo con la parte de EN ISO 15609, EN ISO 14555 o EN ISO 15620 relevante. Los soldadores deberán también ser cualificados de acuerdo con EN ISO 9606-1 y los operarios de acuerdo con EN ISO 14732. EN 1090-2 especifica el nivel de conocimiento técnico requerido para el personal de coordinación de soldadura, el cual depende de la clase de ejecución, grupo de acero inoxidable y espesor del material base que se vaya a soldar.

Los procedimientos de soldadura deben contener los siguientes puntos:

- verificación del método de soldadura, detallando lo que se obtiene de dicho método y ensayos del procedimiento de soldadura,
- la cualificación de los soldadores,
- el control de las operaciones de soldadura durante la preparación, la soldadura en sí y el tratamiento posterior,
- el nivel de inspección y las técnicas de ensayos no destructivos a aplicar,
- los criterios de aceptación para el nivel permitido de defectos de soldadura.

El bloqueo de la tuerca respecto al tornillo mediante soldadura no se permite, puesto que los materiales son formulados a través de su resistencia en general y no a través de su soldadura por fusión. Alterar las roscas de los tornillos (por ejemplo, haciendo que sean más gruesos en los extremos) puede ser una alternativa aceptable en aquellas situaciones en las que las tuercas deban boquearse.

### **11.6.2 Procedimientos**

Tal como se ha mencionado anteriormente, para el acero inoxidable pueden emplearse los métodos de soldadura por fusión habituales. La Tabla 11.1 muestra la idoneidad de los diferentes procedimientos en función del rango de espesor, etc.

**Tabla 11.1** Procedimientos de soldadura y su idoneidad

Procedimiento de soldadura (EN ISO 4063)	Formas adecuadas de los productos	Tipos de unión soldada	Rango de espesor del material	Posición de la soldadura	Condiciones adecuadas de situación
111 Soldadura por arco con electrodo metálico revestido (soldadura por arco manual, MMAW)	Todas excepto láminas	Todos	3 mm <sup>1</sup> o mayor	Todas	Todas
121/122 Soldadura por arco sumergido (SAW)	Todas excepto láminas	Todos	6 mm <sup>1</sup> o mayor	Sólo en posición horizontal	Todas
131 Soldadura por arco en atmósfera inerte con varilla metálica (MIG)	Todas	Todos	2 mm <sup>1</sup> o mayor	Todas	Todas <sup>2</sup>
136 Soldadura por arco con hilos tubulares (FCAW)	Todas	Todos	2 mm <sup>1</sup> o mayor	Todas	Todas
141 Soldadura por arco en atmósfera inerte con electrodo de tungsteno (TIG)	Todas	Todos	Hasta un máx. de 10 mm	Todas	Todas <sup>2</sup>
2 Soldadura por resistencia	Sólo láminas	Todos	Hasta aprox. 3 mm	Todas	Todas
521/522 Soldadura por rayo láser (LBW)	Todas	Todos	Dependiendo de la sección, puede ser de hasta 25 mm	Todas	Sólo en taller especializado
Notas: <sup>1</sup> Depende del tipo de unión soldada empleada. <sup>2</sup> Más sensible a las condiciones climatológicas que otros procesos; se requiere una mejor protección ambiental.					

Normalmente no se realiza ningún precalentamiento para los aceros inoxidables austeníticos y dúplex, excepto para evaporar la posible condensación (agua) presente en la superficie.

Los grados ferríticos son susceptibles al crecimiento de grano a temperaturas superiores a los 950°C, provocando un descenso en la tenacidad. Para evitarlo, la aportación del calor para la soldadura debe ser lenta, mediante la definición de zonas de soldadura pequeñas y empleando velocidades de paso más rápidas. Con un buen control de la aportación de calor, pueden obtenerse soldaduras tenaces en espesores bajos, de hasta 2-3 mm, donde la tenacidad es mejor, de todas formas, debido a la falta de restricciones en el espesor.

### 11.6.3 Consumibles

Los consumibles comerciales ampliamente disponibles han sido formulados para ofrecer una soldadura con una resistencia y resistencia a la corrosión equivalentes a las del metal base y minimizar, de este modo, el riesgo de fisuración al solidificar. Para aplicaciones especiales, como puede ser un ambiente inusualmente agresivo o donde se requieran propiedades no magnéticas, debe solicitarse el asesoramiento técnico de los productores de acero y de los fabricantes de consumibles. Todos los consumibles de soldadura deben cumplir los requisitos establecidos en EN 1090-2. Es importante remarcar que todos los consumibles deben mantenerse libres de contaminantes y deben ser almacenados de acuerdo con las instrucciones del

fabricante. Cualquier proceso basado en un flujo (por ejemplo, MMAW, FCAW, SAW) es susceptible de incorporar vapores a partir de la humedad del aire, lo cual puede provocar porosidades en la soldadura. Algunos procesos, como puede ser el TIG o la soldadura por láser, pueden no emplear materiales de aportación.

El empleo de materiales de aportación austeníticos para soldar aceros inoxidable ferríticos da lugar a soldaduras de mayor tenacidad en comparación con materiales de aportación ferríticos. Es posible soldar elementos de grados ferríticos sin emplear materiales de aportación, aunque esto puede conllevar una menor resistencia a la corrosión, ductilidad y tenacidad, y por ello debe sólo emplearse con sumo cuidado.

#### **11.6.4 Distorsión por soldadura**

Tal y como sucede en otros metales, el acero inoxidable se ve afectado por la distorsión inducida por la soldadura. Los diferentes tipos de distorsión (angular, curvatura, retracción, etc.) son de naturaleza muy similar a los que se dan en estructuras de acero al carbono. Sin embargo, la distorsión en estructuras de acero inoxidable, y en particular para los grados austeníticos, es mayor que en las estructuras de acero al carbono debido a los más altos coeficientes de dilatación térmica y a las más bajas conductividades térmicas, que conducen a mayores gradientes de temperatura, ver Sección 2.4. Los aceros inoxidable ferríticos sufren una menor distorsión al calentarse que los grados austeníticos. La distorsión por soldadura de los aceros inoxidable dúplex se encuentra entre la presentada por los grados austeníticos y ferríticos.

La distorsión debida a la soldadura no puede eliminarse, sólo controlarse. El proyectista y el fabricante pueden realizar las siguientes actuaciones:

##### ***Actuaciones del proyectista***

- Eliminar la necesidad de soldar, por ejemplo, especificando, si es posible, secciones laminadas en caliente, secciones huecas o secciones soldadas con láser (la soldadura por láser provoca menos distorsión).
- Reducir la extensión de soldadura.
- Reducir el área de la soldadura. Por ejemplo, en secciones gruesas, especificar preparaciones en doble V, U o doble U, frente a preparaciones en V simple.
- Proyectar uniones simétricas.
- Proyectar para que puedan ser acomodadas mayores tolerancias dimensionales.

##### ***Actuaciones del fabricante***

- Utilizar plantillas de sujeción eficaces. Si fuera posible, la plantilla debería incorporar barras de cobre o aluminio para ayudar a conducir el calor fuera del área de soldadura.
- Cuando no sea posible soldar con plantillas de fijación de un modo eficaz, deberán emplearse puntos de soldadura cercanos dispuestos en una secuencia equilibrada.
- Asegurar, antes de soldar, que existe un buen ajuste y alineación entre las piezas a unir.
- Emplear la aportación mínima de calor asociado al procedimiento de soldadura elegido.

- Llevar a cabo un procedimiento de soldadura equilibrado, y con las secuencias apropiadas (p.e. retroceso y secuencias en bloque).

### **11.6.5 Consideraciones metalúrgicas**

Resulta imposible tratar en este manual todos los aspectos relacionados con la metalurgia del acero inoxidable, por lo que se presentan aquí los factores más significativos.

#### ***Formación de precipitados en los grados austeníticos***

En los aceros inoxidables austeníticos, la zona afectada por el calor es relativamente tolerante al crecimiento de grano y a la precipitación de fases frágiles e intermetálicas. Normalmente, los procedimientos de soldadura están diseñados para controlar el tiempo invertido en el rango de la temperatura crítica para los efectos de precipitación (450-900°C). Una excesiva reparación de la soldadura aumenta, naturalmente, el tiempo invertido, y por lo tanto se restringe el proceso a tres reparaciones principales.

La formación de precipitados de carburo de cromo y la consiguiente pérdida de resistencia frente a la corrosión es analizada en la Sección 3.2.6 *Corrosión Intergranular*, donde se subraya que ésta no es una problemática común en los grados de acero inoxidable austeníticos con bajo contenido en carbono (es decir, 1.4307 y 1.4404). No obstante, los efectos de deterioro de la soldadura pueden manifestarse en las categorías de grados que no cuentan con un bajo contenido en carbono.

#### ***Fisuración por solidificación en categorías austeníticas***

La fisuración por solidificación de las soldaduras se evita cuando la estructura de la soldadura contiene aproximadamente un 5 % o más de ferrita. Los productores de acero equilibran la composición y el tratamiento térmico de los grados más habituales de aceros austeníticos para asegurar que prácticamente no contengan ferrita cuando se suministran pero que, sin embargo, se forme suficiente ferrita en una soldadura autógena (p.e. una soldadura sin material de aportación). A pesar de esto, para reducir la posibilidad de fisuración, es adecuado reducir las aportaciones de calor, los intercambios de temperatura y las coacciones cuando se lleven a cabo soldaduras autógenas. En elementos de mayor espesor se añade el metal de aportación y, una vez más, el empleo de un consumible de buena calidad asegurará la formación de la cantidad de ferrita necesaria. Normalmente no es preciso medir la cantidad exacta de ferrita que se forma; procedimientos de soldadura y consumibles adecuados asegurarán que no se produzca la fisuración por solidificación.

#### ***Fragilización de los grados dúplex***

Los aceros inoxidables dúplex son sensibles a 475°C y a la fase  $\sigma$  de fragilización. La fragilización 475°C ocurre cuando el acero se sitúa o es enfriado lentamente hasta una temperatura en el rango de 550°C a 400°C, hecho que produce un incremento de la resistencia a tracción y de la dureza, con una disminución de la ductilidad en tracción y de la resistencia al impacto. La fragilización de fase  $\sigma$  puede ocurrir después de una exposición prolongada a una temperatura alrededor de los 565°C a 900°C. Sin embargo, puede ocurrir en un período tan corto como media hora si se dan las condiciones apropiadas (en función de la composición y del estado termo-mecánico del acero). Los efectos de la fase  $\sigma$  de fragilización son mayores a temperatura ambiente. La fragilización de fase  $\sigma$  tiene además un efecto negativo en la resistencia a la corrosión.

Adoptando los procedimientos de soldadura adecuados pueden ser controlados tanto la temperatura de 475°C como la fase  $\sigma$  de fragilización; se recomienda un intercambio máximo de temperatura de 200°C. En el caso de soldadura de secciones pesadas debe prestarse un cuidado especial.

Se recomienda evitar exposiciones prolongadas a temperaturas superiores a los 300°C para evitar la fragilización.

### **11.6.6 Tratamiento post-soldadura**

Los tratamientos post-soldadura no son muy habituales fuera de los ámbitos de producción en fábrica. En ciertas circunstancias, puede requerirse algún tratamiento térmico de relajación de tensiones. No obstante, todo tratamiento térmico implica un riesgo y debería consultarse con especialistas.

Tal como se expondrá en este apartado, el tratamiento post-soldadura resulta generalmente necesario, especialmente en aquellos casos en los que se hayan llevado a cabo procesos de soldadura por arco. Es importante definir el tratamiento post-soldadura requerido en cada caso para evitar costes excesivos y un posible pobre comportamiento en servicio. Las técnicas de acabado habituales para todos los tipos de fabricación se presentan en la Sección 11.8.

Los procedimientos comúnmente empleados para el acabado de la soldadura son el cepillado con alambre y el amolado. El fabricante debe minimizar las actuaciones para el acabado de la soldadura y, a ser posible, debe limitarse al cepillado con alambre ya que el calor producido durante el amolado puede afectar a la resistencia a la corrosión del material. Cabe comentar que los cepillos deben ser de acero inoxidable compatible (ver Sección 11.4). Un cepillado intenso de las soldaduras puede conllevar la incrustación de contaminantes superficiales, lo cual puede derivar en corrosión.

Es de buena práctica eliminar todas las trazas de la coloración térmica. Sin embargo, la coloración amarilla puede resultar satisfactoria cuando el acero inoxidable presenta un buen margen de resistencia para un ambiente en particular. Cuando no se dé este caso, o bien la coloración no sea aceptable por razones estéticas, el tinte puede eliminarse mediante un decapado o un chorreado. El decapado puede llevarse a cabo mediante la inmersión en un baño químico (ver Sección 11.8) o bien utilizando pastas, de acuerdo con las recomendaciones del fabricante.

El martillado de la superficie de una soldadura es un tratamiento post-soldadura que resulta beneficioso. De este modo, se introducen tensiones de compresión en la superficie que mejoran la resistencia frente a la fatiga y a la fisuración por corrosión bajo tensión, además de mejorar el aspecto estético. En cualquier caso, el martillado de la superficie no puede emplearse para justificar un cambio en la evaluación de la fatiga.

La acción de eliminar metal sólido durante el mecanizado del material da lugar a la relajación de las tensiones y por consiguiente, a la distorsión del producto así soldado. En aquellos casos en los que la distorsión es tal que las tolerancias dimensionales no pueden cumplirse, se requiere un tratamiento térmico.

### **11.6.7 Inspección de soldaduras**

La Tabla 11.2 muestra los métodos de inspección de soldaduras comúnmente empleados en acero inoxidable y en acero al carbono.

Los diferentes métodos empleados resultan necesarios en función del grado de integridad estructural y resistencia frente a la corrosión requerida para el ambiente considerado. De todos modos, debe llevarse a cabo una inspección visual durante todas las etapas del proceso de soldadura con el fin de evitar muchos problemas que pueden resultar dificultosos al contaminar la fabricación. En acero inoxidable la inspección de la superficie es más importante que en acero al carbono, puesto que el acero inoxidable se emplea prioritariamente para combatir la corrosión e incluso un pequeño defecto en la superficie puede hacer al material susceptible de ser atacado por corrosión.

**Tabla 11.2** *Métodos de inspección de soldaduras*

Tipo de ensayo no destructivo (END)	Acero inoxidable austenítico	Acero inoxidable dúplex	Acero inoxidable ferrítico	Acero al carbono
Superficial	Visual Tinte penetrante	Visual Tinte penetrante Partículas magnéticas	Visual Tinte penetrante Partículas magnéticas	Visual Tinte penetrante Partículas magnéticas
Volumétrico	Radiográfico (rayos X, gamma)	Radiográfico (rayos X, gamma)	Radiográfico (rayos X, gamma)	Radiográfico (rayos X, gamma, ultrasonidos)

La inspección con partículas magnéticas no es una opción a aplicar en aceros inoxidables austeníticos puesto que éstos son no magnéticos. Los métodos de ultrasonido son de uso limitado en soldaduras ya que la interpretación de sus resultados es difícil; no obstante, pueden emplearse para el material base. Por último, cabe comentar que la radiografía mediante rayos gamma no es adecuada para la detección de fisuras o de falta de fusión en materiales de acero inoxidable de espesor inferior a 10 mm.

## 11.7 Gripado y agarrotamiento

En aquellas superficies que se encuentran bajo carga y sometidas a un cierto movimiento, puede producirse un cierto gripado, resultado de la adhesión local y la ruptura de las superficies con el acero inoxidable, aluminio, titanio y otras aleaciones que generan, de manera automática, una superficie de óxido protectora para la protección frente a la corrosión. En algunos casos pueden aparecer adherencias y agarrotamiento. En aquellas aplicaciones en las que las no ocurra ningún desensamblaje o la relajación de elementos de unión sea estructuralmente desaconsejable, puede resultar una ventaja.

En aquellas aplicaciones en las que una sustitución por reparación de elementos de unión sea importante, el agarrotamiento debe ser evitado. Existen varios métodos para evitar este posible problema en el acero inoxidable:

- Reducir la velocidad de instalación RPM.
- Asegurarse de que las roscas son lo más suave posibles.
- Lubricar la parte interna o externa de las roscas con productos que contengan molibdeno, disulfuro, mica, grafito o talco, o alguna cera a presión de propiedades adecuadas (aunque debería tenerse cuidado en la evaluación de la adecuación productos anti-gripado comerciales para cada una de las aplicaciones).
- Emplear grados estándares de acero inoxidable diferentes (grados que difieran en composición, tasa de endurecimiento por deformación y dureza). Por

ejemplo, utilizar grados A2-C2, A4-C4 o bien A2-A4 para combinaciones tornillo-tuerca de EN ISO 3506.

- En casos severos, emplear una aleación de acero inoxidable de un elevado endurecimiento por deformación para una o las dos superficies (por ejemplo S21800, también conocido como Nitronic 60) o bien aplicar un recubrimiento superficial duro.

Se recomienda que el material para el atornillado sea trabajado en frío, siendo como mínimo de clase 70 (ver Tabla 2.6). Los materiales para los tornillos no deberían utilizarse en la condición de recocido puesto que presentan tendencia al gripado. Emplear roscas laminadas como alternativa a las roscas mecanizadas y evitar el uso de roscas finas y con poca holgura reduce también el riesgo de gripado.

## 11.8 Acabado

La superficie de acabado del acero inoxidable es un criterio importante de diseño y debe especificarse claramente de acuerdo con los requisitos arquitectónicos y funcionales. Cuanto mejor es el acabado, mayor es el coste. Es por ello que cualquier precaución en cuanto a manipulación y soldadura tomada desde un principio economizará el proceso. Una planificación inicial es importante para reducir costes. Por ejemplo, si una soldadura tubo a tubo en un pasamanos o barandilla se oculta dentro de un montante, se conseguirá un coste reducido del acabado, además de una mejora significativa en el aspecto final del pasamanos o de la barandilla. Cuando se requieren acabados como el esmerilado, amolado, o cualquiera diferente del de fábrica o limpieza abrasiva, generalmente resulta más económico para las casas de pulido aplicar estos acabados al inicio del proceso de fabricación. Por ejemplo, las secciones angulares conformadas en caliente y secciones en C, tubos, tuberías y chapas pueden pulirse antes de ser soldadas o conectadas a otros componentes.

La superficie del acero debe recuperar su condición de resistente a la corrosión eliminando cualquier incrustación o contaminación. El decapado mediante inmersión en un baño ácido despegará cualquier incrustación, permitiendo que ésta sea eliminada mediante el cepillado con un cepillo de cerdas, pero puede cambiar la apariencia del acabado a más mate o sin brillo. El decapado elimina también cualquier partícula de hierro o acero al carbono incrustada, las cuales, si no son eliminadas, pueden emerger como manchas de óxido en la superficie del acero inoxidable.

Los tratamientos superficiales tales como amolado, esmerilado, fresado, pulido y abrillantado producen acabados unidireccionales y, por tanto, la combinación de las soldaduras sobre láminas/placas con superficies laminadas normales puede resultar difícil. Es necesario un cierto grado de experiencia para determinar con detalle los procedimientos necesarios para conseguir un acabado adecuado. La soldadura por láser es generalmente preferible para elementos soldados de alto valor estético, puesto que la unión resulta menos visible.

El pulido electrolítico produce una superficie brillante y reluciente similar a las obtenidas mediante procesos de pulido exhaustivos. Elimina una capa superficial delgada junto con cualquier pequeña zona de óxido que pueda haber en la superficie. Cuando las marcas de óxido son más importantes, deben eliminarse mediante procedimientos de decapado o molido para garantizar una apariencia uniforme después del pulido electrolítico. Cuando el tamaño de los componentes lo permite, el pulido electrolítico se lleva a cabo mediante inmersión en un tanque que contiene un electrolito y conexiones eléctricas. Pueden emplearse unidades

portátiles para eliminar marcas de calor en las zonas de soldadura, o pulir zonas de manera selectiva. Existen otros procedimientos de acabado (electrochapado, coloreado y sombreado superficial) pero raramente se emplean para acero inoxidable estructural y por ello no se describen en este documento.

Es importante remarcar una vez más que la superficie debe quedar libre de contaminantes en la estructura montada. Debe prestarse especial atención a la posibilidad de que exista contaminación proveniente de trabajos adyacentes en acero al carbono, especialmente del polvo resultante del amolado. Tanto si el acero inoxidable se protege mediante una capa de plástico como si se limpia una vez completada la estructura, ello debe especificarse en los documentos del contrato.

# ANEJO A Equivalencia entre diferentes designaciones de aceros inoxidables

La Tabla A.1 proporciona la equivalencia entre las nomenclaturas correspondientes a la norma EN 10088 y la estadounidense US.

**Tabla A.1** Designaciones de aceros inoxidables – equivalencia entre las normas europeas y estadounidenses

Grado de acuerdo con EN 10088		Grado de acuerdo con US	
Número	Designación	Número	Designación
Austenítico			
1.4301	X5CrNi18-10	304	S30400
1.4306	X2CrNi19-11	304L	S30403
1.4307	X2CrNi18-9	304L	S30403
1.4311	X2CrNi18-10	304LN	S30453
1.4318	X2CrNi18-7	301LN	S30153
1.4401	X5CrNi Mo17-12-2	316	S31600
1.4404	X2CrNiMo17-12-2	316L	S31603
1.4406	X2CrNiMoN17-11-2	316LN	S31653
1.4429	X2CrNiMoN17-13-3	316LN	S31653
1.4432	X2CrNiMo17-12-3	316L	S31603
1.4435	X2CrNiMo18-14-3	316L	-
1.4439	X2CrNiMoN17-13-5	317LMN	S31726
1.4529	X1NiCrMoCuN25-20-7	-	N08926
1.4539	X1NiCrMoCu25-20-5	904 L	N08904
1.4541	X6CrNiTi18-10	321	S32100
1.4547	X1CrNiMoCuN20-18-7	-	S31254
1.4565	X2CrNiMnMoN25-18-6-5	-	S34565
1.4567 *	X3CrNiCu18-9-4		S30430
1.4571	X6CrNiMoTi17-12-2	316Ti	S31635
1.4578 *	X3CrNiCuMo17-11-3-2	-	-
Dúplex			
1.4062 *	X2CrNiN22-2--		S32202
1.4162	X2CrMnNiN21-5-1		S32101
1.4362	X2CrNiN23-4	2304#	S32304
1.4410	X2CrNiMoN25-7-4	2507#	S32750
1.4462	X2CrNiMoN22-5-3	2205#	S32205
1.4482 *	X2CrMnNiMoN21-5-3		-
1.4501 *	X2CrNiMoCuWN25-7-4		S32760
1.4507 *	X2CrNiMoCuWN25-7-4		S32520
1.4662 *	X2CrNiMnMoCuN24-4-3-2		S82441
Ferrítico			
1.4003	X2CrNi12	-	S41003
1.4016	X6Cr17	430	S43000
1.4509	X2CrTiNb18	441+	S43940
1.4512	X2CrTi12	409	S40900
1.4521	X2CrMoTi18-2	444	S44400
1.4621 *	X2CrNbCu21	-	S44500

Todos los aceros recogidos en esta tabla se encuentran en EN 10088-4/5 excepto aquellos marcados con \*, los cuales actualmente solo se encuentran en EN 10088-2/3.  
# Nombres comerciales comúnmente empleados.  
+ 441 es un nombre comercial comúnmente empleado para este grado pero no un tipo ASTM.

## ANEJO B Mejora de la resistencia en secciones conformadas en frío

Las siguientes expresiones pueden aplicarse de manera general a todo tipo de secciones conformadas en frío.

El endurecimiento por trabajado (o el trabajado en frío) sufrido por las secciones estructurales conformadas en frío durante los procesos de fabricación puede ser considerado en el cálculo de las secciones transversales y elementos sustituyendo  $f_y$  por una resistencia media mejorada  $f_{ya}$ . Para el pandeo en pilares, deberá emplearse,  $f_{ya}$  junto con las curvas de pandeo proporcionadas en la Tabla 6.1. El método presentado en este anejo extiende las recomendaciones recogidas en algunos de los Anejos Nacionales de EN 1993-1-4. Se basa en un conjunto más amplio de datos experimentales y cubre una gama más amplia de secciones transversales.

El efecto beneficioso del incremento de resistencia adicional causado por el trabajado en servicio puede también tenerse en cuenta en el cálculo mediante la aplicación del Continuous Strength Method, de acuerdo con lo establecido en el Anejo D.

a) Para secciones de acero inoxidable fabricadas a partir de métodos de estampado, puede adoptarse una resistencia media mejorada  $f_{ya}$  que tenga en cuenta el trabajado en frío de las secciones con esquinas de 90°:

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,pb} + f_y (A - A_{c,pb})}{A} \quad (B.1)$$

b) Para secciones huecas rectangulares (SHR) de acero inoxidable laminadas en frío, puede adoptarse una resistencia media mejorada  $f_{ya}$  que tenga en cuenta el trabajado en frío en las partes planas de la sección y en las regiones extendidas de las esquinas:

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf} (A - A_{c,rolled})}{A} \quad (B.2)$$

c) Para secciones huecas circulares (SHC) de acero inoxidable laminadas en frío, puede adoptarse una resistencia media mejorada  $f_{ya}$  que tenga en cuenta el trabajado en frío de las secciones:

$$f_{ya} = f_{ySHC} \quad (B.3)$$

donde:

$f_y$  es la resistencia del material base (es decir, de la chapa o de la bobina a partir de las cuales se fabrican las secciones mediante el conformado en frío, proporcionada en la Tabla 2.2).

$f_{yc}$  es la resistencia media mejorada predicha para las regiones de las esquinas

$f_{yf}$  es la resistencia media mejorada predicha para las regiones planas de las secciones

$f_{ySHC}$  es la resistencia media mejorada predicha para las secciones huecas circulares

$A$  es el área bruta de la sección transversal

$A_{c,pb}$  es el área total de las regiones de las esquinas en las secciones estampadas

$A_{c,rolled}$  es el área total de las regiones de las esquinas en secciones huecas rectangulares laminadas en frío (SHR) que incluyen la región extendida de longitud  $2t$  adyacente a lo largo del perímetro de la sección, en ambos lados de la esquina.

(i) Determinación de  $f_{yc}$ ,  $f_{yf}$  y  $f_{yCHS}$

$$f_{yc} = 0,85K (\varepsilon_c + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad y \quad f_y \leq f_{yc} \leq f_u \quad (B.4)$$

$$f_{yf} = 0,85K (\varepsilon_f + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad y \quad f_y \leq f_{yf} \leq f_u \quad (B.5)$$

$$f_{ySHC} = 0,85K (\varepsilon_{SHC} + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad y \quad f_y \leq f_{ySHC} \leq f_u \quad (B.6)$$

donde

$\varepsilon_c$  es la deformación provocada en las regiones de las esquinas durante el conformado de las secciones

$\varepsilon_f$  es la deformación provocada en las zonas planas de las secciones huecas durante el conformado de las secciones

$\varepsilon_{SHC}$  es la deformación provocada en las secciones huecas circulares durante su conformado

las cuales vienen dadas por:

$$\varepsilon_c = \frac{t}{2(2r_i + t)} \quad (B.7)$$

$$\varepsilon_f = \left[ \frac{t}{900} \right] + \left[ \frac{\pi t}{2(b + h - 2t)} \right] \quad (B.8)$$

$$\varepsilon_{SHC} = \frac{t}{2(d - t)} \quad (B.9)$$

$$\varepsilon_{p0,2} = 0,002 + \frac{f_y}{E} \quad (B.10)$$

$$K = \frac{f_y}{\varepsilon_{p0,2}^{n_p}} \quad (B.11)$$

$$n_p = \frac{\ln(f_y/f_u)}{\ln(\varepsilon_{p0,2}/\varepsilon_u)} \quad (B.12)$$

en donde

$f_u$  es la resistencia última del material base (es decir, de la chapa o de la bobina a partir de las cuales se fabrican las secciones mediante el conformado en frío, proporcionada en la Tabla 2.2)

$\varepsilon_u$  es la deformación última, correspondiente a la resistencia última  $f_u$ , obtenida de las Ecuaciones (C.6) y (C.7)

$r_i$  es el radio interno de las esquinas, que puede tomarse como  $2t$  en caso de que no sea conocido

(ii) *Determinación del área total de las regiones de las esquinas  $A_{c,pb}$  y  $A_{c,rolled}$*

$$A_{c,pb} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) \quad (\text{B.13})$$

$$A_{c,rolled} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) + 4n_c t^2 \quad (\text{B.14})$$

donde  $n_c$  es el número de esquinas de  $90^\circ$  en la sección



## ANEJO C Modelización del comportamiento material

La curva tenso-deformacional que tiene en cuenta el endurecimiento por deformación puede describirse a partir las siguientes expresiones analíticas:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left[ \frac{\sigma}{f_y} \right]^n \quad \text{para } \sigma \leq f_y \quad (\text{C.1})$$

$$\varepsilon = 0,002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left[ \frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right]^m \quad \text{para } f_y < \sigma \leq f_u \quad (\text{C.2})$$

donde:

$\sigma$  es la tensión ingenieril (engineering stress)

$\varepsilon$  es la deformación ingenieril (engineering strain)

$E$ ,  $f_y$  y  $f_u$  se proporcionan en la Sección 2.3.1 o en EN 10088

$n$  es un coeficiente que puede determinarse a partir de la Tabla 6.4 o calcularse a partir de las propiedades medidas del material mediante:

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln \left[ \frac{f_y}{R_{p0,05}} \right]} \quad (\text{C.3})$$

en donde

$R_{p0,05}$  es la tensión correspondiente a una deformación remanente del 0,05 %.

La versión actual de EN 1993-1-4 adopta la siguiente expresión para  $n$ , basada en la tensión correspondiente a una deformación remanente del 0,01 %,  $R_{p0,01}$ . Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 sea sustituida por la Ecuación (C.3).

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln \left[ \frac{f_y}{R_{p0,01}} \right]} \quad (\text{C.4})$$

$E_y$  es el módulo tangente de la curva tenso-deformacional correspondiente al límite elástico, definido por:

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,002n \left[ \frac{E}{f_y} \right]} \quad (\text{C.5})$$

$\varepsilon_u$  es la deformación última correspondiente a la resistencia última  $f_u$ , la cual puede obtenerse a partir de la aproximación:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad \begin{array}{l} \text{para aceros inoxidables austeníticos y} \\ \text{dúplex} \end{array} \quad (\text{C.6})$$

$$\varepsilon_u = 0,6 \left[ 1 - \frac{f_y}{f_u} \right] \quad \text{para aceros inoxidables ferríticos} \quad (C.7)$$

siendo  $\varepsilon_u \leq A$  donde  $A$  es la elongación en fractura definida en EN 10088.

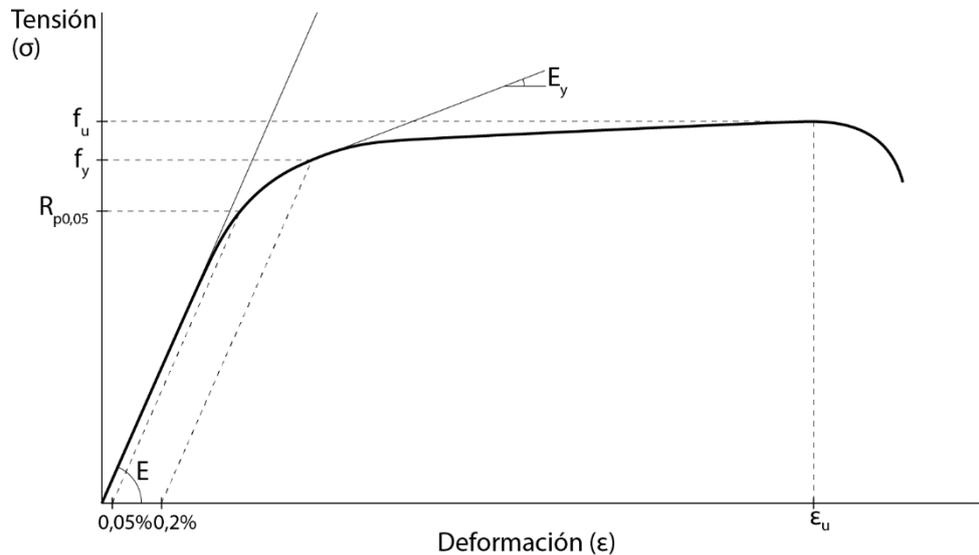
La versión actual de EN 1993-1-4 proporciona solamente la Ecuación (C.6) para el cálculo de la deformación última, pero trabajos de investigación recientes han demostrado que esta expresión no resulta adecuada cuando se aplica a aceros inoxidables ferríticos, por lo que se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 se incluya también la Ecuación (C.7).

$$m = 1 + 2,8 \frac{f_y}{f_u} \quad \text{para todos los grados} \quad (C.8)$$

La versión actual de EN 1993-1-4 proporciona una expresión menos precisa para  $m$ . Se espera que en la próxima revisión de EN 1993-1-4 sea sustituida por la Ecuación (C.8).

$$m = 1 + 3,5 \frac{f_y}{f_u} \quad (C.9)$$

La Figura C.1 define los principales parámetros del modelo material.



**Figura C.1** Principales parámetros del modelo material

Cuando el valor medido de  $f_y$  sea conocido,  $f_u$  puede estimarse a partir de las siguientes expresiones:

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,2 + 185 \frac{f_y}{E} \quad \text{para aceros inoxidables austeníticos y dúplex} \quad (C.10)$$

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,46 + 145 \frac{f_y}{E} \quad \text{para aceros inoxidables ferríticos} \quad (\text{C.11})$$

En general, para el cálculo mediante análisis numérico por elementos finitos (EF), deberán adoptarse las propiedades del material nominales (Caso 1 en la Tabla C.1). Para el cálculo mediante análisis empleando las propiedades del material obtenidas a partir de ensayos, deberá hacerse referencia a los Casos 2 a 4 de la Tabla C.1, dependiendo de los parámetros que hayan sido medidos.

**Tabla C.1** *Diferentes casos para la definición de las curvas tenso-deformacionales*

Tipo de análisis numérico (EF)	$E$	$f_y$	$f_u$	$\varepsilon_u$	$n$	$m$
Caso 1. Cálculo a partir de propiedades nominales	Sección 2.3.1	Sección 2.3.2	Sección 2.3.1	Ec. (C.6) o (C.7)	Tabla 6.4	Ec. (C.8)
Caso 2. Cálculo a partir del valor medido de $f_y$ solamente	Sección 2.3.1	Medido	Ec. (C.10) o (C.11)	Ec. (C.6) o (C.7)	Tabla 6.4	Ec. (C.8)
Caso 3. Cálculo a partir de los valores medidos de $E$ , $f_y$ y $f_u$	Medido	Medido	Medido	Ec. (C.6) o (C.7)	Tabla 6.4	Ec. (C.8)
Caso 4. Cálculo/validación de modelos a partir de la curva tenso-deformación medida (por ejemplo, validación de modelos de elementos finitos)	Medido	Medido	Medido	Medido	Medido o ajustado mediante regresión o Ec. (C.3)	Medido o ajustado mediante regresión

La determinación de la curva tensión-deformación real a partir de la curva ingenieril (nominal) puede realizarse a partir de las siguientes expresiones:

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (\text{C.12})$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{C.13})$$

Algunos de los softwares comerciales para el análisis mediante elementos finitos requieren definiciones del comportamiento de los materiales basadas en la parte plástica del modelo. En estos casos, deben proporcionarse las tensiones y deformaciones plásticas correspondientes a partir del límite de proporcionalidad. La deformación plástica relativa a cada nivel de tensión puede calcularse a partir de

la Ecuación (C.14) y puede asumirse como límite de proporcionalidad aquella tensión correspondiente a una deformación plástica igual a  $\varepsilon_{pl} = 1 \times 10^{-4}$ .

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon - \frac{f_y}{E} \quad (C.14)$$

# ANEJO D Continuous Strength Method

## D.1 Aspectos generales

El Continuous Strength Method (CSM) es un método de cálculo basado en criterios de deformación que tiene en cuenta el efecto beneficioso del endurecimiento por deformación debido al trabajado en servicio y la interacción entre las partes de la sección transversal a la hora de determinar su resistencia. El modelo material empleado por el CSM es bilineal, con un endurecimiento lineal, tal y como se recoge en la Sección D.2, mientras que las curvas base del CSM para la determinación de la capacidad de deformación de la sección transversal sometida a cierto estado de carga se definen en la Sección D.3. Finalmente, las Secciones D.4, D.5 y D.6 proporcionan las diferentes expresiones para el cálculo de las resistencias seccionales bajo diferentes estados de carga.

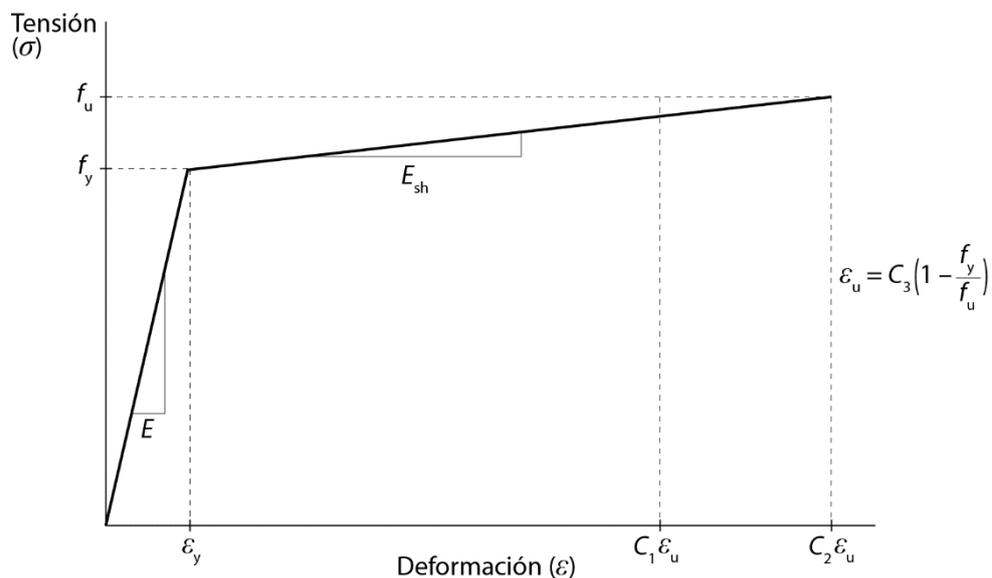
Este anejo es aplicable para la determinación de la resistencia seccional de secciones formadas por chapas planas (es decir, secciones en doble T doblemente simétricas, secciones huecas rectangulares (SHR), secciones en C y T mono-simétricas, y secciones angulares asimétricas) y secciones huecas circulares (SHC) sometidas a esfuerzos combinados. Para las secciones simétricas, el CSM introduce una importante ventaja en la rama de esbelteces seccionales bajas sobre las expresiones recogidas en la Sección 5 para resistencia seccional, aunque para esbelteces mayores (superiores a 0,68 para secciones formadas por chapas y a 0,30 para secciones huecas circulares) dichas ventajas resulten menos significativas. En cambio, se obtienen importantes ventajas en el rango completo de esbelteces para las secciones no simétricas empleando las expresiones de cálculo del CSM.

Para las secciones conformadas en frío, puede adoptarse la resistencia media mejorada de la sección transversal  $f_{ya}$  calculada de acuerdo con lo establecido en el Anejo B en lugar de  $f_y$  en este anejo.

Este anejo es únicamente aplicable para el cálculo bajo cargas de carácter estático y a temperatura ambiente. Deben tenerse en cuenta también los aspectos relativos al estado límite de servicio, los cuales podrían ser determinantes en el diseño.

## D.2 Modelización del comportamiento material

El modelo de material del CSM, bilineal con un endurecimiento lineal, se muestra en la Figura D.1 y se define a partir de tres coeficientes del material ( $C_1$ ,  $C_2$  y  $C_3$ ), proporcionados en la Tabla D.1.



**Figura D.1** Modelo de material para el CSM, bilineal con endurecimiento lineal

En la que los términos vienen definidos por:

$f_y$  es el límite elástico

$\varepsilon_y$  es la deformación correspondiente al límite elástico, dada por  $\varepsilon_y = f_y/E$

$E$  es el módulo de elasticidad

$E_{sh}$  es el módulo de la rama de endurecimiento

$f_u$  es la resistencia última

$\varepsilon_u$  es la deformación última, correspondiente a la resistencia última  $f_u$ , dada por  $C_3(1 - f_y/f_u)$

**Tabla D.1** Coeficientes para el modelo material del CSM

Acero inoxidable	$C_1$	$C_2$	$C_3$
Austenítico	0,10	0,16	1,00
Dúplex	0,10	0,16	1,00
Ferrítico	0,40	0,45	0,60

El módulo de la rama de endurecimiento se determina a partir de la expresión:

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \varepsilon_u - \varepsilon_y} \quad (D.1)$$

## D.3 Capacidad de deformación de la sección transversal

### D.3.1 Curva base

La curva base del CSM proporciona la relación entre la capacidad de deformación normalizada de las secciones transversales  $\varepsilon_{CSM}/\varepsilon_y$ , la cual es necesaria para la determinación de las diferentes resistencias seccionales, y la esbeltez seccional. La

curva base se define a partir de las Ecuaciones (D.2) y (D.3) para las secciones formadas por chapas y las secciones huecas circulares, respectivamente.

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) & \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0,68 \\ \left(1 - \frac{0,222}{\bar{\lambda}_p^{1,050}}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,050}} & \text{para } \bar{\lambda}_p > 0,68 \end{cases} \quad (D.2)$$

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{4,44 \times 10^{-3}}{\bar{\lambda}_c^{4,5}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) & \text{para } \bar{\lambda}_c \leq 0,30 \\ \left(1 - \frac{0,224}{\bar{\lambda}_c^{0,342}}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_c^{0,342}} & \text{para } \bar{\lambda}_c > 0,30 \end{cases} \quad (D.3)$$

donde

$\bar{\lambda}_p$  es la esbeltez seccional de las secciones formadas por chapas

$\bar{\lambda}_c$  es la esbeltez seccional de las secciones huecas circulares

### D.3.2 Esbeltez seccional

La esbeltez seccional puede determinarse a partir de:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{f_y / f_{cr,p}} \quad \text{para secciones formadas por chapas}$$

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{f_y / f_{cr,c}} \quad \text{para secciones huecas circulares}$$

Para las secciones formadas por chapas la tensión crítica ideal de abolladura  $f_{cr,p}$  de la sección transversal completa sometida a un estado de carga específico puede determinarse numéricamente (por ejemplo, mediante el software CUFISM disponible en [www.ce.jhu.edu/bschafer/cufism](http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufism)), o calcularse de manera conservadora como la tensión crítica ideal de abolladura del panel más esbelto que conforme la sección transversal:

$$f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1 - \nu^2) \bar{b}^2} \quad (D.4)$$

donde

$\bar{b}$  es el ancho del panel

$t$  es el espesor de chapa del panel

$\nu$  es el coeficiente de Poisson del acero

$k_\sigma$  es el coeficiente de abolladura del panel correspondiente a una distribución de tensiones  $\psi$  y condiciones de contorno determinadas, definido en la Tabla 5.3 y Tabla 5.4 para paneles interiores y alas voladas, respectivamente.

Para secciones huecas circulares SHC, la tensión crítica ideal de abolladura  $f_{cr,c}$  de la sección transversal completa sometida a compresión, flexión o flexocompresión puede determinarse a partir de:

$$f_{cr,c} = \frac{E}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{2t}{D} \quad (D.5)$$

donde

- $D$  es el diámetro de la sección transversal
- $t$  es el espesor de chapa de la sección transversal.

## D.4 Resistencia de la sección a compresión

Para las secciones formadas por chapas con  $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$  y para secciones huecas circulares con  $\bar{\lambda}_c \leq 0,30$ , correspondientes a  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y \geq 1,0$ , la resistencia de la sección frente a compresión debe determinarse como:

$$N_{c,Rd} = N_{csm,Rd} = \frac{A f_{csm}}{\gamma_{M0}} \quad (D.6)$$

donde,

- $A$  es el área de la sección transversal
  - $f_{csm}$  es la resistencia de cálculo correspondiente a  $\varepsilon_{csm}$ , dada por:
- $$f_{csm} = f_y + E_{sh} \varepsilon_y (\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y - 1) \quad (D.7)$$

Para las secciones formadas por chapas con  $\bar{\lambda}_p > 0,68$  y para secciones huecas circulares con  $\bar{\lambda}_c > 0,30$ , correspondientes a  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y < 1,0$ , la resistencia de la sección frente a compresión debe determinarse como:

$$N_{c,Rd} = N_{csm,Rd} = \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (D.8)$$

## D.5 Resistencia de la sección a flexión

### D.5.1 Flexión alrededor de un eje de simetría

Para secciones doblemente simétricas (por ejemplo, secciones en doble T, secciones huecas rectangulares y circulares SHR y SHC) y mono-simétricas (secciones en C y en T) flectando alrededor de un eje de simetría, la deformación máxima alcanzable por la sección  $\varepsilon_{csm}$  puede determinarse de las Ecuaciones (D.2) o (D.3).

Para aquellas secciones con  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y \geq 1,0$ , la resistencia seccional a flexión puede determinarse a partir de:

$$M_{c,Rd} = M_{csm,Rd} = \frac{W_{pl} f_y}{\gamma_{M0}} \left[ 1 + \frac{E_{sh}}{E} \frac{W_{el}}{W_{pl}} \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{el}}{W_{pl}} \right) / \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right)^\alpha \right] \quad (D.9)$$

donde

- $W_{el}$  es el módulo resistente elástico de la sección transversal
- $W_{pl}$  es el módulo resistente plástico de la sección transversal
- $\alpha$  es el parámetro a flexión del CSM, definido en la Tabla D.2

Para aquellas secciones con  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y < 1,0$ , la resistencia seccional a flexión puede determinarse a partir de:

$$M_{c,Rd} = M_{csm,Rd} = \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \frac{W_{el} f_y}{\gamma_{M0}} \quad (D.10)$$

### D.5.2 Flexión alrededor de un eje diferente del de simetría

Para secciones no simétricas (angulares) y mono-simétricas (secciones en C) flectando alrededor de un eje diferente a los posibles ejes de simetría de la sección, la máxima deformación de compresión alcanzable por la sección  $\varepsilon_{csm,c}$  puede determinarse a partir de la Ecuación (D.2) (es decir,  $\varepsilon_{csm,c} = \varepsilon_{csm}$ ), mientras que la deformación a tracción de la fibra más solicitada correspondiente  $\varepsilon_{csm,t}$  puede determinarse a partir de la hipótesis de distribución lineal de deformaciones a lo largo de la sección, con la fibra neutra situada en el eje neutro elástico. La máxima deformación de cálculo  $\varepsilon_{csm,max}$  se adopta a partir del valor máximo entre  $\varepsilon_{csm,c}$  y  $\varepsilon_{csm,t}$ .

En caso de que  $\varepsilon_{csm,max}$  sea menor que la deformación correspondiente al límite elástico  $\varepsilon_y$ , la adopción del eje neutro situado en el eje neutro elástico es correcta y la resistencia a flexión puede determinarse de la Ecuación (D.10), con  $\varepsilon_{csm} = \varepsilon_{csm,max}$ .

Cuando  $\varepsilon_{csm,max}$  es mayor que la deformación correspondiente al límite elástico  $\varepsilon_y$ , debe adoptarse un nuevo eje neutro diferente al eje neutro elástico definido a partir del equilibrio seccional, o de manera aproximada, como el punto medio entre los ejes neutros elástico y plástico. De esta manera, pueden volver a calcularse los valores de  $\varepsilon_{csm,t}$  y  $\varepsilon_{csm,max}$  y determinar la correspondiente resistencia a flexión a partir de la Ecuación (D.9), en la que  $\varepsilon_{csm} = \varepsilon_{csm,max}$  y el valor del parámetro a flexión del CSM  $\alpha$  para cada tipo de sección no doblemente simétrica sometida a flexión alrededor de un eje diferente al de simetría tomado de la Tabla D.2

**Tabla D.2** Parámetro de flexión del CSM  $\alpha$

Tipo de sección transversal	Eje de flexión	Relación de aspecto	$\alpha$
Sección hueca rectangular (SHR)	Cualquiera	Cualquiera	2,0
Sección hueca circular (SHC)	Cualquiera	–	2,0
Sección en doble T	y-y	Cualquiera	2,0
	z-z	Cualquiera	1,2
Sección en C	z-z	$h/b \leq 2$	1,5
		$h/b > 2$	1,0
Sección en T	y-y	$h/b < 1$	1,0
		$h/b \geq 1$	1,5
	z-z	Cualquiera	1,2
Angular	y-y	Cualquiera	1,5
	z-z	Cualquiera	1,0

## D.6 Resistencia de la sección a flexocompresión

### D.6.1 Sección hueca rectangular (SHR) sometida a flexocompresión

Para secciones huecas rectangulares (SHR) con  $\bar{\lambda}_p \leq 0,60$ , las expresiones de interacción de cálculo para secciones sometidas a flexocompresión alrededor del eje fuerte, eje débil o flexocompresión esviada vienen dadas por las Ecuaciones (D.11) a (D.13):

$$M_{y,Ed} \leq M_{R,csm,y,Rd} = M_{csm,y,Rd} \frac{(1 - n_{csm})}{(1 - 0,5a_w)} \leq M_{csm,y,Rd} \quad (D.11)$$

$$M_{z,Ed} \leq M_{R,csm,z,Rd} = M_{csm,z,Rd} \frac{(1 - n_{csm})}{(1 - 0,5a_f)} \leq M_{csm,z,Rd} \quad (D.12)$$

$$\left[ \frac{M_{y,Ed}}{M_{R,csm,y,Rd}} \right]^{\alpha_{csm}} + \left[ \frac{M_{z,Ed}}{M_{R,csm,z,Rd}} \right]^{\beta_{csm}} \leq 1 \quad (D.13)$$

donde,

$M_{y,Ed}$  es el valor de cálculo del momento flector alrededor del eje fuerte ( $y - y$ )

$M_{z,Ed}$  es el valor de cálculo del momento flector alrededor del eje débil ( $z - z$ )

$M_{R,csm,y,Rd}$  es la resistencia a flexión reducida alrededor del eje fuerte ( $y - y$ ) según el CSM

$M_{R,csm,z,Rd}$  es la resistencia a flexión reducida alrededor del eje débil ( $z - z$ ) según el CSM

$a_w$  es la ratio entre el área de las almas respecto al área bruta total de la sección

$a_f$  es la ratio entre el área de las alas respecto al área bruta total de la sección

$n_{csm}$  es la ratio entre el valor de cálculo del esfuerzo axial de compresión  $N_{Ed}$  respecto a la resistencia a compresión según el CSM  $N_{csm,Rd}$

$\alpha_{csm}$  y  $\beta_{csm}$  son los coeficientes de interacción para la flexión esviada, iguales a  $1,66/(1 - 1,13n_{csm}^2)$

Para secciones huecas rectangulares (SHR) con  $\bar{\lambda}_p > 0,60$ , debe adoptarse la expresión de interacción de cálculo lineal dada por:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{csm,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{csm,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{csm,z,Rd}} \leq 1 \quad (D.14)$$

### D.6.2 Sección hueca circular (SHC) sometida a flexocompresión

Para secciones huecas circulares (SHC) con  $\bar{\lambda}_c \leq 0,27$ , la expresión de interacción de cálculo para secciones sometidas a flexocompresión es:

$$M_{Ed} \leq M_{R,csm,Rd} = M_{csm,Rd}(1 - n_{csm}^{1,7}) \quad (D.15)$$

Para secciones huecas circulares (SHC) con  $\bar{\lambda}_c > 0,27$ , la expresión de interacción de cálculo lineal a considerar viene dada por:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{csm,Rd}} + \frac{M_{Ed}}{M_{csm,Rd}} \leq 1 \quad (D.16)$$



# ANEJO E Momento flector crítico elástico de pandeo lateral

## E.1 Aspectos generales

Para secciones transversales simétricas respecto del eje de flexión, el momento flector crítico elástico de pandeo lateral  $M_{cr}$  puede calcularse a partir del método proporcionado en la Sección E.2. Para aquellos casos en los que el método anterior no sea aplicable,  $M_{cr}$  puede determinarse a partir de un análisis de autovalores de la viga, asegurando que el cálculo tiene en cuenta todos los parámetros relevantes que afecten el valor de  $M_{cr}$ :

- geometría de la sección transversal
- rigidez frente al alabeo
- posición de la carga transversal respecto del centro de esfuerzos cortantes de la sección
- condiciones de arriostramiento

Puede descargarse software específico gratuito para el cálculo del momento flector crítico elástico de pandeo lateral  $M_{cr}$  de los siguientes sitios web: [www.cticm.com](http://www.cticm.com) y [www.steelconstruction.info/Design\\_software\\_and\\_tools](http://www.steelconstruction.info/Design_software_and_tools).

## E.2 Secciones simétricas respecto al eje de flexión

Este método solamente es aplicable a elementos rectos de sección constante en los que la sección transversal sea simétrica respecto del plano de flexión. Las condiciones de vinculación en cada extremo deben ser, como mínimo:

- restricción frente a desplazamientos laterales
- restricción frente a rotaciones alrededor del eje longitudinal

$M_{cr}$  puede obtenerse de la siguiente expresión:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{(kL)^2} \left\{ \sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right\} \quad (E.1)$$

donde:

$I_t$  es el módulo de torsión de la sección bruta

$I_w$  es el módulo de alabeo de la sección bruta

$I_z$  es el momento de inercia alrededor del eje débil

$k$  y  $k_w$  son los coeficientes de longitud eficaz

$L$  es la distancia entre puntos de arriostramiento de la viga

$z_g$  es la distancia entre el centro de esfuerzos cortantes y el punto de aplicación de la carga. Nota: para secciones doblemente simétricas, el centro de esfuerzos cortantes coincide con el centro de gravedad de la sección

- $C_1$  es el factor de momento uniforme equivalente que tiene en cuenta la forma de la ley de momentos flectores,
- $C_2$  es un parámetro asociado al nivel de carga y que depende de la forma de la ley de momentos flectores

El factor  $k$  hace referencia a la rotación del extremo de la viga en el plano. Es un factor análogo a la ratio entre la longitud de pandeo y la longitud real del sistema en elementos comprimidos. No deberá asumirse un valor de  $k$  menor a la unidad a menos que sea debidamente justificado.

El factor  $k_w$  hace referencia al alabeo del extremo de la viga. A menos que se adopten medidas especiales para garantizar que el alabeo quede impedido, deberá tomarse un valor de  $k_w$  igual a 1,0.

Para los casos habituales de condiciones de apoyo en extremos (apoyos tipo horquilla), los factores  $k$  y  $k_w$  deberán tomarse iguales a 1,0.

En el caso general,  $z_g$  se considera positivo cuando el efecto de la carga es desestabilizador.

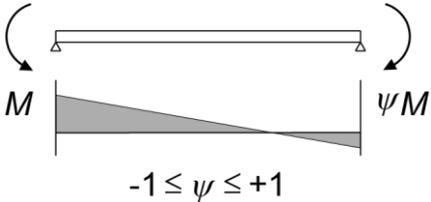
### E.3 Factores $C_1$ y $C_2$

La distribución de los momentos flectores a lo largo de la longitud de la viga afecta al valor del momento flector crítico elástico de pandeo lateral. El factor de momento uniforme equivalente  $C_1$  permite tener en cuenta el efecto de la ley de momentos flectores en  $M_{cr}$ . El caso más desfavorable corresponde a una ley de momentos uniforme, para el cual se adopta  $C_1 = 1,0$ . Considerar  $C_1 = 1,0$  resulta también conservador para otras distribuciones de momentos, pero puede resultar excesivamente conservador para otras distribuciones a medida que se alejan de la distribución uniforme.

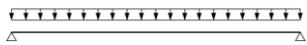
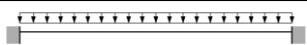
El factor  $C_2$  resulta relevante en el caso de vigas sometidas a cargas desestabilizadoras. Cuando las cargas están aplicadas por encima del centro de esfuerzos cortantes de la viga provocan un efecto “desestabilizador”, resultando en valores de momento flector crítico elástico  $M_{cr}$  menores, mientras que cargas aplicadas por debajo del centro de esfuerzos cortantes de la viga tienen un efecto “estabilizador”, procurando valores mayores de  $M_{cr}$ .

La Tabla E.1 y la Tabla E.2 recogen los valores de los factores  $C_1$  y  $C_2$ .

**Tabla E.1** Valores de  $C_1$  para casos de momento en extremo (para  $k = 1,0$ )

Momento en extremo y condiciones de apoyo	$\psi$	$C_1$
	+1,00	1,00
	+0,75	1,17
	+0,50	1,36
	+0,25	1,56
	0,00	1,77
	-0,25	2,00
	-0,5	2,24
	-0,75	2,49
	-1,00	2,76

**Tabla E.2** Valores de  $C_1$  y  $C_2$  para casos de carga transversal (para  $k=1,0$ )

Estado de cargas y condiciones de apoyo	Ley de momentos flectores	$C_1$	$C_2$
		1,13	0,454
		2,60	1,55
		1,35	0,630
		1,69	1,65



## **PARTE 2 – EJEMPLOS DE CÁLCULO**



Esta parte del Manual de Diseño ofrece 15 ejemplos de cálculo que ilustran la aplicación de las reglas de diseño. Los ejemplos son:

**Ejemplo de cálculo 1. Pilar SHC**

Pilar de sección hueca circular sometido a compresión.

**Ejemplo de cálculo 2. Pilar de sección en I armado sometido a flexocompresión con arriostramientos laterales**

Pilar de sección en I soldada de sección clase 4 sometido a flexocompresión.

**Ejemplo de cálculo 3. Diseño de una chapa de cubierta trapezoidal de dos vanos**

Chapa de cubierta trapezoidal de sección clase 4 sometida a flexión.

**Ejemplo de cálculo 4. Resistencia a fatiga de una unión soldada de sección tubular**

Unión soldada de sección tubular sometida a fatiga.

**Ejemplo de cálculo 5. Unión soldada**

Unión soldada.

**Ejemplo de cálculo 6. Unión atornillada**

Unión atornillada.

**Ejemplo de cálculo 7. Resistencia a cortante de vigas armadas**

Viga armada de sección clase 4 sometida a flexión. La abolladura por cortante es crítica.

**Ejemplo de cálculo 8. Resistencia frente a cargas concentradas**

Viga armada de sección clase 4 sometida a flexión. La resistencia a las cargas transversales es crítica.

**Ejemplo de cálculo 9. Viga con ala comprimida sin arriostrar**

Sección conformada en C sometida a flexión con arriostramiento lateral intermedio en el ala comprimida. El pandeo lateral entre arriostramientos intermedios es crítico.

**Ejemplo de cálculo 10. Pilar sometido a compresión excéntrica frente a incendio**

Sección hueca rectangular sometida a flexocompresión con una resistencia a fuego de 30 minutos.

**Ejemplo de cálculo 11. Diseño de una chapa de cubierta trapezoidal de dos vanos**

Chapa de cubierta trapezoidal de sección clase 4 sometida a compresión – comparación de cálculo con material trabajado en frío y en condición de material recocido.

**Ejemplo de cálculo 12. Diseño de una sección en C sometida a flexión**

Sección en C conformada en frío en forjado visto sometida a flexión.

**Ejemplo de cálculo 13. Celosía de sección hueca**

Estructura de acero inoxidable en celosía con material conformado en frío sometida a flexocompresión con una resistencia a fuego de 30 minutos.

**Ejemplo de cálculo 14. Determinación de la resistencia media mejorada de secciones conformadas en frío**

La resistencia media mejorada de una sección hueca rectangular conformada en frío se determina de acuerdo con el método del Anejo B.

***Ejemplo de cálculo 15. Cálculo de la resistencia seccional a flexión mediante el Continuous Strength Method (CSM)***

La resistencia seccional a flexión de una sección hueca rectangular conformada en frío se determina de acuerdo con el Continuous Strength Method (CSM) del Anejo D.

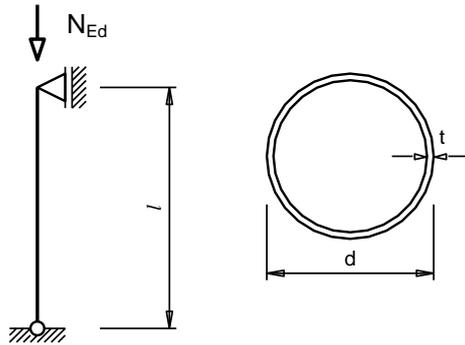
La chapa del ejemplo 3 es de acero inoxidable ferrítico de grado 1.4003. Las vigas armadas de los ejemplos 7 y 8 son de acero inoxidable dúplex de grado 1.4462. Los elementos de los demás ejemplos son de acero inoxidable austenítico de los grados 1.4301 o 1.4401.

Las referencias en los márgenes de los ejemplos de cálculo refieren a partes del texto o ecuaciones de la presente publicación, a menos que se especifique otra cosa.

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>	Hoja 1 de 2					
	Título	Ejemplo de Cálculo 1 – Pilar SHC				
	Cliente	RFCS	Hecho por	HS	Fecha	07/02
			Revisado por	JBL	Fecha	03/06
		Revisado por	FW	Fecha	05/17	
<b>HOJA DE CÁLCULO</b>						

### EJEMPLO DE CÁLCULO 1 – PILAR SHC

El pilar de sección hueca circular a diseñar es un pilar interior de un edificio de varias plantas. El pilar se encuentra simplemente apoyado en ambos extremos. La altura entre plantas es de 3,50 m.



#### Estructura

Pilar simplemente apoyado, longitud entre apoyos:

$$l = 3,50 \text{ m}$$

#### Acciones

Las acciones permanentes y variables resultan en una carga vertical de compresión igual a:

$$N_{Ed} = 250 \text{ kN}$$

#### Propiedades de la sección transversal

Como primera opción se considera una sección CHS 159 × 4, grado austenítico 1.4307.

#### Propiedades geométricas

$d$	$= 159 \text{ mm}$	$t$	$= 4 \text{ mm}$
$A$	$= 19,5 \text{ cm}^2$	$I$	$= 585,3 \text{ cm}^4$
$W_{el}$	$= 73,6 \text{ cm}^3$	$W_{pl}$	$= 96,1 \text{ cm}^3$

#### Propiedades del material

Se adopta  $f_y = 220 \text{ N/mm}^2$  (para flejes laminados en frío).

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2 \text{ y } G = 76900 \text{ N/mm}^2$$

#### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon = 1,01$$

Sección sometida a compresión:  $d/t = 159/4 = 39,8$

Para Clase 1,  $d/t \leq 50\varepsilon^2$ , por lo que la sección estudiada es Clase 1.

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Tabla 5.2

**Resistencia a compresión de la sección transversal**

Sección 5.7.3

Para una sección transversal Clase 1:

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Ec. 5.27

$$N_{c,Rd} = \frac{19,5 \times 220 \times 10^{-1}}{1,1} = 390 \text{ kN}$$

**Resistencia a pandeo por flexión del elemento**

Sección 6.3.3

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Ec. 6.2

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1$$

Ec. 6.4

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$$

Ec. 6.5

Se determina la carga crítica de pandeo:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 585,3 \times 10^4}{(3,50 \times 10^3)^2} \times 10^{-3} = 943,1 \text{ kN}$$

Se determina la esbeltez del elemento a pandeo por flexión:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{19,5 \times 10^2 \times 220}{943,1 \times 10^3}} = 0,67$$

Ec. 6.6

Usando el factor de imperfección  $\alpha = 0,49$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  para secciones tubulares circulares de acero inoxidable austenítico:

Tabla 6.1

$$\phi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,67 - 0,2) + 0,67^2) = 0,84$$

$$\chi = \frac{1}{0,84 + [0,84^2 - 0,67^2]^{0,5}} = 0,74$$

$$N_{b,Rd} = 0,74 \times 19,5 \times 220 \times \frac{10^{-1}}{1,1} = 288,6 \text{ kN}$$

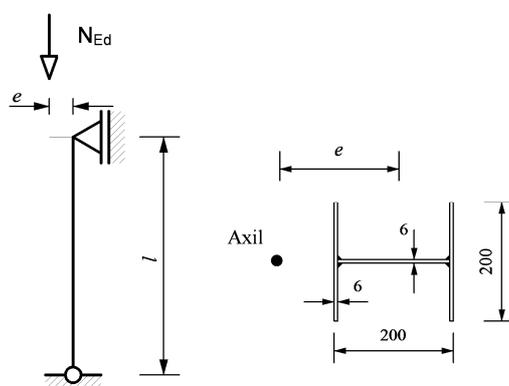
El axil aplicado es  $N_{Ed} = 250 \text{ kN}$ .

Por lo tanto, el elemento y sección transversal escogidos cuentan con una resistencia a pandeo por flexión adecuada.

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>	Hoja 1 de 4					
	Título	Ejemplo de Cálculo 2 – Pilar de sección en I armado sometido a flexocompresión con arriostramientos laterales				
	Cliente	RFCS	Hecho por	HS	Fecha	07/02
			Revisado por	JBL	Fecha	03/06
		Revisado por	FW	Fecha	06/17	
<b>HOJA DE CÁLCULO</b>						

**EJEMPLO DE CÁLCULO 2 – PILAR DE SECCIÓN EN I ARMADO SOMETIDO A FLEXOCOMPRESIÓN CON ARRIOSTRAMIENTOS LATERALES**

El pilar de sección en I soldada a dimensionar está sometido a flexocompresión, simplemente apoyado en sus extremos. El pandeo alrededor del eje débil está impedido por arriostramientos laterales. La altura entre plantas es igual a 3,50 m. El pilar está sometido a una única carga vertical de compresión excéntrica en el eje fuerte.



**Estructura**

Pilar simplemente apoyado, longitud entre apoyos:

$$l = 3,50 \text{ m}$$

Excentricidad de la carga:

$$e = 200 \text{ mm}$$

**Acciones**

Acciones permanentes y variables resultan en una carga de diseño vertical de compresión igual a:

$$N_{Ed} = 120 \text{ kN}$$

**Análisis estructural**

El momento flector máximo se da en lo alto del pilar:

$$M_{y,max Ed} = 120 \times 0,20 = 24 \text{ kNm}$$

**Propiedades de la sección transversal**

Como primera opción se considera una sección en I soldada doblemente simétrica 200 x 200, espesor = 6,0 mm, grado austenítico 1.4401.

**Propiedades geométricas**

$$\begin{array}{llll}
 b & = & 200 \text{ mm} & t_f & = & 6,0 \text{ mm} & W_{el,y} & = & 259,1 \text{ cm}^3 \\
 h_w & = & 188 \text{ mm} & t_w & = & 6,0 \text{ mm} & W_{pl,y} & = & 285,8 \text{ cm}^3 \\
 a & = & 3,0 \text{ mm (espesor de garganta)} & & & & I_y & = & 2591,1 \text{ cm}^4 \\
 A_g & = & 35,3 \text{ cm}^2 & i_y & = & 8,6 \text{ cm} & & & 
 \end{array}$$

**Propiedades del material**

Se adopta  $f_y = 220 \text{ N/mm}^2$  (para fleje laminado en frío).

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2 \text{ y } G = 76900 \text{ N/mm}^2$$

**Clasificación de la sección transversal**

$$\varepsilon = 1,01$$

Alma sometida a compresión:

$$c/t = \frac{(188 - 3 - 3)}{6} = 30,3$$

Para Clase 1,  $c/t \leq 33,0\varepsilon$ , por lo que el alma es Clase 1.

Alas en voladizo sometidas a compresión:

$$c/t = \frac{(200/2 - 6/2 - 3)}{6} = 94/6 = 15,7$$

Para Clase 3,  $c/t \leq 14,0\varepsilon$ , por lo que el ala en voladizo es Clase 4.

Por lo tanto, la clasificación final de la sección transversal es Clase 4.

**Propiedades de la sección eficaz**

El alma es totalmente eficaz; cálculo del factor de reducción  $\rho$  para las alas en voladizo:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ pero } \leq 1$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \text{ donde } \bar{b} = c = 94 \text{ mm}$$

Suponiendo una distribución uniforme de tensiones en el ala de comprimida:

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{94/6}{28,4 \times 1,01 \times \sqrt{0,43}} = 0,833$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1}{0,833} - \frac{0,188}{0,833^2} = 0,93$$

$$b_{\text{eff}} = 0,93 \times 94 = 87,4 \text{ mm}$$

Cálculo de la sección transversal eficaz frente a compresión:

$$A_{\text{eff}} = A_g - 4(1 - \rho)ct = 35,3 - 4 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 33,7 \text{ cm}^2$$

Cálculo de la sección transversal eficaz frente a flexión alrededor del eje fuerte:

$$A_{\text{eff}} = A_g - 2(1 - \rho)ct = 35,3 - 2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 34,5 \text{ cm}^2$$

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Tabla 5.2

Ec. 5.2

Ec. 5.3

Tabla 5.4

Tomando momentos de inercia respecto de la fibra neutra de la sección transversal bruta, puede determinarse la variación de la fibra neutra:

$$\bar{z}' = \frac{2 \times (1 - \rho)ct \times (h_w + t_f)/2}{A_{\text{eff}}} = \frac{2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times (188 + 6)/2}{34,5 \times 10^{-2}}$$

$$= 2,2 \text{ mm variación en la dirección opuesta al ala comprimida.}$$

Cálculo del momento de inercia eficaz alrededor del eje fuerte de flexión:

$$I_{\text{eff},y} = I_y - 2(1 - \rho)ct \left[ \frac{t^2}{12} + \frac{(h_w + t_f)^2}{4} \right] - \bar{z}'^2 A_{\text{eff}}$$

$$I_{\text{eff},y} = 2591,1 - 2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times \left[ \frac{6^2}{12} + \frac{(188 + 6)^2}{4} \right] \times 10^{-4} - (2,2)^2 \times 34,5 \times 10^{-2}$$

$$I_{\text{eff},y} = 2515,1 \text{ cm}^4$$

$$W_{\text{eff},y} = \frac{I_{\text{eff},y}}{\frac{h_w}{2} + t_f + \bar{z}'} = \frac{2515,1}{\frac{18,8}{2} + 0,6 + 0,22} = 246,1 \text{ cm}^3$$

### Resistencia a pandeo por flexión alrededor del eje fuerte

$$N_{b,Rd} = \chi A_{\text{eff}} f_y / \gamma_{M1}$$

Ec. 6.3

$A_{\text{eff}} = 33,7 \text{ cm}^2$  para la sección transversal Clase 4 sometida a compresión.

$$\chi = \frac{1}{\varphi + [\varphi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1$$

Ec. 6.4

$$\varphi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$$

Ec. 6.5

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}} f_y}{N_{cr}}}$$

Ec. 6.7

$L_{cr} = 350 \text{ cm}$  ( la longitud de pandeo es igual a la longitud del elemento )

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 2591,1 \times 10^4}{350^2 \times 10^2} \times 10^{-3} = 4175,2 \text{ kN}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{33,7 \times 10^2 \times 220}{4175,2 \times 10^3}} = 0,421$$

Adoptando el factor de imperfección  $\alpha = 0,49$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  para secciones abiertas soldadas, pandeando alrededor del eje fuerte:

Tabla 6.1

$$\varphi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,421 - 0,2) + 0,421^2) = 0,643$$

$$\chi = \frac{1}{0,643 + [0,643^2 - 0,421^2]^{0,5}} = 0,886$$

$$N_{b,Rd,y} = 0,886 \times 33,7 \times 10^2 \times 220 \times 10^{-3} / 1,1 = 597,23 \text{ kN}$$

### Resistencia a compresión y momento flector alrededor del eje fuerte

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Ec. 6.56

$\beta_{W,y} = W_{\text{eff}} / W_{pl,y}$  para secciones transversales Clase 4

$$= 246,1 / 285,8 = 0,861$$

$e_{Ny}$  es cero, dada la simetría de la sección transversal

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,0 + 2 \times (0,421 - 0,5) \times \frac{120,0}{597,23} = 0,968$$

$$1,2 + \frac{2N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,2 + \frac{2 \times 120}{597,23} = 1,60$$

pero  $1,2 \leq k_y \leq 1,60$

$$\therefore k_y = 1,2$$

$$\frac{120,0}{597,23} + 1,2 \times \frac{24,0 \times 10^6}{0,861 \times 285,8 \times 10^3 \times 220/1,1} = 0,786 \leq 1$$

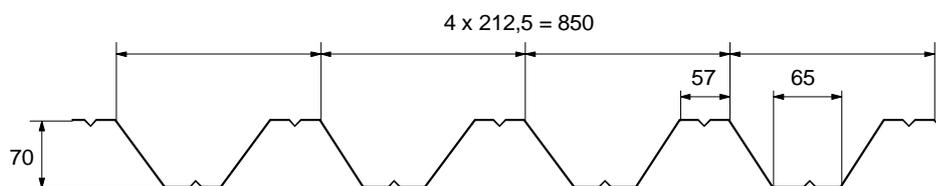
Por lo que el elemento estudiado resiste adecuadamente las cargas a las que se ve sometido.

Ec. 6.61

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 7					
	Título	Ejemplo de Cálculo 3 – Diseño de una chapa de cubierta trapezoidal de dos vanos				
	Cliente	RFCS	Hecho por	AAT	Fecha	06/02
			Revisado por	JBL	Fecha	04/06
		Revisado por	SJ	Fecha	04/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 3 – DISEÑO DE UNA CHAPA DE CUBIERTA TRAPEZOIDAL DE DOS VANOS

Este ejemplo recoge el diseño de una chapa de cubierta trapezoidal de dos vanos. El material considerado es un acero inoxidable ferrítico grado 1.4003 y el espesor de la sección transversal es de 0,6 mm. Las dimensiones de la sección transversal se muestran a continuación.



El ejemplo contempla los siguientes aspectos de diseño:

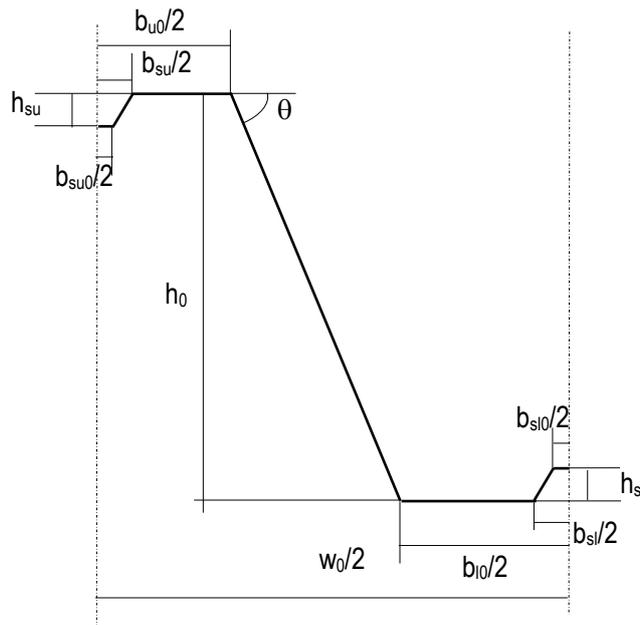
- determinación de las propiedades efectivas de la sección en estado límite último
- determinación de la resistencia a flexión de la sección
- determinación de la resistencia en el apoyo intermedio
- determinación de las flechas en estado límite de servicio.

#### Datos de diseño

Longitud de vano	$L$	=	2900 mm
Anchura de los apoyos	$s_s$	=	100 mm
Carga de diseño	$Q$	=	1,4 kN/m <sup>2</sup>
Peso propio	$G$	=	0,07 kN/m <sup>2</sup>
Espesor de diseño	$t$	=	0,6 mm
Límite elástico	$f_y$	=	280 N/mm <sup>2</sup>
Módulo de elasticidad	$E$	=	200000 N/mm <sup>2</sup>
Factor parcial de seguridad	$\gamma_{M0}$	=	1,1
Factor parcial de seguridad	$\gamma_{M1}$	=	1,1
Factor parcial de cargas de carácter permanente	$\gamma_G$	=	1,35
Factor parcial de cargas de carácter variable	$\gamma_Q$	=	1,5

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1  
Tabla 4.1  
Tabla 4.1  
Sección 4.3  
Sección 4.3

La siguiente figura muestra los símbolos y dimensiones detalladas empleados durante los cálculos. La posición de la sección transversal es tal que el momento flector en la sección de apoyo provoca que el ala inferior se encuentre comprimida.



Dimensiones de la línea media:

$$h_0 = 70 \text{ mm}$$

$$w_0 = 212,5 \text{ mm}$$

$$b_{u0} = 57 \text{ mm}$$

$$b_{l0} = 65 \text{ mm}$$

$$b_{su} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{su0} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{su} = 6 \text{ mm}$$

$$b_{sl} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{sl0} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{sl} = 6 \text{ mm}$$

$$r = 2 \text{ mm (radio interno de las esquinas)}$$

Ángulo del alma:

$$\theta = \text{atan} \left| \frac{h_0}{0,5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})} \right| = \text{atan} \left| \frac{70}{0,5 \times (212,5 - 57 - 65)} \right| = 57,1^\circ$$

### Propiedades efectivas de la sección transversal en Estado Límite Último (ELU)

Verificación de los ratios de anchura-espesor máximos:

$$h_0/t = 70/0,6 = 117 \leq 400 \sin \theta = 336$$

$$\max(b_{l0}/t; b_{u0}/t) = b_{l0}/t = 65/0,6 = 108 \leq 400$$

Ángulo del alma y radio interno de las esquinas:

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$b_p = \frac{b_{l0} - b_{sl}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22,5 \text{ mm}$$

La influencia de las esquinas redondeadas en el cálculo de la resistencia seccional puede despreciarse siempre que el radio interno cumpla  $r \leq 5t$  y  $r \leq 0,10b_p$ 

$$r = 2 \text{ mm} \leq \min(5t; 0,1b_p) = \min(5 \times 0,6; 0,1 \times 22,5) = 2,25 \text{ mm}$$

Por lo tanto, puede despreciarse la influencia de las esquinas redondeadas en el cálculo de la resistencia seccional.

### Posición del centro de gravedad cuando el alma es totalmente eficaz

Cálculo del factor de reducción  $\rho$  para el ancho eficaz del ala comprimida:

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ pero } \leq 1$$

donde

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}}$$

$$\bar{b} = b_p = 22,5 \text{ mm}$$

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

Sección 5.2

Tabla 5.1

Tabla 5.1

Sección 5.6.2

Sección 5.4.1

Ec. 5.1

Ec. 5.3

Tabla 5.3

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{280} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,894$$

Tabla 5.2

$$\bar{\lambda}_p = \frac{22,5/0,6}{28,4 \times 0,894 \times \sqrt{4}} = 0,738$$

Ec. 5.3

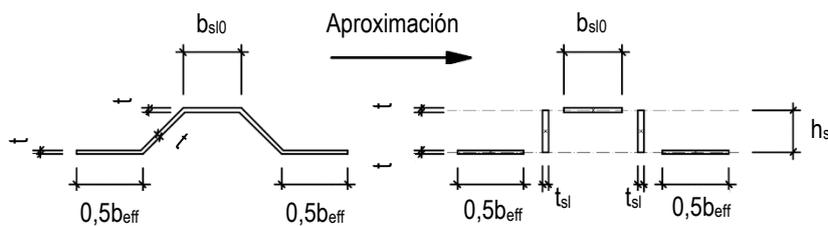
$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,772}{0,738} - \frac{0,079}{0,738^2} = 0,901 \leq 1$$

$$b_{\text{eff},1} = \rho \bar{b} = 0,901 \times 22,5 = 20,3 \text{ mm}$$

Tabla 5.3

**Propiedades del rigidizador eficaz**

Sección 5.5.3



$$t_{sl} = \frac{\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{sl}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{\text{eff},1} + b_{sl0})t + 2h_{sl}t_{sl} = (20,3 + 8) \times 0,6 + 2 \times 6 \times 0,849 = 27,2 \text{ mm}^2$$

Fig. 5.3

$$e_s = \frac{b_{sl0}h_{sl}t + 2h_{sl}\frac{h_{sl}}{2}t_{sl}}{A_s} = \frac{8 \times 6 \times 0,6 + 2 \times 6 \times \frac{6}{2} \times 0,849}{27,2} = 2,18 \text{ mm}$$

$$I_s = 2(15t^2e_s^2) + b_{sl0}t(h_{sl} - e_s)^2 + 2h_{sl}t_{sl}\left(\frac{h_{sl}}{2} - e_s\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) + \frac{b_{sl0}t^3}{12} + 2\frac{t_{sl}h_{sl}^3}{12}$$

Fig. 5.3

$$I_s = 2 \times (15 \times 0,6^2 \times 2,18^2) + 8 \times 0,6 \times (6 - 2,18)^2 + 2 \times 6 \times 0,849 \times \left(\frac{6}{2} - 2,18\right)^2 + 2 \times \left(\frac{15 \times 0,6^4}{12}\right) + \frac{8 \times 0,6^3}{12} + 2 \times \frac{0,849 \times 6^3}{12} = 159,25 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2} + b_{sl0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2} + 8 = 25,0 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,07 \left[ I_s b_p^2 \left( \frac{2b_p + 3b_s}{t^3} \right) \right]^{1/4}$$

Ec. 5.10

$$l_b = 3,07 \times \left[ 159,25 \times 22,5^2 \times \left( \frac{2 \times 22,5 + 3 \times 25}{0,6^3} \right) \right]^{1/4} = 251 \text{ mm}$$

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{l0} - b_{u0}}{2}\right)^2 + h_0^2} = \sqrt{\left(\frac{212,5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83,4 \text{ mm}$$

Fig. 5.5

$$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22,5 + 25 = 70 \text{ mm}$$

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = \sqrt{\frac{83,4 + 2 \times 70}{83,4 + 0,5 \times 70}} = 1,37$$

Ec. 5.11

$$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83,4} = 3,01 \geq 2 \Rightarrow k_w = k_{w0} = 1,37$$

Ec. 5.8

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}}$$

Ec. 5.4

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 \times 1,37 \times 200 \times 10^3}{27,2} \times \sqrt{\frac{159,25 \times 0,6^3}{4 \times 22,5^2 \times (2 \times 22,5 + 3 \times 25)}} = 503,4 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{280}{503,4}} = 0,746$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d = 0,746 < 1,38 \Rightarrow$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \times 0,746 = 0,93$$

$$t_{red,l} = \chi_d t = 0,93 \times 0,6 = 0,558 \text{ mm}$$

Ec. 5.17

La distancia a la fibra neutra desde el ala comprimida es:

$$t_{su} = \frac{\sqrt{h_{su}^2 + \left(\frac{b_{su} - b_{su0}}{2}\right)^2}}{h_{su}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$t_w = t / \sin\theta = 0,6 / \sin(57,1^\circ) = 0,714 \text{ mm}$$

$e_i$ [mm]	$A_i$ [mm <sup>2</sup> ]
0	$0,5b_{eff,l} t = 6,1$
0	$0,5b_{eff,l} \chi_d t = 5,66$
$0,5h_{sl} = 3$	$h_{sl} \chi_d t_{sl} = 4,74$
$h_{sl} = 6$	$0,5b_{sl0} \chi_d t = 2,23$
$0,5h_0 = 35$	$h_0 t_w = 49,98$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{u0} - b_{su}) t = 11,1$
$h_0 - 0,5h_{su} = 67$	$h_{su} t_{su} = 5,09$
$h_0 - h_{su} = 64$	$0,5b_{su0} t = 2,4$

$$A_{tot} = \sum A_i = 87,3 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{tot}} = 34,9 \text{ mm}$$

### Sección eficaz de la zona comprimida del alma

$$s_{eff,1} = s_{eff,0} = 0,76t \sqrt{\frac{E}{\gamma_{M0} \sigma_{com,Ed}}} = 0,76 \times 0,6 \times \sqrt{\frac{200}{1,1 \times 280 \times 10^{-3}}} = 11,6 \text{ mm}$$

$$s_{eff,n} = 1,5s_{eff,0} = 1,5 \times 11,6 = 17,4 \text{ mm}$$

EN1993-1-3  
Apartado  
5.5.3.4.3(4-5)

### Propiedades eficaces de la sección transversal formada por media corruga

$$h_{eff,1} = s_{eff,1} \sin\theta = 11,6 \times \sin(57,1^\circ) = 9,74 \text{ mm}$$

$$h_{eff,n} = s_{eff,n} \sin\theta = 17,4 \times \sin(57,1^\circ) = 14,61 \text{ mm}$$

Ejemplo de Cálculo 3			Hoja 5 de 7
$e_{\text{eff},i}$ [mm]	$A_{\text{eff},i}$ [mm <sup>2</sup> ]	$I_{\text{eff},i}$ [mm <sup>4</sup> ]	
0	$0,5b_{\text{eff},l}t = 6,1$	$\approx 0$	
0	$0,5b_{\text{eff},l}\chi_d t = 5,7$	$\approx 0$	
$0,5h_{\text{sl}} = 3$	$h_{\text{sl}}\chi_d t_{\text{sl}} = 4,7$	$\chi_d t_{\text{sl}} h_{\text{sl}}^3 / 12 = 14,2$	
$h_{\text{sl}} = 6$	$0,5b_{\text{sl}0}\chi_d t = 2,2$	$\approx 0$	
$0,5h_{\text{eff},1} = 4,9$	$h_{\text{eff},1}t_w = 7,0$	$t_w h_{\text{eff},1}^3 / 12 = 55,0$	
$h_0 - 0,5(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) = 45,1$	$(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})t_w = 35,5$	$t_w \frac{(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})^3}{12} = 7308,8$	
$h_0 = 70$	$0,5(b_{u0} - b_{su})t = 11,1$	$\approx 0$	
$h_0 - 0,5h_{\text{su}} = 67$	$h_{\text{su}}t_{\text{su}} = 5,1$	$t_{\text{su}}h_{\text{su}}^3 / 12 = 15,3$	
$h_0 - h_{\text{su}} = 64$	$0,5b_{\text{su}0}t = 2,4$	$\approx 0$	
$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff},i} = 79,8 \text{ mm}^2$ $e_c = \frac{\sum A_{\text{eff},i} e_{\text{eff},i}}{A_{\text{tot}}} = 36,8 \text{ mm}$ $I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff},i} + \sum A_{\text{eff},i} (e_c - e_{\text{eff},i})^2 = 7393,3 + 51667,2 = 59060,5 \text{ mm}^2$ Opcionalmente, las propiedades eficaces de la sección pueden recalcularse de manera iterativa basándose en la posición del centro de gravedad eficaz.			EN1993-1-3
<b>Resistencia a flexión por unidad de ancho (1m)</b> $I = \frac{1000}{0,5w_0} I_{\text{tot}} = \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 59060,5 = 555863,5 \text{ mm}^4$ $W_l = \frac{I}{e_c} = \frac{555863,5}{36,8} = 15105,0 \text{ mm}^3$ $W_u = \frac{I}{h_0 - e_c} = \frac{555863,5}{70 - 36,8} = 16742,9 \text{ mm}^3$ Puesto que $W_l < W_u \Rightarrow W_{\text{eff},\text{min}} = W_l = 15105,0 \text{ mm}^3$ $M_{\text{c,Rd}} = \frac{W_{\text{eff},\text{min}} f_y}{\gamma_{M0}} = 15105,0 \times 280 \times \frac{10^{-6}}{1,1} = 3,84 \text{ kNm}$			Sección 5.7.4
<b>Determinación de la resistencia en el apoyo intermedio</b> <b>Resistencia frente a cargas concentradas (web crippling)</b> $c \geq 40 \text{ mm}$ $r/t = 2/0,6 = 3,33 \leq 10$ $h_w/t = 70/0,6 = 117 \leq 200\sin\theta = 200\sin(57,1^\circ) = 168$ $45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$ $\beta_V = 0 \leq 0,2 \Rightarrow l_a = s_s = 100 \text{ mm}$ $\alpha = 0,15$ (categoría 2)			Sección 6.4.4
$R_{\text{w,Rd}} = \alpha t^2 \sqrt{f_y E} \left(1 - 0,1 \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \left(0,5 + \sqrt{0,02 \frac{l_a}{t}}\right) \left[2,4 + \left(\frac{\varphi}{90}\right)^2\right] \frac{1}{\gamma_{M1}} \frac{1000}{0,5w_0}$			Apartado 6.1.7
			EN1993-1-3 Ec. 6.18

$$R_{w,Rd} = 0,15 \times 0,6^2 \sqrt{280 \times 200\,000} \times \left(1 - 0,1 \sqrt{\frac{2}{0,6}}\right) \left(0,5 + \sqrt{0,02 \times \frac{100}{0,6}}\right) \\ \times \left[2,4 + \left(\frac{57,1}{90}\right)^2\right] \times \frac{1}{1,1} \times \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 10^{-3} = 18,4 \text{ kN}$$

### Interacción de momento flector y reacción en apoyo

Valores de cálculo de las acciones por unidad de ancho (1m):

$$q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1,35 \times 0,07 + 1,5 \times 1,4 = 2,19 \text{ kN/m}$$

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2,19 \times 2,9^2}{8} = 2,30 \text{ kNm}$$

$$F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2,19 \times 2,9 = 7,94 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{2,30}{3,84} = 0,599 \leq 1,0 \qquad \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{7,94}{18,4} = 0,432 \leq 1,0$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,599 + 0,432 = 1,031 \leq 1,25$$

La resistencia seccional satisface las diferentes condiciones y es por tanto suficiente.

EN1993-1-3  
Ec. 6.28a - c

### Determinación de flechas en Estado Límite de Servicio (ELS)

#### Propiedades eficaces de sección transversal

Para la verificación del estado límite de servicio los anchos eficaces de los elementos comprimidos deben calcularse a partir de las tensiones de compresión de dichos elementos bajo la hipótesis de carga correspondiente al estado límite de servicio.

Se adopta una aproximación conservadora para la determinación de la tensión de compresión máxima en la sección eficaz para ELS basada en el  $W_1$  determinado previamente para ELU.

$$M_{y,Ed,ser} = \frac{(G + Q)L^2}{8} = \frac{(0,07 + 1,4) \times 2,9^2}{8} = 1,55 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_1} = \frac{1,55 \times 10^6}{15\,105} = 102,6 \text{ N/mm}^2$$

Las propiedades eficaces de la sección se determinan como para el caso de ELU excepto que  $f_y$  debe sustituirse por  $\sigma_{com,Ed,ser}$  y el espesor del rigidizador del ala no debe reducirse. Los resultados de dichos cálculos son los siguientes:

Ancho eficaz del ala comprimida: El ala es totalmente eficaz.

Posición del centro de gravedad cuando el alma es totalmente eficaz:  $e_c = 34,48 \text{ mm}$

Sección eficaz de la zona comprimida del alma: El alma es totalmente eficaz.

EN1993-1-3  
Apartado  
5.5.1

Propiedades eficaces de la sección transversal por media corruga:

Propiedades eficaces de la sección transversal por unidad de ancho (1 m):

$$A_{\text{tot}} = 88,41 \text{ mm}^2$$

$$e_c = 34,48 \text{ mm}$$

$$I_{\text{tot}} = 63759,0 \text{ mm}^4$$

$$I = 600084,7 \text{ mm}^4$$

$$W_1 = 17403,8 \text{ mm}^3$$

$$W_u = 16894,3 \text{ mm}^3$$

### Determinación de la flecha

Debe calcularse el módulo de elasticidad secante correspondiente al momento flector máximo:

$$\sigma_{1,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_1} = \frac{1,55 \times 10^6}{17403,8} = 89,06 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{2,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_u} = \frac{1,55 \times 10^6}{16894,3} = 91,75 \text{ N/mm}^2$$

$n = 14$  (para un acero inoxidable ferrítico grado 1.4003)

$$E_{S,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,089} \left( \frac{0,089}{0,28} \right)^{14}} = 200,0 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_{S,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,092} \left( \frac{0,092}{0,28} \right)^{14}} = 200,0 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_S = \frac{E_{S,1} + E_{S,2}}{2} = \frac{200 + 200}{2} = 200 \text{ kN/mm}^2$$

Para el grado de acero inoxidable y estado tensional considerado no se aprecia ningún efecto debido a la no linealidad de material en el cálculo de la flecha.

### Verificación de la flecha:

Para la determinación de las propiedades de rigidez de la sección transversal debe tenerse en cuenta la influencia de las esquinas redondeadas. Dicha influencia se considera mediante la siguiente aproximación:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\phi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} = 0,43 \frac{2 \times \frac{294,2^\circ}{90^\circ}}{149,3} = 0,019$$

$$I_{y,r} = I (1 - 2\delta) = 600084,7 (1 - 2 \times 0,019) = 577281,5 \text{ mm}^4$$

La localización de la sección de flecha máxima es:

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times 2,9 = 1,22 \text{ m}$$

$$\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48E_S I_{y,r}} \left( \frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right)$$

$$\delta = \frac{(0,07 + 1,4) \times 10^3 \times 2,9^4}{48 \times 200 \times 10^6 \times 577281,5 \times 10^{-12}} \times \left( \frac{1,48}{2,9} - 3 \times \frac{1,48^3}{2,9^3} + 2 \times \frac{1,48^4}{2,9^4} \right)$$

$$\delta = 4,64 \text{ mm}$$

Dado que la flecha admisible es  $L/200 = 2900/200 = 14,5 \text{ mm} > 4,64 \text{ mm}$ , la flecha calculada cumple con las limitaciones de ELS.

Tabla 6.4

Ec. 6.53

Ec. 6.53

Ec. 6.52

Ec. 5.22

Ec. 5.20



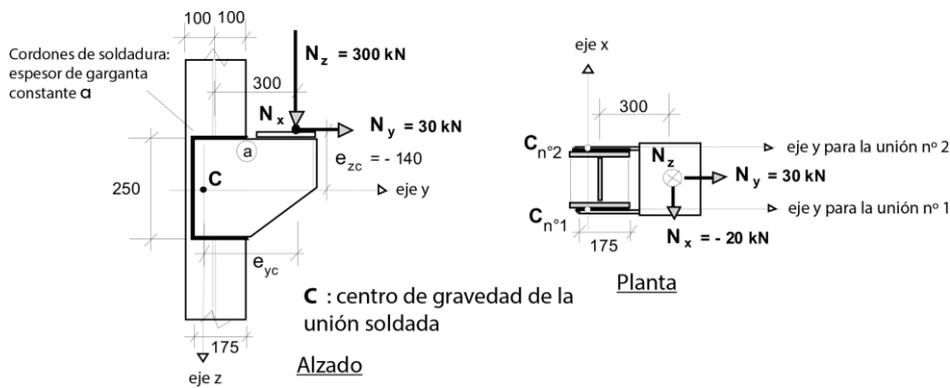
<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 2													
	Título	Ejemplo de Cálculo 4 – Resistencia a fatiga de una unión soldada de sección tubular												
	Cliente	RFCS	Hecho por	AAAT	Fecha	06/02								
			Revisado por	MEB	Fecha	04/06								
Revisado por			UDE	Fecha	01/17									
<b>EJEMPLO DE CÁLCULO 4 – RESISTENCIA A FATIGA DE UNA UNIÓN SOLDADA DE SECCIÓN TUBULAR</b>  <p>Este ejemplo considera la resistencia a fatiga del cordón de una unión soldada de sección tubular. La fatiga debe considerarse al dimensionar estructuras de acero inoxidable sujetas a fluctuaciones de tensiones repetidas en casos como plataformas petrolíferas, mástiles, chimeneas, puentes, grúas e instalaciones de transporte.</p> <p>Para la determinación de la resistencia a fatiga de estructuras de acero inoxidable austeníticos y dúplex debe aplicarse la norma EN 1993-1-9.</p> <p>El ejemplo muestra los siguientes aspectos de diseño para la verificación de fatiga:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- determinación de la curva de fatiga</li> <li>- determinación de los momentos flectores secundarios en la unión</li> <li>- determinación del factor parcial de seguridad para la resistencia a fatiga y</li> <li>- la verificación de fatiga para cargas de amplitud variable.</li> </ul> <p>Los cordones de la unión son secciones huecas rectangulares (SHR) 50x50x4 y las diagonales SHR 30x30x2. El material corresponde a un acero inoxidable de grado 1.4301 con un límite elástico (resistencia correspondiente a una deformación remanente de 0,2%) 210 N/mm<sup>2</sup>.</p> <div style="text-align: center;"> </div> <p><b>Acciones</b></p> <p>El espectro de tensiones de fatiga obtenido para el cordón durante la vida útil establecida:</p> <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 50%;">Rango nominal de tensiones:</td> <td style="width: 50%;">Número de ciclos:</td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2</math></td> <td><math>n_1 = 10 \times 10^3</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2</math></td> <td><math>n_2 = 100 \times 10^3</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2</math></td> <td><math>n_3 = 1000 \times 10^3</math></td> </tr> </table>						Rango nominal de tensiones:	Número de ciclos:	$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2$	$n_1 = 10 \times 10^3$	$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2$	$n_2 = 100 \times 10^3$	$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2$	$n_3 = 1000 \times 10^3$	Sección 9
Rango nominal de tensiones:	Número de ciclos:													
$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2$	$n_1 = 10 \times 10^3$													
$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2$	$n_2 = 100 \times 10^3$													
$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2$	$n_3 = 1000 \times 10^3$													
						Tabla 2.2								

Ejemplo de Cálculo 4	Hoja 2 de 2												
<p><b>Análisis estructural</b></p> <p>La categoría de la unión depende de las dimensiones de los cordones y las diagonales. En este ejemplo <math>b_0 = 50</math> mm, <math>b_i = 30</math> mm, <math>t_0 = 4</math> mm y <math>t_i = 2</math> mm.</p> <p>Dado que <math>t_0/t_i = 2</math>, la categoría es la 71.</p> <p>Como <math>0,5(b_0 - b_i) = 10</math> mm, <math>g = 11</math> mm, <math>1,1(b_0 - b_i) = 22</math> mm y <math>2t_0 = 8</math> mm, la unión también satisface las condiciones <math>0,5(b_0 - b_i) \leq g \leq 1,1(b_0 - b_i)</math> y <math>g \geq 2t_0</math>.</p> <p><b>Efecto de momentos flectores secundarios en la unión</b></p> <p>Se considera el efecto de los momentos flectores secundarios multiplicando los rangos de tensiones debidos a las cargas de compresión en los elementos por el coeficiente <math>k_1 = 1,5</math>.</p> <p><b>Factores parciales de seguridad</b></p> <p>Cuando se considera que los daños sobre la estructura son tolerables y las consecuencias del fallo son bajas, el factor parcial de seguridad de fatiga recomendado es <math>\gamma_{Mf} = 1,0</math>. El factor parcial de seguridad de las cargas es <math>\gamma_{FF} = 1,0</math>.</p> <p><b>Verificación de fatiga</b></p> <p>El rango de tensiones de referencia correspondiente a <math>2 \times 10^6</math> fluctuaciones de tensión para la categoría 71 es:  <math>\Delta\sigma_c = 71</math> N/mm<sup>2</sup>.</p> <p>La curva de fatiga para vigas de celosía tiene una pendiente constante igual a <math>m = 5</math>.</p> <p>El número de fluctuaciones de tensión correspondientes al rango de tensiones nominal <math>\Delta\sigma_i</math> es:</p> $N_i = 2 \times 10^6 \left[ \frac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf} \gamma_{FF} (k_1 \Delta\sigma_i)} \right]^m$ <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 50%;"><math>\Delta\sigma_1 = 100</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td style="width: 50%;"><math>N_1 = 47,5 \times 10^3</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_2 = 70</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td><math>N_2 = 283 \times 10^3</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_3 = 40</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td><math>N_3 = 4640 \times 10^3</math></td> </tr> </table> <p><b>Regla de Palmgren-Miner para daño acumulado</b></p> <p>El daño parcial causado por los <math>n_i</math> ciclos de rango de tensión <math>\Delta\sigma_i</math>: <math>D_{d,i} = n_{Ei} / N_{Ri}</math></p> <p>Por lo que para</p> <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 50%;"><math>\Delta\sigma_1 = 100</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td style="width: 50%;"><math>D_{d,1} = 0,21</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_2 = 70</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td><math>D_{d,2} = 0,35</math></td> </tr> <tr> <td><math>\Delta\sigma_3 = 40</math> N/mm<sup>2</sup></td> <td><math>D_{d,3} = 0,22</math></td> </tr> </table> <p>El daño acumulado durante la vida útil de la estructura es:</p> $D_d = \sum_i^n \frac{n_{Ei}}{N_{Ri}} = \sum D_{d,i} = 0,78 \leq 1,0$ <p>Puesto que el daño acumulado calculado es menor que la unidad, la vida útil calculada para el cordón es mayor que la vida útil requerida.</p> <p>El procedimiento detallado en este ejemplo debería también aplicarse a las diagonales.</p>	$\Delta\sigma_1 = 100$ N/mm <sup>2</sup>	$N_1 = 47,5 \times 10^3$	$\Delta\sigma_2 = 70$ N/mm <sup>2</sup>	$N_2 = 283 \times 10^3$	$\Delta\sigma_3 = 40$ N/mm <sup>2</sup>	$N_3 = 4640 \times 10^3$	$\Delta\sigma_1 = 100$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,1} = 0,21$	$\Delta\sigma_2 = 70$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,2} = 0,35$	$\Delta\sigma_3 = 40$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,3} = 0,22$	<p>Referencias corresponden a EN1993-1-9</p> <p>Tabla 8.7</p> <p>Apartado 4 (2), Tabla 4.2</p> <p>Apartado 3 (7), Tabla 3.1</p> <p>Figura 7.1</p> <p>A.5 (1)</p> <p>Ec. A.1</p> <p>Apartado 8 (4)</p>
$\Delta\sigma_1 = 100$ N/mm <sup>2</sup>	$N_1 = 47,5 \times 10^3$												
$\Delta\sigma_2 = 70$ N/mm <sup>2</sup>	$N_2 = 283 \times 10^3$												
$\Delta\sigma_3 = 40$ N/mm <sup>2</sup>	$N_3 = 4640 \times 10^3$												
$\Delta\sigma_1 = 100$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,1} = 0,21$												
$\Delta\sigma_2 = 70$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,2} = 0,35$												
$\Delta\sigma_3 = 40$ N/mm <sup>2</sup>	$D_{d,3} = 0,22$												

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 7		
	Título Ejemplo de Cálculo 5 – Unión soldada		
	Cliente RFCS	Hecho por IR	Fecha 08/02
		Revisado por MEB	Fecha 04/06
Revisado por UDE		Fecha 01/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 5 – UNIÓN SOLDADA

El diseño de la unión y las correspondientes cargas se muestran en la siguiente figura. Puesto que hay dos uniones soldadas planas idénticas de espesor de garganta constante resistiendo las cargas aplicadas, debe determinarse el espesor de garganta de los cordones de soldadura. Durante todo el proceso de diseño, se considerarán soldaduras de ángulo recto.



#### Propiedades del material

Se empleará un material austenítico grado 1.4401.

$f_y = 220 \text{ N/mm}^2$ ,  $f_u = 530 \text{ N/mm}^2$ ,  $E = 200000 \text{ N/mm}^2$  y  $G = 76900 \text{ N/mm}^2$ .

Se asume que el límite elástico y resistencia última a tracción de la soldadura son mayores que los del material considerado.

#### Factor parcial de seguridad

Factor parcial de seguridad para resistencia de uniones soldadas  $\gamma_{M2} = 1,25$ .

Se contemplará la necesidad de incluir el factor de reducción debido a la longitud de la soldadura.

#### Análisis de la unión soldada

En este ejemplo se ha considerado un análisis elástico para el diseño de la soldadura en ángulo recto para el caso de carga mostrado anteriormente. Un análisis elástico proporciona una estimación conservadora de la resistencia de la unión.

Las coordenadas de un punto arbitrario de la soldadura ( $x_c$ ,  $y_c$ ,  $z_c$ ) se definen mediante un sistema de referencia dextrógiro con origen en el centro de gravedad de la soldadura. (En este caso se considera que la unión está contenida en el plano  $y$ - $z$  por lo que  $x_c = 0$ ).

El objetivo principal del análisis elástico es determinar las acciones de diseño en la soldadura para los puntos más solicitados, generalmente conocidos como puntos “críticos”. Para la unión soldada estudiada, el punto crítico corresponde al punto más alejado del centro de gravedad de la unión.

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1  
Sección 7.4.1

Tabla 4.1

EN 1993-1-8  
apartado 2.5

Los vectores de las cargas aplicadas, sus excentricidades y los momentos resultantes actuando sobre una unión soldada genérica con centro de gravedad C pueden expresarse de la siguiente manera:

#### Fuerzas aplicadas

$$\overline{N}_{w,Ed} = [N_{x,Ed}, N_{y,Ed}, N_{z,Ed}]$$

#### Excentricidad de las fuerzas aplicadas

$$\overline{e}_N = [e_{xc}, e_{yc}, e_{zc}]$$

(que son las coordenadas del punto de aplicación del vector fuerza)

#### Momentos aplicados

$$M_{xc,Ed} = e_{yc} N_{z,Ed} - e_{zc} N_{y,Ed}$$

$$M_{yc,Ed} = e_{zc} N_{x,Ed} - e_{xc} N_{z,Ed}$$

$$M_{zc,Ed} = e_{xc} N_{y,Ed} - e_{yc} N_{x,Ed}$$

El análisis lineal elástico de la unión para un caso de carga genérico proporciona las siguientes componentes de fuerza por unidad de longitud de la soldadura en un punto de coordenadas  $(x_c, y_c, z_c)$ , donde  $a$  corresponde al espesor de garganta:

$$F_{wx,Ed} = a \left[ \frac{N_{x,Ed}}{A_w} + \frac{z_c M_{yc,Ed}}{I_{yc}} - \frac{y_c M_{zc,Ed}}{I_{zc}} \right]$$

$$F_{wy,Ed} = a \left[ \frac{N_{y,Ed}}{A_w} + \frac{x_c M_{zc,Ed}}{I_{zc}} - \frac{z_c M_{xc,Ed}}{I_{xc}} \right]$$

$$F_{wz,Ed} = a \left[ \frac{N_{z,Ed}}{A_w} + \frac{y_c M_{xc,Ed}}{I_{xc}} - \frac{x_c M_{yc,Ed}}{I_{yc}} \right]$$

En las expresiones anteriores, el área resistente de la garganta y las inercias respecto de los ejes principales de la soldadura son:

$$A_w = \int a dl = \sum a_i l_i$$

para una soldadura de segmentos rectos de longitud  $l_i$  y espesor de garganta  $a_i$ ,

$$I_{xc} = \int a (y_c^2 + z_c^2) dl$$

$$I_{yc} = \int a (x_c^2 + z_c^2) dl$$

$$I_{zc} = \int a (x_c^2 + y_c^2) dl$$

Dado que el espesor de garganta  $a$  es constante a lo largo del plano de la unión, puede escribirse:

$$\frac{A_w}{a} = \int dl = \sum l_i$$

Y puesto que  $x_c = 0$ :

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 dl$$

$$\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 dl$$

$$\frac{I_{xc}}{a} = \int y_c^2 + z_c^2 dl = \frac{I_{yc}}{a} + \frac{I_{zc}}{a}$$

**Procedimiento de diseño**

Existen dos procedimientos para el diseño de los cordones de soldadura y de esta manera determinar el espesor de garganta necesario en el punto crítico:

El primer procedimiento se basa en el diseño simplificado, y más conservador, de la resistencia a cortante del cordón de soldadura. El esfuerzo cortante de diseño por unidad de longitud de soldadura en cualquier punto de la unión se define como el vector suma de las fuerzas aplicadas por unidad de longitud debidas a todas las fuerzas y momentos transmitidas por la unión soldada. Este cortante de diseño por unidad de longitud no debe superar la resistencia de diseño por unidad de longitud, calculada como la resistencia de diseño a cortante multiplicada por el espesor de garganta. Este método no tiene en cuenta la orientación del plano de garganta relativa a la dirección de la fuerza resultante por unidad de longitud.

El segundo procedimiento se basa en la comparación de la resistencia básica de diseño de la parte más débil de la soldadura con la tensión de diseño en el plano de garganta a través de una formulación del tipo Von Mises. Este procedimiento es el más preciso puesto que permite considerar la orientación del plano de garganta respecto de la dirección resultante de las fuerzas por unidad de longitud.

**1. Método simplificado**

La verificación de la resistencia de diseño del cordón de soldadura se realiza de la siguiente manera:

$$F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} \leq F_{w,Rd} = a f_{vw,d} = a \left( \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{M2}} \right)$$

donde:

$f_{vw,d}$  es la resistencia a cortante de diseño de la soldadura,

$F_{w,Rd}$  es la resistencia (a cortante) por unidad de longitud de una soldadura de espesor de garganta  $a$ .

Para acero inoxidable debe tomarse  $\beta_w$  igual a 1,0.

Cuando el cálculo requiere la obtención del espesor de garganta adecuado, la expresión de diseño puede expresarse de la siguiente manera:

$$a \geq \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}}$$

**2. Método direccional**

En este procedimiento se debe verificar la tensión de Von Mises en la garganta de la soldadura frente a la resistencia básica de diseño del material del cordón de soldadura. En general, esto requiere determinar las tensiones en el plano de garganta  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{\perp}$  y  $\tau_{\parallel}$  considerando la orientación del plano de garganta respecto a la dirección de la resultante de las cargas por unidad de longitud (ver Figura 4.5 en EN 1993-1-8):

- Tensión normal  $\sigma_{\perp}$  perpendicular al plano de garganta,
- Tensión tangencial  $\tau_{\parallel}$  actuando en el plano de garganta paralelamente al eje de la soldadura,
- Tensión tangencial actuando en el plano de garganta transversalmente al eje de la soldadura.

No es necesario considerar la tensión normal  $\sigma_{\parallel}$  paralela al eje de la soldadura.

Sección 7.4.2

EN 1993-1-8  
apartado  
4.5.3.3

Sección 7.4.2

Para la combinación de tensiones  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{\parallel}$  y  $\tau_{\perp}$ , la expresión de diseño es la siguiente:

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(3\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad \text{y} \quad \sigma_{\perp} \leq \frac{0,9f_u}{\gamma_{M2}}$$

Ecs. 7.14 y  
7.15

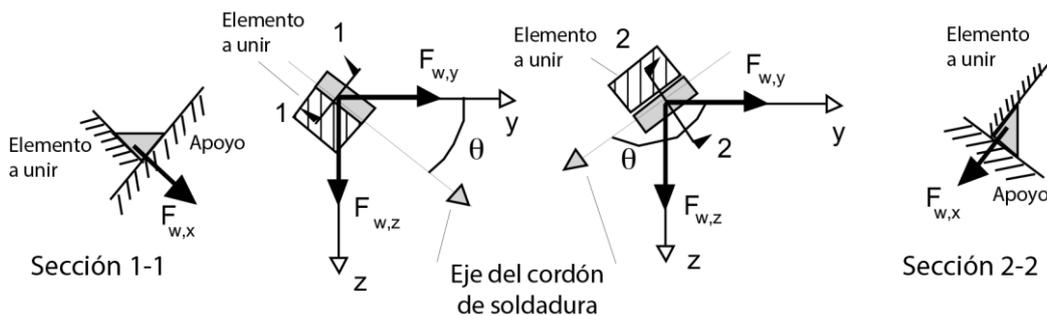
Para el caso estudiado de un cordón de soldadura de ángulo recto esta última verificación no es crítica. No obstante, podría serlo en caso de soldaduras de penetración parcial en uniones biseladas.

En lugar de calcular las tensiones ( $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{\perp}$  y  $\tau_{\parallel}$ ) en el plano de garganta, pueden considerarse las siguientes expresiones de verificación para las uniones soldadas de ángulo recto en el plano y-z:

$$2F_{w,x}^2 + 2F_{w,y}^2 + 2F_{w,z}^2 + F_{w,y}^2 \cos^2 \theta + F_{w,z}^2 \sin^2 \theta - 2F_{w,x} F_{w,y} \sin \theta + 2F_{w,x} F_{w,z} \cos \theta + 2F_{w,y} F_{w,z} \sin \theta \cos \theta \leq \left( a \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \right)^2$$

*Nota:* Los subíndices se han simplificado:  $F_{w,x}$  para  $F_{wx,Ed}$  etc.

En la expresión anterior el ángulo  $\theta$  corresponde al formado por el eje y y el eje de la soldadura como se muestra en la siguiente figura:



**Las componentes de esfuerzos en el punto crítico de la soldadura se determinan en el Apéndice de este ejemplo de cálculo.**

### 1. Método simplificado

La resistencia a cortante correspondiente al procedimiento simplificado es:

$$f_{vw,d} = \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2} \sqrt{3}} = \frac{530}{1,0 \times 1,25 \times \sqrt{3}} \approx 245 \text{ N/mm}^2$$

EN 1993-1-8:  
Ec. 4.4

El valor de la resultante de las fuerzas aplicadas por unidad de longitud en una soldadura de garganta de 1 mm es:

$$F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} = \sqrt{243^2 + 747^2 + 966^2} = 1245 \text{ N/mm}$$

Por lo tanto, el espesor de garganta requerido es:

$$a \geq \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}} = \frac{1245}{245} \approx 5,0 \text{ mm}$$

## 2. Método direccional

En el punto (a), donde el ángulo  $\theta$  es  $0^\circ$ , la expresión de verificación puede reescribirse como:

$$2F_{wx,Ed}^2 + 3F_{wy,Ed}^2 + 2F_{wz,Ed}^2 + 2F_{wx,Ed}F_{wz,Ed} \leq \left( a \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \right)^2$$

Por lo que el espesor de garganta requerido es:

$$a \geq \frac{\sqrt{2 \times (-243)^2 + 3 \times (747)^2 + 2 \times (966)^2 + 2 \times (-243) \times (966)}}{530/1,25} = 4,8 \text{ mm}$$

Se adopta un espesor de garganta de 5 mm y se asume el mismo espesor a lo largo de toda la soldadura.

*Nota: Se requiere un factor de reducción para uniones con empalme por solape cuando la longitud efectiva del cordón de soldadura es mayor que  $150a$ . Aunque este factor de reducción no es relevante para el tipo de unión estudiado. No obstante, si se considera de manera conservadora la longitud total de la unión soldada y un espesor de garganta de 5 mm, se obtiene:*

$$\beta_{LW,1} = 1,2 - \frac{0,2L_j}{150a} = 1,2 - \frac{0,2 \times 600}{150 \times 5} = 1,04 > 1,0$$

Se adopta  $\beta_{LW,1} = 1,0$ .

Puede concluirse que el uso del factor de reducción en el diseño de la resistencia de diseño no es necesario.

### **Apéndice – Cálculo de las componentes de esfuerzo en el punto crítico de la soldadura**

#### **Propiedades geométricas de la unión soldada**

El ejemplo cuenta con dos uniones similares, una a cada lado del pilar, resistiendo las cargas aplicadas. La verificación de una sola unión es suficiente.

#### Área de garganta y posición del centro de gravedad y del punto crítico

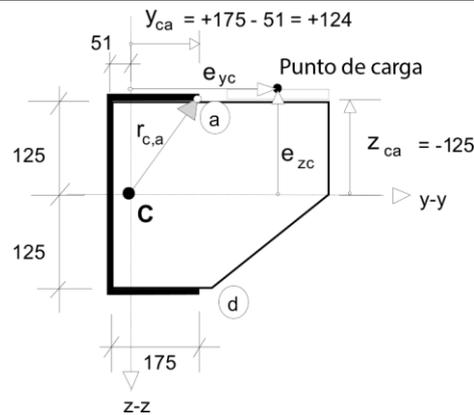
El área de garganta (sección resistente) de cada unión formada por segmentos rectos de longitud  $L_i$  y espesor de garganta constante  $a$  es, por cada 1 mm de espesor de garganta:

$$\frac{A_w}{a} = \frac{a \int ds}{a} = \frac{\sum A_{w,i}}{a} = \frac{\sum aL_{w,i}}{a} = \sum L_i = 2 \times 175 + 250 = 600 \text{ mm}^2/\text{m}$$

La distancia del centro de gravedad al extremo vertical (paralelo al eje  $z$ ) de la unión de espesor de garganta constante  $a$ :

$$\bar{y} = \frac{\sum \bar{y}_i \frac{A_{w,i}}{a}}{\sum \frac{A_{w,i}}{a}} = \frac{\sum \bar{y}_i L_i}{\sum L_i} = \frac{2 \times (87,5 \times 175) + 0 \times 250}{600} \approx 51 \text{ mm}$$

EN 1993-1-8  
Ec. 4.9



Las coordenadas del punto crítico de la unión, el punto (a), expresadas en el sistema de ejes principales situado en el centro de gravedad (C) son:

$$y_{ca} = +(175 - 51) = +124 \text{ mm} \quad z_{ca} = -125 \text{ mm}$$

*Nota:* El punto (d) podría tomarse también como potencial punto crítico, para el cual:

$$y_{ca} = +(175 - 51) = +124 \text{ mm} \quad z_{ca} = +125 \text{ mm}$$

No obstante, para el caso de carga considerado resulta evidente que el punto (a) es el más crítico.

#### Inercias de la sección resistente de la unión

Para cada una de las uniones, por cada 1 mm de espesor de garganta:

$$\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 ds = 2 \times 175 \times 125^2 + \frac{250^3}{12} = 6,77 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 ds = 250 \times 51^2 + 2 \times \frac{175^3}{12} + 2 \times 175 \times (87,5 - 51)^2 = 2,01 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

Para el momento torsor, la inercia de cada unión es:

$$I_{xc} = a \int r_c^2 ds = a \int y_c^2 ds + a \int z_c^2 ds = I_{zc} + I_{yc}$$

por lo que:

$$\frac{I_{xc}}{a} = (6,77 + 2,01) \times 10^6 = 8,78 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

#### Fuerzas y momentos aplicados

Se asume que las fuerzas y los momentos aplicados se reparten a partes iguales en las dos uniones. Las componentes de esfuerzo axil y cortante de cada soldadura son:

$$N_{x,Ed} = -\frac{20}{2} = -10 \text{ kN} \quad N_{y,Ed} = +\frac{30}{2} = +15 \text{ kN} \quad N_{z,Ed} = +\frac{300}{2} = +150 \text{ kN}$$

Los momentos aplicados se calculan a partir de las componentes de las fuerzas aplicadas y sus respectivas excentricidades. Las excentricidades, es decir, las coordenadas de los puntos de carga, son:

$e_{xc} = 0$  puesto que el punto de aplicación de carga se considera en el plano y-z de la soldadura,

$$e_{yc} = 300 - 100 + 175 - 51 = +324 \text{ mm}$$

$$e_{zc} = -140 \text{ mm}$$

Los momentos aplicados son, por soldadura:

$$M_{x_c,Ed} = e_{y_c} N_{z,Ed} - e_{z_c} N_{y,Ed} = (+324) \times (+150) - (-140) \times (+15) = +50,7 \text{ kNm}$$

$$M_{y_c,Ed} = e_{z_c} N_{x,Ed} - e_{x_c} N_{z,Ed} = (-140) \times (-10) - (0) \times (+150) = +1,4 \text{ kNm}$$

$$M_{z_c,Ed} = e_{x_c} N_{y,Ed} - e_{y_c} N_{x,Ed} = (0) \times (+15) - (+324) \times (-10) = +3,24 \text{ kNm}$$

### Componentes de esfuerzo en el punto crítico de la soldadura

Para el plano y-z de la soldadura, las componentes de fuerza por unidad de longitud de la unión en el punto (a) son:

$$F_{w_x,Ed} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w/a} + \frac{z_{ca} M_{y_c,Ed}}{I_{y_c}/a} - \frac{y_{ca} M_{z_c,Ed}}{I_{z_c}/a}$$

$$F_{w_y,Ed} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w/a} - \frac{z_{ca} M_{x_c,Ed}}{I_{x_c}/a}$$

$$F_{w_z,Ed} = \frac{N_{z,Ed}}{A_w/a} + \frac{y_{ca} M_{x_c,Ed}}{I_{x_c}/a}$$

Las contribuciones de las componentes de fuerza aplicadas a las componentes de esfuerzos de la soldadura (en todos los puntos de la unión soldada) por unidad de longitud son:

$$F_{w_x}^{N_x} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w/a} = \frac{-10}{600} = -17 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_y}^{N_y} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w/a} = \frac{+15}{600} = +25 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_z}^{N_z} = \frac{N_{z,Ed}}{A_w/a} = \frac{+150}{600} = +250 \text{ N/mm}$$

Las contribuciones de las componentes de momento aplicadas a las componentes de esfuerzos de la soldadura en el punto (a) por unidad de longitud son:

$$F_{w_y}^{M_{x_c}} = -M_{x_c,Ed} \frac{z_{c,a}}{I_{x_c}/a} = -50,7 \times 10^6 \times \frac{(-125)}{8,78 \times 10^6} = +722 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_z}^{M_{x_c}} = +M_{x_c,Ed} \frac{y_{c,a}}{I_{x_c}/a} = +50,7 \times 10^6 \times \frac{(+124)}{8,78 \times 10^6} = +716 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_x}^{M_{y_c}} = +M_{y_c,Ed} \frac{z_{c,a}}{I_{y_c}/a} = +1,41 \times 10^6 \times \frac{(-125)}{6,77 \times 10^6} = -26 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_x}^{M_{z_c}} = -M_{z_c,Ed} \frac{y_{c,a}}{I_{z_c}/a} = -3,24 \times 10^6 \times \frac{(+124)}{2,01 \times 10^6} = -200 \text{ N/mm}$$

Combinando las contribuciones en el punto (a) a partir de las fuerzas y momentos anteriores se obtiene:

$$F_{w_x,Ed} = F_{w_x}^{N_x} + F_{w_x}^{M_{y_c}} + F_{w_x}^{M_{z_c}} = -17 - 26 - 200 = -243 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_y,Ed} = F_{w_y}^{N_y} + F_{w_y}^{M_{x_c}} = +25 + 722 = +747 \text{ N/mm}$$

$$F_{w_z,Ed} = F_{w_z}^{N_z} + F_{w_z}^{M_{x_c}} = +250 + 716 = +966 \text{ N/mm}$$

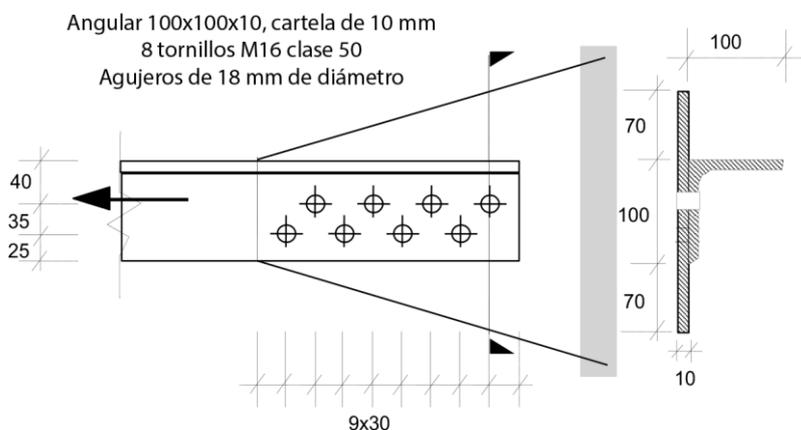
Estas componentes de fuerzas por unidad de longitud corresponden a una unión soldada de espesor de garganta 1mm a lo largo de su longitud eficaz.



<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 6					
	Título	Ejemplo de Cálculo 6 – Unión atornillada				
	Cliente	RFCS	Hecho por	IR	Fecha	10/02
			Revisado por	MEB	Fecha	04/06
		Revisado por	UDE	Fecha	01/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 6 – UNIÓN ATORNILLADA

Se plantea la unión atornillada de una pieza angular 100×100×10 traccionada a una cartela de 10 mm de espesor. Tanto la cartela como la pieza angular son de acero inoxidable grado 1.4401. La unión se ha diseñado mediante ocho tornillos de 16mm de diámetro de calidad 50 de acero inoxidable austenítico, colocados al tresbolillo uniendo una parte de la pieza angular a la cartela. Se busca determinar la resistencia de diseño de la unión atornillada.



La unión propuesta es Categoría A: conexión trabajando a cortante y aplastamiento. El esfuerzo cortante de diseño no debe superar la resistencia de cálculo a cortante de la unión ni la resistencia de cálculo a aplastamiento.

#### Propiedades del material

La pieza angular y la cartela corresponden a un acero inoxidable austenítico grado 1.4401:

$$f_y = 220 \text{ N/mm}^2 \text{ y } f_u = 530 \text{ N/mm}^2.$$

El material de los tornillos corresponde a una clase 50:

$$f_{yb} = 210 \text{ N/mm}^2 \text{ y } f_{ub} = 500 \text{ N/mm}^2.$$

#### Factores parciales de seguridad

Factor parcial de seguridad de resistencia seccional bruta:  $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,1$

Factor parcial de seguridad de resistencia seccional neta:  $\gamma_{M2} = 1,25$

Factor parcial de seguridad de resistencia a cortante y aplastamiento de los tornillos:  $\gamma_{M2} = 1,25$

#### Posición y tamaño de los agujeros

Para tornillos M16 se requieren agujeros de diámetro  $d_0 = 18 \text{ mm}$ .

EN1993-1-8  
Apartado  
3.4.1

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Tabla 2.6

Tabla 4.1

Sección 7.2.3

Las distancias a los bordes contiguos son  $e_1 = 30$  mm en la dirección del esfuerzo y  $e_2 = 25$  mm en la dirección perpendicular al esfuerzo.

$$e_1 \text{ y } e_2 < 4t + 40 = 4 \times 10 + 40 = 80 \text{ mm} \quad \text{y} \quad e_1 \text{ y } e_2 > 1,2d_0 = 1,2 \times 18 = 21,6 \text{ mm}$$

Para uniones atornilladas dispuestas al tresbolillo:

- espaciamiento  $p_1 = 60$  mm  $> 2,2d_0 = 39,6$  mm

- distancia entre dos tornillos de diferentes líneas:

$$\sqrt{30^2 + 35^2} = 46,1 \text{ mm} > 2,4d_0 = 43,2 \text{ mm}$$

- luego el espaciado entre las dos líneas al tresbolillo  $p_2 = 35$  mm  $> 1,2d_0 = 21,6$  mm.

*Nota:* Para cargas de compresión, debe verificarse que  $e_2$  y  $p_1$  satisfacen los requisitos de abolladura local de paneles interiores y con borde libre respectivamente. Las verificaciones deben realizarse tanto en la pieza angular como en la cartela.

### Resistencia a tracción de la pieza angular bruta

El área bruta de la sección transversal angular es  $A_g = 1915$  mm<sup>2</sup>.

La resistencia plástica de diseño:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1915 \times 220}{1,1 \times 10^3} = 383 \text{ kN}$$

Sección 7.2.3

Ec. 7.6

### Resistencia a tracción de la pieza angular neta

Para agujeros colocados al tresbolillo el área neta debe considerarse como la menor de: área bruta descontando los agujeros no dispuestos al tresbolillo, o:

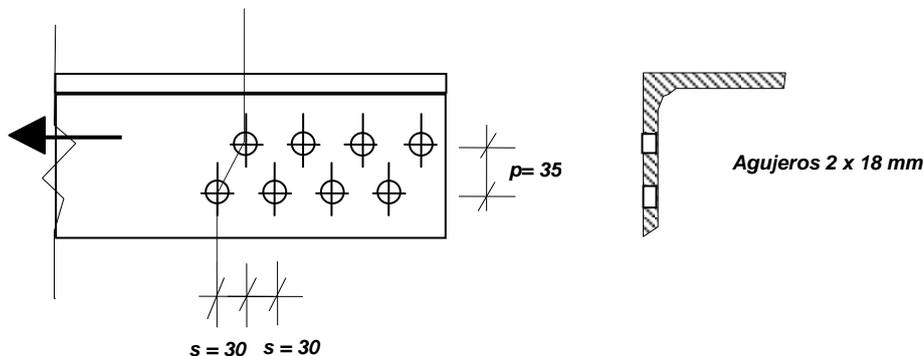
$$A_g - t \left( nd_0 - \sum \left[ \frac{s^2}{4p} \right] \right)$$

Área bruta descontando los agujeros no dispuestos al tresbolillo:

$$A_g - td_0 = 1915 - 10 \times 18 = 1735 \text{ mm}^2$$

El área transversal neta a través de dos agujeros en tresbolillo:

$$n = 2, s = 30 \text{ mm y } p = 35 \text{ mm}$$



$$\begin{aligned} A_{net} &= A_g - t \left( nd_0 - \sum \frac{s^2}{4p} \right) = 1915 - 10 \times \left( (2 \times 18) - \frac{30^2}{4 \times 35} \right) \\ &= 1915 - 10 \times (36 - 6,4) = 1619 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

Por lo tanto,  $A_{net} = 1619$  mm<sup>2</sup>.

Sección 5.6.4

De manera conservadora podría también considerarse el factor de reducción para una sección angular conectada con una única fila de tornillos. Interpolando para más de tres tornillos en una misma fila:  $\beta_3 = 0,57$ .

La resistencia última del área neta de la sección angular:

$$N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{0,57 \times 1619 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 391 \text{ kN}$$

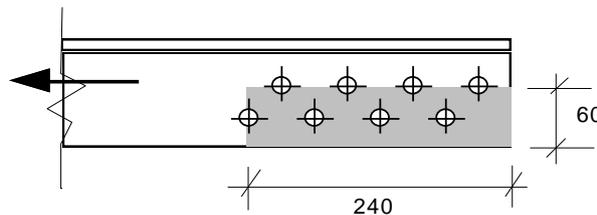
Tabla 7.1

Sección 7.2.3

Ec. 7.10

### Resistencia al desgarro de la pieza angular

Las expresiones relativas al desgarro consideradas se recogen en EN1993-1-8 en vez de en EN1993-1-1, puesto que EN1993-1-8 considera secciones angulares de manera explícita.



La resistencia al desgarro considerando las filas al tresbolillo:

$$V_{eff,2,Rd} = \frac{0,5 f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} = \frac{0,5 \times 530 \times (60 - 18) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 4 \times 18) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3}$$

$$= 89 + 194 = 283 \text{ kN}$$

EN1993-1-8  
Apartado  
3.10.2(3)  
Ec. 3.10

La resistencia al desgarro sin considerar las filas al tresbolillo:

$$V_{eff,2,Rd} = \frac{0,5 f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} = \frac{0,5 \times 530 \times (60 - 18 - 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3}$$

$$= 70 + 204 = 274 \text{ kN}$$

EN1993-1-8  
Apartado  
3.10.2(3)  
Ec. 3.10

### Resistencia de la cartela con sección bruta

El área bruta de la sección transversal relativa a la sección angular:

$$A_g = 10 \times (100 + 70 + 70) = 2400 \text{ mm}^2$$

Sección 5.7.2

La resistencia plástica de diseño:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2400 \times 220}{1,1 \times 10^3} = 480 \text{ kN}$$

Ec. 5.23

### Resistencia de la cartela con sección neta

El área neta de la sección transversal de la cartela donde termina el angular (donde la carga aplicada es mayor) considerando un agujero no dispuesto simétricamente:

Sección 5.7.2

$$b = 100 + 70 + 70 = 240 \text{ mm}$$

$$A_{net} = A_g - d_0 t = 2400 - 18 \times 10 = 2220 \text{ mm}^2$$

El área neta de la sección transversal de la cartela donde termina el angular considerando dos agujeros al tresbolillo con  $s = 30 \text{ mm}$  y  $p = 35 \text{ mm}$ :

$$A_{net} = A_g - 2d_0 t + \frac{s^2 t}{4p} = 2400 - 2 \times 18 \times 10 + \frac{30^2 \times 10}{4 \times 35}$$

$$= 2400 - 360 + 64 = 2104 \text{ mm}^2$$

Por lo tanto,  $A_{net} = 2104 \text{ mm}^2$ .

La resistencia última de diseño de la sección neta de la cartela para la sección cercana al angular:

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

Ec. 5.24

Para este ejemplo se adopta  $k = 1,0$  ( $k = 1,0$  para secciones con agujeros lisos).

$$N_{u,Rd} = \frac{1,0 \times 2104 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 892 \text{ kN}$$

Se recomienda verificar la resistencia de las secciones netas en secciones intermedias a lo largo de la cartela.

Sección correspondiente al primer agujero de tornillo cercano al extremo de la cartela  
(donde  $b = 100 + 30 / 240 \times 140 = 117,5$  mm)

$$A_{net} = A_g - d_0t = 117,5 \times 10 - 18 \times 10 = 995 \text{ mm}^2$$

Esta sección debe ser capaz de transmitir la carga mediante un tornillo.

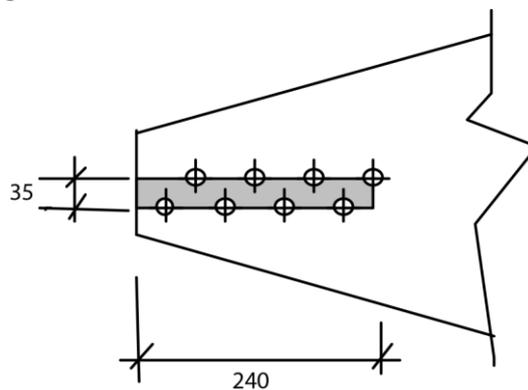
Resistencia última de esta sección:

$$N_{u,Rd} = \frac{kA_{net}f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{1,0 \times 995 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 421 \text{ kN}$$

Ec. 5.24

Resulta obvio que no es necesaria la verificación de ninguna otra sección de la cartela puesto que la carga aplicada no puede exceder la resistencia de la sección angular, que como se ha demostrado es menor que el valor anterior.

### Resistencia al desgarro de la cartela



La resistencia al desgarro considerando las filas al tresbolillo:

$$\begin{aligned} V_{\text{eff},1,Rd} &= \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \\ &= \frac{530 \times (35 - 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 4 \times 18 + 240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\ &= 110,2 + 398,4 = 508 \text{ kN} \end{aligned}$$

EN1993-1-8  
Apartado  
3.10.2(2)  
Ec. 3.9

La resistencia al desgarro sin considerar las filas al tresbolillo:

$$\begin{aligned} V_{\text{eff},1,Rd} &= \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \\ &= \frac{530 \times (35 - 2 \times 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (2 \times 240 - 6 \times 18 - 2 \times 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\ &= 72,1 + 408,8 = 480 \text{ kN} \end{aligned}$$

EN1993-1-8  
Apartado  
3.10.2(2)  
Ec. 3.9

**Resistencia a cortante de los tornillos**

La resistencia de cálculo para una clase 50 y un tornillo M16 de área  $A = A_s = 157 \text{ mm}^2$  es:

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

Ec. 7.11

El valor de  $\alpha$  puede estar definido en el Anejo Nacional. El valor recomendado es 0,6, el cual aplica tanto si el plano de cortadura interesa a la zona roscada del tornillo como si no.

Sección 7.2.4

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,6 \times 500 \times 157}{1,25 \times 10^3} = 37,7 \text{ kN}$$

Resistencia a cortante del grupo de tornillos es:

$$n_b F_{v,Rd} = 8 \times 37,7 = 302 \text{ kN}$$

**Resistencia de los tornillos/piezas frente a aplastamiento**

La resistencia de las uniones atornilladas frente a aplastamiento viene dada por:

Sección 7.2.3

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}}$$

Ec. 7.1

La resistencia frente a aplastamiento de una pieza de  $t = 10 \text{ mm}$  de espesor para un tornillo M16 extremo donde las distancias a los bordes son  $e_1 = 30 \text{ mm}$ ,  $e_2 = 25 \text{ mm}$  ( $> 1,2d_0 = 21,6 \text{ mm}$ ), con una separación entre tornillos de  $p_1 = 60 \text{ mm}$  y  $p_2 = 35 \text{ mm}$ .

Las uniones atornilladas se clasifican en dos grupos, en función del espesor de las piezas unidas. Las uniones compuestas por chapas gruesas son aquellas que presentan espesores superiores a 4 mm, mientras que cuando los espesores son inferiores o igual a los 4 mm se definen como uniones de chapas delgadas.

Sección 7.2.3

La unión considerada en este ejemplo es una unión de chapa gruesa con  $t_{\min} = 10 \text{ mm}$  y por lo tanto la deformación no debería ser un el criterio crítico de dimensionamiento.

Para el tornillo extremo más cercano a los bordes, con  $e_1 = 30 \text{ mm}$  y  $p_1 = 60 \text{ mm}$ , el coeficiente de aplastamiento  $\alpha_b$  en la dirección de la carga se puede determinar de la siguiente manera:

$$\alpha_b = \min \left\{ \begin{array}{l} 1,0 \\ \frac{e_1}{3d_0} \end{array} \right\}$$

$$= \min \left\{ \begin{array}{l} 1,0 \\ \frac{30}{3 \times 18} = 0,556 \end{array} \right\} = 0,556$$

El coeficiente de aplastamiento  $k_t$  en la dirección perpendicular a la de la carga se puede determinar de la siguiente manera:

$$k_t = \begin{cases} 1,0 & \text{para } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) > 1,5 \\ 0,8 & \text{para } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) \leq 1,5 \end{cases}$$

$$k_t = 0,8 \quad \text{para } \frac{e_2}{d_0} = \frac{25}{18} = 1,39 \leq 1,5$$

La resistencia de cálculo de la unión atornillada considerada, susceptible de fallar por aplastamiento en su tornillo extremo, es la siguiente:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5\alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{2,5 \times 0,556 \times 0,8 \times 10 \times 16 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 75,44 \text{ kN}$$

Resistencia de la unión frente a aplastamiento:

$$n_b F_{b,Rd} = 8 \times 75,44 = 604 \text{ kN}$$

Ec. 7.1

### Resistencia de cálculo de la unión en Estado Límite Último

Resistencia a tracción de la sección angular bruta	$N_{pl,Rd}$	383 kN
Resistencia a tracción de la sección angular neta	$N_{u,Rd}$	391 kN
Resistencia al desgarro de la pieza angular (al tresbolillo)	$V_{eff,2,Rd}$	283 kN
Resistencia al desgarro de la pieza angular (no tresbolillo)	$V_{eff,2,Rd}$	<b>274 kN</b>
Resistencia a tracción de la cartela con sección bruta	$N_{pl,Rd}$	480 kN
Resistencia a tracción de la cartela con sección neta	$N_{u,Rd}$	892 kN
Resistencia a tracción de la cartela con sección neta (para la sección correspondiente al primer agujero cercano al extremo de la cartela)	$N_{u,Rd}$	421 kN
Resistencia al desgarro de la cartela (al tresbolillo)	$V_{eff,1,Rd}$	508 kN
Resistencia al desgarro de la cartela (no tresbolillo)	$V_{eff,1,Rd}$	480 kN
Resistencia a cortante de los tornillos	$F_{v,Rd}$	302 kN
Resistencia de los tornillos/piezas frente a aplastamiento	$F_{b,Rd}$	604 kN

La mínima de las resistencias de cálculo es la correspondiente al desgarro de la pieza angular sin considerar la disposición al tresbolillo:

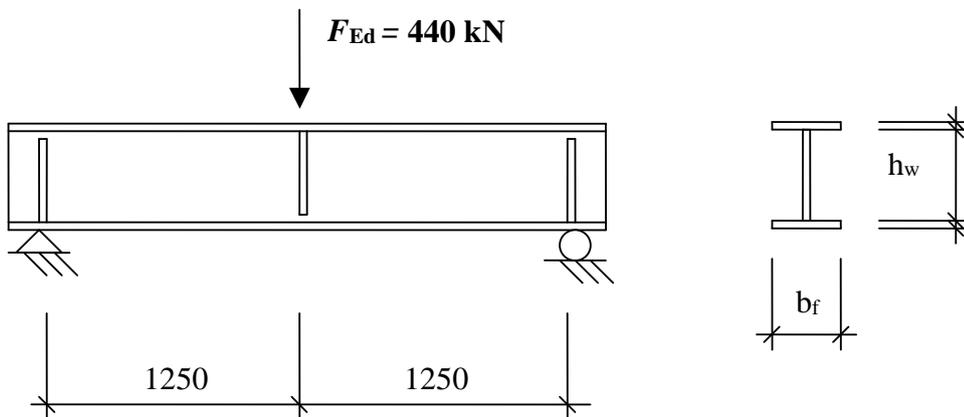
$$V_{eff,2,Rd} = 274 \text{ kN}$$

*Nota: El modo de fallo crítico de todos los tornillos de la unión es a cortante ( $F_{v,Rd} = 302 \text{ kN}$ ).*

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 6					
	Título	Ejemplo de Cálculo 7 – Resistencia a cortante de vigas armadas				
	Cliente	RFCS	Hecho por	AO	Fecha	06/02
			Revisado por	MEB	Fecha	04/06
Revisado por			ER/IA	Fecha	04/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 7 – RESISTENCIA A CORTANTE DE VIGAS ARMADAS

Este ejemplo trata sobre el diseño a cortante de una viga armada. Simplemente apoyada en sus extremos, la viga cuenta con una sección transversal en I, tal y como muestra la siguiente figura. El ala superior está arriostrada lateralmente.



Se considera un acero inoxidable tipo “lean dúplex” grado 1.4162.

$$f_y = 480 \text{ N/mm}^2 \text{ para flejes laminados en caliente}$$

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2$$

Se define una sección transversal tal que:

Alas:	$12 \times 200 \text{ mm}^2$
Alma:	$4 \times 500 \text{ mm}^2$
Rigidizadores:	$12 \times 98 \text{ mm}^2$
Espesor de garganta de la soldadura:	4 mm

#### Análisis estructural

Los esfuerzos de cortante y momento flector máximos se obtienen como sigue:

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{440}{2} = 220 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed} L}{4} = \frac{440 \times 2,5}{4} = 275 \text{ kNm}$$

#### Factores parciales de seguridad

$$\gamma_{M0} = 1,1$$

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

#### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{480} \times \frac{200}{210}} = 0,683$$

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Tabla 4.1

Sección 5.3

Tabla 5.2

Ejemplo de Cálculo 7	Hoja 2 de 6
<p>Alma, flectada:</p> $\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,683} = 178,9 > 90$ <p>por lo tanto el alma es Clase 4.</p> <p>Ala, comprimida:</p> $\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,683} = 11,3 \leq 14,0$ <p>por lo que el ala comprimida es Clase 3.</p> <p>Por tanto, la clasificación final de la sección transversal es Clase 4.</p>	<p>Tabla 5.2</p> <p>Tabla 5.2</p>
<p><b>Resistencia a cortante</b></p> <p>La resistencia a abolladura por cortante debe verificarse cuando <math>h_w / t_w \geq \frac{24,3}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau}</math> para almas rigidizadas verticalmente.</p> <p><math>a/h_w = 1250/500 = 2,5 &gt; 1</math>, y puesto que el alma no está rigidizada, <math>k_{\tau st}=0</math>. Por lo tanto,</p> $k_\tau = 5,34 + 4 \left( \frac{h_w}{a} \right)^2 = 5,34 + 4 \left( \frac{500}{1250} \right)^2 = 5,98$	<p>Sección 6.4.3</p> <p>Ec. 6.26</p>
<p>EN1993-1-4 recomienda el valor de <math>\eta=1,2</math>.</p> $h_w/t_w = \frac{500}{4} = 125 \geq \frac{24,3}{1,2} \times 0,683 \times \sqrt{5,98} = 33,8$ <p>Por lo tanto, es necesario verificar la resistencia a abolladura por cortante. Ésta se obtiene como:</p> $V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{1,2 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} \times 10^{-3} = 604,6 \text{ kN}$ $V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$	<p>Sección 6.4.3</p> <p>Ec. 6.22</p> <p>Ec. 6.23</p>
<p>Para extremos no rígidos:</p> $\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right) = \left( \frac{500}{37,4 \times 4 \times 0,683 \times \sqrt{5,98}} \right) = 2,00 > 0,65$ $\chi_w = \frac{1,19}{(0,54 + \bar{\lambda}_w)} \quad \text{para } \bar{\lambda}_w \geq 0,65$	<p>Ec. 6.25</p> <p>Tabla 6.3</p>
<p>Por lo tanto, la contribución del alma se obtiene de la expresión:</p> $\chi_w = \frac{1,19}{(0,54 + 2,00)} = 0,468$ $V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{0,468 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} \times 10^{-3} = 235,9 \text{ kN}$	<p>Tabla 6.3</p> <p>Ec. 6.23</p>
<p>La contribución de las alas puede considerarse si éstas no se hallan completamente solicitadas al resistir esfuerzos flectores. La resistencia a flexión de la sección transversal constituida sólo por las alas es:</p> $M_{f,Rd} = 12 \times 200 \times \frac{480}{1,1} \times (500 + 12) \times 10^{-6} = 536,2 \text{ kNm}$	<p>Sección 6.4.3</p>

$M_{f,Rd} > M_{Ed} = 275$  kNm, por lo que puede considerarse la contribución de las alas en la resistencia a abolladura por cortante.

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[ 1 - \left[ \frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right]^2 \right] \quad \text{Ec. 6.29}$$

$$c = a \left[ 0,17 + \frac{3,5 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right] \quad \text{siempre que } \frac{c}{a} \leq 0,65 \quad \text{Ec. 6.30}$$

$$= 1250 \times \left[ 0,17 + \frac{3,5 \times 200 \times 12^2 \times 480}{4 \times 500^2 \times 480} \right] = 338,5 \text{ mm}$$

$$338,5 \text{ mm} < 0,65 \times 1250 = 812,5 \text{ mm}$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{200 \times 12^2 \times 480}{338 \times 1,1} \times \left[ 1 - \left[ \frac{275}{536,2} \right]^2 \right] = 27,4 \text{ kN} \quad \text{Ec. 6.29}$$

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} = 235,8 + 27,4 = 263,2 \text{ kN} \leq 604,6 \text{ kN.} \quad \text{Ec. 6.22}$$

### Rigidizadores transversales

Sección 6.4.5

Los rigidizadores transversales deben verificarse frente a plastificación y pandeo por flexión utilizando  $\alpha = 0,49$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ . Para ello se considera una sección transversal eficaz formada por los rigidizadores y partes del alma. La parte del alma que se incluye presenta una anchura de  $11\epsilon t_w$  por lo que la sección del rigidizador transversal es Clase 3.

Tabla 6.1

$a/h_w = 1250/500 = 2,5 \geq \sqrt{2}$ , por lo que la inercia del rigidizador intermedio debe satisfacer la condición:

Ec. 6.51

$$I_{st} \geq 0,75 h_w t_w^3 = 0,75 \times 500 \times 4^3 = 24000 \text{ mm}^4 \quad \text{Ec. 6.51}$$

$$I_{st} = 2 \times \frac{(11 \times 0,683 \times 4) \times 4^3}{12} + \frac{12 \times 200^3}{12} = 8,00 \times 10^6 \text{ mm}^4, \text{ condición satisfecha.}$$

La resistencia de plastificación se puede obtener de:

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0} \quad \text{Ec. 5.27}$$

$$A_g = (12 \times 200 + 11 \times 0,683 \times 4 \times 2) = 24601 \text{ mm}^2$$

$$N_{c,Rd} = 2460,1 \times 480 \times 10^{-3} / 1,1 = 1073,5 \text{ kN}$$

La resistencia a pandeo por flexión se calcula a partir de la siguiente expresión:

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad \text{Ec. 6.2}$$

$$\chi = \frac{1}{\varphi + [\varphi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1 \quad \text{Ec. 6.4}$$

$$\varphi = 0,5 \left( 1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right) \quad \text{Ec. 6.5}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_{yw}}{E}} \quad \text{Ec. 6.6}$$

$$L_{cr} = 0,75 h_w = 0,75 \times 500 = 375 \text{ mm} \quad \text{Sección 6.4.5}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{375}{\sqrt{\frac{8 \times 10^6}{2460,1}}} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{480}{200000}} = 0,103$$

Ec. 6.6

$$\varphi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,103 - 0,2) + 0,103^2) = 0,48$$

Ec. 6.5

$$\chi = \frac{1}{0,48 + [0,48^2 - 0,103^2]^{0,5}} = 1,05 > 1 \Rightarrow \chi = 1,0$$

Ec. 6.4

Como  $N_{b,Rd} = N_{c,Rd} = 1073,5 \text{ kN} > N_{Ed}$ , los rigidizadores transversales dispuestos son suficientes.

### Interacción de cortante y flexión

Si la utilización de la resistencia a cortante, expresada como el factor  $\bar{\eta}_3$ , excede 0,5, es necesaria la verificación del efecto combinado del esfuerzo cortante y el momento flector.

Sección 6.4.3

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$$

Ec. 6.36

$$\bar{\eta}_3 = \frac{220}{235,9} = 0,933 > 0,5, \text{ por lo tanto, hace falta considerar la interacción.}$$

La condición a verificar es:

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \text{ siempre que } \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}$$

Ec. 6.34

donde:

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}}$$

Ec. 6.35

$M_{f,Rd} = 536,2 \text{ kNm}$  (de la hoja 3)

$M_{pl,Rd}$  es la capacidad plástica a flexión de la sección transversal.

$$M_{pl,Rd} = M_{f,Rd} + \frac{t_w h_w^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = 536,2 + \frac{4 \times 500^2 \times 480}{4 \times 1,1 \times 10^6} = 645,3 \text{ kNm.}$$

### Evaluación de las condiciones

$M_{Ed} = 275 \text{ kNm}$ , por lo que:

$$\bar{\eta}_1 = \frac{275}{645,3} = 0,426 \leq 1,0 \text{ OK}$$

Ec. 6.35

$\bar{\eta}_1$  satisface la condición. Ahora sólo queda verificar la interacción.

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 = 0,426 + \left(1 - \frac{536,2}{645,3}\right) \times (2 \times 0,933 - 1)^2 = 0,553 < 1,0$$

Por consiguiente, puede concluirse que bajo las condiciones dadas, las resistencias a cortante y flexión de la viga armada son suficientes, así como para la interacción de ambos esfuerzos.

**Cálculo de las propiedades eficaces de la sección transversal**

Dado que las alas son Clase 3, son totalmente eficaces.

La altura del alma debe reducirse a partir del factor de reducción  $\rho$ , considerando que es un alma soldada.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Ec. 5.1

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{donde } \bar{b} = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm}$$

Ec. 5.3

Asumiendo una distribución de tensiones simétrica y lineal a lo largo del alma,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

Tabla 5.3

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,683 \times \sqrt{23,9}} = 1,29$$

Ec. 5.3

$$\rho = \frac{0,772}{1,29} - \frac{0,079}{1,29^2} = 0,55 \leq 1$$

Ec. 5.1

$$b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi) = 0,55 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 134,76 \text{ mm}$$

Tabla 5.3

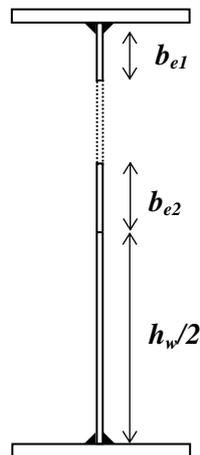
$$b_{e1} = 0,4 b_{\text{eff}} = 0,4 \times 134,76 = 53,9 \text{ mm}$$

Tabla 5.3

$$b_{e2} = 0,6 b_{\text{eff}} = 0,6 \times 134,76 = 80,9 \text{ mm}$$

**Cálculo del módulo eficaz a flexión**

$e_i$  considerado positivo partiendo del centro de gravedad del ala superior hacia abajo.



$$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w + b_{e2} t_w + (h_w / 2) t_w = 6361,7 \text{ mm}^2$$

$$e_{\text{eff}} =$$

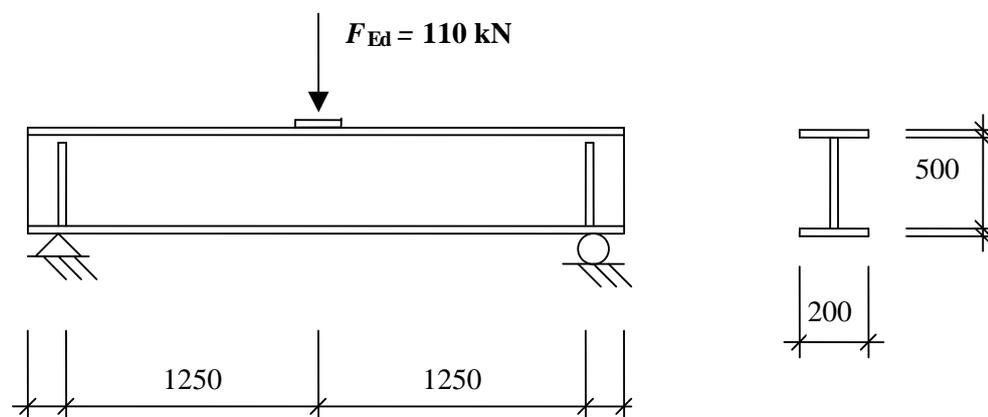
$$\frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f) ] + \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w (0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)) + b_{e2} t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2} / 2) + (h_w / 2) t_w (0,75 h_w + 0,5 t_f) ] = 266,4 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned}
 I_{\text{eff}} &= \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w (b_{e1} + 4\sqrt{2})^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w / 2)^3}{12} \\
 &+ b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [e_{\text{eff}} - (h_w + t_f)]^2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w [e_{\text{eff}} - 0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)]^2 \\
 &+ b_{e2} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f - b_{e2})]^2 + (h_w / 2) t_w [e_{\text{eff}} - (0,75h_w + 0,5t_f)]^2 \\
 &= 3,472 \times 10^8 \text{ mm}^4
 \end{aligned}$$

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>	Hoja 1 de 5					
	Título	Ejemplo de Cálculo 8 – Resistencia frente a cargas concentradas				
	Cliente	RFCS	Hecho por	AO	Fecha	06/02
			Revisado por	MEB	Fecha	04/06
		Revisado por	ER/IA	Fecha	04/17	
<b>HOJA DE CÁLCULO</b>						

### EJEMPLO DE CÁLCULO 8 – RESISTENCIA FRENTE A CARGAS CONCENTRADAS

Este ejemplo considera una viga armada preexistente remodelada, sometida en origen a una carga uniformemente distribuida, que será sometida a una carga concentrada. Deberá verificarse si la viga es capaz de resistir dicha carga a través de una placa de 12 mm de espesor. La viga armada es una sección en I simplemente apoyada, como se muestra en la siguiente figura. El ala superior se encuentra arriostrada lateralmente.



Se considera un acero inoxidable dúplex grado 1.4162:

$$f_y = 460 \text{ N/mm}^2 \text{ para flejes laminados en caliente}$$

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2$$

Alas:  $12 \times 200 \text{ mm}^2$   
 Alma:  $4 \times 500 \text{ mm}^2$   
 Rigidizadores:  $12 \times 98 \text{ mm}^2$   
 Espesor de garganta de la soldadura: 4 mm

#### Análisis estructural

Los esfuerzos de cortante y momento flector máximos se obtienen como sigue:

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{110}{2} = 55 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed} L}{4} = \frac{110 \times 2,5}{4} = 68,75 \text{ kNm}$$

#### Factores parciales de seguridad

$$\gamma_{M0} = 1,1$$

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

#### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{460} \times \frac{200}{210}} = 0,698$$

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Tabla 4.1

Sección 5.3

Tabla 5.2

Ejemplo de Cálculo 8	Hoja 2 de 5
<p>Alma, flectada</p> $\frac{c}{t\epsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,698} = 175,1 > 90, \text{ por lo tanto el alma es Clase 4.}$ <p>Ala, comprimida</p> $\frac{c}{t\epsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,698} = 11,0 \leq 14,0, \text{ por lo que el ala comprimida es Clase 3.}$ <p>Por tanto, la clasificación final de la sección transversal es Clase 4.</p>	<p>Tabla 5.2</p> <p>Tabla 5.2</p>
<p><b>Resistencia frente a cargas concentradas</b></p> <p>La carga de diseño no debería superar la resistencia de cálculo, dada por:</p> $F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1}$ <p>La longitud eficaz <math>L_{eff}</math> viene dada por:</p> $L_{eff} = \chi_F l_y$ <p>donde el factor de reducción es:</p> $\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1,0$ <p>y una esbeltez dada por:</p> $\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}}$ <p>La longitud eficaz de carga se obtiene de:</p> $l_y = s_s + 2t_f (1 + \sqrt{m_1 + m_2})$ <p>donde:</p> <p><math>s_s</math> es la longitud de la placa rígida a través de la cual se introduce la carga y <math>m_1</math> y <math>m_2</math> son parámetros adimensionales:</p> $m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w}$ $m_2 = 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{para } \bar{\lambda}_F > 0,5$ $m_2 = 0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_F \leq 0,5$ <p><math>s_s</math> puede considerarse, de manera conservadora, como dos veces el espesor de la placa a través de la cual se introduce la carga, es decir, 24 mm.</p> $m_1 = \frac{460 \times 200}{460 \times 4} = 50$ $m_2 = 0,02 \times \left[ \frac{500}{12} \right]^2 = 34,7, \text{ suponiendo que } \bar{\lambda}_F > 0,5$ $l_y = 24 + 2 \times 12 \times (1 + \sqrt{50 + 34,7}) = 268,9 \text{ mm}$ <p>La carga crítica se obtiene de:</p> $F_{cr} = 0,9 k_F E \frac{t_w^3}{h_w}$	<p>Sección 6.4.4</p> <p>Ec. 6.37</p> <p>Ec. 6.45</p> <p>Ec. 6.46</p> <p>Ec. 6.47</p> <p>Ec. 6.41</p> <p>Ec. 6.38</p> <p>Ec. 6.39</p> <p>Ec. 6.40</p> <p>Figura 6.5</p> <p>Ec. 6.38</p> <p>Ec. 6.39</p> <p>Ec. 6.41</p> <p>Ec. 6.48</p>

Donde el coeficiente de abolladura viene dado por el caso de carga, *tipo a* en este caso.

$$k_F = 6 + 2 \left[ \frac{h_w}{a} \right]^2 = 6 + 2 \times \left[ \frac{500}{2500} \right]^2 = 6,08$$

Figura 6.4

$$F_{cr} = 0,9 \times 6,08 \times 200000 \times \frac{4^3}{500} \times 10^{-3} = 140,1 \text{ kN}$$

Ec. 6.48

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{268,9 \times 4 \times 460}{140,1 \times 10^3}} = 1,88 > 0,5, \text{ hipótesis correcta, OK}$$

Ec. 6.47

$$\chi_F = \frac{0,5}{1,88} = 0,27 \leq 1,0, \text{ OK}$$

Ec. 6.46

$$L_{eff} = 0,27 \times 268,9 = 72,6 \text{ mm}$$

$$F_{Ed} = 110 \leq 460 \times 72,6 \times 4 / (1,1 \times 10^3) = 121,4 \text{ kN}$$

Ec. 6.37

Por lo tanto, la resistencia es mayor que la carga aplicada.

### Interacción entre carga concentrada, momento flector y axil

La interacción entre una carga concentrada y el momento flector se verifica, de acuerdo a EN1993-1-5:2006.

$$0,8 \times \eta_1 + \eta_2 \leq 1,4$$

EN1993-1-5,  
Ec. 7.2

donde

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{Ed} + N_{Ed} e_N}{f_y W_{eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0$$

EN1993-1-5,  
Ec. 4.14

$$\eta_2 = \frac{F_{Ed}}{f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1}} \leq 1,0$$

EN1993-1-5,  
Ec. 6.14

### Cálculo de las propiedades eficaces de la sección transversal

Como las alas son Clase 3, son totalmente eficaces.

La altura del alma debe reducirse a partir del factor de reducción  $\rho$ , considerando que es un alma soldada.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Ec. 5.1

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \text{ donde } b = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm}$$

Ec. 5.3

Asumiendo una distribución de tensiones simétrica y lineal a lo largo del alma,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

Tabla 5.3

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{23,9}} = 1,26$$

$$\rho = \frac{0,772}{1,26} - \frac{0,079}{1,26^2} = 0,562 \leq 1$$

$$b_{eff} = \rho b_c = \rho b / (1 - \psi) = 0,562 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 137,3 \text{ mm}$$

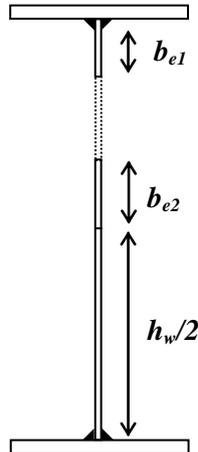
Tabla 5.3

$$b_{e1} = 0,4b_{\text{eff}} = 0,4 \times 137,3 = 54,9 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6b_{\text{eff}} = 0,6 \times 137,3 = 82,4 \text{ mm}$$

### Cálculo del módulo eficaz a flexión

$e_1$  considerado positivo partiendo del centro de gravedad del ala superior hacia abajo.



$$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w + b_{e2}t_w + (h_w/2)t_w = 6372,2 \text{ mm}^2$$

$e_{\text{eff}} =$

$$\frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f) ] + \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w (0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)) + b_{e2}t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2}/2) + (h_w/2)t_w (0,75h_w + 0,5t_f) ] = 266,4 \text{ mm}$$

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w (b_{e1} + 4\sqrt{2})^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w/2)^3}{12} + b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [e_{\text{eff}} - (h_w + t_f)]^2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w [e_{\text{eff}} - 0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)]^2 + b_{e2}t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f - b_{e2})]^2 + (h_w/2)t_w [e_{\text{eff}} - (0,75h_w + 0,5t_f)]^2 = 3,475 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff}} = \frac{I_{\text{eff}}}{e_{\text{eff}} + 0,5t_f} = 1,293 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

$$\eta_1 = \frac{68,75 \times 10^6}{460 \times 1,293 \times 10^6 / 1,1} = 0,127$$

$$\eta_2 = \frac{110}{119,63} = 0,919$$

$$0,8\eta_1 + \eta_2 = 0,8 \times 0,127 + 0,919 = 1,021 < 1,4$$

Por tanto, la resistencia de la viga frente a la interacción de la carga concentrada y el momento flector es suficiente.

EN1993-1-5  
Ec. 4.14

EN1993-1-5  
Ec. 6.14

**Resistencia a cortante**Sección  
6.4.3

La resistencia a abolladura por cortante debe verificarse cuando  $h_w / t_w \geq \frac{56,2}{\eta} \varepsilon$  para almas sin rigidizar.

Ec. 6.20

$$h_w / t_w = 500/4 = 125 \geq \frac{56,2}{1,2} \times 0,698 = 32,7$$

Por lo tanto, la resistencia a abolladura por cortante debe verificarse. Ésta se obtiene como:

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$$

Ec. 6.22

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\gamma_{M1} \sqrt{3}}$$

Ec. 6.23

Para extremos no rígidos la Tabla 6.3 proporciona:

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) = \left( \frac{500}{86,4 \times 4 \times 0,698} \right) = 2,07 > 0,65$$

Ec. 6.24

$$\chi_w = \frac{1,19}{0,54 + \bar{\lambda}_w} \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_w \geq 0,65$$

Tabla 6.3

$$\chi_w = \frac{1,19}{0,54 + 2,07} = 0,455$$

Tabla 6.3

La contribución de las alas puede considerarse si éstas no se hallan completamente solicitadas al resistir esfuerzos flectores. No obstante, dado que la contribución es pequeña, de manera conservadora puede despreciarse, por lo que  $V_{bf,Rd} = 0$ .

La resistencia a abolladura por cortante puede calcularse como:

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} = \frac{0,455 \times 460 \times 500 \times 4}{1,1 \times \sqrt{3}} \times 10^{-3} = 219,8 \text{ kN} < \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = 579,45 \text{ kN}$$

Ec. 6.23

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} > V_{Ed} = 55 \text{ kN}$$

Por lo que la resistencia a cortante de la viga es suficiente.

**Interacción de cortante y flexión**

Cuando  $\bar{\eta}_3$  es menor que 0,5, la resistencia a flexión y axial no debe reducirse por efecto del esfuerzo cortante.

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$$

Ec. 6.36

$$= \frac{55}{219,8} = 0,25 \leq 0,5, \text{ por lo tanto, no hace falta considerar la interacción.}$$

**Aspectos a destacar**

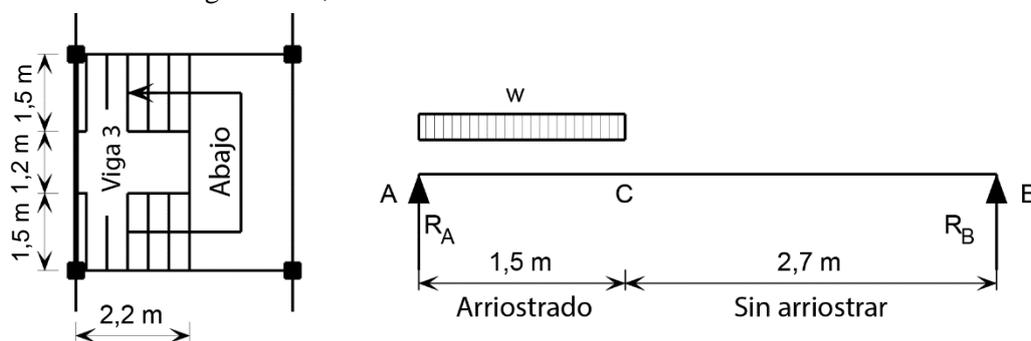
La resistencia de la viga es mayor que la carga aplicada. Debe destacarse que los rigidizadores verticales en apoyos no se han verificado. Dicha verificación debería llevarse a cabo siguiendo el procedimiento empleado en el Ejemplo de Cálculo 7.



<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>	Hoja 1 de 7					
	Título	Ejemplo de Cálculo 9 – Viga con ala comprimida sin arriostrar				
	Cliente	RFCS	Hecho por	SMH	Fecha	09/01
			Revisado por	NRB	Fecha	04/06
		Revisado por	SJR	Fecha	04/17	
<b>HOJA DE CÁLCULO</b>						

### EJEMPLO DE CÁLCULO 9 – VIGA CON ALA COMPRIMIDA SIN ARRIOSTRAR

Diseño de una viga de soporte para un tramo de escalera. La viga es una sección en C, simplemente apoyada entre pilares. La escalera se apoya entre los puntos A y C, proporcionando arriostramiento al ala superior de este tramo de viga. En cambio, el ala superior entre los puntos B y C no cuenta con ningún arriostramiento. Se considera que el vano total de la viga es de 4,2 m.



#### Acciones

Suponiendo que la viga está sometida a cargas desde el primer tramo de la escalera hasta el punto de apoyo:

Cargas permanentes ( $G$ ): Carga sobre escaleras  $1,0 \text{ kN/m}^2 = 1,0 \times 2,2 = 2,2 \text{ kN/m}$   
 Peso propio de la viga  $0,13 \text{ kN/m}$

Cargas variables ( $Q$ ): Carga sobre escaleras  $4 \text{ kN/m}^2 = 4,0 \times 2,2 = 8,8 \text{ kN/m}$

Hipótesis de carga a considerar (Estado Límite Último):

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i}$$

Al haber una única acción variable ( $Q_{k,1}$ ), no es necesario considerar el último término de la expresión anterior para este ejemplo.

$$\gamma_{G,j} = 1,35 \text{ (efecto desfavorable)}$$

$$\gamma_{Q,1} = 1,5$$

Cargas mayoradas:

$$\text{Cargas permanentes: Carga sobre escalera} = 1,35 \times 2,2 = 2,97 \text{ kN/m}$$

$$\text{Peso propio de la viga} = 1,35 \times 0,13 = 0,18 \text{ kN/m}$$

$$\text{Carga variable: Carga sobre escalera} = 1,5 \times 8,8 = 13,2 \text{ kN/m}$$

#### Análisis estructural

Reacciones en puntos de apoyo:

$$R_A + R_B = (2,97 + 13,2) \times 1,5 + 0,18 \times 4,2 = 25,01 \text{ kN}$$

Tomando momentos respecto a A :

$$R_B = \frac{1,5 \times (2,97 + 13,2) \times 0,75 + 0,18 \times 4,2 \times (4,2/2)}{4,2} = 4,71 \text{ kN}$$

$$\Rightarrow R_A = 25,01 - 4,71 = 20,30 \text{ kN}$$

El momento flector máximo aparece a una distancia:  $1,5 \times \left(1 - \frac{1,5}{2 \times 4,2}\right) = 1,23$  m de A.

$$M_{Ed,max} = 20,30 \times 1,23 - (2,97 + 13,2) \times \frac{1,23^2}{2} - 0,18 \times \frac{1,23^2}{2} = 12,60 \text{ kNm}$$

El cortante máximo aparece en el punto A:

$$F_{Ed,max} = 20,30 \text{ kN}$$

### Propiedades del material

Se considera un acero inoxidable austenítico grado 1.4401:

Límite elástico:  $f_y = 240 \text{ N/mm}^2$  (para chapa conformada en frío)

$E = 200000 \text{ N/mm}^2$  y  $G = 76900 \text{ N/mm}^2$ .

⇒ Se considera una sección en C  $200 \times 75$  de espesor igual a  $t = 5$  mm.

### Propiedades de la sección transversal

$$I_y = 9,456 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{el,y} = 94,56 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_z = 0,850 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{pl,y} = 112,9 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_w = 5085 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$A_g = 1650 \text{ mm}^2$$

$$I_t = 1,372 \times 10^4 \text{ mm}^4$$

### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y} \frac{E}{210000}} = \sqrt{\frac{235}{240} \times \frac{200000}{210000}} = 0,97$$

De manera conservadora puede asumirse que  $c = h - 2t = 200 - 2 \times 5 = 190$  mm para el alma.

$$\text{Alma flectada: } \frac{c}{t} = \frac{190}{5} = 38$$

Para Clase 1,  $\frac{c}{t} \leq 72\varepsilon = 69,8$ , por lo que el alma es Clase 1.

$$\text{Alas en voladizo sometidas a compresión: } \frac{c}{t} = \frac{75}{5} = 15$$

Para Clase 3,  $\frac{c}{t} \leq 14\varepsilon = 13,6$ , por lo que el ala en voladizo es Clase 4.

⇒ Por lo tanto, la clasificación final de la sección transversal es Clase 4.

### Cálculo de las propiedades eficaces de la sección

Cálculo del factor de reducción  $\rho$  para elementos en voladizo conformados en frío:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{siempre que } \leq 1$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{donde } \bar{b} = c = 75 \text{ mm}$$

Tabla 2.2  
Sección 2.3.1

Sección 5.3.2

Tabla 5.2

Tabla 5.2

Tabla 5.2

Sección 5.4.1

Ec. 5.2

Ec. 5.3

Suponiendo una distribución uniforme de tensiones en el ala comprimida,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1 \Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{75/5}{28,4 \times 0,97 \times \sqrt{0,43}} = 0,830$$

$$\rho = \frac{1}{0,830} - \frac{0,188}{0,830^2} = 0,932$$

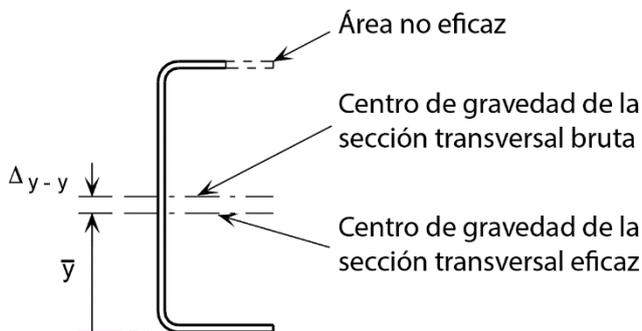
$$c_{\text{eff}} = \rho \times c = 0,932 \times 75 = 69,9$$

$$A_{\text{eff}} = A_g - (1 - \rho)ct = 1650 - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 = 1625 \text{ mm}^2$$

Tabla 5.4

Tabla 5.4

Cálculo de la variación de la fibra neutra en la sección flectada:



$$\bar{y} = \frac{A_g \times \frac{h}{2} - (1 - \rho) \times c \times t \times \left( h - \frac{t}{2} \right)}{A_{\text{eff}}} = \frac{1650 \times \frac{200}{2} - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 \times \left( 200 - \frac{5}{2} \right)}{1625}$$

$$\bar{y} = 98,44$$

$$\text{Variación de la posición de la fibra neutra, } \Delta_{y-y} = \frac{h}{2} - \bar{y} = \frac{200}{2} - 98,44 = 1,56 \text{ mm}$$

$$I_{\text{eff},y} = \left( I_y - \frac{(1 - \rho)ct^3}{12} - (1 - \rho)ct \left( \frac{h}{2} - \frac{t}{2} \right)^2 - A_{\text{eff}} \Delta_{y-y}^2 \right)$$

$$I_{\text{eff},y} = 9,456 \times 10^6 - \frac{(1 - 0,932) \times 75 \times 5^3}{12} - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 \times (100 - 2,5)^2 - 1625 \times 1,56^2$$

$$I_{\text{eff},y} = 9,21 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff},y} = \frac{I_{\text{eff},y}}{\frac{h}{2} + \Delta_{y-y}} = \frac{9,21 \times 10^6}{\frac{200}{2} + 1,56} = 90,69 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

### Arrastre por cortante

El arrastre por cortante (shear lag) puede despreciarse cuando  $b_0 \leq L_e/50$  para elementos en voladizo.

$$L_e = 4200 \text{ mm (distancia entre puntos de momento nulo).}$$

$$L_e/50 = 84 \text{ mm, } b_0 = 75 \text{ mm, por lo que puede despreciarse el arrastre por cortante.}$$

Sección 5.4.2

Ejemplo de Cálculo 9	Hoja 4 de 7
<p><b>Curvado del ala (flange curling)</b></p> $u = \frac{2 \sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z}$ <p><math>\sigma_a = 240 \text{ N/mm}^2</math> (tensión longitudinal media en el ala, máximo valor posible).</p> <p><math>b_s = 75 - 5 = 70 \text{ mm}</math></p> <p><math>z = 100 - 2,5 = 97,5 \text{ mm}</math></p> $u = \frac{2 \times 240^2 \times 70^4}{200000^2 \times 5^2 \times 97,5} = 0,028 \text{ mm}$ <p>El curvado del ala puede despreciarse cuando <math>u &lt; 0,05 \times 200 = 10 \text{ mm}</math>, por lo que puede despreciarse el curvado del ala.</p> <p><b>Factores parciales de seguridad</b></p> <p>Los factores parciales de seguridad que se emplean a lo largo del ejemplo de cálculo son:</p> <p><math>\gamma_{M0} = 1,1</math> y <math>\gamma_{M1} = 1,1</math>.</p> <p><b>Resistencia a flexión de la sección transversal</b></p> <p>Para una sección transversal Clase 4:</p> $M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0} = \frac{90,69 \times 10^3 \times 240}{1,1 \times 10^6} = 19,79 \text{ kNm}$ <p><math>M_{Ed,max} = 12,60 \text{ kNm} &lt; M_{c,Rd} = 19,79 \text{ kNm}</math></p> <p>⇒ la resistencia a flexión de la sección es la adecuada.</p> <p><b>Resistencia a cortante de la sección transversal</b></p> $V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0}$ <p><math>A_v = h \times t = 200 \times 5 = 1000 \text{ mm}^2</math></p> $V_{pl,Rd} = \frac{1000 \times 240}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 1000} = 125,97 \text{ kN}$ <p><math>F_{Ed,max} = 20,30 \text{ kNm} &lt; V_{pl,Rd} = 125,97 \text{ kNm}</math></p> <p>⇒ la resistencia a cortante de la sección es la adecuada.</p> <p>Verificación de que la resistencia a cortante no está limitada por la abolladura a cortante:</p> <p>Suponiendo que <math>h_w = h - 2t = 200 - 2 \times 5 = 190 \text{ mm}</math></p> $\frac{h_w}{t} = \frac{190}{5} = 38, \text{ la resistencia a abolladura por cortante debe verificarse si } \frac{h_w}{t} \geq \frac{56,2\varepsilon}{\eta}$ <p><math>\eta = 1,20</math></p> $\frac{h_w}{t} = 38 < \frac{56,2\varepsilon}{\eta} = \frac{56,2 \times 0,97}{1,20} = 45,4$ <p>⇒ La resistencia a cortante no está limitada por la abolladura a cortante.</p> <p><b>Resistencia a pandeo lateral</b></p> <p>El ala comprimida de la viga no cuenta con ningún arriostramiento lateral entre los puntos B y C. La verificación a pandeo lateral de la viga debe realizarse en este tramo.</p>	<p>Sección 5.4.2</p> <p>EN1993-1-3</p> <p>Apartado 5.4</p> <p>Ec. 5.3a</p> <p>Tabla 4.1</p> <p>Ec. 5.31</p> <p>Ec. 5.32</p> <p>Sección 6.4.3</p> <p>Ec. 6.20</p> <p>Sección 6.4.2</p>

$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_{eff,y} f_y / \gamma_{MI}$  para una sección transversal Clase 4.

Ec.6.13

$$W_{eff,y} = 90,69 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0,5}} \leq 1$$

Ec.6.14

$$\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)$$

Ec.6.15

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$$

Ec.6.16

Determinación del momento crítico elástico ( $M_{cr}$ ):

Ajeno E

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \left[ \left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2 \right]^{1/2} - C_2 z_g \right)$$

Ec. E.1

El punto  $C$  está simplemente apoyado, mientras que  $B$  es prácticamente fijo.

Considerando el caso más conservador:

$$k = k_w = 1,0$$

$C_1$  y  $C_2$  se obtienen de la ley de momento flector y las condiciones de contorno.

E.3

De la ley de momentos flectores,  $\psi = 0$ ,  $\Rightarrow C_1 = 1,77$

Tabla E.1

$C_2 = 0$  (no hay cargas transversales)

$$M_{cr} = 1,77 \times \frac{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6}{(1,00 \times 2700)^2} \times$$

$$\left( \left[ \left( \frac{1,00}{1,00} \right)^2 \times \frac{5085 \times 10^6}{0,850 \times 10^6} + \frac{(1,00 \times 2700)^2 \times 76900 \times 1,372 \times 10^4}{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6} \right]^{0,5} \right)$$

$$M_{cr} = 41,9 \text{ kNm}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{90,69 \times 10^3 \times 240}{41,9 \times 10^6}} = 0,721$$

Usando un factor de imperfección  $\alpha_{LT} = 0,34$  para secciones conformadas en frío:

Sección 6.4.2

$$\phi_{LT} = 0,5 \times (1 + 0,34 \times (0,721 - 0,4) + 0,721^2) = 0,814$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,814 + [0,814^2 - 0,721^2]^{0,5}} = 0,839$$

$$M_{b,Rd} = 0,839 \times 90,69 \times 10^3 \times 240 \times 10^{-6} / 1,1$$

$M_{b,Rd} = 16,60 \text{ kNm} < M_{Ed} = 12,0 \text{ kNm}$  (momento máximo en el tramo no arriostrado de la viga)

$\Rightarrow$  Por lo que el elemento cuenta con la suficiente resistencia frente a pandeo lateral.

### Flechas

Sección 6.4.6

Hipótesis de carga (Estado Límite de Servicio):  $\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i \geq 1} \psi_{0,i} Q_{k,i}$

Al haber una única acción variable ( $Q_{k,1}$ ) el último término de la expresión anterior no aplica en este ejemplo.

Para el cálculo de flechas debe emplearse el módulo secante, para lo que es necesario determinar la tensión máxima debida a las cargas permanentes y variables sin mayorar.

El modulo secante se obtiene de  $E_s = \left( \frac{E_{s1} + E_{s2}}{2} \right)$

Ec. 6.52

donde  $E_{s,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n}$  y  $i = 1,2$

Ec. 6.53

De los cálculos de análisis estructural pueden obtenerse los siguientes datos:

Momento máximo debido a cargas permanentes = 1,90 kNm

Momento máximo debido a cargas variables = 6,68 kNm

Momento total debido a cargas no mayoradas = 8,58 kNm

Como la sección es Clase 4, debe emplearse  $W_{eff}$  en el cálculo de las tensiones máximas en el elemento.

Se supone, de manera conservadora, que las distribuciones de tensiones en las alas traccionada y comprimida son aproximadamente iguales,  $E_{s1} = E_{s2}$ .

Para un acero inoxidable de grado 1.4401,  $n$  (dirección longitudinal) = 7.

Tabla 6.4

Tensión de diseño en servicio,  $\sigma_{i,Ed,ser} = \frac{M_{max}}{W_{eff,y}} = \frac{8,58 \times 10^6}{90,69 \times 10^3} = 94,6 \text{ N/mm}^2$

$$E_{s,i} = \frac{200000}{1 + 0,002 \times \frac{200000}{94,6} \times \left( \frac{94,6}{240} \right)^7} = 198757,6 \text{ N/mm}^2$$

La flecha máxima por carga concentrada ocurre a una distancia aproximada de 1,9 m del apoyo A.

La flecha a una distancia  $x$  desde el apoyo A debida a la carga concentrada a una distancia  $a$  desde el apoyo A viene dada por la siguiente expresión:

cuando  $x \geq a$ :  $\delta = \frac{w a L^4}{24 a E_s I} n^2 [2m^3 - 6m^2 + m(4 + n^2) - n^2]$

donde  $m = x/L$  y  $n = a/L$

Cuando  $x = 1,9 \text{ m}$  y  $a = 1,5 \text{ m}$ :  $m = 1,9/4,2 = 0,452$ ;  $n = 1,5/4,2 = 0,357$

Carga concentrada (cargas permanente y variable sin mayorar):  $w = 11,0 \text{ kN/m}$

Carga uniforme (carga permanente):  $w = 0,128 \text{ kN/m}$

Flecha debida a la carga concentrada a una distancia de 1,9 m desde el apoyo A,  $\delta_1$ :

$$\delta_1 = \frac{11000 \times 1,5 \times 4200^4}{24 \times 1500 \times 198757,6 \times 9,06 \times 10^6} \times 0,357^2 \times [2 \times 0,452^3 - 6 \times 0,452^2 + 0,452(4 + 0,357^2) - 0,357^2]$$

$\delta_1 = 7,04 \text{ mm}$ .

Flecha en centro de luz debida al peso propio de la viga,  $\delta_2$

$$\delta_2 = \frac{5}{384} \times \frac{(w \times L) L^3}{E_s I} = \frac{5}{384} \times \frac{(0,128 \times 10^3 \times 4,2) \times 4200^3}{198757,6 \times 9,06 \times 10^6} = 0,29 \text{ mm}$$

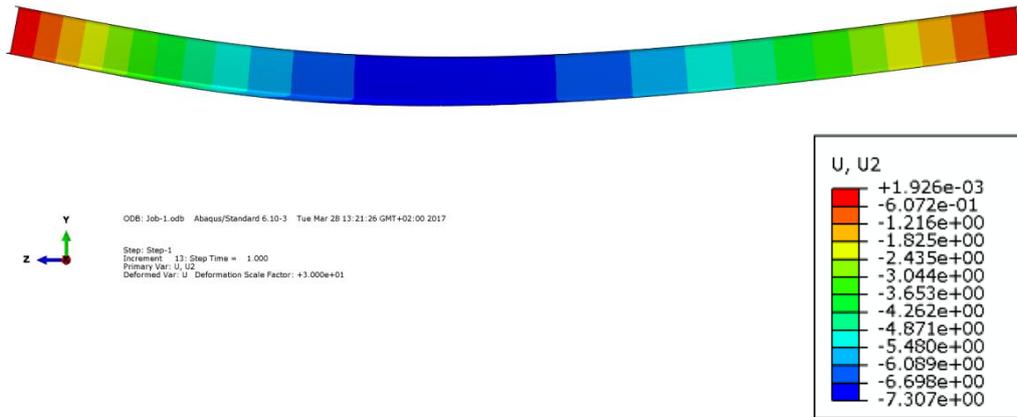
Flecha total  $\approx \delta_1 + \delta_2 = 7,04 + 0,29 = 7,33 \text{ mm}$ .

$$\delta_{limiting} = \frac{L}{250} = \frac{4200}{250} = 16,8 \text{ mm} > 7,33 \text{ mm}$$

$\Rightarrow$  Por lo que la flecha es suficientemente pequeña y dentro del límite.

Steel  
Designer's  
Manual  
(5<sup>th</sup> Ed)

(El análisis mediante elementos finitos realizado sobre la misma viga bajo condiciones estructurales idénticas proporciona una flecha en centro de luz de 7,31 mm – ver la viga deformada de la figura siguiente).



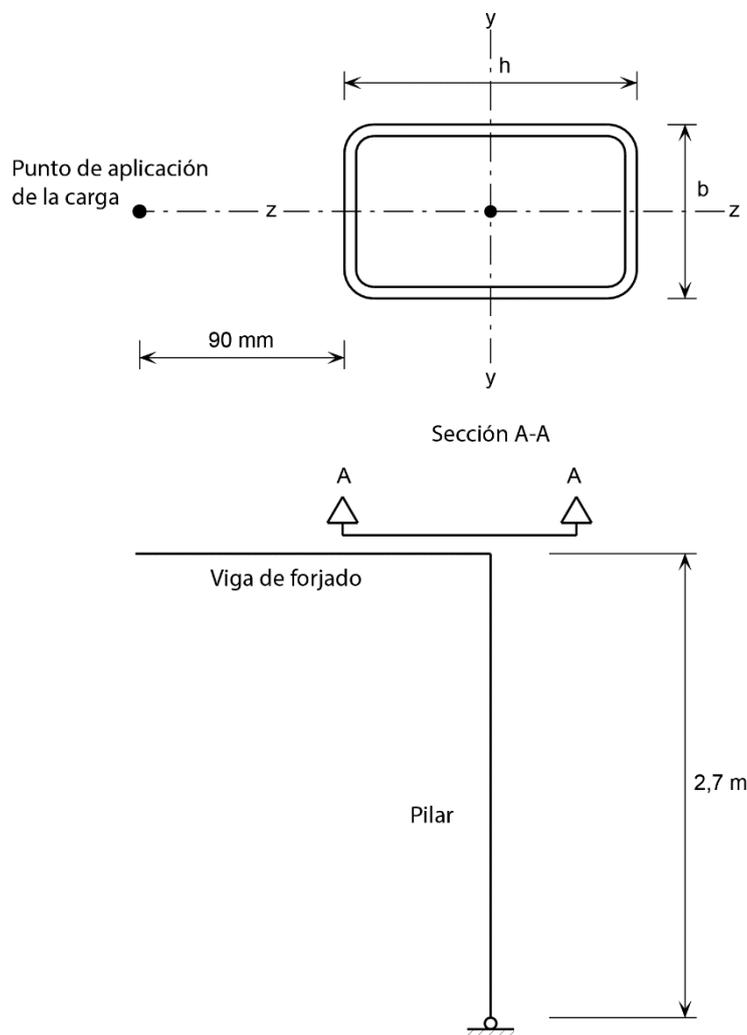


<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 8					
	Título	Ejemplo de Cálculo 10 – Pilar sometido a compresión excéntrica frente a incendio				
	Cliente	RFCS	Hecho por	SMH	Fecha	08/01
			Revisado por	MEB	Fecha	04/06
Revisado por			SA	Fecha	05/17	

**EJEMPLO DE CÁLCULO 10 – PILAR SOMETIDO A COMPRESIÓN EXCÉNTRICA FRENTE A INCENDIO**

Diseño de un pilar de sección hueca rectangular sin protección sometido a carga de compresión y momento flector para una resistencia a fuego de 30 minutos.

La altura del pilar es de 2,7 m y se halla sometido a una carga axial proveniente de la reacción de una viga de forjado con una excentricidad de 90 mm desde la cara estrecha del pilar.



**Acciones**

Se considera que la excentricidad de la carga es  $90 \text{ mm} + h/2$ , donde  $h$  es el canto de la sección. Por lo tanto, la viga introduce un momento flector alrededor del eje fuerte del pilar.

Las cargas sin mayorar son:

Carga permanente:	6 kN
Carga variable:	7 kN

El pilar se verificará primero respecto al estado límite último (LC1) y posteriormente se valorará el estado límite de fuego (LC2) para una duración de fuego de 30 minutos. Los estados de carga son los siguientes:

$$\text{LC1 (Estado Límite Último)} \quad \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$$

$$\gamma_{G,j} = 1,35 \text{ (efecto desfavorable)}$$

$$\gamma_{Q,1} = 1,5$$

$$\text{LC2 (Estado Límite de Incendio)} \quad \sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + \psi_{1,1} Q_{k,1}$$

$$\gamma_{GA} = 1,0$$

Los valores de  $\psi_{1,1}$  vienen dados en EN1990 y AN para EN 1990, pero para este ejemplo se considera  $\psi_{1,1} = 1,0$  de manera conservadora.

### Diseño en Estado Límite Último (LC1)

Carga en la esquina del pilar debido al esfuerzo cortante del final de la viga de forjado (LC1):

$$\text{Esfuerzo axial de compresión } N_{Ed} = 1,35 \times 6 + 1,5 \times 7 = 18,6 \text{ kN}$$

Se adopta una sección hueca rectangular (SHR)  $100 \times 50 \times 6$ .

El momento flector alrededor del eje fuerte (debido a la excentricidad del esfuerzo cortante respecto del centro de gravedad del pilar):

$$M_{y,Ed} = 18,6 \times (0,09 + 0,10/2) = 2,60 \text{ kNm.}$$

### Factores parciales de seguridad

A lo largo del caso LC1 de este ejemplo, se adoptan los siguientes factores parciales de seguridad:

$$\gamma_{M0} = 1,10 \text{ y } \gamma_{M1} = 1,10.$$

### Propiedades del material

Se adopta un acero inoxidable austenítico grado 1.4401.

$$f_y = 220 \text{ N/mm}^2 \text{ y } f_u = 530 \text{ N/mm}^2 \text{ (fleje laminado en caliente).}$$

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2 \text{ y } G = 76900 \text{ N/mm}^2.$$

### Propiedades de la sección transversal – 100 x 50 x 6 mm SHR

$$W_{el,y} = 32,58 \times 10^3 \text{ mm}^3 \quad i_y = 32,9 \text{ mm}$$

$$W_{pl,y} = 43,75 \times 10^3 \text{ mm}^3 \quad i_z = 19,1 \text{ mm}$$

$$A = 1500 \text{ mm}^2 \quad t = 6,0 \text{ mm}$$

### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{220} \times \frac{200000}{210000} \right]^{0,5} = 1,01$$

Tabla 4.1

Tabla 2.2

Sección 2.3.1

Sección 5.3.2

Tabla 5.2

Ejemplo de Cálculo 10	Hoja 3 de 8
<p>Para una sección SHR la anchura del elemento comprimido <math>c</math> puede adoptarse como <math>h - 3t</math>.</p> <p>Para el alma, <math>c = 100 - 3 \times 6 = 82</math> mm.</p> <p>Alma comprimida: <math>c/t = 82/6 = 13,7</math></p> <p>Límite Clase 1 para el alma = <math>33\varepsilon = 33,33</math></p> <p><math>33,33 &gt; 13,7 \therefore</math> El alma es Clase 1</p> <p>Si las almas sometidas a compresión son Clase 1, entonces las alas comprimidas también serán Clase 1.</p> <p><math>\therefore</math> La sección transversal es Clase 1 (en compresión).</p>	<p>Tabla 5.2</p> <p>Tabla 5.2</p> <p>Tabla 5.2</p>
<p><b>Resistencia a compresión de la sección transversal</b></p> $N_{c,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} \text{ para secciones Clase 1, 2 o 3}$ $N_{c,Rd} = \frac{1500 \times 220}{1,1} = 300 \text{ kN}$ <p><math>300 \text{ kN} &gt; 18,6 \text{ kN} \therefore</math> aceptable.</p>	<p>Sección 5.7.3</p> <p>Ec. 5.27</p>
<p><b>Resistencia a flexión de la sección transversal</b></p> $M_{c,y,Rd} = \frac{W_{pl,y} f_y}{\gamma_{M0}} \text{ para secciones Clase 1 o 2}$ $M_{c,y,Rd} = \frac{43750 \times 220}{1,1} = 8,75 \text{ kNm}$ <p><math>8,75 \text{ kNm} &gt; 2,60 \text{ kNm} \therefore</math> aceptable.</p>	<p>Sección 5.7.4</p> <p>Ec. 5.29</p>
<p><b>Resistencia de la sección transversal frente a esfuerzos de flexocompresión</b></p> $M_{y,Ed} \leq M_{N,Rd}$ <p>Para secciones SHR, puede adoptarse la siguiente aproximación para <math>M_{N,y,Rd}</math>:</p> $M_{N,y,Rd} = M_{pl,y,Rd} (1 - n)/(1 - 0,5a_w) \text{ pero } M_{N,y,Rd} \leq M_{pl,y,Rd}$ <p>donde</p> $a_w = \frac{A - 2bt}{A} \text{ siempre que } a_w \leq 0,5$ $a_w = \frac{1500 - 2 \times 50 \times 6}{1500} = 0,6 \text{ pero } a_w \leq 0,5, \text{ por lo que } a_w = 0,5$ $n = \frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} = \frac{18,6}{300} = 0,062$ $M_{N,y,Rd} = 8,75 \left( \frac{1 - 0,062}{1 - 0,5 \times 0,5} \right) = 10,94 \leq M_{pl,y,Rd} = 8,75$ <p>Por lo tanto, <math>M_{N,y,Rd} = 8,75 \text{ kNm}</math>, y <math>M_{y,Ed} \leq M_{N,Rd}</math>.</p>	<p>Sección 5.7.6</p> <p>Ec. 5.33</p> <p>EN1993-1-1, Apartado 6.2.9.1(5)</p>
<p><b>Resistencia frente a pandeo por flexión del elemento</b></p> $N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \text{ para secciones Clase 1, 2 o 3}$	<p>Sección 6.3.3</p> <p>Ec. 6.2</p>

Ejemplo de Cálculo 10	Hoja 4 de 8
$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1$	Ec. 6.4
<p>donde</p>	
$\phi = 0,5 \left( 1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right)$	Ec. 6.5
$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad \text{para secciones Clase 1, 2 o 3}$	Ec. 6.6
<p><math>L_{cr}</math> = longitud de pandeo del pilar, conservadoramente adoptado como  <math>1,0 \times</math> longitud del pilar = 2,7 m.</p>	
$\bar{\lambda}_y = \frac{2700}{32,9} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{220}{200000}} = 0,866$	
$\bar{\lambda}_z = \frac{2700}{19,1} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{220}{200000}} = 1,492$	
<p><b>Curvas de pandeo: eje fuerte (y-y):</b></p>	
<p>Para secciones tubulares conformadas en frío de acero inoxidable austenítico sometidas a pandeo por flexión, <math>\alpha = 0,49</math> y <math>\bar{\lambda}_0 = 0,30</math>.</p>	Tabla 6.1
$\phi = 0,5 \times \left( 1 + 0,49 \times (0,866 - 0,3) + 0,866^2 \right) = 1,014$	
$\chi_y = \frac{1}{1,014 + [1,014^2 - 0,866^2]^{0,5}} = 0,649$	
$N_{b,y,Rd} = \frac{0,649 \times 1500 \times 220}{1,10} = 194,70 \text{ kN}$	
<p>194,70 kN &gt; 18,6 kN ∴ aceptable.</p>	
<p><b>Curvas de pandeo: eje débil (z-z):</b></p>	
$\phi = 0,5 \times \left( 1 + 0,49 \times (1,492 - 0,3) + 1,492^2 \right) = 1,905$	
$\chi_z = \frac{1}{1,905 + [1,905^2 - 1,492^2]^{0,5}} = 0,324$	
$N_{b,z,Rd} = \frac{0,324 \times 1500 \times 220}{1,10} = 97,20 \text{ kN}$	
<p>97,20 kN &gt; 18,6 kN ∴ aceptable.</p>	
<p>(La resistencia a pandeo por torsión no es crítica al tratarse de una sección hueca rectangular con un ratio <math>h/b</math> de 2.)</p>	Sección 6.3.1
<p><b>Resistencia del elemento a la interacción de compresión y momento flector</b></p>	Sección 6.5.2
$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{w,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1$	Ec. 6.56
<p><math>\beta_{w,y} = 1,0</math> para secciones Clase 1</p>	

Ejemplo de Cálculo 10	Hoja 5 de 8
$k_y = 1,0 + D_1 (\bar{\lambda}_y - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}}$ <p>De la Tabla 6.6, <math>D_1 = 2,0</math>, <math>D_2 = 0,3</math> y <math>D_3 = 1,3</math></p> $k_y = 1,0 + 2 \times (0,866 - 0,3) \times \frac{18,6}{194,7} = 1,108 < 1 + 2 \times (1,3 - 0,3) \times \frac{18,6}{194,7} = 1,191$ <p><math>\therefore k_y = 1.108</math></p> $\frac{18,6}{97,20} + 1,108 \times \left( \frac{2,60 \times 10^6 + 0}{1,0 \times 43,75 \times 10^3 \times 220 / 1,10} \right) = 0,521 < 1 \therefore \text{aceptable.}$	<p>Ec. 6.63</p> <p>Tabla 6.6</p>
<p><b>Diseño en Estado Límite de Incendio (LC2)</b></p> <p>Para LC2, el pilar se diseña para los siguientes valores de esfuerzos axil y flector.</p> <p>Esfuerzo axil de compresión <math>N_{fi,Ed} = 1,0 \times 6 + 1,0 \times 7 = 13,0</math> kN</p> <p>Momento flector máximo <math>M_{y,fi,Ed} = 13,0 \times (0,09 + 0,05) = 1,82</math> kNm</p>	
<p><b>Determinación de la temperatura en el acero tras 30 minutos de acción de fuego</b></p> <p>Se asume que la sección no está protegida y que la distribución de temperatura es uniforme en el pilar. El incremento de temperatura durante un incremento de tiempo <math>\Delta t</math> puede hallarse de:</p> $\Delta \theta_t = \frac{A_m/V}{c \rho} \dot{h}_{net,d} \Delta t$ $\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}$ $\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta)$ $\dot{h}_{net,r} = \phi \varepsilon_{res} 5,67 \times 10^{-8} \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta + 273)^4 \right]$ <p>donde:</p> <p><math>\theta_g</math> = es la temperatura del gas del ambiente de un elemento expuesto a fuego (<math>^{\circ}\text{C}</math>), dada por la curva nominal de temperatura-tiempo.</p> $\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1).$ <p><math>\theta</math> = temperatura superficial del elemento.</p> <p>Los parámetros de entrada iniciales para la determinación de la temperatura final del acero son los siguientes:</p>	<p>Sección 8.4.4</p> <p>Ec. 8.41</p> <p>Ec. 8.42</p> <p>Ec. 8.43</p> <p>Ec. 8.44</p> <p>Ec. 8.45</p>
<p><math>A_m/V = 200 \text{ m}^{-1}</math></p> <p><math>\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}</math></p> <p>Temperatura inicial del acero: <math>\theta = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}</math></p> <p>Emisividad resultante: <math>\varepsilon_{res} = 0,4</math></p> <p>Densidad del acero inoxidable: <math>\rho = 8000 \text{ kg/m}^3</math> para austenítico grado 1.4401</p> <p>Factor de configuración: <math>\phi = 1,0</math></p>	<p>Sección 8.4.4</p> <p>Sección 8.4.4</p> <p>Tabla 2.7</p> <p>EN1991-1-2 Apdo. 3.1(7)</p>
<p>El calor específico depende de la temperatura y viene dado por la siguiente expresión:</p> $c = 450 + 0,28\theta - 2,91 \times 10^{-4}\theta^2 + 1,34 \times 10^{-7}\theta^3 \text{ J/kgK}$ <p><math>\Delta t = 2</math> segundos</p>	<p>Ec. 8.37</p>

Ejemplo de Cálculo 10	Hoja 6 de 8
<p>Considerando la formulación anterior y los parámetros de entrada iniciales en una hoja de cálculo Excel, se obtiene una temperatura del acero, tras 30 minutos de exposición al fuego:</p> $\theta = 829 \text{ °C}$ <p><b>Reducción de las propiedades mecánicas a temperaturas elevadas</b></p> <p>Para el cálculo de la resistencia a temperaturas elevadas deben emplearse los siguientes factores de reducción:</p> <p>Factor de retención del módulo de Young: <math>k_{E,\theta} = E_\theta/E</math></p> <p>Factor de retención del límite elástico: <math>k_{p0,2,\theta} = f_{p0,2,\theta}/f_y</math></p> <p>Factor de retención para una resistencia correspondiente a una deformación total del 2%:  <math>k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y</math> but <math>f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}</math></p> <p>Los valores de los factores de retención a 829°C se obtienen por interpolación lineal</p> $k_{E,\theta} = 0,578$ $k_{p0,2,\theta} = 0,355$ $k_{2,\theta} = 0,430$ $k_{u,\theta} = 0,297$ $f_{2,\theta} = 0,430 \times 220 = 94,6 \text{ y } f_{u,\theta} = 0,297 \times 530 = 157, \text{ por lo que } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}.$ <p><b>Factor parcial de seguridad</b></p> $\gamma_{M,fi} = 1,0.$ <p><b>Clasificación de la sección transversal</b></p> <p>Bajo compresión, <math>k_{y,\theta}</math> debe basarse en <math>f_{p0,2,\theta}</math>, es decir, <math>k_{y,\theta} = k_{p0,2,\theta}</math></p> $\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,01 \times \left[ \frac{0,578}{0,355} \right]^{0,5} = 1,29$ <p>Alma comprimida: <math>c/t = 82/6 = 13,7</math></p> <p>Límite Clase 1 para el alma = <math>33 \varepsilon_\theta = 42,57</math></p> <p><math>42,57 &gt; 13,7 \therefore</math> El alma es Clase 1.</p> <p><math>\therefore</math> La sección transversal es Clase 1 (en compresión).</p> <p><b>Resistencia frente a pandeo por flexión del elemento</b></p> $N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \text{ para secciones Clase 1, 2 o 3}$ $\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \left[ \phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2 \right]^{0,5}} \leq 1$ <p>donde</p> $\phi_\theta = 0,5 \left( 1 + \alpha (\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2 \right)$ $\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \text{ para toda Clase de sección}$ $\bar{\lambda}_{y,\theta} = 0,866 \left[ \frac{0,355}{0,578} \right]^{0,5} = 0,679$	<p>Sección 8.2</p> <p>Ec. 8.4</p> <p>Ec. 8.1</p> <p>Ec. 8.2</p> <p>Tabla 8.1</p> <p>Tabla 8.1</p> <p>Sección 8.1</p> <p>Sección 8.3.2</p> <p>Sección 8.2</p> <p>Ec. 8.6</p> <p>Ec. 8.10</p> <p>Ec. 8.12</p> <p>Ec. 8.13</p> <p>Ec. 8.14</p>

$$\bar{\lambda}_{z,0} = 1,492 \left[ \frac{0,355}{0,578} \right]^{0,5} = 1,169$$

**Curvas de pandeo: eje fuerte (y-y):**

Para secciones tubulares conformadas en frío de acero inoxidable austenítico sometidas a pandeo por flexión,  $\alpha = 0,49$  y  $\bar{\lambda}_0 = 0,30$ .

$$\phi_{\theta,y} = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,679 - 0,3) + 0,679^2) = 0,823$$

$$\chi_{fi,y} = \frac{1}{0,823 + [0,823^2 - 0,679^2]^{0,5}} = 0,776$$

$$N_{b,y,fi,t,Rd} = \frac{0,776 \times 0,355 \times 1500 \times 220}{1,0} = 90,91 \text{ kN}$$

90,91 kN > 13,0 kN  $\therefore$  aceptable.

**Curvas de pandeo: eje débil (z-z):**

$$\phi_{\theta,z} = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (1,169 - 0,3) + 1,169^2) = 1,396$$

$$\chi_{fi,z} = \frac{1}{1,396 + [1,396^2 - 1,169^2]^{0,5}} = 0,463$$

$$N_{b,z,fi,t,Rd} = \frac{0,463 \times 0,355 \times 1500 \times 220}{1,0} = 54,24 \text{ kN}$$

54,24 kN > 18,6 kN  $\therefore$  aceptable.

**Resistencia del elemento a la interacción de compresión y momento flector**

$$\frac{N_{fi,Ed}}{A k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,0,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,0,Rd}} \leq 1$$

Ec. 8.26

donde

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3$$

Ec. 8.30

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,0} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

Ec. 8.31

Asumiendo que el pilar está simplemente apoyado en su base, se dispone de una distribución triangular de momento flector, para la cual  $\beta_M = 1,8$ :

Tabla 8.3

$$\begin{aligned} \mu_y &= (1,2 \times 1,8 - 3) \times 0,679 + 0,44 \times 1,8 - 0,29 \\ &= -0,068 \end{aligned}$$

$$k_y = 1 - \frac{(-0,068) \times 13,0 \times 10^3}{0,776 \times 1500 \times 0,355 \times \frac{220}{1,0}} = 1,010 < 3,0$$

$$M_{y,fi,0,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} \left( \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right) \text{ para secciones Clase 1, 2 o 3}$$

Ec. 8.15

$$M_{y,fi,0,Rd} = 0,430 \times 8,75 \times \left( \frac{1,10}{1,0} \right) = 4,14 \text{ kNm}$$

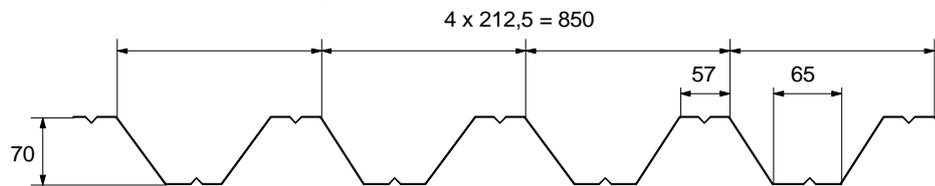
Ejemplo de Cálculo 10	Hoja 8 de 8
$\frac{13,0}{0,463 \times 1500 \times 0,355 \times \frac{220}{1,0}} + \frac{1,010 \times 1,82}{4,14} = 0,444 \leq 1$ <p>Por lo tanto, la sección cumple los requisitos de resistencia frente a incendio para un tiempo de exposición de 30 minutos.</p>	Ec. 8.26

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 8					
	Título	Ejemplo de Cálculo 11 – Diseño de una chapa de cubierta trapezoidal de dos vanos				
	Cliente	RFCS	Hecho por	JG/AO	Fecha	02/06
			Revisado por	GZ	Fecha	03/06
		Revisado por	SJ	Fecha	04/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 11 – DISEÑO DE UNA CHAPA DE CUBIERTA TRAPEZOIDAL DE DOS VANOS

Este ejemplo trata sobre una cubierta de chapa sobre dos vanos con sección trapezoidal y espesor 0,6 mm, fabricado en un acero inoxidable austenítico grado 1.4401 CP500, trabajado en frío con una resistencia de  $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ . Los resultados se compararán con los obtenidos para una chapa similar de grado ferrítico 1.4003 en condición de material recocido con  $f_y = 280 \text{ N/mm}^2$  (ver Ejemplo de Cálculo 3). (No hay diferencias en el procedimiento de cálculo para chapas de acero inoxidable ferrítico o austenítico).

Las dimensiones de la chapa de cubierta se muestran a continuación.



Este ejemplo ilustra los siguientes aspectos del proceso de cálculo:

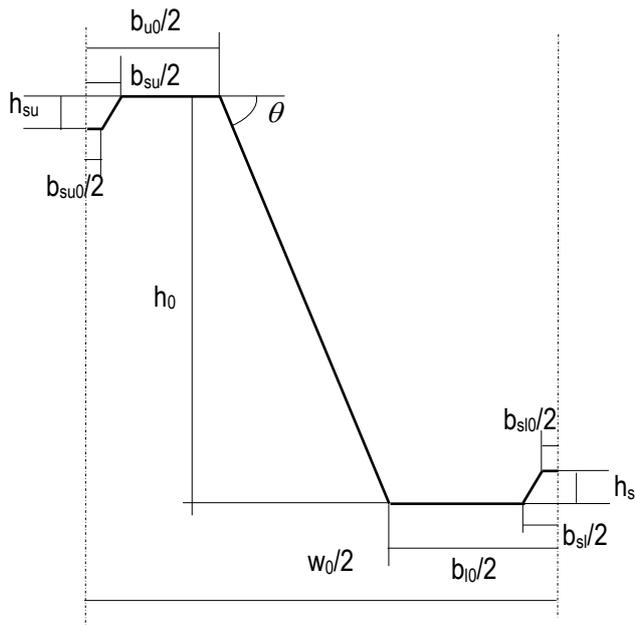
- determinación de las propiedades eficaces de la sección en Estado Límite Último;
- determinación de la resistencia a flexión de la sección;
- determinación de la resistencia en el apoyo intermedio;
- determinación de las flechas en Estado Límite de Servicio.

#### Datos de cálculo

Longitud de vano	$L = 3500 \text{ mm}$
Anchura de los apoyos	$s_s = 100 \text{ mm}$
Carga de diseño	$Q = 1,4 \text{ kN/m}^2$
Peso propio	$G = 0,07 \text{ kN/m}^2$
Espesor de cálculo	$t = 0,6 \text{ mm}$
Límite elástico	$f_y = 460 \text{ N/mm}^2$
Módulo de elasticidad	$E = 200000 \text{ N/mm}^2$
Factor parcial de seguridad	$\gamma_{M0} = 1,1$
Factor parcial de seguridad	$\gamma_{M1} = 1,1$
Factor de carga	$\gamma_G = 1,35$
Factor de carga	$\gamma_Q = 1,5$

Tabla 2.3  
Sección 2.3.1  
Tabla 4.1  
Tabla 4.1  
Sección 4.3  
Sección 4.3

La siguiente figura muestra un esquema detallado de la sección transversal. El caso a estudiar en este ejemplo es el de la sección de apoyo intermedia, en la que el ala inferior está comprimida.



Dimensiones de la línea media:

$$h_0 = 70 \text{ mm}$$

$$w_0 = 212,5 \text{ mm}$$

$$b_{u0} = 57 \text{ mm}$$

$$b_{l0} = 65 \text{ mm}$$

$$b_{su} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{su0} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{su} = 6 \text{ mm}$$

$$b_{sl} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{sl0} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{sl} = 6 \text{ mm}$$

$$r = 2 \text{ mm (radio interno de las esquinas)}$$

Ángulo del alma:

$$\theta = \text{atan} \left| \frac{h_0}{0,5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})} \right| = \text{atan} \left| \frac{70}{0,5 \times (212,5 - 57 - 65)} \right| = 57,1^\circ$$

**Propiedades de la sección eficaz en Estado Límite Último (ELU)**

Verificación de los ratios máximos de anchura-espesor y el ángulo del alma:

$$h_0/t = 70/0,6 = 117 \leq 400 \sin \theta = 336$$

Ángulo del alma y radio de las esquinas:

$$\max(b_{l0}/t; b_{u0}/t) = b_{l0}/t = 65/0,6 = 108 \leq 400$$

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$b_p = \frac{b_{l0} - b_{sl}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22,5 \text{ mm}$$

La influencia de las esquinas redondeadas en la resistencia seccional puede despreciarse siempre que el radio interno cumpla que:  $r \leq 5t$  y  $r \leq 0,10b_p$ 

$$r = 2 \text{ mm} \leq \min(5t; 0,1b_p) = \min(5 \times 0,6; 0,1 \times 22,5) = 2,25 \text{ mm.}$$

Por lo tanto, la influencia de las esquinas redondeadas en la resistencia seccional puede despreciarse.

**Posición del centro de gravedad cuando el alma es totalmente eficaz**Cálculo del coeficiente de reducción  $\rho$  para el ancho eficaz del ala comprimida:

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ pero } \leq 1$$

donde

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = \frac{22,5/0,6}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{4}} = 0,946$$

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

$$\bar{b} = b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22,5 \text{ mm}$$

Sección 5.2

Tabla 5.1

Tabla 5.1

Sección 5.6.2

Sección 5.4.1  
Ec. 5.1

Ec. 5.3

Tabla 5.3

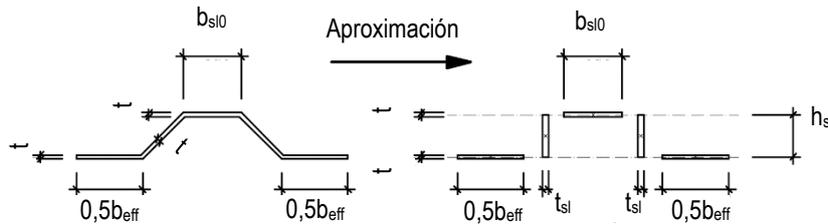
$$\left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{460} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,698$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,772}{0,946} - \frac{0,079}{0,946^2} = 0,728 \leq 1$$

$$b_{\text{eff},1} = \rho \bar{b} = 0,728 \times 22,5 = 16,38 \text{ mm}$$

Tabla 5.2

Tabla 5.3

**Propiedades eficaces del rigidizador**

$$t_{sl} = \frac{\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{sl}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{\text{eff},1} + b_{sl0})t + 2h_{sl}t_{sl} = (16,38 + 8) \times 0,6 + 2 \times 6 \times 0,849 = 24,82 \text{ mm}^2$$

$$e_s = \frac{b_{sl0}h_{sl}t + 2h_{sl}\frac{h_{sl}}{2}t_{sl}}{A_s} = \frac{8 \times 6 \times 0,6 + 2 \times 6 \times \frac{6}{2} \times 0,849}{24,82} = 2,39 \text{ mm}$$

$$I_s = 2(15t^2e_s^2) + b_{sl0}t(h_{sl} - e_s)^2 + 2h_{sl}t_{sl}\left(\frac{h_{sl}}{2} - e_s\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) + \frac{b_{sl0}t^3}{12} + 2\frac{t_{sl}h_{sl}^3}{12}$$

$$I_s = 2 \times (15 \times 0,6^2 \times 2,39^2) + 8 \times 0,6 \times (6 - 2,39)^2 + 2 \times 6 \times 0,849 \times \left(\frac{6}{2} - 2,39\right)^2 + 2 \times \left(\frac{15 \times 0,6^4}{12}\right) + \frac{8 \times 0,6^3}{12} + 2 \times \frac{0,849 \times 6^3}{12} = 159,07 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2} + b_{sl0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2} + 8 = 25,0 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,07 \left[ I_s b_p^2 \left( \frac{2b_p + 3b_s}{t^3} \right) \right]^{1/4} = 3,07 \times \left[ 159,07 \times 22,5^2 \times \left( \frac{2 \times 22,5 + 3 \times 25}{0,6^3} \right) \right]^{1/4} = 251 \text{ mm}$$

Fig. 5.3

Fig. 5.3

Ec. 5.10

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{l0} - b_{u0}}{2}\right)^2 + h_0^2} = \sqrt{\left(\frac{212,5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83,4 \text{ mm}$$

$$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22,5 + 25 = 70 \text{ mm}$$

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = \sqrt{\frac{83,4 + 2 \times 70}{83,4 + 0,5 \times 70}} = 1,37$$

$$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83,4} = 3,01 \geq 2 \Rightarrow k_w = k_{w0} = 1,37$$

Fig. 5.5

Ec. 5.11

Ec. 5.8

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}}$$

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 \times 1,37 \times 200 \times 10^3}{24,82} \times \sqrt{\frac{159,07 \times 0,6^3}{4 \times 22,5^2 \times (2 \times 22,5 + 3 \times 25)}} = 551,3 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{460}{551,3}} = 0,913$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d = 0,913 < 1,38 \Rightarrow$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \times 0,913 = 0,81$$

$$t_{red,l} = \chi_d t = 0,81 \times 0,6 = 0,486 \text{ mm}$$

La distancia entre el eje neutro y el ala comprimida es:

$$t_{su} = \frac{\sqrt{h_{su}^2 + \left(\frac{b_{su} - b_{su0}}{2}\right)^2}}{h_{su}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$t_w = t/\sin\theta = 0,6/\sin(57,1^\circ) = 0,714 \text{ mm}$$

$e_i$ [mm]	$A_i$ [mm <sup>2</sup> ]
0	$0,5b_{eff,l} t = 4,9$
0	$0,5b_{eff,l} \chi_d t = 3,98$
$0,5h_{sl} = 3$	$h_{sl} \chi_d t_{sl} = 4,13$
$h_{sl} = 6$	$0,5b_{sl0} \chi_d t = 1,94$
$0,5h_0 = 35$	$h_0 t_w = 49,98$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{u0} - b_{su}) t = 11,1$
$h_0 - 0,5h_{su} = 67$	$h_{su} t_{su} = 5,09$
$h_0 - h_{su} = 64$	$0,5b_{su0} t = 2,4$

$$A_{tot} = \sum A_i = 83,52 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{tot}} = 36,46 \text{ mm}$$

### Sección transversal eficaz de la parte comprimida del alma

$$s_{eff,1} = s_{eff,0} = 0,76t \sqrt{\frac{E}{\gamma_{M0} \sigma_{com,Ed}}} = 0,76 \times 0,6 \times \sqrt{\frac{200}{1,1 \times 460 \times 10^{-3}}}$$

$$= 9,07 \text{ mm}$$

$$s_{eff,n} = 1,5s_{eff,0} = 1,5 \times 9,07 = 13,61 \text{ mm}$$

### Propiedades de la sección transversal eficaz formada por media corruga

$$h_{eff,1} = s_{eff,1} \sin\theta = 9,07 \times \sin(57,1^\circ) = 7,62 \text{ mm}$$

$$h_{eff,n} = s_{eff,n} \sin\theta = 13,61 \times \sin(57,1^\circ) = 11,43 \text{ mm}$$

Ec. 5.4

Ec. 5.17

EN1993-1-3  
5.5.3.4.3(4-5)

$e_{\text{eff},i}$ [mm]	$A_{\text{eff},i}$ [mm <sup>2</sup> ]	$I_{\text{eff},i}$ [mm <sup>4</sup> ]
0	$0,5b_{\text{eff},l}t = 4,9$	$\approx 0$
0	$0,5b_{\text{eff},l}\chi_d t = 4,0$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{sl}} = 3$	$h_{\text{sl}}\chi_d t_{\text{sl}} = 4,1$	$\chi_d t_{\text{sl}} h_{\text{sl}}^3 / 12 = 12,4$
$hl_{\text{su}} = 6$	$0,5b_{\text{sl}0}\chi_d t = 1,9$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{eff},1} = 3,8$	$h_{\text{eff},1}t_w = 5,4$	$t_w h_{\text{eff},1}^3 / 12 = 26,3$
$h_0 - 0,5(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) = 47,5$	$(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})t_w = 32,1$	$t_w \frac{(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})^3}{12} = 5411,1$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{\text{u}0} - b_{\text{su}})t = 11,1$	$\approx 0$
$h_0 - 0,5h_{\text{su}} = 67$	$h_{\text{su}}t_{\text{su}} = 5,1$	$t_{\text{su}}h_{\text{su}}^3 / 12 = 15,3$
$h_0 - h_{\text{su}} = 64$	$0,5b_{\text{su}0}t = 2,4$	$\approx 0$

$$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff},i} = 71,0 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_{\text{eff},i} e_{\text{eff},i}}{A_{\text{tot}}} = 40,0 \text{ mm}$$

$$I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff},i} + \sum A_{\text{eff},i} (e_c - e_{\text{eff},i})^2 = 5\,465,1 + 46\,021,6 = 51\,486,7 \text{ mm}^2$$

Opcionalmente, las propiedades eficaces de la sección pueden también calcularse de manera iterativa en base a la localización del eje neutro de la sección eficaz.

EN1993-1-3

### Resistencia a flexión por unidad de ancho (1m)

$$I = \frac{1000}{0,5w_0} I_{\text{tot}} = \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 51\,486,7 = 484\,580,7 \text{ mm}^4$$

$$W_l = \frac{I}{e_c} = \frac{484\,580,7}{40} = 12\,114,5 \text{ mm}^3$$

$$W_u = \frac{I}{h_0 - e_c} = \frac{484\,580,7}{70 - 40} = 16\,152,7 \text{ mm}^3$$

Dado que  $W_l < W_u \Rightarrow W_{\text{eff},\text{min}} = W_l = 12\,114,5 \text{ mm}^3$

$$M_{\text{c,Rd}} = \frac{W_{\text{eff},\text{min}} f_y}{\gamma_{\text{M}0}} = 12114,5 \times 460 \times \frac{10^{-6}}{1,1} = 5,07 \text{ kNm}$$

Ec. 5.31

### Resistencia frente a cargas locales transversales en el apoyo intermedio

Sección 6.4.4

#### Resistencia frente a cargas concentradas (web crippling)

$$c \geq 40 \text{ mm}$$

EN 1993-1-3

$$r/t = 2/0,6 = 3,33 \leq 10$$

Apartado  
6.1.7

$$h_w/t = 70/0,6 = 117 \leq 200 \sin \theta = 200 \sin(57,1^\circ) = 168$$

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$\beta_V = 0 \leq 0,2 \Rightarrow l_a = s_s = 100 \text{ mm}$$

$$\alpha = 0,15 \text{ (categoría 2)}$$

$$R_{w,Rd} = \alpha t^2 \sqrt{f_y E} \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{\bar{r}}{t}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \frac{l_a}{t}} \right) \left[ 2,4 + \left( \frac{\varphi}{90} \right)^2 \right] \frac{1}{\gamma_{M1}} \frac{1000}{0,5 w_0}$$

$$R_{w,Rd} = 0,15 \times 0,6^2 \sqrt{460 \times 200\,000} \times \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{2}{0,6}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \times \frac{100}{0,6}} \right) \times \left[ 2,4 + \left( \frac{57,1}{90} \right)^2 \right] \times \frac{1}{1,1} \times \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 10^{-3} = 23,6 \text{ kN}$$

### Interacción entre momento flector y reacción en apoyo

Valores de cálculo de las acciones por unidad de ancho (1 m):

$$q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1,35 \times 0,07 + 1,5 \times 1,4 = 2,19 \text{ kN/m}$$

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2,19 \times 3,5^2}{8} = 3,35 \text{ kNm}$$

$$F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2,19 \times 3,5 = 9,58 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{3,35}{5,07} = 0,661 \leq 1,0$$

$$\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{9,58}{23,6} = 0,406 \leq 1,0$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,661 + 0,406 = 1,067 \leq 1,25$$

La resistencia de la sección transversal cumple con todas condiciones.

### Determinación de flechas en Estado Límite de Servicio (ELS)

#### Propiedades de la sección eficaz

Para la verificación en servicio, el cálculo de los anchos eficaces de los elementos comprimidos debe basarse en las tensiones de compresión bajo las hipótesis de carga correspondientes a ELS.

Se adopta una aproximación conservadora para la determinación de la tensión de compresión máxima en la sección eficaz para ELS basada en el  $W_l$  determinado previamente para ELU.

$$M_{y,Ed,ser} = \frac{(G + Q)L^2}{8} = \frac{(0,07 + 1,4) \times 3,5^2}{8} = 2,25 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_l} = \frac{2,25 \times 10^6}{12114,5} = 185,7 \text{ N/mm}^2$$

Las propiedades eficaces de la sección se determinan como para el caso de ELU excepto que  $f_y$  debe sustituirse por  $\sigma_{com,Ed,ser}$  y el espesor del rigidizador del ala no debe reducirse. Los resultados de dichos cálculos son los siguientes:

Ancho eficaz del ala comprimida: El ala es totalmente eficaz.

Posición del centro de gravedad cuando el alma es totalmente eficaz:  $e_c = 34,1 \text{ mm}$

Sección eficaz de la zona comprimida del alma: El ala es totalmente eficaz.

Parte eficaz del alma:  $s_{eff,1} = 14,268 \text{ mm}$

$$s_{eff,n} = 21,4 \text{ mm}$$

Propiedades eficaces de la sección transversal por

media corruga:  $A_{tot} = 82,44 \text{ mm}^2$

$$e_c = 36,25 \text{ mm}$$

$$I_{tot} = 59726,1 \text{ mm}^4$$

EN1993-1-3  
Ec. 6.18

EN1993-1-3  
Ec. 6.28a - c

EN1993-1-3  
Apartado  
5.5.1

Propiedades eficaces de la sección transversal por unidad de ancho (1 m):

$$I = 562128,0 \text{ mm}^4$$

$$W_1 = 15507,0 \text{ mm}^3$$

$$W_u = 16655,6 \text{ mm}^3$$

### Determinación de la flecha

Debe calcularse el módulo de elasticidad secante correspondiente al momento flector máximo:

$$\sigma_{1,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_1} = \frac{2,25 \times 10^6}{15\,507} = 145,096 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{2,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = \frac{2,25 \times 10^6}{16\,655,6} = 135,090 \text{ N/mm}^2$$

$n = 7$  (para un acero inoxidable austenítico grado 1.4401)

$$E_{S,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{1,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{1,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,145} \left( \frac{0,145}{0,460} \right)^7} = 199,83 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_{S,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{2,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{2,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,135} \left( \frac{0,135}{0,460} \right)^7} = 199,89 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_S = \frac{E_{S,1} + E_{S,2}}{2} = \frac{199,83 + 199,89}{2} = 199,86 \text{ kN/mm}^2$$

Tabla 6.4

Ec. 6.53

Ec. 6.53

Ec. 6.52

### Verificación de la flecha

De manera simplificada y conservadora, se desprecia la variación de  $E_s$  a lo largo del elemento.

Para la determinación de las propiedades de rigidez de la sección transversal debe tenerse en cuenta la influencia de las esquinas redondeadas. Dicha influencia se considera mediante la siguiente aproximación:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} = 0,43 \frac{2 \times \frac{294,2^\circ}{90^\circ}}{149,3} = 0,019$$

Ec. 5.22

$$I_{y,r} = I (1 - 2\delta) = 562128,0 (1 - 2 \times 0,019) = 540767,1 \text{ mm}^4$$

Ec. 5.20

La localización de la sección de flecha máxima es:

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times 3,5 = 1,48 \text{ m}$$

$$\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48E_S I_{y,r}} \left( \frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right)$$

$$\delta = \frac{(0,07 + 1,4) \times 10^3 \times 3,5^4}{48 \times 199,86 \times 10^6 \times 540767,1 \times 10^{-12}} \times \left( \frac{1,48}{3,5} - 3 \times \frac{1,48^3}{3,5^3} + 2 \times \frac{1,48^4}{3,5^4} \right)$$

$$\delta = 11,1 \text{ mm.}$$

Dado que la flecha admisible es  $L/200 = 3500/200 = 17,5 \text{ mm} > 11,1 \text{ mm}$ , la flecha calculada cumple con las limitaciones de ELS.

**Comparación entre la chapa en su condición de material recocido y trabajada en frío**

A continuación se presenta la comparación de la resistencia a flexión por unidad de ancho y de la resistencia frente a cargas locales concentradas de dos chapas idénticas con un material en condición de recocido ( $f_y = 280 \text{ N/mm}^2$ ) y trabajada en frío ( $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ ):

$$f_y = 280 \text{ N/mm}^2 \text{ (Ejemplo de cálculo 3)} \quad M_{c,Rd} = 3,84 \text{ kNm} \text{ y } R_{w,Rd} = 18,4 \text{ kN}$$

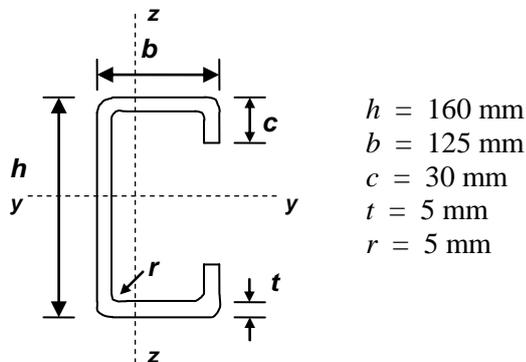
$$f_y = 460 \text{ N/mm}^2 \text{ (Ejemplo de cálculo 11)} \quad M_{c,Rd} = 5,07 \text{ kNm} \text{ y } R_{w,Rd} = 23,6 \text{ kN}$$

Para el caso del material recocido, el vano debe reducirse hasta los 2,9 m en comparación con los 3,5 m a los que se puede llegar para el mismo material en condiciones de trabajado en frío. Por lo tanto, las chapas fabricadas a partir de materiales trabajados en frío permiten aumentar la longitud de vano, lo cual implica la reducción del número de vigas o correas secundarias, con la consiguiente reducción del coste.



**Propiedades de la sección transversal**

La influencia de las zonas curvas en la resistencia seccional final puede despreciarse si el radio interno cumple que  $r \leq 5t$  y  $r \leq 0,10b_p$  y puede asumirse que la sección transversal está constituida por elementos planos con esquinas agudas. No obstante, para el cálculo de la rigidez de la sección transversal la influencia de los bordes curvos debe tenerse en cuenta siempre.



$$r_m = r + t/2 = 7,5 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\varphi/2) - \sin(\varphi/2)] = 2,2 \text{ mm}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 5t = 25 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 0,10b_p = 11,56 \text{ mm}$$

La influencia de las esquinas redondeadas en las propiedades seccionales puede tenerse en cuenta de forma suficientemente precisa reduciendo las propiedades calculadas para una sección similar con bordes agudos, usando las siguientes aproximaciones:

$$\text{Ancho teórico del ala,} \quad b_{p,f} = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$$\text{Ancho teórico del alma,} \quad b_{p,w} = h - t - 2g_r = 150,6 \text{ mm}$$

$$\text{Ancho teórico del labio,} \quad b_{p,l} = c - t/2 - g_r = 25,3 \text{ mm}$$

$$A_{g,sh} = t [2b_{p,f} + b_{p,w} + 2b_{p,l}] = 2162 \text{ mm}^2$$

$$I_{y,sh} = 2 \times \left[ \frac{1}{12} b_{p,f} t^3 + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t)^2 \right] + 2 \times \left[ \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t + b_{p,l} t (0,5h - (c - b_{p,l}) - 0,5b_{p,l})^2 \right] + \frac{1}{12} b_{p,w}^3 t = 9,376 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02$$

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) = 2119 \text{ mm}^2$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) = 9,0 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

**Clasificación de la sección transversal**

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} = 0,698$$

Sección 5.6.2

Figura 5.5

Ec. 5.22

Ec. 5.19

Ec. 5.20

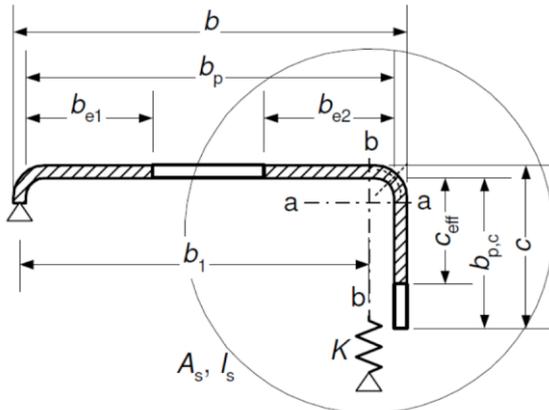
Sección 5.3

Tabla 5.2

Ejemplo de Cálculo 12	Hoja 3 de 8
<p><b>Ala:</b> Elementos internos comprimidos. Elemento comprimido.  <math>c = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm}</math> y <math>c/t = 23,12</math></p> <p>Para Clase 2, <math>c/t \leq 35\varepsilon = 24,43</math>, por lo tanto las alas son Clase 2.</p> <p><b>Web:</b> Elementos internos comprimidos. Elemento flectado.  <math>c = b_{p,w} = 150,6 \text{ mm}</math> y <math>c/t = 30,12</math></p> <p>Para Clase 1, <math>c/t \leq 72\varepsilon = 50,26</math>, por lo tanto el alma es Clase 1.</p> <p><b>Labio:</b> Elemento volado. Elemento comprimido.  <math>c = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm}</math> y <math>c/t = 5,06</math></p> <p>Para Clase 1, <math>c/t \leq 9\varepsilon = 6,28</math>, por lo tanto el labio es Clase 1.</p> <p><b>Efecto de arrastre por cortante</b></p> <p>El efecto de arrastre por cortante puede despreciarse si <math>b_0 &lt; L_e/50</math>, donde <math>b_0</math> es el ala volada o la mitad de la anchura de un elemento interno y <math>L_e</math> es la longitud entre puntos de momento flector nulo.</p> <p>Para elementos internos: <math>b_0 = (b - t)/2 = 60 \text{ mm}</math>.</p> <p>La longitud entre puntos de momento flector nulo es: <math>L_e = 4000 \text{ mm}</math>, <math>L_e/50 = 80 \text{ mm}</math>.</p> <p>Por lo tanto puede despreciarse el efecto del arrastre por cortante.</p> <p><b>Curvado del ala (flange curling)</b></p> <p>El curvado del ala puede despreciarse si dicho curvado del ala en dirección al eje neutro <math>u</math> es menor al 5% del canto total de la sección transversal:</p> $u = 2 \frac{\sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z}$ <p><math>\sigma_a</math> es la tensión media en las alas calculada a partir del área bruta (se adopta <math>f_y = 460 \text{ N/mm}^2</math>)</p> <p><math>b_s</math> es la distancia entre almas = <math>b_{p,f} + b_{p,l} = 140,9 \text{ mm}</math></p> <p><math>t = 5 \text{ mm}</math></p> <p><math>z</math> es la distancia del ala considerada al eje neutro = <math>77,5 \text{ mm}</math></p> <p><math>u = 2,15 \text{ mm} &lt; 0,05h = 8 \text{ mm}</math>, por lo que puede despreciarse el curvado del ala.</p> <p><b>Elementos rigidizados. Rigidizadores de borde</b></p> <p><b>Abolladura por distorsión. Elementos planos con rigidizadores de borde</b></p> <p><b>Paso 1:</b> Sección transversal eficaz inicial del rigidizador.</p> <p>Para las alas (como se ha calculado anteriormente).</p> <p><math>b = 125 \text{ mm}</math> y <math>b_p = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm}</math></p> <p>Para el labio, el ancho eficaz <math>c_{\text{eff}}</math> s debería calcularse usando el coeficiente de abolladura <math>k_\sigma</math>, <math>\bar{\lambda}_p</math> y <math>\rho</math> según las expresiones:</p> <p><math>b_{p,c} = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm}</math></p> <p><math>b_{p,c}/b_p = 0,22 &lt; 0,35</math>      luego      <math>k_\sigma = 0,5</math></p> $\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = 0,36 \quad (\bar{b} = 25,3 \text{ mm})$	<p>Sección 5.4.2</p> <p>Sección 5.4.3</p> <p>EN1993-1-3, apartado 5.4 Ec. 5.3a</p> <p>EN1993-1-3, apartado 5.5.3.2</p> <p>EN1993-1-3, Ec. 5.13b</p> <p>Ec. 5.3</p>

Elementos volados conformados en frío:  $\rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0,188}{\lambda_p^2} = 1,33 > 1$  luego  $\rho = 1,0$

$$c_{\text{eff}} = \rho b_{p,c} = 25,30 \text{ mm}$$



$$b/t \leq 60$$

a) doblado de borde único

**Paso 2:** Factor de reducción por abolladura por distorsión.

Cálculo de las propiedades geométricas de los rigidizadores de borde:

$$b_{e2} = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm}$$

En este ejemplo, puesto que el ala comprimida es Clase 2, el  $b_{e2}$  tiene en cuenta el ala en su totalidad y por lo tanto se adopta  $b_{e1} = 0$ .

$$c_{\text{eff}} = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{e2} + c_{\text{eff}})t = (b_{b,f} + b_{b,l}) \times t = 704,5 \text{ mm}^2$$

Cálculo de la rigidez del muelle lineal:

$$K_1 = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)} \left( \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0,5b_1 b_2 h_w k_f} \right) = 6,4 \text{ N/mm}^2$$

$b_1 = b - y_b - t/2 - r = 71,1 \text{ mm}$  (distancia entre la unión alma-ala y el centro de gravedad del área eficaz del rigidizador de borde, incluyendo la parte eficaz del ala  $b_{e2}$ ).

$k_f = 0$  (el ala 2 está traccionada)

$$h_w = h - 2t - 2r = 160 - 2 \times 5 - 2 \times 5 = 140 \text{ mm}$$

La tensión crítica elástica de abolladura de la sección eficaz del rigidizador, adoptando  $K = K_1$ :

$$\sigma_{\text{cr,s}} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = 565,8 \text{ N/mm}^2$$

Factor de reducción  $\chi_d$  por abolladura por distorsión:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{\text{cr,s}}} = 0,90$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \text{luego} \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 0,82$$

Área y espesor reducidos de la sección eficaz del rigidizador, considerando que

$$\sigma_{\text{com,Ed}} = f_{yb}/\gamma_{M0}$$

Ec. 5.2

EN1993-1-3,  
Ec. 5.13a

Sección 5.5.1  
y EN1993-1-3,  
apartado  
5.5.3

EN1993-1-3,  
Ec. 5.10b

EN1993-1-3,  
Ec. 5.15

EN1993-1-3,  
Ec. 5.12d

EN1993-1-3,  
Ec. 5.12b

Ejemplo de Cálculo 12	Hoja 5 de 8
<p> <math display="block">A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb} / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 576,4 \text{ mm}^2</math> </p> <p> <math display="block">t_{red} = t A_{s,red} / A_s = 4,1 \text{ mm.}</math> </p> <p> Cálculo de las propiedades de la sección eficaz incluyendo el efecto de la abolladura por distorsión: </p> <p> <math display="block">A_{g,sh} = t [b_{p,f} + b_{p,w} + b_{p,l}] + t_{red} [b_{p,f} + b_{p,l}] = 2034,0 \text{ mm}^2</math> </p> <p> <math display="block">\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02</math> </p> <p> <math display="block">A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) = 1993,3 \text{ mm}^2</math> </p> <p> El nuevo <math>e_{eff}</math>, tomando distancias desde el centro de gravedad del alma y siendo positivas hacia abajo: </p> <p> <math display="block">e_{eff} = \frac{-b_{p,f} t_{red} (0,5h - 0,5t_{red}) + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t) - b_{p,l} t_{red} (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l})}{A_{g,sh}} + \frac{b_{p,l} t (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l}) + b_{p,l} 0}{A_{g,sh}} = 4,7 \text{ mm}</math> </p> <p> <math display="block">I_{y,g,sh} = \frac{1}{12} b_{p,f} t_{red}^3 + b_{p,f} t_{red} (0,5h - 0,5t_{red} + e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t_{red} + b_{p,l} t_{red} (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} + e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,f} t^3 + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t - e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t + b_{p,l} t (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} - e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,w}^3 t + b_{p,w} t (e_{eff})^2 = 8,64 \times 10^6 \text{ mm}^4</math> </p> <p> <math display="block">I_{y,g} = I_{y,g,sh} (1 - 2\delta) = 8,297 \times 10^6 \text{ mm}^4</math> </p> <p> <math display="block">z_{max} = h/2 + e_{eff} = 160/2 + 4,7 = 84,7 \text{ mm}</math> (distancia desde la fibra más superior al eje neutro) </p> <p> <math display="block">W_{y,g} = I_{y,g} / z_{max} = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3</math> </p> <p> <b>Resistencia de la sección transversal</b> </p> <p> <b>Sección transversal sometida a momento flector</b> </p> <p> <math display="block">M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0} = 41,0 \text{ kNm}</math> </p> <p> El momento flector de cálculo es <math>M_{Ed} = 14,4 \text{ kNm}</math>, por lo que la resistencia seccional a flexión es suficiente. </p> <p> <b>Sección transversal sometida a cortante</b> </p> <p> <math display="block">A_v = 800 \text{ mm}^2</math> </p> <p> <math display="block">V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0} = 193,15 \text{ kN}</math> </p> <p> El cortante de cálculo es <math>V_{Ed} = 14,4 \text{ kN}</math>, por lo que la resistencia a cortante de la sección transversal es suficiente. </p>	<p>EN1993-1-3, Ec. 5.17</p> <p>Ec. 5.22</p> <p>Ec. 5.19</p> <p>Ec. 5.20</p> <p>Sección 5.7</p> <p>Sección 5.7.4</p> <p>Ec. 5.29</p> <p>Sección 5.7.5</p> <p>Ec. 5.32</p>

Ejemplo de Cálculo 12	Hoja 6 de 8
<p><b>Sección transversal sometida a la interacción de esfuerzos</b></p> <p><math>V_{Ed} = 14,4 \text{ kN} &gt; 0,5V_{pl,Rd} = 96,57 \text{ kN}</math></p> <p>Por lo tanto, no es necesario considerar la interacción entre el momento flector y el cortante.</p> <p><b>Elementos flectados</b></p> <p><b>Pandeo lateral</b></p> $M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1}$ $\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0,5}} \leq 1$ $\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)$ $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$ <p><math>\alpha_{LT} = 0,34</math> para secciones conformadas en frío.</p> <p>Determinación del momento crítico para pandeo lateral:</p> $M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \sqrt{\left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right)$ <p>Para vigas simplemente apoyadas con cargas uniformemente distribuidas: <math>C_1 = 1,13</math> y <math>C_2 = 0,454</math></p> <p>Adoptando condiciones normales de vinculación en cada extremo: <math>k = k_w = 1,0</math></p> <p><math>z_a</math> es la posición del punto de aplicación de carga</p> <p><math>z_s</math> es la posición del centro de esfuerzos cortantes</p> <p><math>z_g = z_a - z_s = h/2 = 80 \text{ mm}</math></p> <p><math>y_G</math> = distancia entre el eje neutro del alma y el centro de gravedad</p> $y_G = \frac{2b_{p,f} t (g_r + 0,5b_{p,f}) + 2b_{p,l} t (b - 0,5t)}{A_s} = 46,4 \text{ mm}$ <p><math>I_{z,sh} = 4,590 \times 10^6 \text{ mm}^4</math></p> <p><math>I_{t,sh} = 18,02 \times 10^3 \text{ mm}^4</math></p> <p><math>I_{w,sh} = 23,19 \times 10^9 \text{ mm}^6</math></p> <p><math>I_z = I_{z,sh} (1 - 2\delta) = 4,406 \times 10^6 \text{ mm}^4</math></p> <p><math>I_t = I_{t,sh} (1 - 2\delta) = 17,30 \times 10^3 \text{ mm}^4</math></p> <p><math>I_w = I_{w,sh} (1 - 4\delta) = 21,33 \times 10^9 \text{ mm}^6</math></p> <p>Luego, <math>M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \sqrt{\left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - (C_2 z_g) \right) = 34,76 \text{ kNm}</math></p> $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,g} f_y}{M_{cr}}} = 1,14 \quad (W_{y,g} = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3, \text{ ala comprimida})$	<p>Sección 5.7.6</p> <p>Sección 6.4</p> <p>Sección 6.4.2</p> <p>Ec. 6.13</p> <p>Ec. 6.14</p> <p>Ec. 6.15</p> <p>Ec. 6.16</p> <p>Ec. E.1</p> <p>Tabla E.2</p> <p>Ec. E.1</p> <p>Ec. 6.16</p>

Ejemplo de Cálculo 12	Hoja 7 de 8
$\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) = 1,27$	Ec. 6.15
$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \left[ \phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]^{0,5}} = 0,54$	Ec. 6.14
$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} = 22,21 \text{ kNm}$	Eq. 6.13
<p>Dado que el momento flector de cálculo es <math>M_{Ed} = 14,4 \text{ kNm}</math>, la resistencia del elemento frente a pandeo lateral es suficiente.</p>	
<p>Nota: Puesto que la carga no se aplica a través del centro de esfuerzos cortantes de la sección en C, es necesario también verificar la interacción entre la resistencia a torsión de la sección y el pandeo lateral del elemento.</p>	
<p><b>Resistencia a abolladura por cortante</b></p>	Sección 6.4.3
<p>La resistencia a abolladura por cortante sólo debe verificarse cuando <math>h_w / t \geq 56,2\epsilon / \eta</math> para almas no rigidizadas.</p>	
<p>El valor recomendado de <math>\eta</math> es <math>\eta = 1,20</math>.</p>	
<p><math>h_w / t = (h - 2t - 2r) / t = 140 / 5 = 28,0</math>, <math>56,2\epsilon / \eta = 32,67</math>, por lo que no es necesario realizar ninguna verificación adicional.</p>	
<p><b>Flechas</b></p>	Sección 6.4.6
<p>Las flechas deben calcularse considerando las hipótesis de carga relevantes del Estado Límite de Servicio, donde:</p>	
<p>Factores de carga <math>\gamma_G = 1,00</math> (cargas permanentes) y <math>\gamma_Q = 1,00</math> (cargas variables)</p>	
<p>Cargas permanentes (<math>G</math>): <math>2 \text{ kN/m}^2</math> y cargas variables (<math>Q</math>): <math>3 \text{ kN/m}^2</math></p>	
<p>La hipótesis de carga que hay que adoptar para ELS, considerando que la distancia entre vigas adyacentes es de 1,0 m:</p>	
$q = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} = 5,0 \text{ kN/m}$	
<p>Las flechas pueden estimarse mediante la teoría de vigas estándar para vigas de acero inoxidable, siempre y cuando se emplee el módulo de elasticidad secante en vez del módulo de elasticidad:</p>	
$E_S = \frac{(E_{S1} + E_{S2})}{2}$	
<p>donde:  <math>E_{S1}</math> es el módulo secante correspondiente a la tensión existente en el ala traccionada, y  <math>E_{S2}</math> es el módulo secante correspondiente a la tensión existente en el ala comprimida.</p>	
<p>Los módulos <math>E_{S1}</math> y <math>E_{S2}</math> pueden calcularse a partir de la siguiente expresión para las tensiones de cálculo correspondientes a ELS:</p>	
$E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{and } i = 1,2$	
<p>donde:  <math>\sigma_{i,Ed,ser}</math> es la tensión de cálculo en servicio en el ala traccionada o comprimida</p>	
	Ec. 6.53

Ejemplo de Cálculo 12	Hoja 8 de 8
<p><math>n</math> es el parámetro de Ramberg Osgood; para el acero inoxidable austenítico 1.4401, <math>n = 7</math>.</p> <p>El carácter no lineal de la relación tenso-deformacional del acero inoxidable implica que el módulo de elasticidad secante varía dentro de cada sección transversal, así como a lo largo del elemento. De manera simplificada, puede despreciarse la variación de <math>E_S</math> a lo largo de la viga, adoptando el valor mínimo de <math>E_S</math> (correspondiente a los valores máximos de tensiones para todo el elemento <math>\sigma_1</math> y <math>\sigma_2</math>).</p> <p>Las tensiones máximas en las alas comprimida y traccionada son las siguientes:</p> <p>Ala comprimida:</p> $\sigma_{Ed,ser,1} = \frac{M_{Ed,max}}{W_{y,sup}} = 102,1 \text{ MPa y } E_{S1} = 199979,2 \text{ MPa}$ <p>con <math>M_{Ed,max} = 10 \text{ kNm}</math> y <math>W_y = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3</math></p> <p>Ala traccionada:</p> $\sigma_{Ed,ser,2} = \frac{M_{Ed,max}}{W_{y,inf}} = 100,8 \text{ MPa y } E_{S2} = 199980,8 \text{ MPa}$ <p>con <math>M_{Ed,max} = 10 \text{ kNm}</math> y <math>W_y = 99,24 \times 10^3 \text{ mm}^3</math></p> <p>Por lo tanto: <math>E_S = 199980,0 \text{ MPa}</math></p> <p>La flecha máxima puede obtenerse mediante la teoría clásica de vigas adoptando el módulo secante:</p> $d_{max} = \frac{5ql^4}{384E_S I_y}$ <p>Puesto que <math>I_y = 8,297 \times 10^6 \text{ mm}^4</math>, <math>q = 5,0 \text{ kN/m}</math> y <math>l = 4,0 \text{ m}</math></p> $d_{max} = 10,0 \text{ mm}.$	<p>Tabla 6.4</p> <p>Ec. 6.53</p> <p>Ec. 6.52</p> <p>Hojas 1 y 5</p>

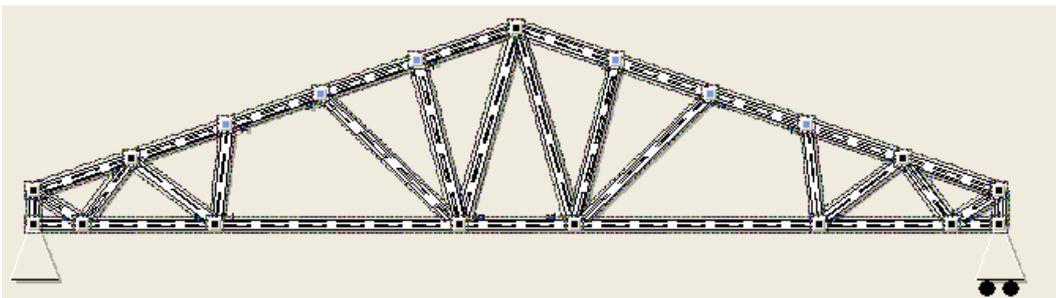
<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 9					
	Título	Ejemplo de Cálculo 13 – Celosía de sección hueca				
	Cliente	RFCS	Hecho por	PTY	Fecha	01/06
			Revisado por	MAP	Fecha	02/06
		Revisado por	MIG	Fecha	06/17	

### EJEMPLO DE CÁLCULO 13 - CELOSÍA DE SECCIÓN HUECA

La celosía de este ejemplo sustenta una cubierta acristalada y está formada por elementos de sección hueca cuadrada y rectangular de acero inoxidable grado 1.4301. Se realiza una comparación entre dos niveles de resistencia del material: la condición de material recocido ( $f_y=220 \text{ N/mm}^2$ ) y condición de trabajado en frío del material (categoría de resistencia CP500,  $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ ). Los cálculos se realizan para el estado límite último y posteriormente para el estado límite de incendio para un fuego de duración de 30 minutos. Para el material CP500 los factores de reducción para las propiedades mecánicas a temperaturas elevadas se han calculado de acuerdo con la Sección 8.2.

El análisis estructural se ha llevado a cabo utilizando el programa de elementos finitos WINRAMI comercializado por “Finnish Constructional Steelwork Association” (FCSA) ([www.terasrakenneyhdistys.fi](http://www.terasrakenneyhdistys.fi)). El entorno de diseño WINRAMI incluye secciones huecas cuadradas, rectangulares y circulares para el análisis estructural del acero inoxidable. WINRAMI proporciona los esfuerzos en los diferentes elementos, las deformadas y resistencias de los elementos a temperatura ambiente y en situación de fuego, así como la resistencia de las uniones a temperatura ambiente (verificando también las restricciones geométricas de las uniones de celosías). En este ejemplo, los elementos de los cordones se han modelado como vigas continuas y las diagonales mediante uniones de rótula. De acuerdo con EN 1993-1-1, las longitudes de pandeo de los elementos del cordón y de las diagonales pueden tomarse como 0,9 veces y 0,75 veces la distancia entre nudos, respectivamente. No obstante, en este ejemplo se adoptará, de manera conservadora, que las longitudes de pandeo son iguales a la distancia entre nudos. Los diferentes esfuerzos se han calculado mediante WINRAMI, utilizando las dimensiones de los perfiles basados en el material recocido. Estos esfuerzos se han utilizado para el análisis de las celosías con material recocido y CP500.

Este ejemplo se centra en la verificación de tres elementos: un elemento del cordón inferior sometido principalmente a tracción (elemento 0), un elemento diagonal sometido a compresión (elemento 31) y un elemento cargado del cordón superior sometido a la interacción de un esfuerzo axial de compresión y momento flector (elemento 5). De la misma manera, se ha llevado a cabo la comparación entre los pesos de las dos celosías. Las uniones soldadas deberían diseñarse de acuerdo con lo establecido en la Sección 7.4, diseño que no ha sido recogido en este ejemplo.



**Material recocido:** cordón inferior 100x60x4, cordón superior 80x80x5, verticales extremos 60x60x5 diagonales desde la izquierda al centro: 50x50x3, 50x50x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3.

**CP500:** cordón inferior 60x40x4, cordón superior 70x70x4, verticales extremos 60x60x5, todas las diagonales 40x40x3.

Longitud de vano 15m, altura en centro 3,13 m, altura en extremos 0,5 m.

Peso de la celosía: Material recocido 407 kg, CP500 307 kg. El peso no está optimizado.

### Acciones

Suponiendo que la celosía está sometida a cargas uniformemente distribuidas de nieve, acristalamiento y sus elementos de soporte, así como el peso de la celosía:

Acciones permanentes ( $G$ ): Carga de acristalamiento y soportes 1 kN/m<sup>2</sup>

Peso propio de la celosía (WINRAMI calcula el peso)

Acciones variables ( $Q$ ): Carga de nieve 2 kN/m<sup>2</sup>

Caso de carga 1 a considerar (Estado Límite Último):  $\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$

Caso de carga 2 a considerar (situación frente a incendio):  $\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + \gamma_{\psi 1,1} Q_{k,1}$

Estado Límite Último (temperatura ambiente)      Dimensionamiento frente a incendio

$\gamma_{G,j} = 1,35$  (efecto desfavorable)

$\gamma_{GA,j} = 1,0$

$\gamma_{Q,1} = 1,5$

$\gamma_{\psi 1,1} = 0,2$

(En este ejemplo se han empleado los factores parciales de seguridad recomendados para todas las acciones)

Acciones mayoradas para el Estado Límite Último:

Acciones permanentes: Cargas en los nudos: 1,35 x 4,1 kN

Peso propio de la celosía (incluido por WINRAMI)

Acciones variables : Carga de nieve: 1,5 x 8,1 kN

### Los esfuerzos en los elementos crítico son:

Esfuerzos determinados a partir del modelo empleando perfiles con material recocido.

#### Elemento del cordón inferior, elemento 0

Material recocido: 100x60x4 mm, CP500: 60x40x4 mm

$N_{t,Ed} = 142,2$  kN,

$N_{t,fi,Ed} = 46,9$  kN

$M_{max,Ed} = 0,672$  kNm,

$M_{max,fi,Ed} = 0,245$  kNm

#### Elemento del cordón superior, elemento 5

Material recocido: 80x80x5 mm, CP500: 70x70x4 mm

$N_{c,Ed} = -149,1$  kN,

$N_{c,fi,Ed} = -49,2$  kN

$M_{max,Ed} = 2,149$  kNm,

$M_{max,fi,Ed} = 0,731$  kNm

#### Elemento diagonal, elemento 31

Material recocido: 50x50x3mm, CP500: 40x40x3 mm

$N_{c,Ed} = -65,9$  kN,

$N_{c,fi,Ed} = -21,7$  kN

### Propiedades de los materiales

Se considera un acero inoxidable austenítico grado 1.4301.

**Material recocido:**  $f_y = 210$  N/mm<sup>2</sup>       $f_u = 520$  N/mm<sup>2</sup>       $E = 200000$  N/mm<sup>2</sup>

**CP500:**  $f_y = 460$  N/mm<sup>2</sup>       $f_u = 650$  N/mm<sup>2</sup>       $E = 200000$  N/mm<sup>2</sup>

EN1990

EN1990

EN1991-1-2

Tabla 2.2

Tabla 2.3

**Factores parciales de seguridad**

Los factores parciales de seguridad empleados a lo largo del ejemplo son:

$$\gamma_{M0} = 1,1, \gamma_{M1} = 1,1, \gamma_{M,fi} = 1,0$$

**Propiedades de las secciones transversales:****Material recocido**

Elemento 0:  $A = 1175 \text{ mm}^2$   $W_{pl,y} = 37,93 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Elemento 5:  $A = 1436 \text{ mm}^2$   $I_y = 131,44 \times 10^4 \text{ mm}^4$   $i_y = 30,3 \text{ mm}$   $W_{pl,y} = 39,74 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Elemento 31:  $A = 541 \text{ mm}^2$   $I_y = 19,47 \times 10^4 \text{ mm}^4$   $i_y = 19 \text{ mm}$   $W_{pl,y} = 9,39 \times 10^3 \text{ mm}^3$

**CP500**

Elemento 0:  $A = 695 \text{ mm}$   $W_{pl,y} = 13,16 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Elemento 5:  $A = 1015 \text{ mm}^2$   $I_y = 72,12 \times 10^4 \text{ mm}^4$   $i_y = 26,7 \text{ mm}$   $W_{pl,y} = 24,76 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Elemento 31:  $A = 421 \text{ mm}^2$   $I_y = 9,32 \times 10^4 \text{ mm}^4$   $i_y = 14,9 \text{ mm}$   $W_{pl,y} = 5,72 \times 10^3 \text{ mm}^3$

**Clasificación de las secciones transversales para los elementos 5 y 31**

Material recocido:  $\varepsilon = 1,03$

CP500:  $\varepsilon = 0,698$

Material recocido 80x80x5:

CP500 70x70x4:

$$c = 80 - 15 = 65 \text{ mm}$$

$$c = 70 - 12 = 58 \text{ mm}$$

Material recocido 50x50x3:

CP500 40x40x3:

$$c = 50 - 9 = 41 \text{ mm}$$

$$c = 40 - 9 = 31 \text{ mm}$$

Ala/alma comprimidas:

Material recocido 80x80x5:  $c/t = 13$

CP500 70x70x4:  $c/t = 14,5$

Material recocido 50x50x3:  $c/t = 13,7$

CP500 40x40x3:  $c/t = 10,3$

Para Clase 1,  $\frac{c}{t} \leq 33,0\varepsilon$ , por lo que ambos perfiles son Clase 1.

**ELEMENTO DE CORDÓN INFERIOR, DIMENSIONAMIENTO A TEMPERATURA AMBIENTE Y FRENTE A INCENDIO****A) Dimensionamiento a temperatura ambiente****Resistencia a tracción de la sección transversal**

$$N_{pl,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Material recocido:  $N_{pl,Rd} = 1175 \times 210 / 1,1 = 224,3 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN OK.}$

CP500:  $N_{pl,Rd} = 695 \times 460 / 1,1 = 290,6 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN OK.}$

**Resistencia a flexión de la sección transversal**

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$$

Material recocido:  $M_{c,Rd} = \frac{37,93 \times 10^3 \times 210}{1,1 \times 10^6} = 7,24 \text{ kNm} > 0,672 \text{ kNm OK.}$

CP500:  $M_{c,Rd} = \frac{13,16 \times 10^3 \times 460}{1,1 \times 10^6} = 5,50 \text{ kNm} > 0,672 \text{ kNm OK.}$

**Interacción de tracción y momento flector**

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$$

Tabla 4.1 y  
Sección 8.1

Tabla 5.2

Tabla 5.2

(Elemento 0)

Sección 5.7.2

Ec. 5.23

Sec. 5.7.4

Ec. 5.29

Ec. 6.55

Material recocido:  $\frac{142,2}{224,3} + \frac{0,672}{7,24} = 0,73 \leq 1$  OK.

CP500:  $\frac{142,2}{290,6} + \frac{0,672}{5,50} = 0,61 \leq 1$  OK.

### B) Dimensionamiento frente a incendio

$\varepsilon_{res} = 0,4$

Temperatura del acero para 100x60x4 tras 30 minutos de exposición al fuego para

$A_m/V = 275 \text{ m}^{-1}: \theta = 833 \text{ }^\circ\text{C}$

Temperatura del acero para 60x40x4 tras 30 minutos de exposición al fuego para

$A_m/V = 290 \text{ m}^{-1}: \theta = 834 \text{ }^\circ\text{C}$

De manera conservadora se adopta  $\theta = 834 \text{ }^\circ\text{C}$ .

#### Material recocido:

Los factores de reducción para una temperatura de  $834 \text{ }^\circ\text{C}$  se obtienen a partir de una interpolación lineal:

$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y = 0,292$ , pero  $f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$

$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u = 0,209$

$f_{2,\theta} = 0,292 \times 210 = 61,3$  y  $f_{u,\theta} = 0,209 \times 520 = 108,7$ , por lo que  $f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$ .

#### CP500:

Para un material trabajado en frío y una temperatura  $\theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$ :

$k_{2,\theta,CF} = f_{2,\theta,CF}/f_y = 0,9k_{2,\theta} = 0,9f_{2,\theta}/f_y = 0,9 \times 0,292 = 0,263$ , pero  $f_{2,\theta,CF} \leq f_{u,\theta,CF}$

$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} = f_{u,\theta,CF}/f_u = 0,209$

$f_{2,\theta,CF} = 0,263 \times 460 = 121,0$  y  $f_{u,\theta,CF} = 0,209 \times 650 = 135,9$ , luego  $f_{2,\theta,CF} \leq f_{u,\theta,CF}$ .

#### Resistencia a tracción de la sección transversal

$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$

**Material recocido:**  $N_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 224,3 \times 1,1/1,0 = 72,0 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$  OK.

**CP500:**  $N_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 290,6 \times 1,1/1,0 = 84,1 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$  OK.

#### Resistencia a flexión de la sección transversal

$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$

**Material recocido:**  $M_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 7,24 \times 1,1/1,0 = 2,33 \text{ kNm} > 0,245 \text{ kNm}$  OK.

**CP500:**  $M_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 5,50 \times 1,1/1,0 = 1,59 \text{ kNm} > 0,245 \text{ kNm}$  OK.

#### Interacción de tracción y momento flector

$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$

**Material recocido:**  $\frac{46,9}{72,0} + \frac{0,245}{2,33} = 0,75 \leq 1$  OK.

**CP500:**  $\frac{46,9}{84,1} + \frac{0,245}{1,59} = 0,71 \leq 1$  OK.

Sección 8.4.4

Sección 8.2  
Tabla 8.1Sección 8.2  
Tabla 8.1

Ec. 8.8

Ec. 8.15

Ec. 6.55

**ELEMENTO DIAGONAL, DIMENSIONAMIENTO A TEMPERATURA AMBIENTE Y FRENTE A INCENDIO**

(Elem. 31)

Longitud de pandeo = 1253 mm

**A) Dimensionamiento a temperatura ambiente**

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Ec. 6.2

**Material recocado:**

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1253}{19} \frac{1}{\pi} \sqrt{(210 / 200000)} = 0,680$$

Ec. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49 \times (0,680 - 0,3) + 0,680^2) = 0,824$$

Ec. 6.5  
Tabla 6.1

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{0,824 + \sqrt{(0,824^2 - 0,680^2)}} = 0,776$$

Ec. 6.4

$$N_{b,Rd} = 0,776 \times 541 \times 210 / 1,1 = 80,1 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

**CP500:**

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1253}{14,9} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(460 / 200000)} = 1,284$$

Ec. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49 \times (1,284 - 0,3) + 1,284^2) = 1,565$$

Ec. 6.5  
Tabla 6.1

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{1,565 + \sqrt{(1,565^2 - 1,284^2)}} = 0,407$$

Ec. 6.4

$$N_{b,Rd} = 0,407 \times 421 \times 460 / 1,1 = 71,7 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

**B) Dimensionamiento frente a incendio**

$$\varepsilon_{res} = 0,4$$

Temperatura del acero para 80x80x5 tras 30 minutos de exposición al fuego para  $A_m/V = 220 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 830 \text{ }^\circ\text{C}$

Sección 8.4.4

Temperatura del acero para 70x70x5 tras 30 minutos de exposición al fuego para  $A_m/V = 225 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 831 \text{ }^\circ\text{C}$

De manera conservadora se adopta  $\theta = 831 \text{ }^\circ\text{C}$ .

**Material recocado:**

Los factores de reducción para una temperatura de  $831 \text{ }^\circ\text{C}$  se obtienen a partir de una interpolación lineal:

Sección 8.2  
Tabla 8.1

$$k_{p0,2,\theta} = 0,219 \text{ y } k_{E,\theta} = 0,574.$$

**Clasificación de la sección transversal**

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,03 \times \left[ \frac{0,574}{0,219} \right]^{0,5} = 1,67$$

Sección 8.3.2  
Ec. 8.6

Secciones Clase 1:  $c/t \leq 33,0 \varepsilon_\theta = 33,0 \times 1,67 = 55,1$

Clase 1,  $c/t = 13$ , por lo que la sección se clasifica como Clase 1.

**CP500:**

Para un material trabajado en frío y una temperatura  $\theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$ :

Sección 8.2  
Tabla 8.1

$$k_{p0,2,\theta,CF} = 0,8 k_{p0,2,\theta} = 0,8 \times 0,219 = 0,175$$

$$k_{E,\theta,CF} = k_{E,\theta} = 0,574$$

**Clasificación de la sección transversal**

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 0,698 \times \left[ \frac{0,574}{0,175} \right]^{0,5} = 1,26$$

Secciones Clase 1:  $c/t \leq 33,0 \varepsilon_{\theta} = 33,0 \times 1,26 = 41,6$

Clase 1,  $c/t = 14,5$ , por lo que la sección se clasifica como Clase 1.

$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y / \gamma_{M,fi}$  puesto que ambos perfiles son Clase 1.

Sección 8.3.2  
Ec. 8.6

Ec. 8.10

**Material recocido:**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,\theta} / k_{E,\theta})} = 0,680 \times \sqrt{(0,219 / 0,574)} = 0,420$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_{\theta}) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,420 - 0,3) + 0,420^2) = 0,618$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,618 + \sqrt{(0,618^2 - 0,420^2)}} = 0,933$$

$N_{b,fi,t,Rd} = 0,933 \times 541 \times 0,219 \times 210 / 1,0 = 23,2 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN OK.}$

Ec. 8.14

Ec. 8.13

Ec. 8.12

**CP500:**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,\theta,CF} / k_{E,\theta,CF})} = 1,284 \times \sqrt{(0,175 / 0,574)} = 0,709$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_{\theta}) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,709 - 0,3) + 0,709^2) = 0,852$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,852 + \sqrt{(0,852^2 - 0,709^2)}} = 0,755$$

$N_{b,fi,t,Rd} = 0,755 \times 421 \times 0,175 \times 460 / 1,0 = 25,6 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN OK.}$

Ec. 8.14

Ec. 8.13

Ec. 8.12

**ELEMENTO DE CORDÓN SUPERIOR, DIMENSIONAMIENTO A TEMPERATURA AMBIENTE Y FRENTE A INCENDIO**

Longitud de pandeo = 1536 mm

(Elemento 5)

**A) Dimensionamiento a temperatura ambiente**

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1,0$$

Ec. 6.56

**Material recocido:**

$\beta_{W,y} = 1,0$  sección transversal Clase 1.

Sec. 6.5.2

$k_y = 1 + D_1(\bar{\lambda}_y - D_2)N_{Ed}/N_{b,Rd,y}$ , pero  $k_y \leq 1 + D_1(D_3 - D_2)N_{Ed}/N_{b,Rd,y}$

Ec. 6.63

donde  $D_1 = 2,0$ ,  $D_2 = 0,3$  y  $D_3 = 1,3$

Tabla 6.6

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{30,3} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(210 / 200000)} = 0,523$$

Ec. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_{\theta}) + \bar{\lambda}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,523 - 0,3) + 0,523^2) = 0,691$$

Ec. 6.5

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{0,691 + \sqrt{(0,691^2 - 0,523^2)}} = 0,875$$

Ec. 6.4

$N_{b,Rd,y} = 0,875 \times 1436 \times 210 / 1,1 = 239,9 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN}$

Ec. 6.2

$k_y = 1,0 + 2,0 \times (0,523 - 0,30) \times 149,1 / 239,9 = 1,277$

Tabla 6.6

Ejemplo de Cálculo 13	Hoja 7 de 9
<p><math>k_y \leq 1,0 + 2,0 \times (1,3 - 0,30) \times 149,1 / 239,9 = 2,243</math>, por lo que, <math>k_y = 1,277</math></p> $\frac{149,1}{239,9} + 1,277 \times \left( \frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 210 / 1,1} \right) = 0,98 < 1,0 \text{ OK.}$ <p><b>CP500:</b>  <math>\beta_{w,y} = 1,0</math> sección transversal Clase 1.</p> $\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{26,7} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(460 / 200000)} = 0,878$ $\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49 \times (0,878 - 0,3) + 0,878^2) = 1,027$ $\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{1,027 + \sqrt{(1,027^2 - 0,878^2)}} = 0,641$ $N_{b,Rd,y} = 0,641 \times 1015 \times 460 / 1,1 = 272,1 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN}$ $k_y = 1,0 + 2 \times (0,878 - 0,30) \times 149,1 / 272,1 = 1,633$ $k_y \leq 1,0 + 2,0 \times (1,3 - 0,30) \times 149,1 / 272,1 = 2,096$ , luego $k_y = 1,633$ $\frac{149,1}{272,1} + 1,633 \times \left( \frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1,1} \right) = 0,89 < 1,0 \text{ OK.}$	<p>Ec. 6.56</p> <p>Sec. 6.5.2</p> <p>Ec. 6.6</p> <p>Ec. 6.5</p> <p>Ec. 6.4</p> <p>Ec. 6.2</p> <p>Tabla 6.6</p> <p>Ec. 6.56</p>
<p><b>B) Dimensionamiento frente a incendio</b></p> $\varepsilon_{res} = 0,4$ Temperatura del acero para 50x50x3 tras 30 minutos de exposición al fuego para $A_m/V = 370 \text{ m}^{-1}$ : $\theta = 836 \text{ }^\circ\text{C}$ Temperatura del acero para 40x40x3 tras 30 minutos de exposición al fuego para $A_m/V = 380 \text{ m}^{-1}$ : $\theta = 836 \text{ }^\circ\text{C}$ <p><b>Material recocido:</b>  Los factores de reducción para una temperatura de <math>836 \text{ }^\circ\text{C}</math> se obtienen a partir de una interpolación lineal:</p> $k_{p0,2,\theta} = 0,214$ $k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y = 0,289$ , pero $f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$ $k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u = 0,207$ $f_{2,\theta} = 0,289 \times 210 = 60,7$ y $f_{u,\theta} = 0,207 \times 520 = 107,6$ , por lo tanto $f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$ $k_{E,\theta} = 0,565$ . <p><b>Clasificación de la sección transversal</b></p> $\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,03 \times \left[ \frac{0,565}{0,214} \right]^{0,5} = 1,67$ <p>Secciones Clase 1: <math>c/t \leq 33,0</math> <math>\varepsilon_\theta = 33,0 \times 1,67 = 55,1</math>  Clase 1, <math>c/t = 13,7</math>, por lo que la sección se clasifica como Clase 1.</p> <p><b>CP500:</b>  Para un material trabajado en frío y una temperatura <math>\theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}</math>:</p> $k_{p0,2,\theta,CF} = 0,8 k_{p0,2,\theta} = 0,8 \times 0,214 = 0,171$ $k_{2,\theta,CF} = f_{2,\theta,CF}/f_y = 0,9 k_{2,\theta} = 0,9 f_{2,\theta}/f_y = 0,9 \times 0,289 = 0,260$ , pero $f_{2,\theta,CF} \leq f_{u,\theta,CF}$ $k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} = f_{u,\theta,CF}/f_u = 0,207$	<p>Sección 8.4.4</p> <p>Sección 8.2 Tabla 8.1</p> <p>Sección 8.3.2 Ec. 8.6</p> <p>Sección 8.2 Tabla 8.1</p>

$f_{2,0,CF} = 0,260 \times 460 = 94,8$  y  $f_{u,0,CF} = 0,207 \times 650 = 134,6$ , por lo tanto  $f_{2,0,CF} \leq f_{u,0,CF}$   
 $k_{E,0,CF} = k_{E,0} = 0,565$ .

### Clasificación de la sección transversal

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,0}}{k_{y,0}} \right]^{0,5} = 0,698 \times \left[ \frac{0,565}{0,171} \right]^{0,5} = 1,27$$

Secciones Clase 1:  $c/t \leq 33,0 \varepsilon_{\theta} = 33,0 \times 1,27 = 41,9$

Clase 1,  $c/t = 10,3 < 41,9$ , por lo que la sección se clasifica como Clase 1.

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,0,Rd}} \leq 1,0 \quad \text{puesto que ambos perfiles son Clase 1.}$$

Sección 8.3.2  
Ec. 8.6

Ec. 8.26

### Material recocido:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,0} / k_{E,0})} = 0,523 \times \sqrt{(0,214 / 0,565)} = 0,322$$

Ec. 8.14

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,322 - 0,3) + 0,322^2) = 0,557$$

Ec. 8.13

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,557 + \sqrt{(0,557^2 - 0,322^2)}} = 0,989$$

Ec. 8.12

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A_g k_{p0,2,0} f_y / \gamma_{M,fi}} \leq 3$$

Ec. 8.30

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,0} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

Ec. 8.31

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,0} f_y / \gamma_{M,fi} = 0,989 \times 1436 \times 0,214 \times 210 / 1,0 = 63,8 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN OK.}$$

Ec. 8.26

$$M_{y,fi,0,Rd} = k_{2,0} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,289 \times 1,1 / 1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 210 / 1000^2 = 2,65 \text{ kNm}$$

Ec. 8.15

$$\psi = -0,487 / 0,731 = -0,666$$

Tabla 8.3

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 2,266$$

$$\mu_y = (1,2 \times 2,266 - 3) \times 0,322 + 0,44 \times 2,266 - 0,29 = 0,617 < 0,8$$

$$k_y = 1 - 0,617 \times 49,2 \text{ kN} / 63,8 \text{ kN} = 0,524 < 3$$

$$\frac{49,2}{63,8} + 0,524 \times \frac{0,731}{2,65} = 0,92 < 1,0 \quad \text{OK.}$$

### CP500:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,0} / k_{E,0})} = 0,878 \times \sqrt{(0,171 / 0,565)} = 0,483$$

Ec. 8.14

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,483 - 0,3) + 0,483^2) = 0,661$$

Ec. 8.13

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,661 + \sqrt{(0,661^2 - 0,483^2)}} = 0,899$$

Ec. 8.12

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,0} f_y / \gamma_{M,fi} = 0,899 \times 1015 \times 0,171 \times 460 / 1,0 = 71,8 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN OK.}$$

Ec. 8.26

$$M_{y,fi,0,Rd} = k_{2,0} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,260 \times 1,1 / 1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1000^2 = 3,26 \text{ kNm}$$

Ec. 8.15

> 0,731 kNm OK.

Ejemplo de Cálculo 13	Hoja 9 de 9
$\psi = -0,487 / 0,731 = -0,666$ $\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 2,266$ $\mu_y = (1,2 \times 2,266 - 3) \times 0,483 + 0,44 \times 2,266 - 0,29 = 0,571 \leq 0,8$ $k_y = 1 - 0,571 \times 49,2 / 71,8 = 0,609$ $\frac{49,2}{71,8} + 0,609 \times \frac{0,731}{3,26} = 0,82 < 1,0 \quad \text{OK.}$	Tabla 8.3



<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 3			
	Título	Ejemplo de Cálculo 14 – Determinación de la resistencia media mejorada de secciones conformadas en frío		
	Cliente	RFCS	Hecho por SA	Fecha 05/17
			Revisado por FW	Fecha 05/17
		Revisado por LG	Fecha 05/17	
<b>EJEMPLO DE CÁLCULO 14 – DETERMINACIÓN DE LA RESISTENCIA MEDIA MEJORADA DE SECCIONES CONFORMADAS EN FRÍO</b>  <p>Este ejemplo muestra la determinación del límite elástico medio mejorado <math>f_{ya}</math> de una sección hueca cuadrada (SHC) laminada en frío de acuerdo con el método recogido en el Anejo B. Los cálculos presentados corresponden a una sección 80×80×4 de acero inoxidable austenítico grado 1.4301. El ejemplo muestra el cálculo de la capacidad a flexión de la sección transversal correspondiente al límite elástico mínimo especificado <math>f_y</math> y al límite elástico medio mejorado <math>f_{ya}</math>, comparando ambos resultados.</p> <p><b>Límite elástico medio mejorado</b>  Para secciones huecas laminadas en frío (secciones huecas rectangulares y cuadradas, SHR y SHC), el límite elástico medio mejorado <math>f_{ya}</math> es:</p> $f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf}(A - A_{c,rolled})}{A}$ <p><b>Propiedades de la sección transversal</b>  Propiedades geométricas de una sección SHC 80×80×4 (propiedades medidas de un espécimen a ensayar):</p> $h = 79,9 \text{ mm} \quad b = 79,6 \text{ mm}$ $t = 3,75 \text{ mm} \quad A = 1099 \text{ mm}^2$ $W_{el} = 25967 \text{ mm}^3 \quad W_{pl} = 30860 \text{ mm}^3$ $r_i = 4,40 \text{ mm} \quad (r_i \text{ puede también tomarse como } 2t \text{ en caso de que no sea conocido)}$ $A_{c,rolled} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) + 4n_c t^2$ $A_{c,rolled} = \left( 4 \times \pi \times \frac{3,75}{4} \right) \times (2 \times 4,40 + 3,75) + 4 \times 4 \times 3,75^2 = 373 \text{ mm}^2$ <p><b>Propiedades del material</b>  <math>f_y = 230 \text{ N/mm}^2</math> y <math>f_u = 540 \text{ N/mm}^2</math> (para flejes laminados en frío con <math>t \leq 8 \text{ mm}</math>)  <math>E = 200000 \text{ N/mm}^2</math>  <math>\epsilon_{p0,2} = 0,002 + f_y/E = 0,00315</math>  <math>\epsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0,57</math></p> <p><b>Límites elásticos mejorados para las regiones planas y de las esquinas</b>  Límite elástico mejorado para las regiones de las esquinas <math>f_{yc}</math>:</p> $f_{yc} = 0,85K (\epsilon_c + \epsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{y} \quad f_y \leq f_{yc} \leq f_u$				
			Ec. B.2	
			Anejo B	
			Ec. B.14	
			Tabla 2.2	
			Sección 2.3.1	
			Ec. B.10	
			Ec. C.6	
			Ec. B.4	

Ejemplo de Cálculo 14	Hoja 2 de 3
<p>Límite elástico mejorado para las regiones planas <math>f_{yf}</math>:</p> $f_{yf} = 0,85K (\varepsilon_f + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad y \quad f_y \leq f_{yf} \leq f_u$	Ec. B.5
<p><b>Deformaciones plásticas inducidas por el trabajado en frío en regiones planas y en las esquinas</b></p>	
<p>Las deformaciones inducidas en las regiones de las esquinas <math>\varepsilon_c</math>:</p>	
$\varepsilon_c = \frac{t}{2(2r_i + t)}$	Ec. B.7
$\varepsilon_c = \frac{3,75}{2 \times (2 \times 4,40 + 3,75)} = 0,149$	
<p>Las deformaciones inducidas en las regiones planas <math>\varepsilon_f</math>:</p>	
$\varepsilon_f = \left[ \frac{t}{900} \right] + \left[ \frac{\pi t}{2(b + h - 2t)} \right]$	Ec. B.8
$\varepsilon_f = \left[ \frac{3,75}{900} \right] + \left[ \frac{\pi \times 3,75}{2 \times (79,6 + 79,9 - 2 \times 3,75)} \right] = 0,043$	
<p><b>Parámetros del modelo material</b></p>	
$n_p = \frac{\ln(f_y/f_u)}{\ln(\varepsilon_{p0,2}/\varepsilon_u)}$	Ec. B.12
$n_p = \frac{\ln(230/540)}{\ln(0,00315/0,57)} = 0,164$	
$K = \frac{f_y}{\varepsilon_{p0,2}^{n_p}}$	Ec. B.11
$K = \frac{230}{(0,00315)^{0,164}} = 591,6 \text{ N/mm}^2$	
<p><b>Límites elásticos mejorados para las regiones planas y de las esquinas</b></p>	
<p>Límite elástico mejorado calculado para las regiones de las esquinas <math>f_{yc}</math>:</p>	Ec. B.4
$f_{yc} = 0,85 \times 591,6 \times (0,149 + 0,00315)^{0,164}$ $= 369 \text{ N/mm}^2 \text{ y } 230 \leq 369 \leq 540$	
<p>Límite elástico mejorado calculado para las regiones planas <math>f_{yf}</math>:</p>	Ec. B.5
$f_{yf} = 0,85 \times 591,6 \times (0,043 + 0,00315)^{0,164}$ $= 304 \text{ N/mm}^2 \text{ y } 230 \leq 304 \leq 540$	
<p><b>Resistencia media mejorada de la sección</b></p>	
$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf}(A - A_{c,rolled})}{A}$	Ec. B.2
$= \frac{369 \times 373 + 304 \times (1099 - 373)}{1099} = 326 \text{ N/mm}^2$	

**Clasificación de la sección transversal**

Clasificación de la sección transversal basada en el límite elástico mínimo especificado  $f_y$ :

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{230} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,986$$

Tabla 5.2

$$\frac{c}{t} = \frac{(79,9 - 3 \times 3,75)}{3,75} = 18,3 < 32,5 = 33\varepsilon$$

Por lo tanto, la sección transversal se clasifica como Clase 1.

Clasificación de la sección transversal basada en el límite elástico medio mejorado  $f_{ya}$ :

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{326} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,829$$

Tabla 5.2

$$\frac{c}{t} = \frac{(79,9 - 3 \times 3,75)}{3,75} = 18,3 < 27,4 = 33\varepsilon$$

Por lo tanto, la sección transversal se clasifica como Clase 1.

**Resistencia a flexión de la sección transversal**

Para secciones Clase 1 o 2:

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$$

Ec. 5.29

Resistencia a flexión basada en el límite elástico mínimo especificado  $f_y$ :

$$M_{c,Rd} = \frac{30860 \times 230}{1,1} = 6,45 \text{ kNm}$$

Resistencia a flexión basada en el límite elástico medio mejorado  $f_{ya}$ :

$$M_{c,Rd} = \frac{30860 \times 326}{1,1} = 9,15 \text{ kNm}$$

La consideración del incremento de resistencia debido al endurecimiento por deformación ocurrido durante el proceso de conformado permite obtener una resistencia a flexión mejorada un 42% mayor.

*Nota:* El Ejemplo de Cálculo 15 muestra el incremento adicional de resistencia a flexión debido al endurecimiento por trabajado en servicio mediante el empleo del Continuous Strength Method, descrito en el Anejo D.



<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>HOJA DE CÁLCULO</b>	Hoja 1 de 2			
	Título	Ejemplo de Cálculo 15 – Cálculo de la resistencia seccional a flexión mediante el Continuous Strength Method (CSM)		
	Cliente	RFCS	Hecho por SA	Fecha 05/17
			Revisado por FW	Fecha 05/17
		Revisado por LG	Fecha 05/17	
<b>EJEMPLO DE CÁLCULO 15 – CÁLCULO DE LA RESISTENCIA SECCIONAL A FLEXIÓN MEDIANTE EL CONTINUOUS STRENGTH METHOD (CSM)</b>  <p>Este ejemplo ilustra el procedimiento para la determinación de la resistencia de cálculo a flexión de una sección laminada en frío hueca cuadrada SHC 80×80×4 de acero inoxidable austenítico grado 1.4301 de acuerdo con el Continuous Strength Method (CSM) establecido en el Anejo D.</p> <p><b>Propiedades de la sección transversal</b> Las propiedades pueden hallarse en el Ejemplo de Cálculo 14.</p> <p><b>Propiedades del material</b>  <math>f_y = 326 \text{ N/mm}^2</math>* y <math>f_u = 540 \text{ N/mm}^2</math>  <math>E = 200000 \text{ N/mm}^2</math> y <math>\nu = 0,3</math>  <math>\varepsilon_y = f_y/E = 0,0016</math>  <math>\varepsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0,40</math></p> <p>* Con el objetivo de ilustrar el incremento de resistencia a flexión obtenida a través del CSM además del obtenido al emplear la resistencia media mejorada de la sección por el trabajado en frío, en este ejemplo se adoptará el valor de límite elástico medio mejorado calculado en el Ejemplo de Cálculo 14. De manera alternativa, podría adoptarse un límite elástico igual al mínimo especificado.</p> <p><b>Esbeltez de la sección transversal</b>  <math display="block">\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,p}}}</math> <math display="block">f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1 - \nu^2) \bar{b}^2} = \frac{4 \times \pi^2 \times 200000 \times 3,75^2}{12 \times (1 - 0,3^2) \times (79,7 - 2(3,75 + 4,40))^2} = 2530 \text{ N/mm}^2</math> <math display="block">\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{326}{2530}} = 0,36 (&lt; 0,68)</math></p> <p><b>Capacidad de deformación de la sección transversal</b>  <math display="block">\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) \text{ para } \bar{\lambda}_p \leq 0,68</math></p> <p>De la Tabla D.1, <math>C_1 = 0,1</math> para aceros inoxidables austeníticos.</p>				
			Tabla 2.2 Sección 2.3.1 Ec. C.6	
			D.3.2 Ec. D.4 y Tabla 5.3	
			Ec. D.2 Tabla D.1	

Ejemplo de Cálculo 15	Hoja 2 de 2
<p> <math display="block">\frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = \frac{0,25}{0,36^{3,6}} = 9,9 \leq \min\left(15, \frac{0,1 \times 0,40}{0,0016} = 25\right)</math> </p> <p> <math display="block">\therefore \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = 9,9</math> </p> <p> <b>Pendiente del endurecimiento por deformación</b>            De la Tabla D.1, <math>C_2 = 0,16</math> para aceros inoxidables austeníticos.         </p> <p> <math display="block">E_{\text{sh}} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \varepsilon_u - \varepsilon_y} = \frac{540 - 326}{0,16 \times 0,40 - 0,0016} = 3429 \text{ N/mm}^2</math> </p> <p> <b>Resistencia a flexión de la sección transversal</b> </p> <p> <math display="block">M_{\text{c,Rd}} = M_{\text{csm,Rd}} = \frac{W_{\text{pl}} f_y}{\gamma_{\text{M0}}} \left[ 1 + \frac{E_{\text{sh}} W_{\text{el}}}{E W_{\text{pl}}} \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{\text{el}}}{W_{\text{pl}}} \right) / \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} \right)^\alpha \right]</math> </p> <p> <math>\alpha = 2,0</math> para secciones hueca cuadradas (SHC)         </p> <p> <math display="block">M_{\text{c,Rd}} = M_{\text{csm,Rd}}</math> <math display="block">= \frac{30860 \times 326}{1,1} \times \left[ 1 + \frac{3429}{200000} \times \frac{25967}{30860} \times (9,9 - 1) - \left( 1 - \frac{25967}{30860} \right) / (9,9)^{2,0} \right]</math> <math display="block">M_{\text{c,Rd}} = 10,31 \text{ kNm}</math> </p> <p>           La resistencia a flexión determinada a partir de lo establecido en la Sección 5 es de 6,45kNm. La consideración del incremento de resistencia durante el proceso de trabajado en frío a partir de la resistencia media mejorada (presentada en el Ejemplo de Cálculo 14) proporciona una estimación de la resistencia a flexión de 9,15 kNm. Si además se tiene en cuenta el endurecimiento por deformación en servicio a través del CSM, se obtiene una resistencia a flexión de 10,31 kNm, que corresponde a un incremento total del 60%.         </p>	<p>Tabla D.1</p> <p>Ec. D.1</p> <p>Ec. D.9</p> <p>Tabla D.2</p>





## MANUAL DE DISEÑO PARA ACERO INOXIDABLE ESTRUCTURAL CUARTA EDICIÓN

El acero inoxidable se emplea en un amplio abanico de aplicaciones estructurales en ambientes agresivos en los que se requiere garantizar un comportamiento adecuado durante largos períodos de tiempo con niveles mínimos de mantenimiento. Además, el acero inoxidable presenta un aspecto atractivo, es resistente a la vez que ligero, muy dúctil y versátil en términos de manufactura.

Este Manual de Diseño proporciona expresiones de dimensionamiento para aceros inoxidables austeníticos, dúplex y ferríticos. Las reglas están en sintonía con las modificaciones propuestas en 2015 sobre el Eurocódigo para el acero inoxidable estructural, EN 1993-1-4. Este Manual de Diseño cubre el cálculo de secciones transversales, elementos, uniones y el cálculo a temperaturas elevadas, así como nuevos métodos de cálculo que consideran los efectos del endurecimiento por deformación, característicos del acero inoxidable. Se proporcionan también guías para la selección de grados, durabilidad y fabricación. Finalmente, el Manual cuenta con quince ejemplos de cálculo que ilustran la aplicación de las reglas de dimensionamiento.