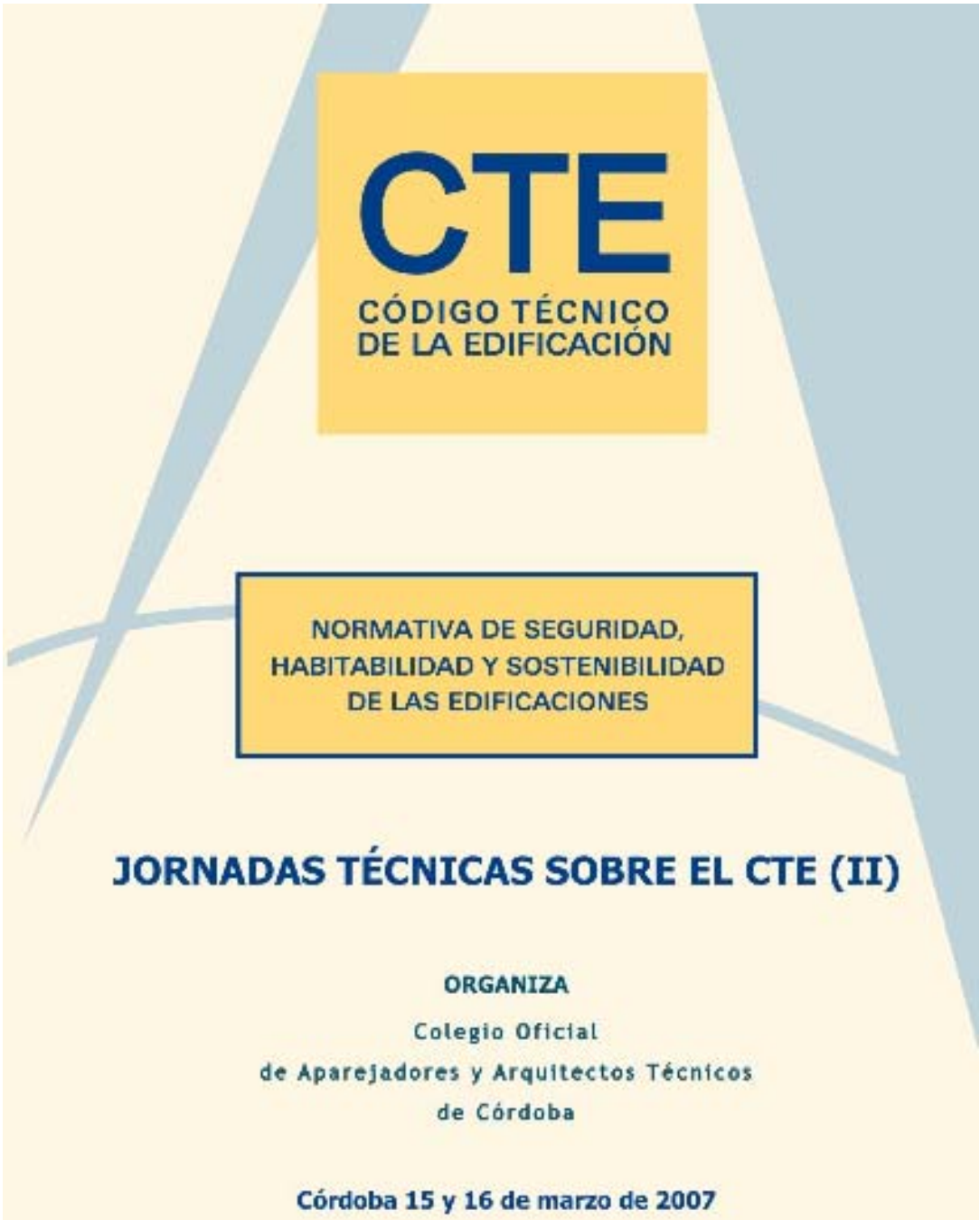
Colegio Oficial de
Aparejadores y Arquitectos Técnicos de **Córdoba**




# Seguridad estructural: Acero

# Guía de aplicación

TORROJA INGENIERÍA

*José M. Simón-Talero Muñoz*

# INDICE

1. BASES DE CÁLCULO ..... 5
1.1. Método de los estados límite ..... 5
1.2. Coeficientes parciales de seguridad en ELU ..... 6
2. LOS MATERIALES ..... 7
2.1. Aceros en chapas y perfiles ..... 7
2.2. Aceros de tornillos ..... 8
2.3. Materiales de aportación ..... 8
3. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN TRACCIÓN ..... 9
4. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN COMPRESIÓN. EL PANDEO ..... 10
4.1. El pandeo de la pieza simple ..... 10
4.1.1 Introducción al fenómeno del pandeo por flexión de la pieza ideal ..... 10
4.1.2 El pandeo de la pieza simple en el CTE. Las curvas europeas de pandeo ..... 12
4.2. El pandeo de la pieza compuesta ..... 16
4.3. Longitudes de pandeo ..... 19
4.4. Estructuras traslacionales. Imperfecciones iniciales ..... 19
4.4.1 Traslacionalidades ..... 19
4.4.2 Imperfecciones iniciales ..... 21
5. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN FLEXIÓN SIMPLE ..... 23
5.1. Bases del cálculo elasto-plástico en flexión ..... 23
5.2. Las clases de secciones transversales ..... 26
5.2.1 Definición de las clases de secciones transversales ..... 27
5.2.2 Criterios para la asignación de clase ..... 29
5.2.3 Obtención de esfuerzos en función de la clase de sección ..... 32
5.2.4 Criterios para la obtención del momento resistente para secciones Clase 1, 2 y 3 ..... 33
5.2.5 Obtención del momento resistente para secciones Clase 4 ..... 33

5.3. Cortante de agotamiento ....37
5.4. Interacción flector-cortante ....37
5.4.1 En régimen elástico ....37
5.4.2 En régimen plástico ....39
5.4.3 Interacción flector-cortante (M-V) en el CTE ....40
6. COMPROBACIÓN EN ELU. OTROS FENÓMENOS DE INESTABILIDAD DE LAS PIEZAS EN FLEXIÓN 42
6.1. El pandeo lateral de vigas ....42
6.1.1 Fundamento básico del pandeo lateral ....42
6.1.2 El pandeo lateral en el CTE ....43
6.2. El pandeo en flexión compuesta. Interacción flector-axil ....45
6.3. La abolladura por cortante ....47
6.3.1 Base teórica del cálculo ....47
6.3.2 La abolladura por cortante en el CTE ....49
6.3.3 Los rigidizadores transversales. Criterios de rigidez y de resistencia ....53
7. COMPROBACIÓN EN ELS ....54
7.1. Estado límite de servicio de flechas excesivas ....54
7.2. Estado límite de servicio de vibraciones excesivas ....55
8. LAS UNIONES ....59
8.1. Generalidades ....59
8.2. Las uniones atornilladas ....59
8.2.1 Disposiciones constructivas ....59
8.2.2 Categorías de uniones atornilladas ....60
8.2.3 Resistencia de los tornillos ....61
8.3. Las uniones soldadas ....64
8.3.1 Generalidades ....64
8.3.2 Resistencia de los cordones en ángulo ....65
8.3.3 Resistencia de las soldaduras a tope ....66
9. EJECUCIÓN Y CONTROL DE CALIDAD ....67
9.1. Ejecución ....67
9.2. Tolerancias ....70
9.3. Control de calidad ....70

# CÓDIGO TÉCNICO DE LA EDIFICACIÓN

# SEGURIDAD ESTRUCTURAL . ACERO

## Presentación del Curso

La entrada en vigor del Código Técnico de la Edificación (CTE), a partir del 29 de Marzo de 2006, obliga a la verificación de la seguridad estructural de las edificaciones. En particular, las estructuras de acero se tratan en el DB-SE-A (Documento Básico – Seguridad Estructural – Acero) Hasta esa fecha dicha comprobación también era obligatoria, adoptándose para llevarla a cabo las prescripciones impuestas por la Norma NBE-EA-95 de "Estructuras de acero en la edificación". En lo que respecta al cálculo de estructuras metálicas este documento era una mera copia de la antigua Norma MV-103, sin apenas actualización alguna.

Por otra parte, en la última década del siglo pasado comenzó una gran labor tendente a la armonización en el ámbito europeo de las diferentes normas estructurales existentes en diversos países. Así, han surgido los Eurocódigos; en concreto el Eurocódigo 3 – EC3, en la jerga técnica y EN-1993, en la denominación oficial – que trata, en su parte 1.1, de las estructuras de acero, en general, y de las de edificación, en particular.

Precisamente, el Código Técnico de la Edificación ha elegido, como ere de prever, la línea marcada por el EC3 para desarrollar el cuerpo normativo relativo a la comprobación de la seguridad estructural de las estructuras de acero. El DB-SE-A presenta una serie de "novedades" en lo que respecta a las comprobaciones "tradicionalmente" realizadas conforme a la NBE-EA-95, ya que el CTE incorpora los nuevos criterios de dimensionamiento y comprobación ya presentes en el EC3.

Este Curso está destinado a conocer la metodología propuesta por el DB-SE-Acero del CTE para la verificación de la seguridad estructural de las estructuras de acero. Se analizarán aspectos relativos a las bases de cálculo, la durabilidad de los materiales, el comportamiento estructural, los estados límites últimos y de servicio, las tolerancias de ejecución y los controles de calidad, conforme al siguiente temario:

1. Bases de cálculo
2. Materiales
3. Comprobación en ELU. Piezas en tracción
4. Comprobación en ELU. Piezas en compresión

5. Comprobación en ELU. Piezas en flexión simple
6. Comprobación en ELU. Otros fenómenos de inestabilidad de las piezas en flexión
7. Comprobación en ELS
8. Las uniones
9. Ejecución y control de calidad

Se presenta a continuación como documentación básica de consulta esta "Guía de aplicación" que tiene como objeto mostrar algunos aspectos singulares del DB-SE-A, así como incidir en algunas particularidades propias de la comprobación de ciertos elementos estructurales.

Madrid, 16 de Marzo de 2007

José M. Simón-Talero Muñoz
Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

# 1. BASES DE CÁLCULO

## 1.1. Método de los estados límite

El CTE adapta como criterio de comprobación de las estructuras de acero el método de los Estados Límite definidos como "aquellas situaciones que, de ser superadas, suponen un estado tal que la estructura no cumple alguna de las funciones para las que fue concebida".

En general, se definen tres tipos de estados límite:

- Estados límite últimos (ELU).
- Estados límite de servicio (ELS).
- Estado límite de fatiga.

a) Estados límite últimos

Son los asociados al colapso o rotura de la estructura o de parte de ella. Entre ellos el CTE contempla el agotamiento por:

- Equilibrio de la estructura o de parte de ella.
- Resistencia de los elementos estructurales (a tracción, compresión, flexión, cortante o torsión).
- Inestabilidad general o local de cada elemento estructural (pandeo, abolladura o pandeo lateral de vigas).
- Agotamiento de los elementos de unión (tornillos o soldaduras).

En todos los casos se trata de comprobar que:

$$S_d \leq R_d$$

siendo:

- $S_d$ la solicitación mayorada con los coeficientes $\gamma_f$ de ponderación de acciones más desfavorables.

- $R_d$ la resistencia "de cálculo" entendida como la resistencia característica, $R_k$, reducida por un cierto coeficiente de minoración, $\gamma_m$ ($R_d = R_k/\gamma_m$).

Es de destacar que, en todos los casos, la comprobación propuesta por el CTE se realiza "a nivel de sección" y no "a nivel de punto" como en la antigua Norma NBE-EA95. Así, por ejemplo, para comprobar la resistencia de una pieza a flexión se debe verificar que el flector resistente minorado que afecta a la sección completa considerada resulta mayor que el flector de cálculo que producen las cargas mayoradas en dicha sección. Por contra, en la NBE-EA95 la comprobación consistía en verificar que la tensión de comparación que se producía en el punto más solicitado de la sección no superaba el límite elástico minorado del acero.

b) Estado límite de servicio

Son los asociados con la apariencia y funcionalidad de la estructura. El CTE contempla:

- El estado límite de vibraciones.
- El estado límite de flechas.
- El estado límite de deslizamiento de uniones.

c) Estado límite de fatiga

Se dan indicaciones en el ANEJO C del CTE, aunque en el art. 2.2.2 se indica que no suele ser, habitualmente, un estado límite a considerar en edificación.

## 1.2. Coeficientes parciales de seguridad en ELU

Como se ha indicado, la resistencia de cálculo se obtiene minorando la resistencia característica por un coeficiente $\gamma_M$ que, según el art. 2.3.3 del CTE, adopta los siguientes valores:

- $\gamma_{M0}$ = 1,05 para plastificación del material.
- $\gamma_{M1}$ = 1,05 para fenómenos de inestabilidad.
- $\gamma_{M2}$ = 1,25 para la resistencia última ($f_u$) del material o de las uniones.
- $\gamma_{M3}$ = 1,10 para el deslizamiento de uniones en ELS.
  = 1,25 para el deslizamiento de uniones en ELU.
  = 1,40 para el deslizamiento de uniones con tornillos en agujeros con sobremedida.

# 2. LOS MATERIALES

## 2.1. Aceros en chapas y perfiles

El CTE considera los aceros establecidos en las siguientes Normas:

- UNE-EN 10025 de productos laminados en caliente.
- UNE-EN 10210-1:1994 de perfiles huecos.
- UNE-EN 10219-1:1998 de secciones huecas conformados en frío.

Conforme a la tabla 4.1 la tensión de límite elástico ($f_y$) y de rotura ($f_u$), en función del espesor de chapa, para los diferentes aceros es la que se refleja en la tabla que sigue:

| ACERO | $f_y$ (N/mm²) | | | $f_u$ (N/mm²) |
|---|---|---|---|---|
| | t ≤ 16 | 16 < t ≤ 40 | 40 < t ≤ 63 | 3 < t ≤ 100 |
| S235 | 235 | 225 | 215 | 360 |
| S275 | 275 | 265 | 255 | 410 |
| S355 | 355 | 345 | 355 | 470 |
| S450 | 450 | 430 | 410 | 550 |

Como se observa, el CTE da entrada a los aceros de alto límite elástico ($f_y \geq 450$ N/mm²) y propone, como novedad con respecto a la NBE-EA95 límites elásticos de valor decreciente en función del espesor creciente de las chapas.

Para aceros diferentes a los señalados se exigen los siguientes requisitos de ductilidad:

- $f_u/f_y \geq 1{,}20$
- $\varepsilon_u/\varepsilon_y \geq 1{,}20$
- $\varepsilon_u > 15\%$

Además, se dan en el art. 4.2 el resto de características comunes a los diferentes tipos de acero, a saber:

- E = 210.000 N/mm²

- G = 81.000 N/mm$^2$
- $\upsilon$= 0,3
- $\alpha = 1{,}2 \cdot 10^{-5}\ ºC^{-1}$
- $\rho$ = 7.850 kg/m$^3$ (densidad del acero)

Por último, indicar que todos los aceros referidos son "soldables" requiriéndose, en caso de emplear otros, índices de carbono equivalente menores de 0,41 si $f_y \leq 275$ N/mm$^2$ o de 0,47 para aceros S-355.

## 2.2. Aceros de tornillos

Se sigue la Norma ISO contemplándose los tipos referidos en la tabla que sigue:

| CLASE | 4.6 | 5.6 | 6.8 | 8.8 | 10.9 |
|---|---|---|---|---|---|
| $f_{yb}$ (N/mm$^2$) | 240 | 300 | 480 | 640 | 900 |
| $f_{ub}$ (N/mm$^2$) | 400 | 500 | 600 | 800 | 1000 |

## 2.3. Materiales de aportación

Las características mecánicas de los materiales de aportación de las soldaduras que se ajusten a la Norma UNE-EN ISO 14555:1999 se considera que son, en todos los casos, superiores a los del material base.

# 3. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN TRACCIÓN

Como ya se ha comentado las comprobaciones en ELU se realizan a nivel de sección. Es decir, se compara el axil máximo producido por la solicitación con el resistente. Así, según el art. 6.2.3 se debe verificar una doble condición:

- $N_{T,sd} \le N_{pl,rd} = A \cdot f_{yd} = A \cdot \dfrac{f_y}{\gamma_{MO}} = A \cdot \dfrac{f_y}{1{,}05}$

- $N_{T,sd} \le N_{u,rd} = 0.9 \cdot A_{neta} \cdot f_{ud} = 0.9 \cdot A_{neta} \dfrac{f_u}{\gamma_{M2}} = 0.9 \cdot A_{neta} \cdot \dfrac{f_u}{1{,}25}$

En la expresión anterior A es el área bruta de la pieza y $A_{neta}$ es la neta, calculada conforme a lo indicado en el art. 6.2.2; el área neta se obtiene descontando de la nominal el área de los agujeros (el área del agujero a estos efectos es el producto del diámetro del agujero por el espesor de la chapa).

# 4. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN COMPRESIÓN. EL PANDEO

## 4.1. El pandeo de la pieza simple

### 4.1.1 Introducción al fenómeno del pandeo por flexión de la pieza ideal

a) E1 Pandeo de Euler

Dada una pieza recta y de sección constante y supuesta biapoyada sometida a una compresión centrada y uniforme, la ecuación de equilibrio entre esfuerzos externos e internos, considerando los efectos de segundo orden geométricos, corresponde a la conocida expresión:

$M_{int} = -y'' \cdot EI_f = P \cdot y = M_{ext}$ $\qquad y'' + (P/EI_f) \cdot y = 0$

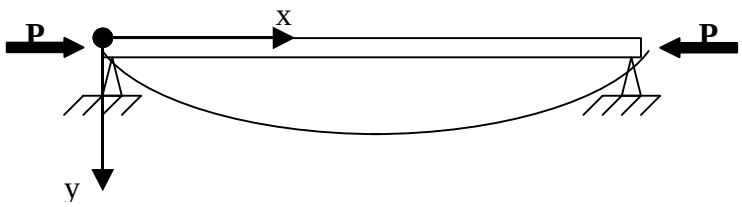



*Figura 4.1*

La solución de esta ecuación diferencial toma la forma:

$y = A \cdot sen(kx) + B \cdot cos(kx)$ siendo $k^2 = P/EI_f$

Imponiendo las condiciones de contorno se obtienen las dos constantes de integración:

$x=0 \ ; \ y=0 \longrightarrow A=0$

$x=L \ ; \ y=0 \longrightarrow$ 1ª solución: $B=0 \longrightarrow y=0$ (deformada nula)

2ª solución: $k \cdot L = n \cdot \pi \longrightarrow$ y=indefinido

El valor de P que da esta segunda solución es el llamado valor crítico, que obtenido como se ha indicado corresponde al valor crítico de Euler, $P_E$ .

$$P_E = \frac{\pi^2 \cdot EI_f}{L_p^2} \qquad \text{siendo} \quad L_p = L/n = \text{longitud de pandeo}$$

En definitiva, que una vez que la carga P alcanza su valor crítico existen dos formas de equilibrio:

- Equilibrio indiferente, que supone deformada nula.
- Equilibrio inestable, que corresponde a un crecimiento indefinido de la flecha hasta el consiguiente colapso.

Si se expresa la carga crítica en función de la esbeltez de la pieza se llega a una relación que constituye la llamada Hipérbola de Euler, cuya ecuación es:

$$\sigma_E = \frac{P_E}{A} = \frac{\pi^2 \cdot EI_f}{L_p{}^2} \cdot \frac{1}{A} \quad ; \quad \lambda = \frac{L_p}{i} = \frac{L_p}{\sqrt{I_f/A}} \quad ; \quad \sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2}$$

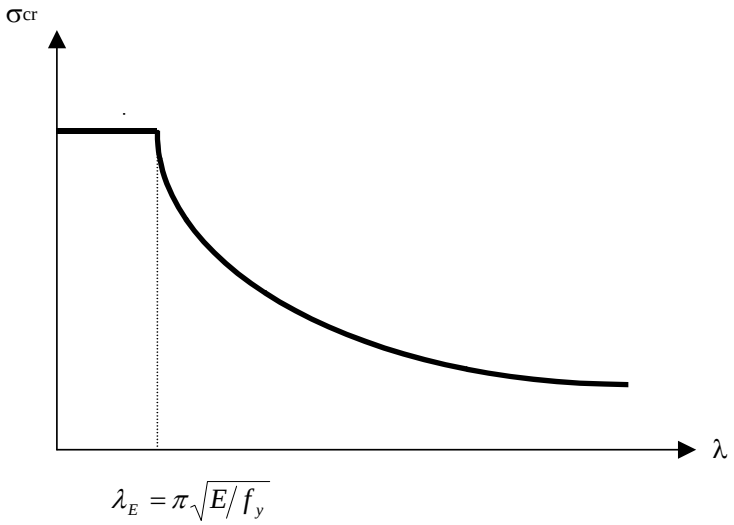



*Figura 4.2*

Cuando $\sigma_E = f_y$ se tiene un valor de la esbeltez que se llama esbeltez de Euler, $\lambda_E$, que marca la frontera entre el agotamiento resistente ($\lambda<\lambda_E$), y el que se produce por inestabilidad ($\lambda>\lambda_E$). El valor de la esbeltez de Euler es, por tanto:

$$\lambda_E = \pi \cdot \sqrt{E/f_y} = 93{,}9 \cdot \varepsilon \qquad \text{siendo} \quad \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \qquad (f_y \text{ en N / mm2})$$

b) El factor de amplificación

Supóngase ahora que la pieza ideal anterior no es perfectamente recta sino que tiene una deformada inicial. Si ésta adopta una forma senoidal, $y_o$, con flecha máxima $e_o$, la ecuación diferencial queda como sigue:

$$M_{ext} = P \cdot y = -EI_f (y'' - y_o'') \rightarrow y'' + \frac{P}{EI_f} \cdot y = y_o''$$

siendo la deformada inicial $y_o = e_o \operatorname{sen} \frac{\pi \cdot x}{L}$

e "y" la solución de la ecuación diferencial de expresión:

$$y = A \operatorname{sen} kx + B \cos kx + \frac{e_o}{1 - \frac{k^2 \cdot L^2}{\pi^2}} \operatorname{sen} \frac{\pi \cdot x}{L}$$

Operando de forma análoga a la expuesta en el apartado anterior se llega a que la ley de flechas que se obtiene es de la forma:

$$y = \frac{P/P_E}{1 - P/P_E} \cdot y_o \operatorname{sen} \frac{\pi \cdot x}{L} + y_o \operatorname{sen} \frac{\pi \cdot x}{L} = y_o \cdot \frac{1}{1 - P/P_E} \operatorname{sen} \frac{\pi \cdot x}{L}$$

Es decir, que por efecto de la excentricidad, se produce una flexión adicional (P · y), que hace que la flecha inicial "$y_o$" crezca hasta alcanzar el valor indicado. Así, al coeficiente $\frac{1}{1 - P/P_E}$ se le conoce como factor de amplificación.

### 4.1.2 El pandeo de la pieza simple en el CTE. Las curvas europeas de pandeo

Conforme a lo expuesto en el apartado anterior, el cálculo en segundo orden de una pieza en compresión genera la necesidad de considerar una flexión adicional en el cálculo, a sumar a la compresión original. Si, además, la pieza tiene una excentricidad inicial, ésta se ve ampliada en un factor $\frac{1}{1 - \frac{N}{N_E}}$ siendo N el axil aplicado y $N_E$ el axil crítico de Euler. Así, por tanto, si se supone que el agotamiento se alcanza cuando la tensión máxima provocada por el axil aplicado, $N_{cr,r}$ llega el límite elástico minorado, se tiene como condición de agotamiento:

$$\frac{N_{cr,r}}{A} + \frac{N_{cr,r} y}{W} = f_{yd}$$

Siendo "y" la flecha en el punto de cálculo que, considerando los efectos de 2º orden, se puede expresar como:

$$y = e_o \cdot \frac{1}{1-\frac{N_{cr,r}}{N_E}}$$

con lo que resulta:

$$\frac{N_{cr,r}}{A} + \frac{N_{cr,r}\cdot e_o}{W}\cdot\frac{1}{1-\frac{N_{cr,r}}{N_E}} = f_{yd}$$

Por otra parte, se definen los siguientes parámetros:

- Coeficiente de imperfección ($\eta$) = $\frac{e_o \cdot A}{W}$
- Axil reducido (Ñ) o factor de reducción (X) = $\frac{N_{cr,r}}{N_y} = \frac{N_{cr,r}}{A\cdot f_{yd}}$
- Esbeltez reducida ($\bar{\lambda}$) = $\sqrt{\frac{N_{yelast}}{N_E}} = \sqrt{\frac{A\cdot f_y}{\frac{\pi^2 E}{\lambda^2}}} = \sqrt{\frac{\lambda^2}{\frac{\pi^2 E}{f_y}}} = \sqrt{\frac{\lambda^2}{\lambda_E}} = \frac{\lambda}{\lambda_E}$

Con lo que en la ecuación anterior, multiplicando por A y operando convenientemente se llega a que:

$$\frac{N_{cr,r}}{A}\cdot A + \frac{N_{cr,r}\cdot e_o \cdot A}{W}\cdot\frac{1}{1-\frac{N_{cr,r}}{N_E}} = f_{yd}\cdot A$$

$$N_{cr,r} + \frac{N_{cr,r}\cdot\eta}{1-X\cdot\bar{\lambda}^{-2}} = \frac{N_{cr}}{X}$$

y operando resulta:

$\bar{\lambda}^2 \cdot X^2 + (1+\eta+\bar{\lambda}^2)\, X - 1 = 0$

El CTE propone, en consonancia con el Eurocódigo 3, una expresión del factor de imperfección, $\eta$, de la forma:

$$\eta = \alpha\,(\bar{\lambda} - 0{,}2)$$

donde $\alpha$ es un factor que depende del tipo de sección, del proceso de fabricación de la pieza y del eje de pandeo para así tener en cuenta la forma y magnitud de la excentricidad inicial y, también, la influencia de las posibles tensiones residuales existentes. Así, el CTE propone los coeficientes $\alpha$ dados por las "curvas europeas de pandeo" conforme a la tabla que sigue:

| Curva de pandeo | $a_o$ | a | b | c | d |
|---|---|---|---|---|---|
| $\alpha$ | 0,13 | 0,21 | 0,34 | 0,49 | 0,76 |

En esencia, el cálculo de la resistencia a compresión de una pieza recta y de sección constante conforme a lo indicado en el art. 6.3.2.1 del CTE se realiza conforme al siguiente proceso:

- Cálculo de la esbeltez reducida, $\bar{\lambda}$, de la pieza

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_y}{N_E}} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{\frac{\pi^2 EI}{L^2}}} = \frac{\sqrt{\frac{L^2}{I/A}}}{\sqrt{\frac{\pi^2 E}{f_y}}} = \frac{\lambda}{\lambda_E}$$

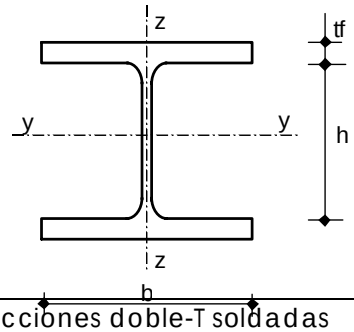
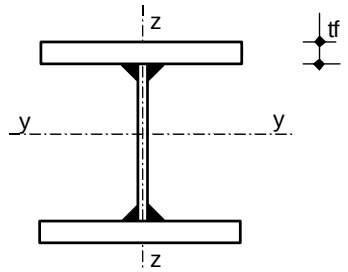
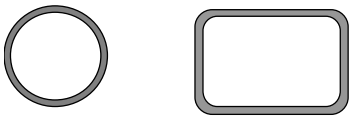
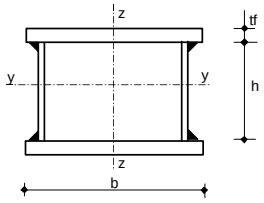
- Elección de la curva de pandeo empleando la tabla 6.1 del CTE.
- Obtención del coeficiente de reducción , X, en función de la curva de pandeo elegida y del valor de la esbeltez reducida de la pieza, empleando las ecuaciones 6.19 y 6.20 del CTE, a saber:

$$X = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \text{ donde } \phi = 0{,}5\,[1+\alpha\,(\bar{\lambda} - 0{,}2) + \bar{\lambda}^2]$$

- Cálculo del axil resistente de la pieza real como:

$$N_{cr,r} = X \cdot N_y = X \cdot \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$$

En las páginas que siguen se muestra un resumen de la citada tabla 6.1 del CTE y una representación gráfica y tabulada de las curvas europeas de pandeo.

| Tabla para la elección de la curva de pandeo (espesores < 40 mm y $f_y \leq 355$) | | | |
|---|---|---|---|
| **Sección Transversal** | **Límites** | **Eje de pandeo** | **Curva de pandeo** |
| Secciones doble-T laminadas   | h/b > 1'2 | y-y | a |
| | | z-z | b |
| | h/b < 1'2 | y-y | b |
| | | z-z | c |
| Secciones doble-T soldadas   | | y-y | b |
| | | z-z | c |
| Secciones huecas  | laminadas en caliente | cualquiera | a |
| | conformadas en frío | cualquiera | c |
| Secciones cajón soldadas   | en general (excepto caso que sigue) | cualquiera | b |
| | $b/t_f < 30$<br>$h/t_w < 30$ | y-y<br>z-z | c<br>c |
| Secciones U, T, y secciones macizas | | cualquiera | c |
| Angulares en L | | cualquiera | b |

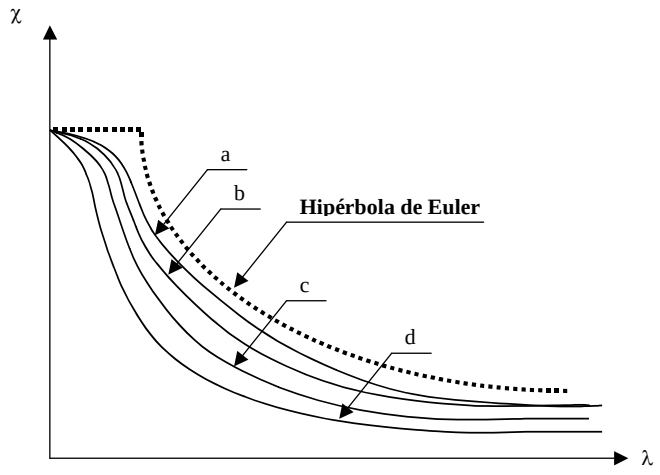



*Figura 4.3*

| $\bar{\lambda}$ | Coeficiente χ | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | **Curva $a_o$** | **Curva a** | **Curva b** | **Curva c** | **Curva d** |
| **0.2** | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 |
| **0.4** | 0.97 | 0.95 | 0.93 | 0.90 | 0.85 |
| **0.6** | 0.93 | 0.89 | 0.84 | 0.79 | 0.71 |
| **0.8** | 0.85 | 0.80 | 0.72 | 0.66 | 0.58 |
| **1.0** | 0.73 | 0.67 | 0.60 | 0.54 | 0.47 |
| **1.2** | 0.57 | 0.53 | 0.48 | 0.43 | 0.38 |
| **1.4** | 0.45 | 0.42 | 0.38 | 0.35 | 0.31 |
| **1.6** | 0.35 | 0.32 | 0.31 | 0.28 | 0.25 |
| **1.8** | 0.28 | 0.27 | 0.25 | 0.23 | 0.21 |
| **2.0** | 0.23 | 0.22 | 0.21 | 0.20 | 0.18 |

## 4.2. El pandeo de la pieza compuesta

El cálculo de las piezas compuestas de sección constante sometidas a compresión uniforme en toda su altura es examinado por el CTE en el art. 6.3.2.6.

La resistencia al pandeo de una pieza compuesta se debe asegurar efectuando tres comprobaciones:

- La resistencia al pandeo general de la pieza
- La resistencia al pandeo local de un cordón en un tramo situado entre enlaces

- La resistencia de los elementos de enlace

Se comenta brevemente a continuación los fundamentos a aplicar para cada una de las tres comprobaciones a efectuar.

**a) <u>Resistencia al pandeo general de la pieza</u>**

En el plano perpendicular al eje de inercia material el pandeo se comprueba como si se tratase de una pieza simple.

**b) <u>Resistencia al pandeo local de un cordón en un tramo entre enlaces</u>**

Para el estudio del agotamiento debido al pandeo por flexión de un cordón de la pieza compuesta en un tramo entre dos enlaces consecutivos, el CTE supone que existe una excentricidad inicial, $e_0$, que provoca, por tanto, un momento flector de segundo orden, $M_s$. Así, el cordón más comprimido soporta un axil equivalente, según se muestra en la figura, de valor :

$$N_{f,sd} = \frac{N_{sd}}{2} + \frac{M_S \cdot h_0/2}{I_{eff}} \cdot A_f \approx \frac{N_{sd}}{2} + \frac{M_s}{h_0}$$

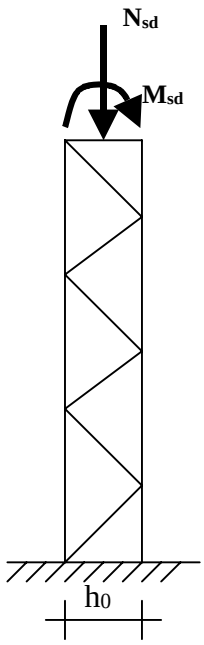



*Figura 4.4*

El valor del flector de segundo orden es función de la propia excentricidad inicial (el CTE toma un valor de $e_o$=L/500) y del factor de amplificación característico del fenómeno del pandeo, siendo $M_s$, por tanto:

$$M_s = N_{sd} \cdot e_0 \cdot \Psi = \frac{N_{sd} \cdot e_0}{1 - \frac{N_{sd}}{N_{cr}}}$$

siendo: $N_{sd}$ el axil de cálculo

$e_o$ la excentricidad inicial (=L/500)

$\psi$ el coeficiente de amplificación

$N_{cr}$ el axil crítico de Euler obtenido con la inercia equivalente que considere la deformación por cortante.

El valor de $N_{cr}$ para soportes empresillados es:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 E \cdot A}{\frac{L^2}{i^2} + \frac{a^2}{i_o^2}}$$

donde: A = área total de la pieza compuesta

L = longitud de pandeo

i = radio de giro de la pieza completa, obtenida como si fuera una pieza simple

a = separación entre ejes de presillas

$i_o$ = radio de giro mínimo de un cordón

**c) <u>Resistencia de los elementos de enlace</u>**

Los elementos de enlace(celosías o presillas) deberían ser calculados para soportar un cortante virtual, $V_s$, de valor:

$$V_s = \pi \cdot M_s / L$$

aplicado en los nudos de la celosía para soportes compuestos con celosía, o en los centros de los cordones según un esquema de viga Vierendel, para los soportes empresillados.

En realidad, la expresión que da el CTE es:

$$V_{ed} = \frac{N_{ed}}{150} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N_{sd}}{N_{cr}}}$$

que es muy aproximada a la expresión teórica referida, que resulta de suponer una deformada senoidal.

## 4.3. Longitudes de pandeo

Se define como longitud de pandeo la "distancia entre puntos de inflexión de la deformada" o, lo que es lo mismo, la luz de la pieza biarticulada equivalente a la dada a efectos de pandeo.

En el CTE se definen las longitudes de pandeo de las barras "canónicas" (axil y sección constante) como:

$$L_K = \beta \cdot L$$

Siendo: $L_K$, la longitud de pandeo

L la longitud de la barra

$\beta$ un coeficiente que depende de las condiciones de apoyo de valor:

- Barra biarticulada: $\beta = 1{,}0$ L
- Barra biempotrada: $\beta = 0{,}5$ L
- Barra empotrada-articulada: $\beta = 0{,}7$ L
- Barra biempotrada desplazable: $\beta = 1{,}0$ L
- Barra en ménsula: $\beta = 2{,}0$ L

En los arts. 6.3.2.2, 6.3.2.3 y 6.3.2.4 del CTE se dan indicaciones sobre el valor de la longitud de pandeo para esfuerzos axiles variables a lo largo de la barra, para piezas de sección variable y para barras de estructuras trianguladas, respectivamente. Por último, indicar que el art. 6.3.2.5 define los coeficientes $\beta$ para pilares empotrados en forjados en función de la rigidez de éstos y del propio pilar.

## 4.4. Estructuras traslacionales. Imperfecciones iniciales

### 4.4.1 Traslacionalidades

Una estructura se denomina intraslacional cuando los movimientos transversales a las cargas principales son despreciables a efectos del cálculo de esfuerzos. A efectos prácticos, el CTE marca la frontera de las estructuras traslacionales en el art. 5.3 (cláusula 5) y en el art. 5.3.1. Así se indica que:

- (Art. 5.3) Una estructura es intraslacional si su esquema resistente ante acciones horizontales se basa en sistemas triangulados o en pantallas o núcleos de hormigón de rigidez que aporten al menos el 80% de la rigidez frente a esfuerzos horizontales en esa dirección.
- (Art. 5.3.1). Un criterio que pueda representarse con un modelo de pórticos planos es intraslacional si el factor "r" que sigue resulta menor que 0,1 para todas las plantas, siendo r:

$$r = \frac{V_{ed}}{H_{ed}} \cdot \frac{\delta_{H,d}}{h}$$

donde:

$V_{ed}$ = valor de cálculo de las cargas verticales en la planta en estudio y superiores (es el axil en el pilar considerado).

$H_{ed}$ = valor de cálculo de las cargas horizontales totales en la planta considerada (es el cortante en el pilar en estudio).

$\delta_{H,d}$ = desplazamiento horizontal relativo que resulta en la planta (entre piso y techo) obtenido en un cálculo elástico y lineal.

h = altura de la planta.

En caso de que la estructura resulte traslacional se pueden emplear los 3 métodos de comprobación que se resumen a continuación.

a) Análisis global "completo" en segundo orden

Se trata de realizar un cálculo de la estructura completa considerando la no linealidad geométrica. Para ello se deben considerar en el cálculo iterativo de esfuerzos las imperfecciones iniciales globales, siempre, y las de la geometría de cada pieza, en el caso en que el coeficiente de reducción por pandeo, X, de algún pilar resulte menor de 0,85. En este caso, en la comprobación de la resistencia de las piezas no hace falta considerar los efectos de pandeo porque éstos ya se han tenido en cuenta en el cálculo de los esfuerzos.

b1) Análisis global "parcial" en segundo orden

En este caso se deben calcular los esfuerzos de forma iterativa mediante un cálculo de segundo orden en que se considere la no linealidad geométrica producida por las imperfecciones iniciales globales, pero no las imperfecciones de cada barra. En este caso, en la comprobación resistente de las piezas se debe considerar el efecto del pandeo.

b2) Análisis elástico equivalente

En el inicio de este apartado se ha definido el parámetro "r" que evalúa la traslacionalidad de un edificio de varias plantas que se pueda modelizar mediante pórticos planos. En caso de que dicho parámetro "r" sea menor que 0,33, se puede realizar un análisis elástico y lineal pero considerando unas fuerzas horizontales iguales a las de cálculo pero multiplicadas por el factor de amplificación $\frac{1}{1-r}$, con las siguientes particularidades:

- Para la comprobación de los pilares se emplearon las longitudes de pandeo correspondientes al modo intraslacional y se considera el pandeo como si fuese una barra de una estructura intraslacional.
- Las reacciones horizontales en cimentación se obtendrán del modelo anterior pero se reducirán en el valor del coeficiente de amplificación antes definido.

### 4.4.2 Imperfecciones iniciales

En el art. 5.4.1 se definen las imperfecciones geométricas globales y las parciales de cada barra.

a) Imperfecciones globales

El "desplome", $\phi$, a considerar será:

- L/200 si sólo hay dos soportes en esa dirección y una altura.
- L/400 si hay al menos 4 soportes y 3 alturas.
- L/300 en casos intermedios.

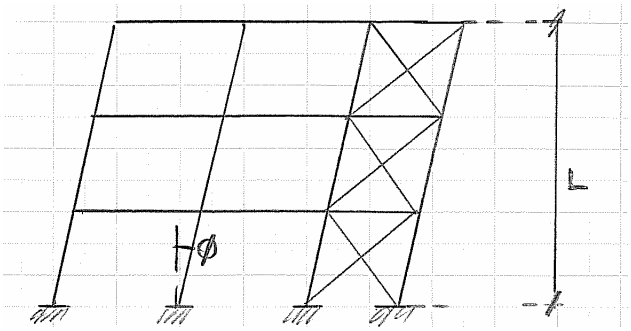



*Figura 4.5*

Alternativamente a estas imperfecciones se puede considerar la acción de las fuerzas equivalente de la figura que se adjunta.

b) Imperfecciones locales de las barras

Se considerará una deformada senoidal de flecha máxima $e_o$ dada en la tabla que sigue:

| Curva de pandeo | Imperfección inicial $e_o$ | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | $a_o$ | a | b | c | d |
| Análisis global elástico | L/350 | L/300 | L/250 | L/200 | L/150 |
| Análisis global plástico | L/300 | L/250 | L/200 | L/150 | L/100 |

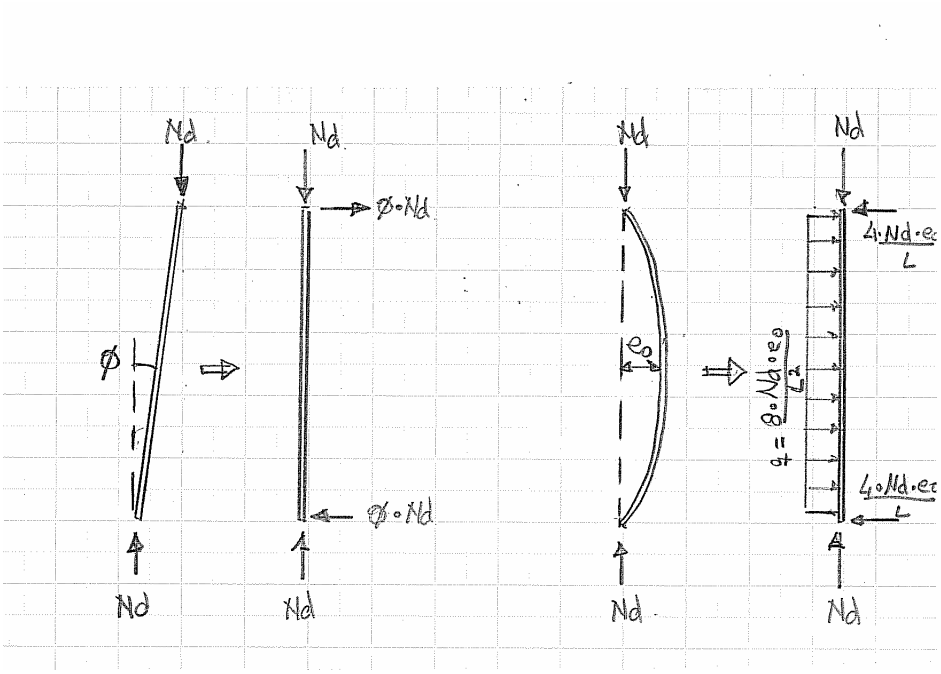



*Figura 4.6*

# 5. COMPROBACIÓN EN ELU. PIEZAS EN FLEXIÓN SIMPLE

## 5.1. Bases del cálculo elasto-plástico en flexión

En Resistencia de Materiales se estudian las expresiones que permiten conocer el estado tensional que se produce en una sección simétrica a flexión, supuesto que se conserva el régimen elástico. Así, por ejemplo, se puede obtener la tensión normal que aparece en cualquier punto de una sección sometida a un momento flector. Al tratarse de régimen elástico las tensiones serán proporcionales a las deformaciones y ambas seguirán leyes lineales, produciéndose valores nulos en la fibra neutra y máximos en los puntos más alejados de la fibra neutra. En el caso de una sección doble T sometida a un flector de eje horizontal se tendrá el siguiente estado de tensiones y de deformaciones.

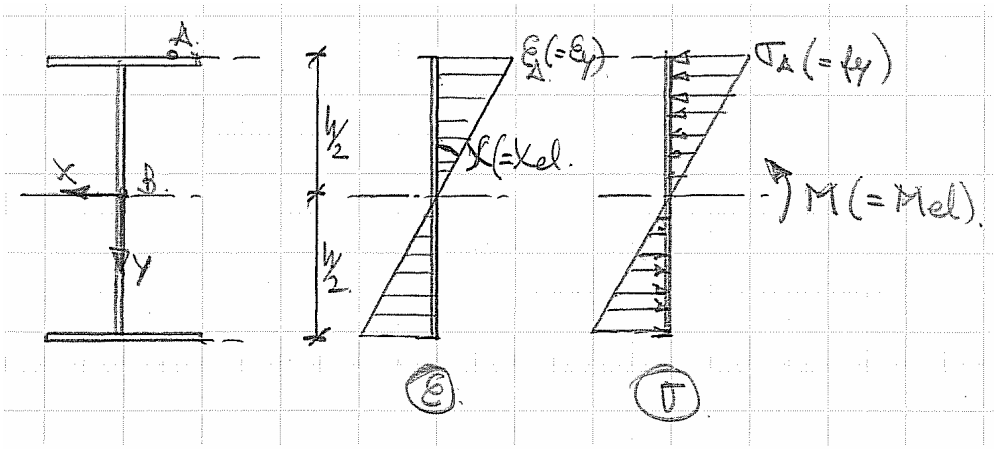



*Figura 5.1*

Un criterio habitual de agotamiento consiste en suponer que se alcanza el límite resistente de la sección cuando en la fibra más solicitada se llega a una tensión igual a su límite elástico ($f_y$). Al valor del flector que genera este estado tensional se le conoce con el nombre de Momento Elástico de la sección. Sin embargo, este hecho no tiene porque suponer el colapso real de la sección por dos motivos:

- El acero es capaz de admitir tensiones mayores que su límite elástico (puede llegar a su tensión de rotura que es del orden de un 40-60% mayor).

- El agotamiento de una fibra no tiene porque suponer el agotamiento de la sección en su conjunto.

El primer hecho no se suele tener en cuenta, ya que es habitual considerar un diagrama tensión-deformación birrectilíneo como el de la figura que sigue.

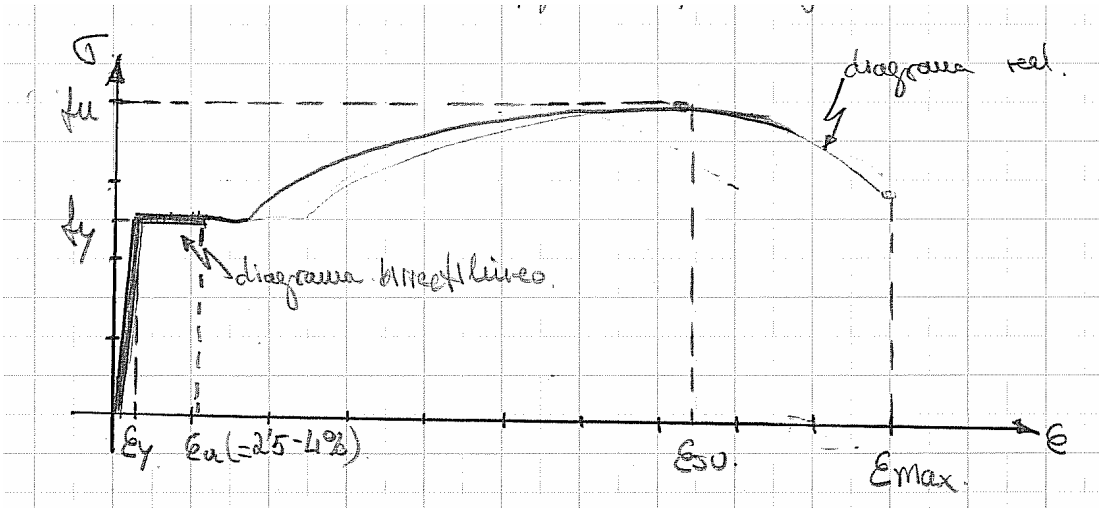



*Figura 5.2*

Es de destacar que la deformación de agotamiento ($\varepsilon_{su}$) es del orden del 12-17% y la deformación máxima resulta ser del entorno del 18 al 25%. Siendo la deformación elástica $\varepsilon_y = f_y/E$ del 0,11% al 0,17%, en función de la resistencia del acero, se observa que el acero es un material muy dúctil, ya que la relación entre las deformaciones última y elástica resulta ser de 15 a 20.

Esta ductilidad del acero permite que una sección metálica pueda ser solicitada por flectores mayores que el elástico. En efecto, cuando la fibra más solicitada alcanza el límite elástico, llega también a la deformación elástica ($\varepsilon_y = f_y/E$), pero el resto de las fibras de la sección se mantiene en régimen elástico con tensiones menores que $f_y$. Al incrementar el momento lo que sucede es que sucesivas fibras van llegando al límite elástico y, por tanto, crece su deformación pero se mantiene invariable la tensión, que continúa valiendo $f_y$. Así, el diagrama de tensiones y de deformaciones en régimen elastoplástico será como el de la figura.

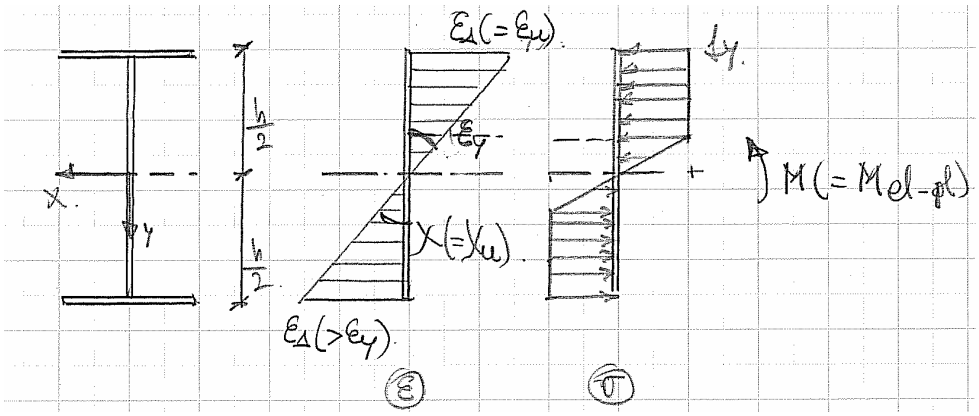



*Figura 5.3*

Es de destacar que, como se observa en la figura anterior, aunque algunas fibras entren en el dominio plástico, -en el que las tensiones ya no son proporcionales a las deformaciones- sin embargo, se sigue verificando la hipótesis de Novier y, por tanto, la ley de deformaciones es "plana".

En el dominio elastoplástico se alcanzará el agotamiento cuando la deformación de la fibra más solicitada alcance la deformación última que, convencionalmente, se toma igual a valores del entorno del 2,5% al 4%. Lo que sucede entonces es que el momento elastoplástico que resulta es muy próximo al momento rígido-plástico. Éste es el que se obtiene suponiendo que toda la sección tiene una tensión igual a $f_y$. Aunque el momento rígido-plástico es imposible de alcanzar (ya que tendría que producirse una curvatura de valor infinito) se suele tomar como igual al momento resistente, ya que es mucho más sencillo de calcular y da resultados suficientemente aproximados (en secciones bien condicionadas el error resulta menor de un 5% aproximadamente).

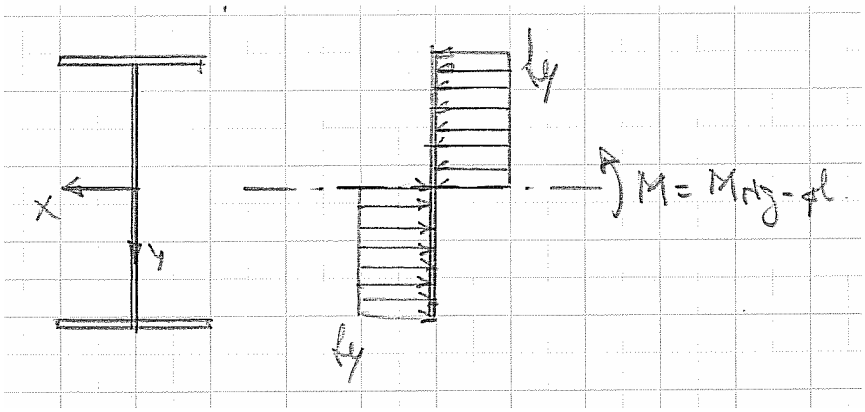



*Figura 5.4*

A la relación entre el flector rígido-plástico (o sencillamente plástico) y al flector elástico se le llama FACTOR DE FORMA, y alcanza valores del orden de 1,12-1,20 en secciones bien condicionadas a flexión ($\Psi = M_{pl}/M_{el}$).

A la relación entre las curvaturas última y elástica se la denomina factor de ductilidad, que alcanza valores entre 14 y 22, si se toma como deformación última el 2,5%.

$$\text{Factor ductilidad} = \frac{X_u}{X_{el}} = \frac{\varepsilon_u / h/2}{\varepsilon_y / h/2} = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}$$

El diagrama M-$\chi$ que sigue expone bien a las claras la elevada ductilidad de las secciones metálicas lo que posibilita que en los cálculos se puede suponer un régimen plástico de resistencia.

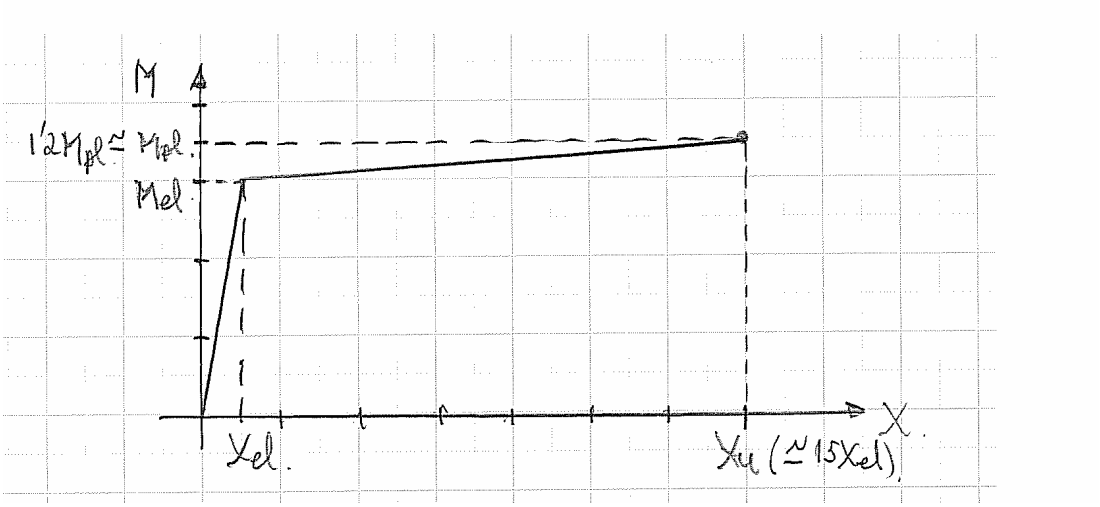



*Figura 5.5*

## 5.2. Las clases de secciones transversales

Seguramente uno de los aspectos más novedosos que incorpora el Eurocódigo, y que ha recogido el CTE, con respecto a la Normativa anterior para el dimensionamiento de elementos metálicos, es la agrupación de las secciones transversales en cuatro clases. Mediante la introducción del concepto de clases de secciones se trata de integrar las comprobaciones de inestabilidad de chapas por tensiones normales o abolladura en las condiciones de agotamiento por flexión o por compresión de los elementos metálicos.

Así, dicha clasificación permite determinar el tipo de análisis global de esfuerzos en la estructura y fijar los criterios para la obtención de la resistencia de las secciones metálicas a flexión y/o compresión.

### 5.2.1 Definición de las clases de secciones transversales

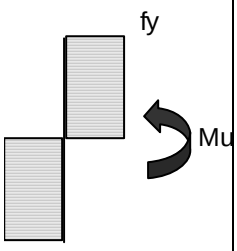
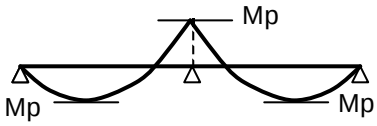
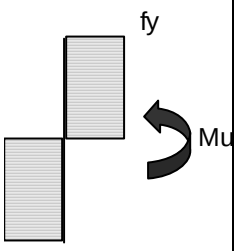
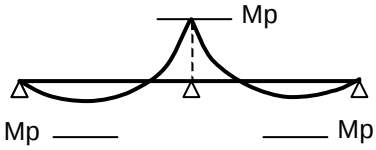
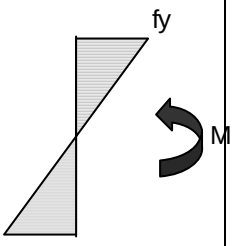
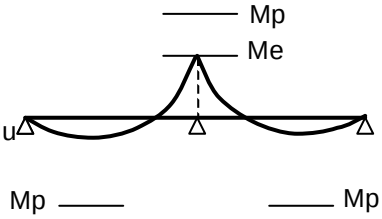
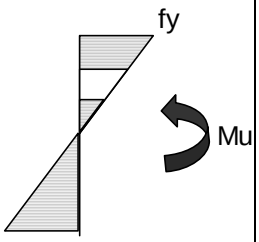
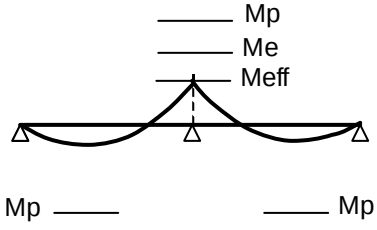
Las secciones transversales se clasifican, de acuerdo con el art. 5.3.2 del EC3, en cuatro CLASES:

- CLASE 1 (Plástica)
- CLASE 2 (Compacta)
- CLASE 3 (Semicompacta)
- CLASE 4 (Esbelta)

Las cuatro clases indicadas se definen como:

- CLASE 1: son aquéllas secciones capaces de desarrollar su resistencia plástica sin que aparezcan problemas de abolladura por tensiones normales y tales que poseen la suficiente capacidad de rotación como para permitir la aparición de rótulas plásticas que hagan posible emplear el régimen plástico en el análisis global de la estructura.
- CLASE 2: al igual que las secciones clase 1 pueden desarrollar su resistencia plástica sin que aparezcan problemas de abolladura por tensiones normales pero tienen una capacidad de rotación limitada que hace que no se pueda emplear el cálculo plástico para la determinación de los esfuerzos producidos por las acciones.
- CLASE 3: son aquéllas secciones en las que la fibra más comprimida puede alcanzar el límite elástico pero no se puede desarrollar el momento plástico resistente sin que antes aparezcan fenómenos de abolladura por tensiones normales.
- CLASE 4: son secciones formadas por chapas esbeltas tal que antes de que se alcance el límite elástico en la fibra más comprimida hacen su aparición problemas de abolladura por tensiones normales.

En la figura adjunta se resume esquemáticamente el método de cálculo de la capacidad resistente a flexión y el tipo de análisis de esfuerzos a emplear en función de la clase de sección.

| CLASE DE SECCIÓN | RESISTENCIA DE CÁLCULO | OBTENCIÓN DE ESFUERZOS | CAPACIDAD DE ROTACIÓN |
|---|---|---|---|
| **1**<br>**PLASTICA** | Mu = Mplástico<br> | Md = Mplástico<br> | IMPORTANTE |
| **2**<br>**COMPACTA** | Mu = Mplástico<br> | Md = Melástico<br> | LIMITADA |
| **3**<br>**SEMI-COMPACTA** | Mu = Melástico<br> | Md = Melástico<br> | REDUCIDA |
| **4**<br>**ESBELTA** | Mu = Meff < Mel<br> | Md = Melástico<br> | NINGUNA |

### 5.2.2 Criterios para la asignación de clase

La asignación de clase a una sección depende de los siguientes criterios:

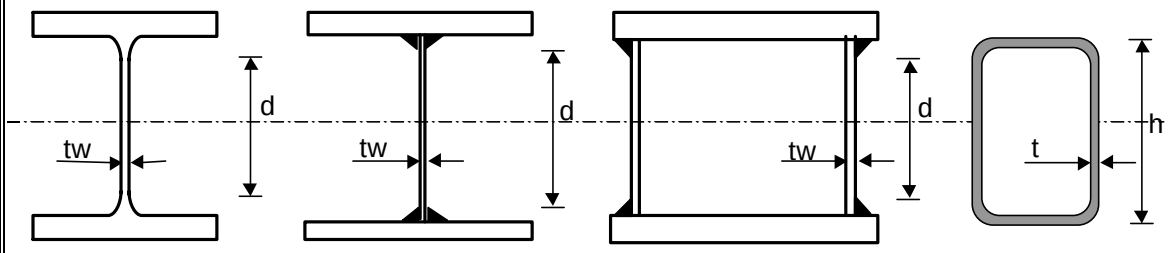
- Geometría de la sección y, en particular, de los elementos comprimidos.
- Esbeltez (b/t) de las chapas comprimidas.
- Posición de la fibra neutra y signo de la flexión, que influye en la extensión de la zona comprimida.
- Tipo de perfil (laminado o soldado) que afecta al nivel de tensiones residuales y de imperfecciones geométricas, con la consiguiente repercusión en los fenómenos de inestabilidad de chapas por la presencia de tensiones normales de compresión.

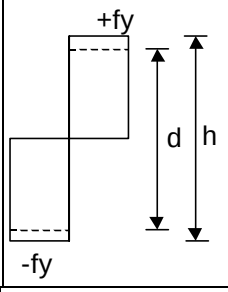
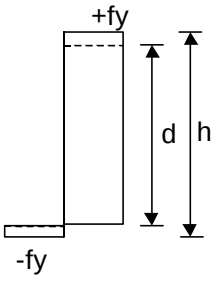
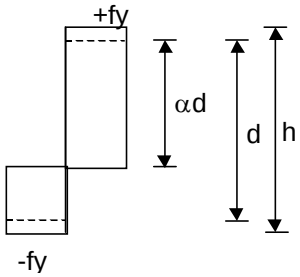
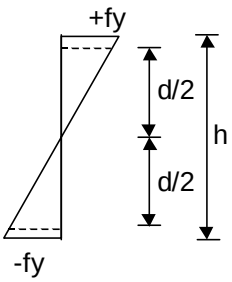
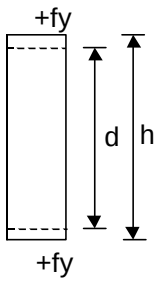
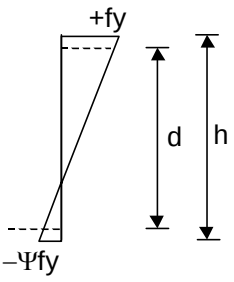
En las páginas siguientes se resumen las tablas 5.3, 5.4 y 5.6 del CTE que son las que fijan los criterios, en forma numérica, para la asignación de la clase de una determinada sección transversal en función de los parámetros antes citados. En esta tabla $\varepsilon$ vale:

$$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y}$$

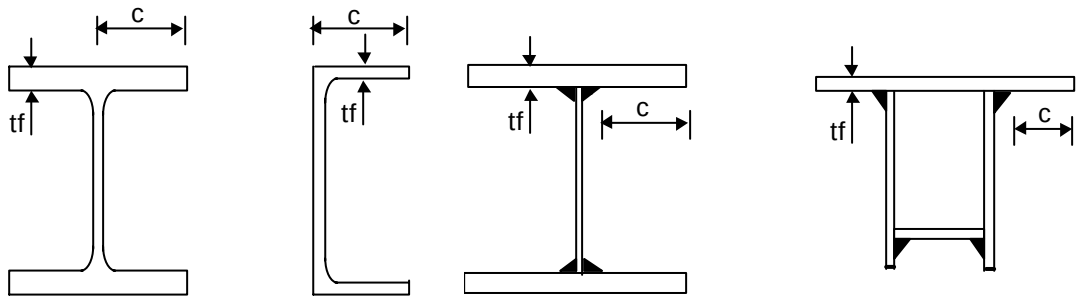
Para obtener la clase de una sección se examinará, con las tablas ya mencionadas, la clase de cada uno de los elementos comprimidos (ala, alma o chapa de fondo) de la sección en estudio. La clase de la sección viene dada por la máxima de los elementos comprimidos que la integran.

**Criterios para la asignación de clase del alma**



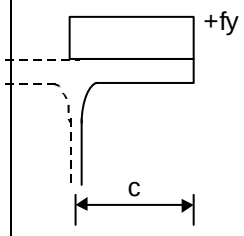
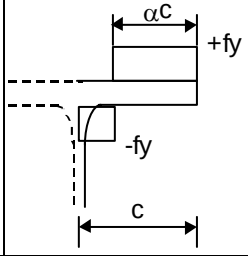
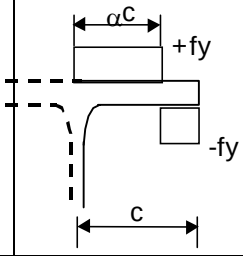
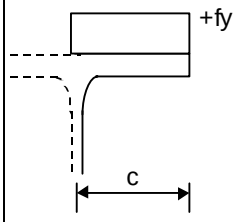
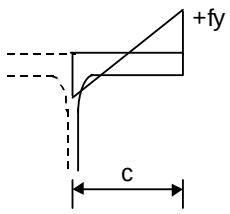
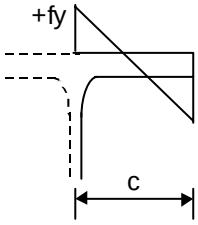

| Clase | Flexión "simétrica" | Compresión | Flexión compuesta |
|---|---|---|---|
| Estado tensional |   |   |   |
| **1** | $d/t_w \leq 72\varepsilon$ | $d/t_w \leq 33\,\varepsilon$ | si $\alpha > 0.5$: $d/t_w \leq 396\,\varepsilon/(13\,\alpha - 1)$<br>si $\alpha < 0.5$: $d/t_w \leq 36\,\varepsilon/\alpha$ |
| **2** | $d/t_w \leq 83\,\varepsilon$ | $d/t_w \leq 38\,\varepsilon$ | si $\alpha > 0.5$: $d/t_w \leq 456\,\varepsilon/(13\,\alpha - 1)$<br>si $\alpha < 0.5$: $d/t_w \leq 41.5\,\varepsilon/\alpha$ |
| Estado tensional |   |   |   |
| **3** | $d/t_w \leq 124\,\varepsilon$ | $d/t_w \leq 42\,\varepsilon$ | si $\Psi > -1$: $d/t_w \leq 42\,\varepsilon/(0.67+0.33\Psi)$<br>si $\Psi < -1$: $d/t_w \leq 62\,\varepsilon\,(1-\Psi)\sqrt{(-\Psi)}$ |

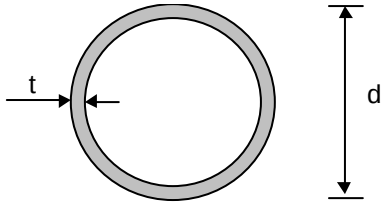
**Criterios para la asignación de clase de las alas**




Perfiles laminados

Secciones soldadas

| Clase | Proceso fabricación | Compresión | Compresiones variables | |
|---|---|---|---|---|
| | | | Borde en compresión | Borde en tracción |
| Estado tensional | |   |   |   |
| **1** | | $c/t_f < 9$ | $c/t_f < 9/\alpha$ | $c/t_f < 9/(\alpha\sqrt{\alpha})$ |
| **2** | | $c/t_f < 10$ | $c/t_f < 10/\alpha$ | $c/t_f < 10/(\alpha\sqrt{\alpha})$ |
| Estado tensional | |   |   |   |
| **3** | | $c/t_f < 14$ | $c/t_f < 21\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ (ver valor de $k_\sigma$ en tabla de secciones eficaces de alas) | |

| Criterios para la asignación de clase de tubos circulares | |
|---|---|
|   | |
| **Clase** | **Sección en compresión** |
| **1** | $d/t \leq 50\varepsilon^2$ |
| **2** | $d/t \leq 70\ \varepsilon^2$ |
| **3** | $d/t \leq 90\ \varepsilon^2$ |

### 5.2.3 Obtención de esfuerzos en función de la clase de sección

Como ya se ha comentado, el tipo de análisis (elástico o plástico) a emplear en el cálculo de esfuerzos que solicitan a una determinada sección depende de la clase de sección, teniéndose;

- Clase 1:Análisis plástico o elástico con redistribución de esfuerzos.
- Clase 2 : Análisis elástico con o sin redistribución de esfuerzos.
- Clase 3 : Análisis elástico sin redistribución de esfuerzos.
- Clase 4 : Análisis elástico sin redistribución de esfuerzos.

Es de destacar que el CTE no hace ninguna indicación en lo que se refiere al cálculo plástico de esfuerzos cuando la sección es Clase 1. Sin embargo, la parte 1.1 del EC3 en su art. 5.6 obliga a que las zonas susceptibles de trabajar como rótulas plásticas conserven la Clase 1 en, al menos:

- Una distancia igual dos veces la altura del alma.
- Una distancia igual a la distancia entre la rótula plástica y el punto donde se reduce el momento a un 80% del momento plástico.

El EC3 permite, además, para la Clase 1 y, también para las secciones Clase 2, el efectuar un cálculo elástico de esfuerzos y proceder después a una redistribución de los esfuerzos de un 15% del momento máximo siempre que todo el miembro en estudio sea Clase 1 ó 2, como se indica en el art. 5.4.1 de la parte 1.1 del EC-3.

### 5.2.4 Criterios para la obtención del momento resistente para secciones Clase 1, 2 y 3

En el caso de que no exista cortante, la resistencia a flexión de una pieza, viene determinada por la Clase de la sección, de tal manera que, el momento último resistente vale:

- Clase 1: $M_{rd} = W_{pl} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$
- Clase 2: $M_{rd} = W_{pl} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$
- Clase 3: $M_{rd} = W_{el} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$

siendo: $W_{pl}$ = Momento resistente plástico ($2 \cdot S_x$)

$W_{el}$ = Módulo resistente elástico ($I_x / d_{max}$)

$f_Y$ = Límite elástico

$\gamma_{M0}$ = coeficiente de minoración de la resistencia si no existen problemas de inestabilidad (1,05).

### 5.2.5 Obtención del momento resistente para secciones Clase 4

Ya se ha citado que la Clase 4 se asigna a secciones con chapas esbeltas en las que los fenómenos de abolladura impiden desarrollar la capacidad resistente elástica de la sección. Es decir, se alcanza el agotamiento por abolladura debido a la presencia de tensiones normales de compresión antes de llegar a una tensión en la fibra más comprimida igual al límite elástico.

Considerando, como hace el CTE, las chapas sin rigidización longitudinal y sin entrar en detalle en el tema de la abolladura postcrítca de paneles esbeltos en elementos metálicos, se puede decir que:

- Dada una chapa esbelta "ideal" sometida a una compresión unidireccional en su plano, aquélla comienza a abollarse cuando la tensión aplicada, $\sigma_x$, alcanza un valor igual a la llamada tensión crítica, $\sigma_{xcrit}$ ,que se puede expresar como:

$$\sigma_{xcrit} = k_\sigma \cdot \sigma_E$$

- Una vez comenzada la abolladura aparecen unas deformaciones de magnitud importante en dirección transversal al plano medio de la chapa.
- La presencia y magnitud de estas deformaciones transversales provocan, por efecto membrana, la aparición de tracciones en sentido transversal a las compresiones aplicadas, que tienden a descargar las zonas de la placa que han sufrido más deformaciones y traspasar esta carga a las zonas de la placa más rigidizadas.

Este proceso resistente constituye, de manera muy simplificada, lo que se conoce como fase de "abolladura postcrítica", en la que se observa que una placa esbelta no se agota cuando

comienza a abollarse, sino que debido al carácter bidimensional del elemento existe una reserva resistente, tanto mayor cuanto mayor es la esbeltez de la chapa.

Por otra parte, parece que puede tenerse en cuenta el fenómeno de descarga de las zonas más deformadas transversalmente mediante el empleo de unos "anchos eficaces", situados próximos a las zonas más rígidas (unión ala-alma o zonas próximas a elementos traccionados), trabajando a una tensión adecuada y no considerando colaborantes a la capacidad resistente de la sección las zonas menos coaccionadas a la deformación transversal (bordes de alas comprimidas o zonas centrales de elementos interiores comprimidos)

El cálculo de este ancho eficaz, $b_{eff}$ , se puede acometer con la hipótesis de V. Karman, en el supuesto de placa sin imperfecciones, tomando como ancho eficaz aquél que provoca que la tensión máxima en el dominio postcrítico sea igual a la tensión crítica ideal de un panel ficticio de altura igual a la altura eficaz. Así se obtiene:

$$b_{eff} = \rho \cdot b_{ideal}$$

donde : $\rho = \dfrac{1}{\lambda_p}$

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{er}}} = \frac{b/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \text{esbeltez ideal}$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (f_y \text{ en N/mm}^2)$$

$$k_\sigma = \text{factor de abolladura}$$

Estos valores teóricos deben corregirse para tener en cuenta los efectos de las imperfecciones geométricas, de las tensiones residuales y de la no linealidad del material, existiendo diversas propuestas para ello. El CTE y el EC3 adoptan el valor de $\rho$ dado por Winter y modificado posteriormente con estudios más modernos obteniéndose el ancho eficaz mediante la expresión siguiente (art. 5.2.5):

Alas exentas: $\rho = \dfrac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \dfrac{0,188}{\lambda p}\right) \leq 1$

Almas: $\rho = \dfrac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \dfrac{0,055 \times (3 + \Psi)}{\lambda p}\right) \leq 1$

Siendo $\Psi$ el factor de tensiones (= $\sigma_2/\sigma_1$).

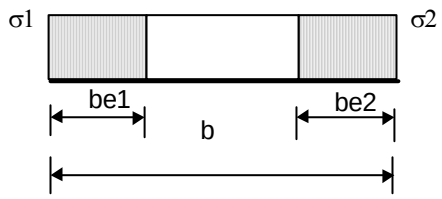
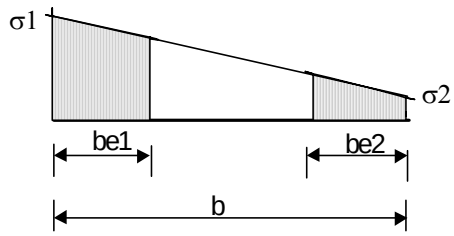
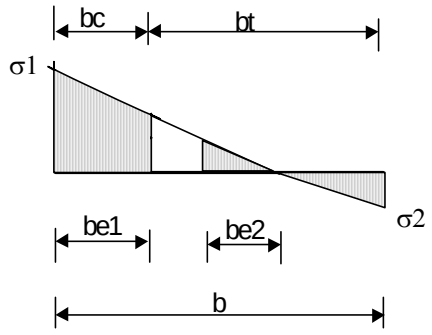
En definitiva, el momento resistente de una sección Clase 4 en ausencia de esfuerzo cortante viene dado por el momento elástico de la sección eficaz, obtenida está con las expresiones antes citadas, es decir:

$$M_{rd} = W_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

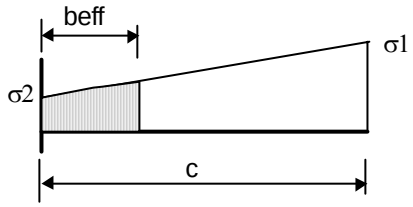
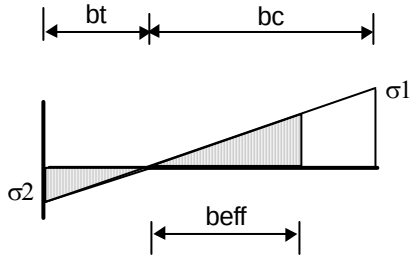
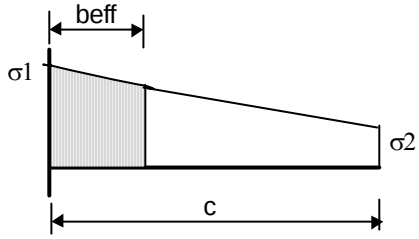
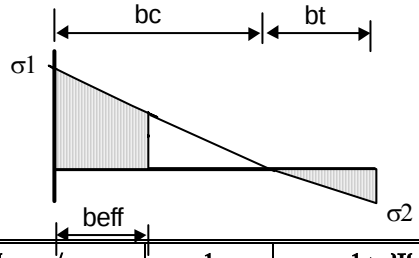
donde $W_{eff}$ es el módulo resistente elástico de la sección eficaz. Esta sección eficaz resulta de "reducir" la sección bruta eliminando las zonas que son susceptibles de abollarse bajo la actuación de tensiones normales de compresión, de acuerdo con la teoría de los "anchos eficaces" comentada anteriormente.

En la tabla 5.6 del CTE, que se resumen a continuación, se dan los valores de los factores de abolladura, $k_\sigma$ , y los criterios para situar el ancho eficaz calculado en el elemento comprimido, en función de la distribución de tensiones normales y de la morfología del elemento comprimido.

**Sección eficaz de almas y elementos comprimidos interiores**

| Distribución de tensiones | Ancho eficaz (beff) |
|---|---|
|  | $\Psi = 1$<br>$b_{eff} = \rho \cdot b$<br>$b_{e1} = 0'5 \cdot b_{eff}$<br>$b_{e2} = 0'5 \cdot b_{eff}$ |
|  | $0 < \Psi < 1$<br>$b_{eff} = \rho \cdot b$<br>$b_{e1} = 2 \cdot b_{eff} / (5-\Psi)$<br>$b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$ |
|  | $\Psi < 0$<br>$b_{eff} = \rho \cdot b_c$<br>$b_{e1} = 0.4 \cdot b_{beff}$<br>$b_{e2} = 0.6 \cdot b_{beff}$ |

| $\Psi = \sigma_2/\sigma_1$ | 1 | $1 > \Psi > 0$ | 0 | $0 > \Psi > -1$ | −1 | $-1 > \Psi > -3$ |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $K_\sigma$ | 4.0 | $8.2/(1.05-\Psi)$ | 7.81 | $7.81-6.29\Psi+9.78\Psi^2$ | 23.9 | $5.98(1-\Psi)^2$ |

<table>
<tr><th colspan="6">Sección eficaz de alas y elementos comprimidos exteriores</th></tr>
<tr><th colspan="3">Distribución de tensiones</th><th colspan="3">Ancho eficaz ($b_{eff}$)</th></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$0 < \Psi < 1$<br>$b_{eff} = \rho \cdot c$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$\Psi < 0$<br>$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot c/(1-\Psi)$</td></tr>
<tr><td>$\Psi = \sigma_2/\sigma_1$</td><td>1</td><td>0</td><td>−1</td><td colspan="2">$1 > \Psi > -1$</td></tr>
<tr><td>$K_\sigma$</td><td>0.43</td><td>0.57</td><td>0.85</td><td colspan="2">$0.57-0.21\Psi+0.07\Psi^2$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$0 < \Psi < 1$<br>$b_{eff} = \rho \cdot c$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$\Psi < 0$<br>$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot c/(1-\Psi)$</td></tr>
<tr><td>$\Psi = \sigma_2/\sigma_1$</td><td>1</td><td>$1 > \Psi > 0$</td><td>0</td><td>−1</td><td>−1</td></tr>
<tr><td>$K_\sigma$</td><td>0.43</td><td>$0.578/(\Psi+0.34)$</td><td>1.70</td><td>$1.7-5\Psi+17.1\Psi^2$</td><td>23.8</td></tr>
</table>

## 5.3. Cortante de agotamiento

Independientemente de la Clase de sección, el cortante último en ausencia de flector se toma igual al cortante plástico, de valor (art. 6.2.4):

$$V_{pl,rd} = \left( A_v \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}} \right) \cdot \frac{1}{\gamma_{M0}}$$

siendo: $A_v$ el área de cortante (aproximadamente $h \cdot t_w$)

h el canto total

$t_w$ el espesor del alma

## 5.4. Interacción flector-cortante

### 5.4.1 En régimen elástico

En general, una viga sometida a flexión está solicitada en todas sus secciones por unos flectores y unos cortantes. En el caso particular, pero muy habitual, de sección doble T simétrica sometida a flexión en el plano vertical, las leyes de tensiones normales (σ) y de de tensiones tangenciales (τ) que se producen en cada punto son las siguientes.

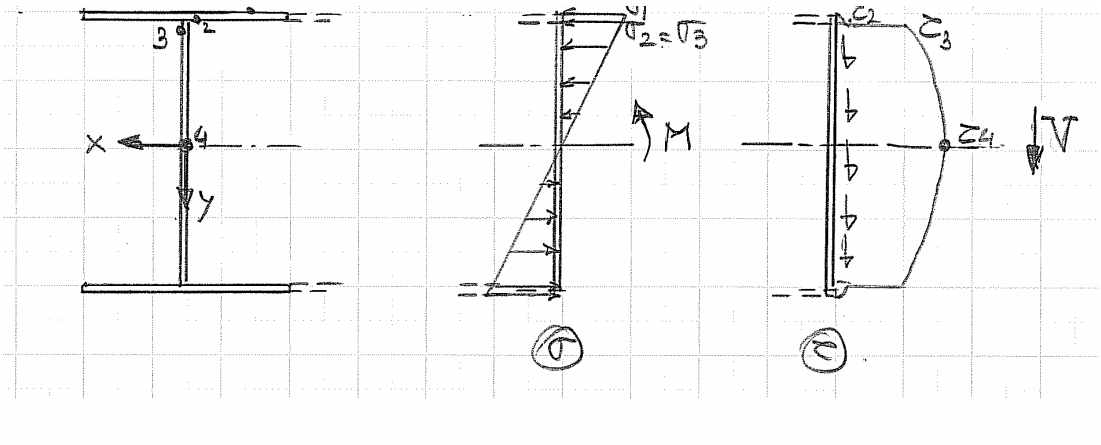



*Figura 5.6*

El agotamiento en régimen elástico se producirá cuando la tensión de comparación, obtenida aplicando el criterio de Von Mises, alcance un valor igual al límite elástico del acero. Así, en general, habrá que comprobar los 4 puntos (1,2,3 & 4) de la figura anterior. La tensión de comparación y el criterio de agotamiento será, para los puntos 1,3 y 4 los que siguen.

- Punto 1 (fibra extrema del ala)

$$\sigma_1 = \frac{M \cdot y_{\max}}{I} = \frac{M}{I / y_{\max}} = \frac{M}{W_{el}} = \sigma_{\max}$$

$\tau = 0$

$$\sigma_{co1} = \sqrt{\sigma_1^2 + 3\tau_1^2} = \sigma_1 = \frac{M}{W_{el}} \le f_y \rightarrow M = M_{el} = W \times f_y$$

Como se observa, el agotamiento se produce por flexión cuando se alcanza el llamado Momento Elástico.

- Punto 4 (fibra neutra)

$\sigma_1 = 0$

$$\tau_4 = \frac{V \cdot S x_{1/2\,perfil}}{I \cdot t_w} = \tau_{\max}$$

$$\sigma_{co4} = \sqrt{\sigma_4^2 + 3 \cdot \tau_4^2} = \sqrt{3} \cdot \tau_4 = \sqrt{3} \cdot \frac{V \cdot S x_{1/2\,perfil}}{I \cdot t_w} \le f_y \rightarrow V = V_{el} = \frac{I \cdot t_w \cdot f_y}{S x_{1/2\,perfil} \cdot \sqrt{3}}$$

El agotamiento de la fibra 4 se produce por tensiones tangenciales exclusivamente cuando el cortante alcanza el llamado Cortante Elástico.

- Punto 3 (entronque alma-ala)

$$\sigma_3 = \frac{M \cdot h_w / 2}{I} = \frac{M \cdot y_{\max}}{I} \cdot \frac{h_w / 2}{h / 2} = \sigma_{\max} \cdot \frac{h_w}{h}$$

$$\tau_3 = \frac{V \cdot S x_{ala}}{I \cdot t_w} = \frac{V \cdot S x_{1/2\,perfil}}{I \cdot t_w} \cdot \frac{S x_{ala}}{S x_{1/2\,perfil}} = \tau_{\max} \cdot \frac{S x_{ala}}{S x_{1/2\,perfil}}$$

$$\sigma_{co3} = \sqrt{\sigma_3^2 + 3\tau_3^2} \le f_y$$

El agotamiento de la fibra 3 se produce por la acción combinada del flector y del cortante que no dan las tensiones máximas pero que su efecto conjunto puede llevar al agotamiento de la fibra de visión alma-ala.

- Punto 2 (entronque ala-alma)

Siempre resulta menos desfavorable que la fibra 3 ya que tiene las mismas tensiones normales ($y2 = y3 \rightarrow \sigma 2 = \sigma 3$) pero tiene menores tensiones tangenciales ya que el momento estático a considerar en la fibra 2 es la mitad del de la fibra 3 y el espesor de las alas es normalmente mayor que el espesor del alma.

Si se representan las parejas de puntos M-V que agotan cada fibra se tiene el llamado "diagrama de interacción" que representa el límite de la resistencia de la sección frente a la acción conjunta de un cortante y de un flector.

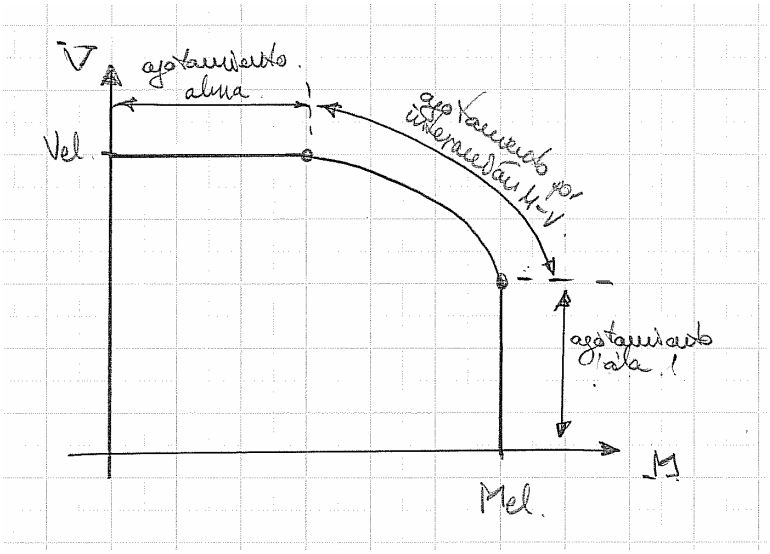



*Figura 5.7*

### 5.4.2 En régimen plástico

Tomando como criterio de agotamiento del acero el criterio de Von Mises y suponiendo que la sección tiene suficiente ductilidad para poder alcanzar la rama horizontal del diagrama tensión – deformación, entonces los diagramas tensionales en el agotamiento serán los de la figura que sigue.

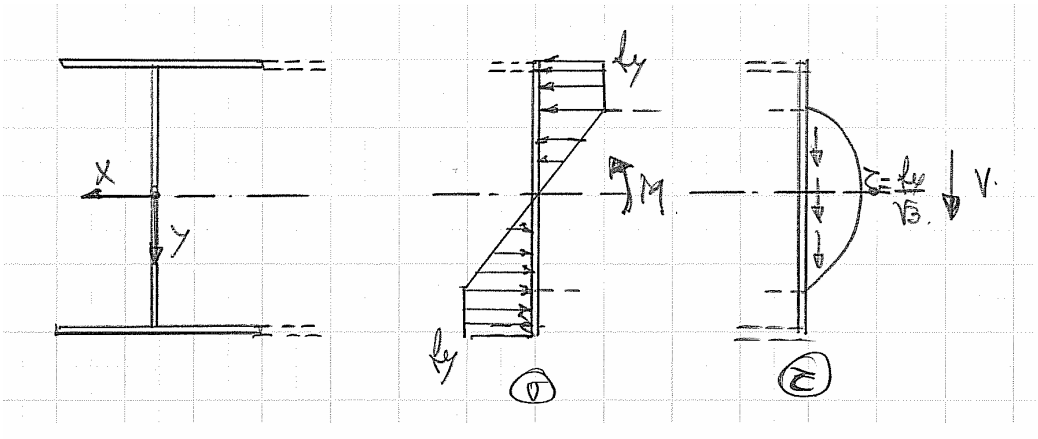



*Figura 5.8*

Se observa que en los puntos más alejados de la fibra neutra el agotamiento se produce por tensiones normales ya que la $\sigma$ alcanza el valor de $f_y$, siendo, por tanto, la tensión tangencial nula. En los puntos en que la tensión normal, $\sigma$ , se mantiene en régimen elástico la ley de tensiones tangenciales es parabólica, como corresponde a la distribución elástica de tensiones tangenciales.

En el extremo se puede asimilar el régimen elastoplástico anterior a otro rígido-plástico, que lo aproxima con suficiente exactitud y que es de más fácil obtención. El diagrama de tensiones $\sigma$ , $\tau$ en este estado rígido-plástico es el de la figura que sigue:

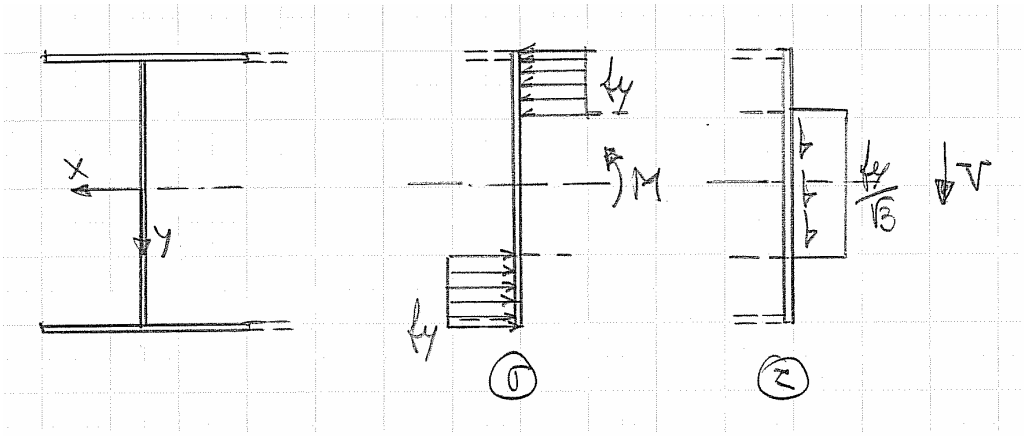



*Figura 5.9*

El diagrama de interacción flector – cortante que resulta aplicando este régimen rígido-plástico tiene la forma siguiente:

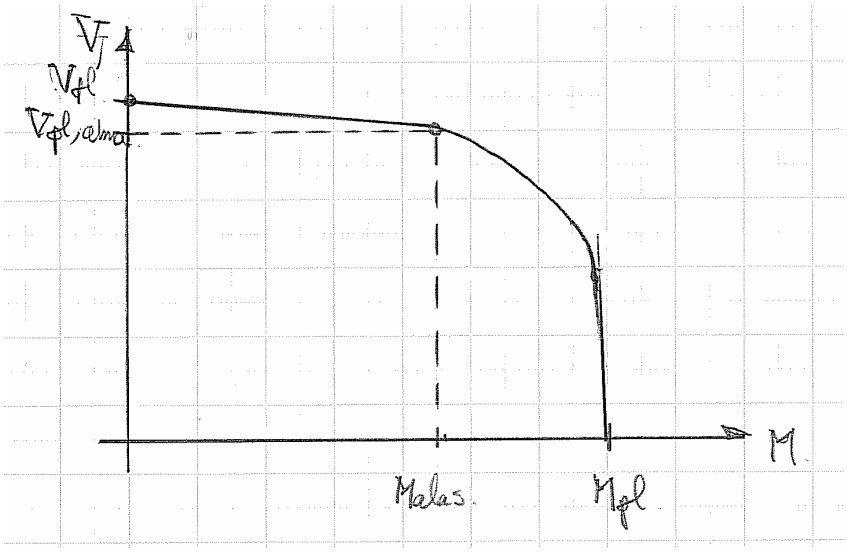



*Figura 5.10*

### 5.4.3 Interacción flector-cortante (M-V) en el CTE

Cuando actúan conjuntamente los dos esfuerzos, el CTE supone que el cortante es absorbido en una zona del alma adyacente a la fibra neutra, mientras que el flector se

resiste en las zonas más alejadas de la misma. Así, se distinguen dos zonas en el diagrama de interacción M-V de una sección doble T, que es la más habitualmente empleada:

- La ZONA I, correspondiente a cortantes de cálculo menores que el 50% de la capacidad resistente, en que la reducción del momento de agotamiento es despreciable.
- La ZONA II, en que existe interacción M-V. En este caso el EC3 da una fórmula de interacción de segundo grado cuya expresión es:

$$M_{v,rd} = \left( W_{pl} - \frac{\rho \cdot A_v}{4 \cdot t_w} \right) \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \leq M_{rd}$$

siendo : $\rho = \left( \frac{2 \cdot V_{sd}}{V_{pl,rd}} - 1 \right)^2$

Como se observa, el CTE propone un diagrama de interacción igual para todas las Clases de secciones basado en la resistencia plástica a flexión, dada por el valor de Wpl . La consideración de resistencia elástica de las secciones clase 3 y 4 se hace truncando el diagrama en el momento elástico para las secciones Clase 3 y en el momento elástico de la sección eficaz para las secciones Clase 4 (de ahí la limitación del Mv,rd < Mrd ).

La representación gráfica de este diagrama de interacción se adjunta a continuación.

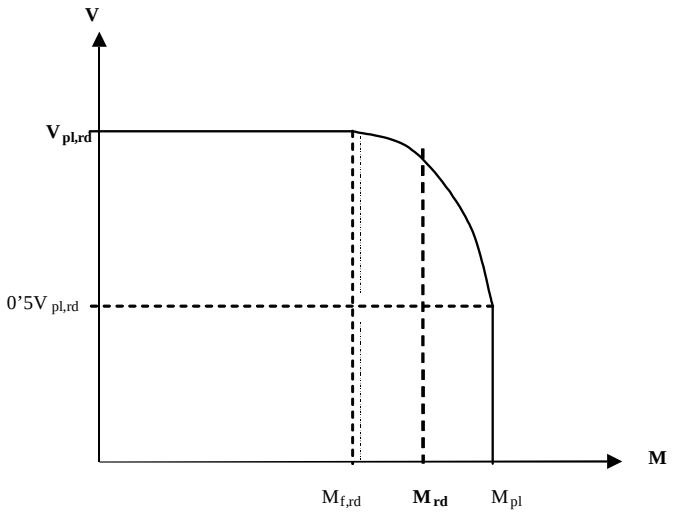



*Figura 5.11*

# 6. COMPROBACIÓN EN ELU. OTROS FENÓMENOS DE INESTABILIDAD DE LAS PIEZAS EN FLEXIÓN

Como ya se ha comentado, el CTE considera el efecto del pandeo en las piezas en compresión mediante la reducción de la capacidad resistente con el coeficiente X. Por otra parte, con la definición de las clases de secciones se integra la comprobación a abolladura por tensiones normales en la comprobación a resistencia de las piezas en flexión. Sin embargo, quedan por considerar tres fenómenos de inestabilidad que pueden producirse en las piezas en flexión, a saber:

- El pandeo lateral de vigas producido por la inestabilidad a flexión transversal combinada con la torsión de la pieza.
- La consideración de la inestabilidad en la interacción flector-axil en piezas sometidas a flexión compuesta.
- La abolladura del alma por cortante.

En este capítulo se comentan brevemente los fundamentos de las comprobaciones que propone el CTE para los tres fenómenos citados.

## 6.1. El pandeo lateral de vigas

### 6.1.1 Fundamento básico del pandeo lateral

Como ya se ha comentado, la existencia de tensiones normales de compresión en una pieza hace que puedan producirse fenómenos de inestabilidad tanto más evidentes cuanto más esbelta sea la pieza. Tal es el caso de las vigas en que una de sus alas esté comprimida y no sujeta transversalmente por ningún arriostramiento.

Si se entiende como "viga" un elemento lineal sometido a unas acciones ortogonales a su eje, resulta que, en general, la viga se dispone con su "eje fuerte de inercia" paralelo al eje de flexión producido por las cargas aplicadas (eje horizontal = eje y). Así, por ejemplo, una viga doble T se coloca con su alma vertical para resistir las acciones gravitatorias. En tal situación, considerando por simplicidad de esta exposición una viga biapoyada, el ala superior resulta comprimida en toda su longitud. Dado que es inevitable que dicho ala sea perfectamente recta, aparecerán unas flexiones de segundo orden generadas por la actuación de la compresión en el ala de forma excéntrica con respecto a su eje. Así, entonces, la flexión adicional que aparece

tiende a incrementar la flecha inicial, pudiendo aparecer movimientos verticales (en la dirección de la flexión principal), horizontales (en transversal a la carga principal aplicada) o incluso giros de torsión. En la práctica, las vigas doble T tienen una inercia en el eje fuerte (eje y = eje horizontal) que suele ser mucho mayor que la inercia en el eje débil (eje z = eje vertical) lo que lleva a que la inestabilidad se produzca de forma acoplada entre la flexión transversal y la torsión. Es decir, una viga doble T con el alma vertical cargada en el plano del alma puede ser que se agote por inestabilidad de forma que aparezcan flechas transversales y, a la vez, giros de torsión, aunque la carga principal tienda a producir flechas verticales. A este fenómeno se le llama "pandeo lateral de vigas" o pandeo por "flexo-torsión".

### 6.1.2 El pandeo lateral en el CTE

Los arts. 6.3.3.2 y 6.3.3.3 del CTE abordan la comprobación de las vigas frente al pandeo lateral de forma similar al tratamiento que se hace del pandeo de soportes mediante el empleo de los coeficientes de reducción X.

Así, el proceso de cálculo propuesto es el que sigue:

- Obtención del flector crítico elástico de pandeo lateral, $M_{cr}$, conforme se comenta más adelante.
- Obtención del momento resistente, $M_{rd}$. Aunque se trate de un fenómeno de pandeo por flexión transversal (eje z = eje vertical) y torsión, el momento resistente es el de la sección con respecto al eje de flexión de las cargas exteriores (eje y = eje horizontal, en general).
- Obtención de la esbeltez reducida de pandeo lateral, $\overline{\lambda}_{LT}$, como:

$$\overline{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{rd} \cdot \gamma_{Mo}}{M_{cr}}}$$

- Cálculo del coeficiente de reducción frente al pandeo lateral, $\overline{\lambda}_{LT}$, empleando las curvas europeas con el siguiente criterio:

| Tipo sección | Condiciones geométricas | Curva de pandeo |
|---|---|---|
| Perfil laminado doble T | $h/b \leq 2$ | a |
| | $h/b \geq 2$ | b |
| Viga armada doble T | $h/b \leq 2$ | c |
| | $h/b \geq 2$ | d |
| Resto de secciones | cualquiera | d |

- Comprobación:

$$M_d \leq M_{b,rd} = X_{LT} \cdot M^*_{rd} = X_{LT} \cdot \frac{W_y \cdot f_{yd}}{\gamma_{M1}}$$

siendo: $W_y$ = modulo resistente (plástico, elástico o eficaz según la clase de sección) con respecto al eje principal de flexión.

$\gamma_{M1} = 1{,}05$

En lo que se refiere al momento crítico elástico de pandeo lateral, esto se puede considerar como compuesto por la adición de dos sumandos: uno dado por la resistencia a torsión uniforme y otro por la resistencia a torsión de alabeo, en la forma:

$$M_{cr} = \sqrt{M^2_{LTv} + M_{LTw}}$$

siendo:

$M_{LTv}$ la componente que representa la resistencia a torsión uniforme o de Saint Venant.

$M_{LTw}$ la componente que representa la resistencia a torsión no uniforme o de alabeo.

En el caso de piezas doble T el $M_{LTv}$ vale:

$$M_{LTv} = C_1 \cdot \frac{\pi}{L^*}\sqrt{G \cdot I_T \cdot E \cdot I_z}$$

donde:

$C_1$ es un coeficiente que depende de la forma de la ley de momentos flectores y de las vinculaciones de la pieza, conforme a la tabla 6.11 del CTE.

$L^*$ es la distancia entre puntos inmovilizados transversalmente.

$I_T$ es la inercia de torsión de la pieza.

$I_z$ es la inercia de flexión de la pieza con respecto al eje z (vertical).

El cálculo de la contribución de la torsión de alabeo al momento crítico elástico es más complejo. En el caso de secciones doble T el CTE permite el empleo de la fórmula simplificada.

$$M_{LTv} = W_{el,y} \cdot \frac{\pi^2 E}{L^{*2}} \cdot i^2_z \cdot C_1$$

siendo:

$W_{el,y}$ = el módulo resistente elástico de la pieza con respecto al eje y (eje fuerte = eje horizontal).

$i_z$ = radio de giro con respecto al eje vertical de una sección constituida por todo el ala comprimida y la tercera parte del alma comprimida, adyacente al ala comprimida.

## 6.2. El pandeo en flexión compuesta. Interacción flector-axil

El art. 6.3.4.2 del CTE indica que para secciones clase 1,2 y 3, se debe comprobar lo que sigue:

- Piezas no susceptibles de pandear por torsión:

$$\frac{N_d}{X_y \cdot N_{rd}} + k_y \cdot c_{my} \frac{M_{y,d}}{X_{LT} \cdot M_{y,rd}} + \alpha_z \cdot k_z \cdot c_{mz} \cdot \frac{M_{z,d}}{M_{z,rd}} \leq 1$$

$$\frac{N_d}{X_z \cdot N_{rd}} + \alpha_y \cdot k_y \cdot c_{my} \frac{M_{y,d}}{M_{y,rd}} + k_z \cdot c_{mz} \cdot \frac{M_{z,d}}{M_{z,rd}} \leq 1$$

- Piezas susceptibles de pandear por torsión:

$$\frac{N_d}{X_y \cdot N_{rd}} + k_y \cdot c_{my} \frac{M_{y,d}}{X_{LT} \cdot M_{y,rd}} + \alpha_z \cdot k_z \cdot c_{mz} \cdot \frac{M_{z,d}}{M_{z,rd}} \leq 1$$

$$\frac{N_d}{X_z \cdot N_{rd}} + k_{y_{LT}} \cdot \frac{M_{y,d}}{X_{LT} \cdot M_{y,rd}} + k_z \cdot c_{mz} \cdot \frac{M_{z,d}}{M_{z,rd}} \leq 1$$

donde:

- $N_d$, $M_{y,d}$ y $M_{z,d}$ son los esfuerzos de cálculo en la sección en estudio.
- Nrd, My,d y Mz,rd son los esfuerzos resistentes minorados de la sección en studio.
- Xy y Xz son los coeficientes de pandeo en cada dirección.
- XLT es el coeficiente de pandeo lateral (1 en el caso de piezas no susceptibles de pandeo por torsión).
- $\alpha$y y $\alpha$z valen lo que indica la tabla adjunta:

| Clase | $x_y$ | $x_z$ |
|---|---|---|
| 1 | 0,6 | 0,6 |
| 2 | 0,6 | 0,6 |
| 3 | 0,8 | 1,0 |

- ky, kz y kLT lo definido en la tabla 6.13 del CTE que se resume a continuación:

| Clase | Tipo de sección | $k_y$ | $k_z$ | $k_{LT}$ |
|---|---|---|---|---|
| 1 y 2 | Doble T | $1+(\overline{\lambda}_y-0,2)\cdot\frac{N_d}{X_y\cdot N_{rd}}$ | $1+(\alpha\,\overline{\lambda}_z-0,6)\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{rd}}$ | $1-\frac{0,1\cdot\overline{\lambda_z}}{(c_{MLT}-0,25)}\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{c,rd}}\cdot 0,6+\overline{\lambda_z}$ |
| | Hueca | $1+(\overline{\lambda}_y-0,2)\cdot\frac{N_d}{X_y\cdot N_{rd}}$ | $1+(\overline{\lambda}_z-0,2)\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{rd}}$ | $1-\frac{0,1\cdot\overline{\lambda_z}}{(c_{MLT}-0,25)}\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{c,rd}}\cdot 0,6+\overline{\lambda_z}$ |
| 3 | Cualquiera | $1+0,6\cdot\overline{\lambda}_y\cdot\frac{N_d}{X_y\cdot N_{rd}}$ | $1+0,6\cdot\overline{\lambda}_z\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{rd}}$ | $1-\frac{0,0,5\cdot\overline{\lambda_z}}{(c_{MLT}-0,25)}\cdot\frac{N_d}{X_z\cdot N_{rd}}$ |

- $c_{my}$, $c_{mz}$ y $c_{MLT}$ dependen de la ley de flectores de la viga en estudio, conforme a lo que se indica en la tabla 6.14 del CTE, que se resume a continuación.

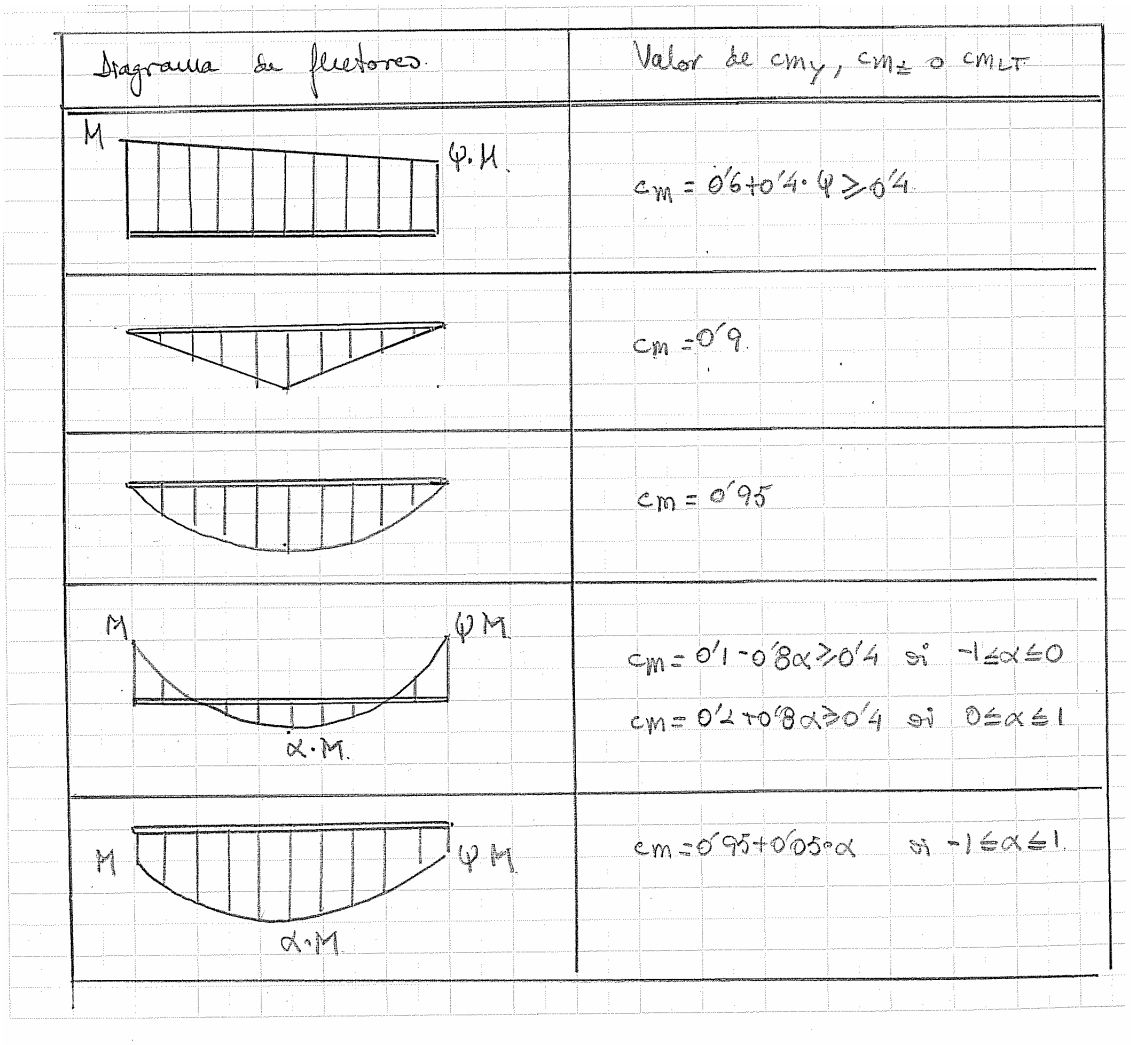



*Figura 6.1*

## 6.3. La abolladura por cortante

### 6.3.1 Base teórica del cálculo

a) Abolladura por tensiones normales. Abolladura precrítica y postcrítica

Se entiende por abolladura el fenómeno por el cual una chapa esbelta sometida a tensiones normales de compresión en su plano sufre unos movimientos en sentido transversal a su plano medio cuando la carga alcanza un determinado valor, llamado crítico. Se puede decir, por tanto, que la abolladura es a un elemento bidimensional, placa, lo que el pandeo es a uno unidimensional, viga o soporte. Sin embargo, el pandeo de las placas presenta una particularidad precisamente derivada de su carácter bidimensional, que la diferencia claramente del pandeo de soportes y que afecta de manera importante a su capacidad resistente.

En efecto, en el caso de un soporte sometido a un axil de compresión, cuando éste alcanza el valor crítico se entra en una fase de equilibrio inestable en el que las flechas crecen de forma indefinida hasta producirse el agotamiento. En el caso de placas o chapas sometidas a compresión en su plano, cuando se llega a la carga crítica, y al igual que sucede en el caso de soportes, se empiezan a producir deformaciones perpendiculares al plano medio de la chapa. Por contra, esto no supone el agotamiento de la pieza ya que, si los bordes de la placa se consideran lo suficientemente rígidos, estos movimientos transversales de segundo orden provocan un incremento de longitud de las fibras ortogonales a la compresión primitiva que generan la correspondiente tracción estabilizando el proceso, en principio inestable. Este fenómeno estabilizador es conocido como “efecto membrana”,

Así pues, se pueden diferenciar dos fases en el estudio de la abolladura:

- Una primera fase llamada precrítica que alcanza hasta que se produce la primera deformación transversal.
- Una segunda fase denominada postcrítica que es la que trata el fenómeno desde que comienza a abollar, es decir a deformarse transversalmente al plano medio, hasta el agotamiento.

Es de destacar que esta resistencia adicional postcrítica es tanto más elevada cuanto más esbelta sea la chapa, siendo prácticamente inexistente en placas muy rígidas. Por otra parte, la aparición de tracciones ortogonales a las compresiones iniciales produce un efecto de transferencia de carga desde las zonas con mayores deformaciones transversales al plano medio de la chapa hacia las proximidades de las zonas rigidizadas y hacia las cercanías de zonas traccionadas, siendo éste el fundamento de los métodos de obtención del momento resistente de secciones Clase 4 mediante el empleo de anchos eficaces localizados en zonas próximas a los bordes rigidizados o a otras zonas sometidas a tracción.

b)Fundamentos de la abolladura por cortante

Puesto que el fenómeno de la abolladura se produce sólo cuando existen tensiones normales de compresión, parece extraño que se hable de la abolladura por tensiones tangenciales o por cortante. Sin embargo, estas dudas desaparecen si se recuerda que un estado de cizallamiento puro es equivalente, en tensión plana, a un estado de compresión y tracción según las diagonales del elemento diferencial, como lo confirma la orientación de las tensiones principales, según se muestra en el esquema adjunto.

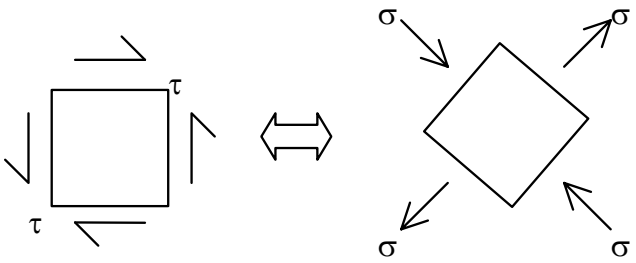



*Figura 6.1*

Por este motivo, uno de los métodos de cálculo de este tipo de abolladura es el llamado del "campo diagonal de tracciones" o Teoría de Cardiff (1971), que fue el adoptado por el EC3 en su versión ENV para el tratamiento de la abolladura postcrítica.

En esencia el proceso hasta el agotamiento por abolladura producida por un esfuerzo cortante pasa por las siguientes etapas:

- Una primera etapa que llega hasta la carga crítica, llamada fase precrítica, en que la chapa se puede estudiar según la teoría clásica.
- Una segunda fase, llamada "fase postcrítica", que llega hasta el colapso, en que la isostática oblicua de compresión no puede resistir ningún incremento tensional y entonces el exceso de carga es absorbido por las isostáticas de tracción, los rigidizadores transversales y las alas de la viga según un modelo de celosía Pratt, como se muestra en el esquema adjunto.

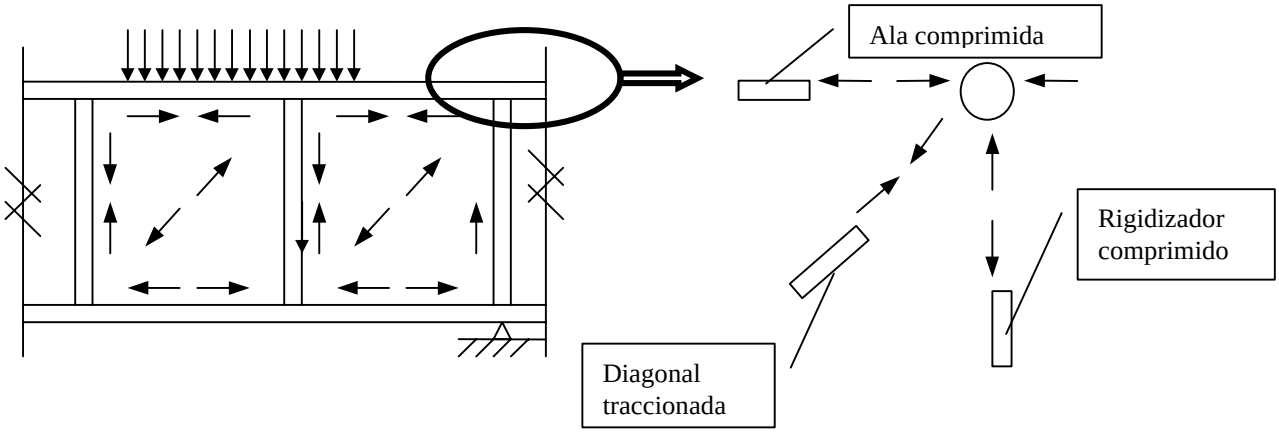



*Figura 6.2*

Entonces el colapso se puede producir por uno de los tres mecanismos siguientes:

- Por plastificación del acero de las bandas traccionadas.
- Por agotamiento por pandeo de los rigidizadores transversales comprimidos.
- Por colapso de las alas por el anclaje del campo diagonal.

### 6.3.2 La abolladura por cortante en el CTE

El fenómeno de la abolladura por cortante depende principalmente de dos parámetros:

- De la esbeltez de la chapa, dada por la relación $d/t_w$ (altura del alma/espesor del alma)
- Las dimensiones del panel formado por las alas y los rigidizadores transversales, dadas por el valor de $\rho=d/a\rho$ (altura del alma/distancia entre rigidizadores transversales)

En definitiva, en almas muy rígidas el peligro de agotamiento por abolladura por cortante es escaso. Así, según el art. 6.3.3.3 del CTE no es necesario comprobar la abolladura por cortante si:

$$d/t_w \leq 70 \cdot \varepsilon$$ si no existen rigidizadores intermedios

$$d/t_w \leq 30 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}$$ si no existen rigidizadores intermedios

siendo : $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$ ($f_y$ en N/mm²)

$k_\tau$ = factor de abolladura

Cuando no se cumplan estas condiciones habrá que comprobar la resistencia de la sección a la abolladura por cortante. El CTE considera la reserva postcrítica mediante el método llamado

"postcrítico simple" que se presenta más adelante. Por su interés teórico se presentan también las bases del método del campo diagonal, propuesto por la versión ENV del EC3.

a) Cálculo de la capacidad resistente mediante el método del campo diagonal de tracciones

Como ya se ha comentado, la resistencia a abolladura por cortante se puede considerar como suma de la de la fase precrítica más la de la postcrítica en la forma:

$$V_{bb,rd} = V_{pre} + V_{post}$$

Los valores de $V_{pre}$ y $V_{post}$ se obtienen como se indica a continuación:

a1) Resistencia precrítica

El valor del cortante precrítico se puede determinar aplicando la teoría clásica de abolladura, pero corrigiendo los resultados para tener en cuenta las peculiaridades de las piezas reales con respecto a las ideales (tensiones residuales, imperfecciones,...). El valor del cortante precrítico toma la forma:

$$V_{pre} = (d \cdot t_w \cdot \tau_{bb})/\gamma_{M1}$$

siendo $\tau_{bb}$ la tensión tangencial precrítica de la chapa, que si se hubiera obtenido con la teoría clásica valdría:

$$\tau_{bb} = \tau_{crit} = k_\tau \cdot \sigma_E$$

Sin embargo, como se ha indicado, el valor del EC3 difiere de éste para acomodarse al caso de las piezas reales, siendo la expresión de $\tau_{bb}$ la que sigue:

$$\tau_{bb} = \begin{cases} = \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } \lambda_w \le 0{,}8 \\ = \left\{1\text{-}0{,}8.\left(\lambda_w - 0{,}8\right)\right\} \cdot \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } 0{,}8 < \lambda_w < 1{,}25 \\ = \left(\dfrac{1}{\lambda_w^{\,2}}\right) \cdot \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } \lambda_w \ge 1{,}25 \end{cases}$$

donde $\lambda_w$ es la esbeltez adimensional, de valor:

$$\lambda_w = \sqrt{\frac{f_{yw}/\sqrt{3}}{\tau_{cr}}} = \sqrt{\frac{f_{yw}/\sqrt{3}}{k_\tau \cdot \sigma_E}} = \frac{d/t_w}{37{,}4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}}$$

siendo $k_\tau$ el factor de abolladura cuyo valor es:

$$k_\tau = \begin{cases} = 5{,}34 & \text{si no existen rigidizadores transversales intermedios} \\ = 4 + \dfrac{5{,}34}{\left(a/d\right)^2} & \text{si existen rigidizadores transversales intermedios y } a/d < 1 \\ = 5{,}34 + \dfrac{4}{\left(a/d\right)^2} & \text{si existen rigidizadores transversales intermedios y } a/d \geq 1 \end{cases}$$

En todo lo anterior:

$f_{yw}$ = límite elástico del acero del alma

d = altura del alma

$t_w$ = espesor del alma

a = distancia entre rigidizadores transversales

$\gamma_{M1}$ = coeficiente de minoración del acero cuando existen fenómenos de inestabilidad (=1,0,5)

a2) <u>Resistencia postcrítica</u>

El valor del cortante postcrítico es:

$$V_{post} = 0{,}9 \cdot (g \cdot t_w \cdot \sigma_{bb} \cdot \text{seno}\varphi)/\gamma_{M1}$$

g = ancho de la banda traccionada

$t_w$ = espesor del alma

$\sigma_{bb}$ = tensión máxima de tracción en la diagonal

$\varphi$ = inclinación de la diagonal

$\gamma_{M1}$ = coeficiente de minoración del acero cuando existen fenómenos de inestabilidad (=1,05)

Los fundamentos para obtener los valores de los parámetros (ver figura adjunta) que intervienen en la determinación del cortante postcrítico son los que se exponen a continuación:

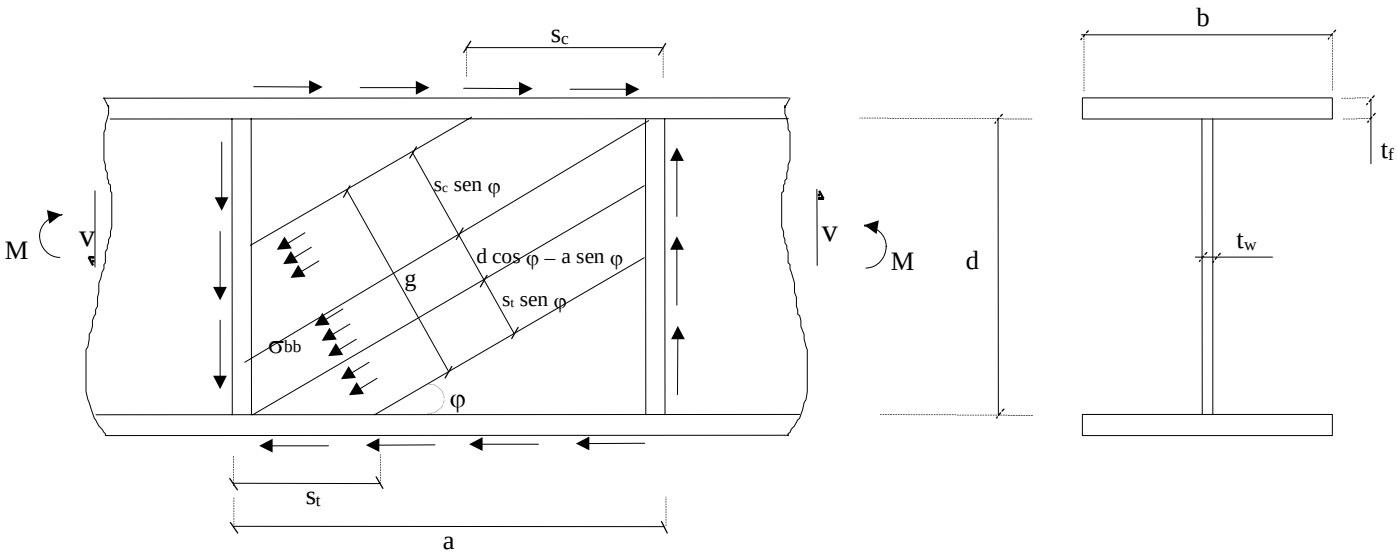



*Figura 6.3*

- La tensión en agotamiento de la banda traccionada se obtiene aplicando el criterio de Von Mises siendo entonces el valor de $\tau_{bb}$ :

$$\sigma_{bb} = \sqrt{f_{yw}^2 - 3\cdot\tau_{bb}^2 + \left(1{,}5\cdot\tau_{bb}\cdot \operatorname{sen} 2\varphi\right)^2}$$

- La anchura de la diagonal traccionada, g , se obtiene como se refleja en la figura, donde $s_c$ y $s_t$ son los anclajes de la diagonal en el ala comprimida y en el ala traccionada, respectivamente.
- El ángulo de inclinación de la diagonales, φ, es tal que hace el cortante postcrítico máximo, pudiéndose tomar:
  - $\varphi = \theta/2$ si las alas son infinitamente flexibles.
  - $\varphi = \theta$ si las alas son infinitamente rígidas.

  donde $\theta$ = arctg(d/a)
- Se suele tomar habitualmente un valor de $\varphi$ =1.5, que queda del lado de la seguridad.
- Los valores de $s_c$ y $s_t$ dependen de la magnitud de las solicitaciones que actúan sobre las alas. La hipótesis en que $s_c = s_t = 0$ se suele denominar "solución Basler".

Es de destacar que la importancia de la respuesta postcrítica es tanto mayor cuanto mayor es la esbeltez del panel y cuanto más grande es la inclinación de las diagonales. Por eso el EC3 limita la aplicación de este método al rango 1<a/d<3.

b) Cálculo de la capacidad resistente mediante el método postcrítico simple

En el art. 6.3.3.3 del CTE se propone un método simplificado para el cálculo de la resistencia a abolladura por cortante que se basa en los trabajos de Dubas (1974) y en algunos ensayos de calibración del modelo. Así, se puede estimar la capacidad resistente total (suma de la fase pre y postcrítica) a abolladura mediante la siguiente expresión:

$$V_{b,rd} = (d \cdot t_w \cdot \tau_b)/\gamma_{M1}$$

siendo $\tau_b$ la tensión tangencial estimada con el método postcrítico simple, de valor:

$$\tau_{ba} = \begin{cases} = \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } \lambda_w \le 0{,}8 \\ = \{1\text{-}0{,}625\ .(\lambda_w - 0{,}8)\} \cdot \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } 0{,}8 < \lambda_w < 1{,}20 \\ = \left(\dfrac{0{,}9}{\lambda_w}\right) \cdot \dfrac{f_{yw}}{\sqrt{3}} & \text{si } \lambda_w \ge 1{,}20 \end{cases}$$

donde $\lambda_w$ es la esbeltez adimensional, ya definida.

### 6.3.3 Los rigidizadores transversales. Criterios de rigidez y de resistencia

El dimensionamiento de los rigidizadores transversales según el CTE (art. 6.3.3.3) es diferente en función de que se movilice la resistencia postrcrítica a abolladura o no.

- Si el cortante de cálculo no supera el valor precrítico, el dimensionamiento del rigidizador viene dado exclusivamente por condiciones de rigidez mínimas que posibilitan que el alma trabaje apoyándose en las alas y en los propios rigidizadores.

  Las expresiones del CTE para esta rigidez mínima son:

  - Si $a/d<\sqrt{2}$ $\quad I_s > 1{,}50 \cdot d^3 \cdot t_w^3 / a^2$
  - Si $a/d>\sqrt{2}$ $\quad I_s > 0{,}75 \cdot d \cdot t_w^3$

- Si se pone en juego la capacidad postcrítica del panel hace falta comprobar, adicionalmente a la condición anterior, que la carga de compresión que le llega al rigidizador como montante de la celosía de trabajo postcrítico no alcanza el colapso. Este axil de cálculo del montante será igual a la diferencia entre el cortante de cálculo y el precrítico con el valor ya indicado, $V_{pre}$. La sección colaborante de alma y la longitud de pandeo a considerar son las que se citan en la cláusula (4) del art. 6.3.3.3 del CTE.

  Es de destacar que la expresión del axil a considerar en el cálculo de los rigidizadores que figura en la cláusula citada, parece que no es correcta ya que considera la diferencia entre el cortante de cálculo y el resistente, cuando la correcta es la diferencia entre el cortante de cálculo y el cortante crítico.

# 7. COMPROBACIÓN EN ELS

## 7.1. Estado límite de servicio de flechas excesivas

El art. 7 del DB-SE-A del CTE indica que los valores límites de flechas y desplomes son los establecidos en el DB-SE que corresponde al documento básico de seguridad estructural relativo a las acciones. En concreto, en el citado DB-SE en su artículo 4.3.3 se dan los siguientes valores límite de las flechas, en función del tipo y uso del edificio:

a) Flechas

Se debe verificar que la flecha que se produce después de la puesta en obra del elemento (flecha viva o producida por la sobrecarga) debe ser menor que:

- L/500 en pisos con tabiques frágiles
- L/400 en pisos con tabiques ordinarios
- L/300 en el resto de los casos

Además, si se considera el confort de los usuarios, se debe verificar que la flecha producida por la combinación característica sea menor que L/350.

Por último, si se considera la apariencia de la obra, las flechas en la combinación casi permanente deben ser menores que L/300.

b) Desplomes. Desplazamientos horizontales

Se debe verificar que en la combinación característica:

- El desplome local sea menor que 1/250 de la altura de la planta.
- El desplome global sea menor que 1/500 de la altura total.

Cuando se considere la apariencia de la obra el desplome local debe ser menor que 1/250 de la altura de la planta.

En la figura que sigue se definen los desplomes referidos en el párrafo anterior.

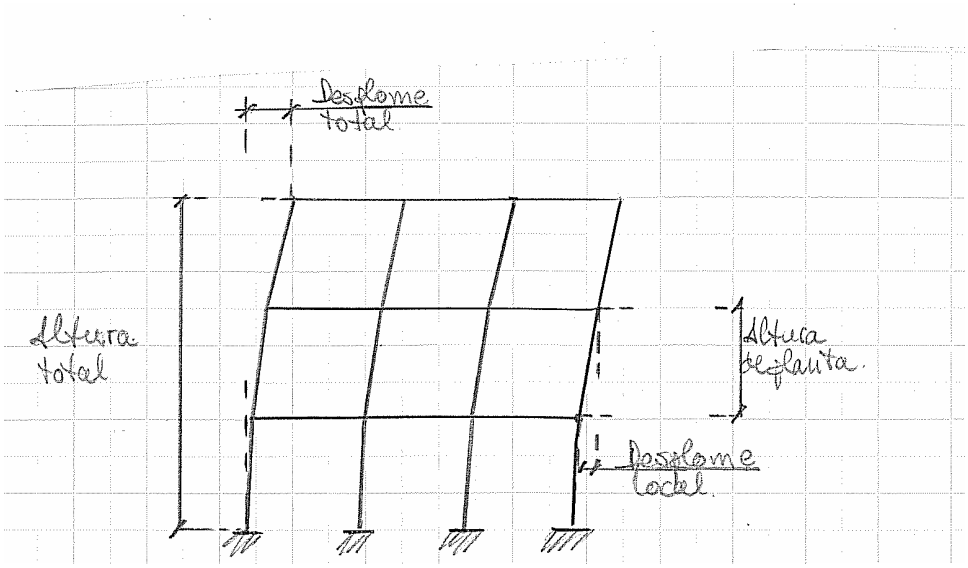



*Figura 7.1*

## 7.2. Estado límite de servicio de vibraciones excesivas

Una estructura se comporta adecuadamente frente a las vibraciones producidas por una acción dinámica si las frecuencias producidas por estas acciones dinámicas (frecuencia de excitación) están suficientemente alejadas de las frecuencias propias de la estructura. Se indica en el art. 4.3.4 del DB-SE del CTE que una planta de piso que sea susceptible de sufrir vibraciones por efecto rítmico de las personas es suficientemente rígida (o segura) si su frecuencia propia es mayor que:

- 8 hertzios en gimnasios
- 7 hertzios en salas de fiesta
- 3,4 hertzios en locales de espectáculos con asientos fijos

Adicionalmente en el DB-SE-A (acero) del CTE se dan en el art. 7.2 los criterios de verificación de la seguridad frente a vibraciones transitorias en forjados que no se puedan englobar en alguna de las categorías referidas anteriormente. Así, se define en la figura 7.1 del CTE los límites de aceptación en términos de aceleración máxima en función de la frecuencia propia del forjado y del amortiguamiento considerado para forjados de edificios de viviendas, oficinas, escolares o comerciales.

Se reproduce a continuación la citada figura 7.2.

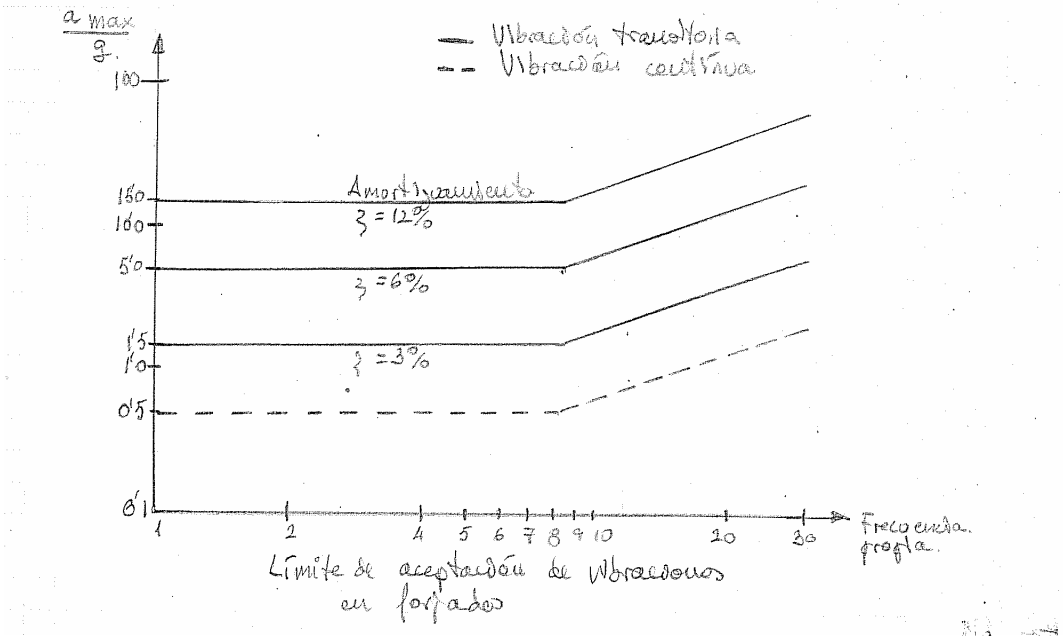



*Figura 7.2*

Así, el proceso de comprobación es el que sigue:

- Se calcula la frecuencia propia del primer modo de vibración de la estructura.
- Se obtiene la aceleración máxima del forjado debida a un impulso.
- Se supone un cierto amortiguamiento.
- Se comprueba que la aceleración calculada queda por debajo de la que se define como límite en la figura anterior, en función del amortiguamiento elegido y de la frecuencia propia del forjado.

Se presentan a continuación algunos comentarios sobre los diferentes parámetros que intervienen en la comprobación anterior:

a) <u>Frecuencia propia</u>

La frecuencia propia de un forjado se puede estimar como la de una viga equivalente, que toma la forma:

$$f_1 = \frac{1}{T_1} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K}{M}}$$

siendo k la rigidez de la viga y M la "masa vibrante" en la que se debe incluir el peso propio de la viga de acero, de la losa de hormigón que se suele disponer sobre ella, del solado y de la sobrecarga casipermanente.

En la figura que sigue se presentan las frecuencias propias del 1er modo de vibración de algunas "vigas tipo".

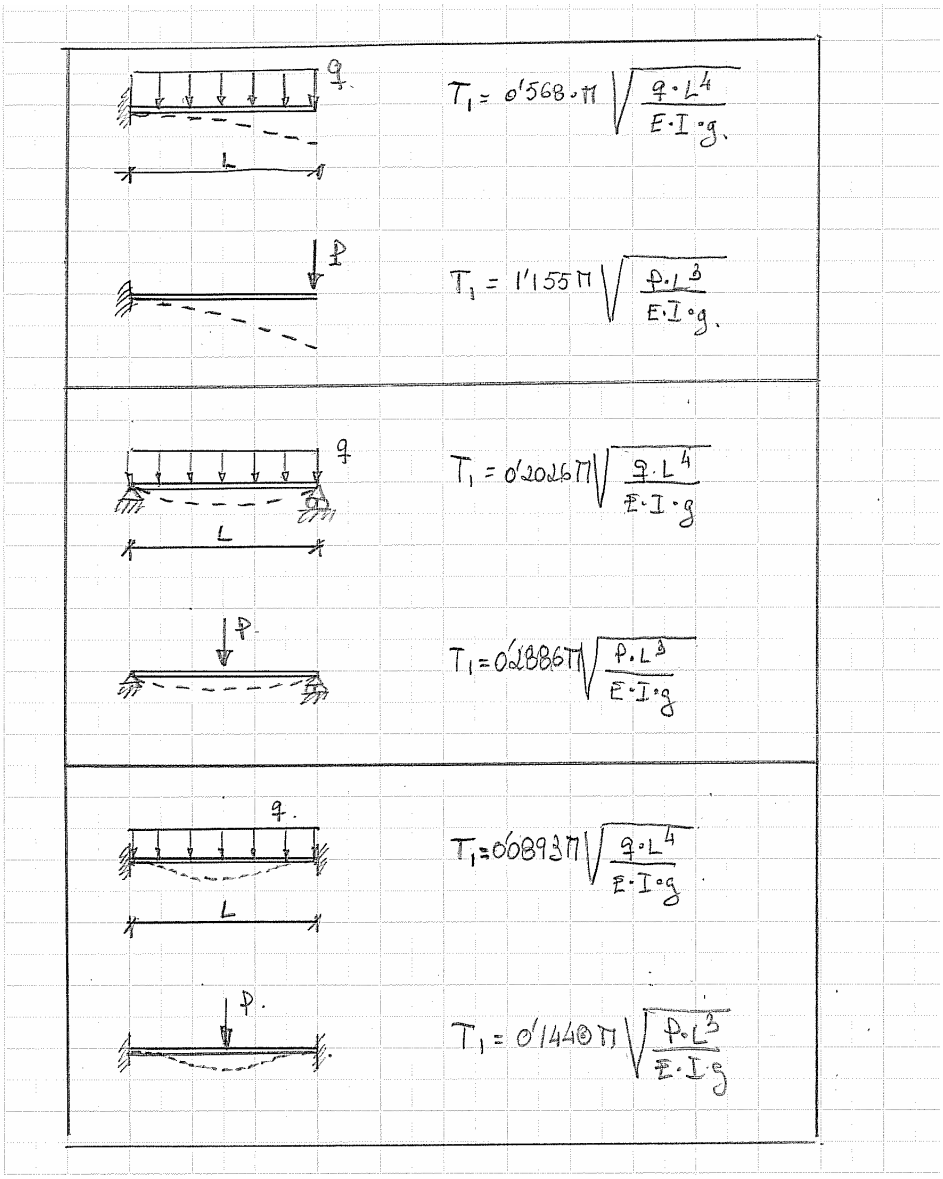



*Figura 7.3*

b) <u>Aceleración máxima</u>

La aceleración máxima, $a_o$, que se produce en un forjado sometido a un impulso, I, se puede aproximar mediante la siguiente fórmula:

$$a_o = 0{,}9 \cdot \frac{2\pi \cdot f_1 \cdot I}{M^*}$$

donde:

$f_1$ es la frecuencia propia del 1er modo de vibración ($s^{-1}$).

I es la impulso (N · s). Para el impulso producido por el desplazamiento de una persona se puede tomar I = 67 Ns.

M* es la masa vibrante eficaz. En vigas biapoyadas se puede tomar como:

$$M^* = 0{,}67 \cdot m \cdot b \cdot L$$

siendo:

M = masa por unidad de superficie de forjado (incluyendo peso propio, cargas muertas y la sobrecarga casi permanente).

b = ancho de la losa (=separación entre vigas de acero).

L = luz de la viga biapoyada.

c) Amortiguamiento

El valor del amortiguamiento disponible, $\xi$, es de difícil cuantificación ya que depende de múltiples parámetros, algunos de ellos de difícil caracterización. En general, se podrán tomar de forma aproximada los siguientes valores de $\xi$:

- Forjado solo: $\xi$ = 3%
- Forjado acabado: $\xi$ = 6%
- Forjado acabado con tabiques: $\xi$ < 12%

# 8. LAS UNIONES

## 8.1. Generalidades

El CTE se ocupa de las uniones entre elementos metálicos en su capítulo 8, siendo tres los pilares sobre los que se basa su cálculo:

- Los esfuerzos que solicitan una unión son función de su rigidez.
- El reparto de esfuerzos entre los elementos que integran una unión no es obligatorio que sea calculado en régimen elástico, sino que se puede obtener por métodos plásticos.
- La resistencia de los elementos de unión no se comprueba considerando el límite elástico del acero, sino en función de su tensión de rotura.

A continuación se glosan las consideraciones que se exponen en el citado capítulo del CTE sobre las uniones.

## 8.2. Las uniones atornilladas

### 8.2.1 Disposiciones constructivas

El artículo 8.5.1 del CTE marca las distancias mínimas y máximas entre taladros o de éstos a los bordes de las piezas a unir, dando las siguientes expresiones:

- Distancias a bordes frontales ($e_1$)

$$1{,}2\ d_0 \le e_1 \le \begin{cases} 40 + 4t \\ 12t \text{ ó } 150 \end{cases}$$

- Distancias a bordes laterales ($e_2$)

$$1{,}5\ d_0 \le e_2 \le \begin{cases} 40 + 4t \\ 12t \text{ ó } 150 \end{cases}$$

- Distancias en dirección paralela al esfuerzo entre ejes de taladros ($p_1$)

$$2{,}2\ d_0 \le p_1 \le \begin{cases} 14t \\ 200 \end{cases}$$

- Distancias en dirección perpendicular al esfuerzo entre ejes de taladros ($p_2$)

$$3{,}0\ d_0 \le p_2 \le \begin{cases} 14t \\ 200 \end{cases}$$

En lo anterior $d_0$ es el diámetro del agujero y t es el espesor mínimo de las piezas a unir.

En la figura que sigue se resume la figura 8.2 del CTE que muestra de forma gráfica las magnitudes anteriores.

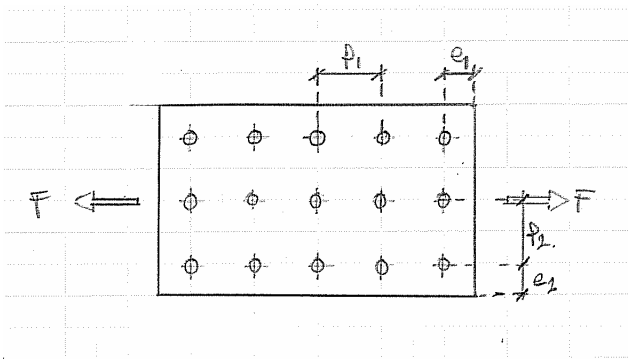



*Figura 8.1*

### 8.2.2 Categorías de uniones atornilladas

El EC3 define cinco categorías de uniones atornilladas, tres de ellas para tornillos trabajando a cortante (esfuerzo normal al eje del tornillo) y las dos últimas para tornillos en tracción (esfuerzo en la dirección del eje del tornillo).

El CTE no denomina de ninguna forma las uniones en función del tipo de trabajo de los tornillos, pero sigue la misma formulación que el EC3, por lo que, en aras de la claridad de la exposición, se sigue la denominación de "categorías" utilizada en el EC3, a saber:

- Uniones sometidas a cortante.
  - Categoría A: Corresponde a las uniones clásicas a cizalladura y aplastamiento.

    Se permite que sean realizadas con tornillos de cualquier calidad, es decir que estas uniones pueden estar formadas por tornillos de alta resistencia sin pretensar o pretensados pero sin controlar su par de apriete.
  - Categoría B: Son uniones realizadas con tornillos de alta resistencia en los que se debe verificar que en ELS trabajen por rozamiento y en ELU se compruebe su agotamiento a cizalladura y aplastamiento.
  - Categoría C: Son uniones similares a las anteriores pero en las que se exige que no exista deslizamiento en ELU.

- Uniones en tracción.
  - Categoría D: Son las uniones clásicas a tracción realizadas mendiante tornillos sin pretensar.
  - Categoría E: Son las uniones a tracción realizadas con tornillos de alta resistencia pretensados.

### 8.2.3 Resistencia de los tornillos

Como ya se ha indicado el CTE y el EC3 expresa las capacidades últimas de agotamiento de los tornillos en función de la tensión de rotura del acero de los tornillos o de las chapas que conectan, y no de su límite elástico. Ello es "perfectamente lógico dado que en las uniones existen inevitablemente deformaciones localizadas de valores altos que hacen trabajar al material de los elementos de unión y de las piezas a unir más allá del escalón de fluencia" (Francisco Quintero).

Se exponen a continuación las expresiones que da el CTE en sus artículos 7.3.2, 8.5.2 y 8.5.3 para la obtención de la capacidad resistente de los tornillos.

a) Tornillos ordinarios

a1) Categoría A (Tornillos trabajando a cortante)

Se debe comprobar que:

$$F_{v,sd} \leq F_{v,rd}$$

siendo: $F_{v,sd}$ el cortante que solicita al tornillo más cargado

$F_{v,rd}$ el cortante resistente

El cortante resistente, $F_{v,rd}$, se toma igual al mínimo de la resistencia a cizalladura del tornillo ($F_{v,rd,1}$) y de aplastamiento de la chapa que ….. ($F_{v,rd,2}$), donde:

$$F_{v,rd,1} = \frac{0{,}5 \cdot f_{ub} \cdot A_1}{\gamma_{Mb}} \cdot n$$

$$F_{v,rd,2} = \frac{2{,}5 \cdot \alpha \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{Mb}}$$

siendo: $\alpha = \min\left(\frac{e_1}{3d_o}; \frac{f_1}{3d_o} - \frac{1}{4}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1{,}0\right)$

a2) Categoría D (Tornillo trabajando a tracción)

Se debe comprobar que:

$$F_{T,sd} \leq F_{T,rd}$$

siendo: $F_{T,sd}$ la tracción que solicita al tornillo más cargado

$F_{T,rd}$ la resistencia a tracción del tornillo de valor

$$F_{T,rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{ub} \cdot A_r}{\gamma_{M2}}$$

a3) Categoría A+D (tornillo trabajando a cortante y tracción)

Se debe comprobar que:

$$F_{T,sd} \leq F_{T,rd}$$

$$\frac{F_{v,sd}}{F_{v,rd}} + \frac{F_{t,sd}}{1{,}4 \cdot F_{t,rd}} \leq 1$$

En todo lo anterior: $f_{ub}$ es la tensión de rotura del acero del tornillo

$f_u$ es la tensión de rotura del acero de las chapas a unir

n es el número de planos de cizalladura

$A_1$ es el área resistente del tornillo si el plano de corte pasa por la zona roscada o es el área del vástago si el plano de corte no pasa por la zona roscada ($\Delta_{vástago} = \Delta_{nominal} = \pi \cdot d^2/4$)

$A_r$ es el área resistente del tornillo

$e_1$ es la distancia del eje del tornillo más extremo al borde frontal

$p_1$ es la distancia medida en la dirección del esfuerzo entre ejes de tornillos

$d_0$ es el diámetro del agujero

d es el diámetro nominal del tornillo o del vástago

$\gamma_{M2}$ es el coeficiente de minoración de la resistencia del acero (=1,25)

En la tabla que sigue se indica el diámetro nominal de los tornillos "estándar" y sus áreas nominales y resistentes:

| **Diámetro (mm)** | **16** | **20** | **22** | **24** | **27** | **30** |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Δ nominal ($mm^2$) | 201 | 314 | 380 | 452 | 572 | 706 |
| Δ resistente ($mm^2$) | 157 | 245 | 303 | 353 | 459 | 561 |

b) Tornillos pretensados

En uniones con tornillos pretensados, el esfuerzo de pretensado, $F_{p,cd}$, vale:

$$F_{p,cd} = 0{,}7 \cdot \frac{f_{ub}}{\gamma_{M_3}} \cdot A_r$$

donde: $f_{ub}$ es la tensión de rotura de cálculo del tornillo

$\gamma_{M3}$ es el coeficiente de minoración de la resistencia del acero (=1,1)

$A_r$ es el área resistente del tornillo

b1) Categoría C (tornillos pretensados trabajando sin deslizamiento en ELU)

Se debe comprobar que:

$$F_{v,sd} \leq F_{v,rd}$$

siendo: $F_{v,sd}$ el cortante que solicita al tornillo más cargado

$F_{v,rd}$ el cortante resistente

El cortante resistente vale:

$$F_{v,rd} = \frac{k_s \cdot n \cdot \mu \cdot F_{p,cd}}{\gamma_{M_2}^{ELU}}$$

b2) Categoría B (tornillos pretensados trabajando sin deslizamiento en ELS y a cizalladadura en ELU)

En ELS se debe comprobar que:

$$F_{v,sd}^{ELS} \leq F_{v,rd}^{ELS}$$

siendo: $F_{v,sd}^{ELS}$ el cortante que solicita al tornillo más cargado

$F_{v,rd}^{ELS}$ el cortante resistente

donde: $F_{v,rd}^{ELS}$ vale:

$$F_{v,rd}^{ELS} = \frac{k_s \cdot n \cdot \mu \cdot F_{p,cd}}{\gamma_{M_2}^{ELS}}$$

Además en ELU se debe comprobar que:

$$F_{v,sd}^{ELU} \leq F_{v,rd}^{ELU}$$

siendo: $F_{v,sd}^{ELS}$ el cortante que solicita al tornillo más cargado

$F_{v,rd}^{ELU}$ el cortante resistente

donde $F_{v,rd}^{ELU}$ es la resistencia del tornillo a cortante como si no fuera pretensado, es decir, la dada en el epígrafe a1) anterior.

b3) Categoría E (tornillo pretensado trabajando a tracción)

Se debe comprobar que:

$$F_{T,sd} \leq F_{T,rd}$$

siendo: $F_{T,sd}$ la tracción que solicita al tornillo más cargado

$F_{T,rd}$ la resistencia a tracción del tornillo de valor

$$F_{T,rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{ub} \cdot A_r}{\gamma_{M_2}}$$

b4) Categoría C + E (tornillo pretensado trabajando a cortante y a tracción)

Se debe verificar que:

$$F_{T,sd} \leq F_{T,rd}$$

$$F_{v,sd} \leq \frac{k_s \cdot n \cdot \mu\left(F_{p,cd} - 0{,}8 \cdot F_{T,sd}\right)}{\gamma_{M_s}^{ELU}}$$

b5) Categoría B+E

En ELS se debe comprobar que:

$$F_{v,sd}^{ELS} \leq k_s \cdot n \cdot \mu \, (F_{p,cd} - 0{,}8 \cdot F_{T,sd}^{ELS})$$

y en ELU se debe comprobar que:

$$F_{T,sd}^{ELU} \leq F_{T,rd}$$

$$F_{v,sd} \leq F_{v,rd} = \min (F_{v,rd1}; F_{v,rd2})$$

En todo lo anterior:

- $k_s$ es un coeficiente función del tipo de taladro (1,0 para taladros normales y 0,7 para taladros rasgados)
- n es el número de planos de deslizamiento
- $\mu$ es el coeficiente de rozamiento que depende del tratamiento de las superficies de contacto (0,50 o 0,40 para superficies tratadas, 0,30 para superficies limpiadas y 0,20 para superficies sin tratar)
- $F_{p,cd}$ es la fuerza de pretensado
- $\gamma_{M2}$ es el coeficiente de minoración de valor:
  - $\gamma^{ELS}_{M2}$ = 1,10 para ELS
  - $\gamma^{ELU}_{M2}$ = 1,25 para ELU con taladros normales
    1,40 para ELU con taladros rasgados.

## 8.3. Las uniones soldadas

### 8.3.1 Generalidades

Es un hecho comúnmente admitido que de las uniones soldadas quizá lo menos trascendental sea su cálculo frente a la tecnología de la soldadura y a las disposiciones constructivas. Así lo refleja el propio CTE en el que el artículo 8.6, referente a la soldadura, sólo dedica un relativamente breve espacio a su cálculo, aplicable a uniones soldadas entre pieza de más de 4 mm de espesor.

En cuanto a la tipología de las soldaduras, se admiten las soldaduras en ángulo y a tope con penetración parcial o total.

Es de destacar que el CTE no permite utilizar un solo cordón en ángulo o a tope con penetración parcial en un solo lado de las chapas a unir, si el cordón de soldadura está sometido a esfuerzos perpendiculares a su eje longitudinal.

### 8.3.2 Resistencia de los cordones en ángulo

El art. 8.6.2 toma como condición de agotamiento de un cordón de soldadura en ángulo el criterio de la máxima tensión tangencial, en el que se debe verificar que:

$$F_{w,sd} \leq F_{w,rd}$$

siendo:

$F_{w,sd}$ la máxima fuerza transmitida por unidad de longitud del cordón de soldadura (N/mm).

$F_{w,rd}$ la resistencia de la soldadura por unidad de longitud (N/mm).

El valor de la resistencia se puede calcular como:

$$F_{w,rd} = a \cdot f_{w,rd} = a \cdot \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}}$$

donde:

a = espesor de garganta (mm).

$f_{w,rd}$ = tensión tangencial de cálculo resistida por la soldadura (N/mm²).

$\beta_w$ = coeficiente de correlación, según tabla adjunta.

$\gamma_{M2}$ = coeficiente de minoración de la resistencia (=1,25).

| Acero | $f_u$ (N/mm²) | $\beta_w$ |
|---|---|---|
| S235 | 360 | 0,80 |
| S275 | 430 | 0,85 |
| S355 | 510 | 0,90 |

En el mismo art. 8.6.2 se indica que alternativamente a la fórmula anterior, se puede comprobar la unión soldada en ángulo comprobando que la tensión de comparación en la garganta de la soldadura es menor que una cierta resistencia según las fórmulas siguientes:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma_1^{\,2} + 3\left(\tau_1^{\,2} + \tau_{11}^{\,2}\right)} = \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}}$$

$$\sigma_1 \leq \frac{f_u}{\gamma_{M2}}$$

siendo:

$\sigma_1$ = tensión normal perpendicular al eje del cordón

$\sigma_{11}$ = tensión normal paralela al eje del cordón

$\tau_1$ = tensión tangencial (en el plano de garganta) perpendicular al eje del cordón

$\tau_{11}$ = tensión tangencial (en el plano de garganta) paralela al eje del cordón

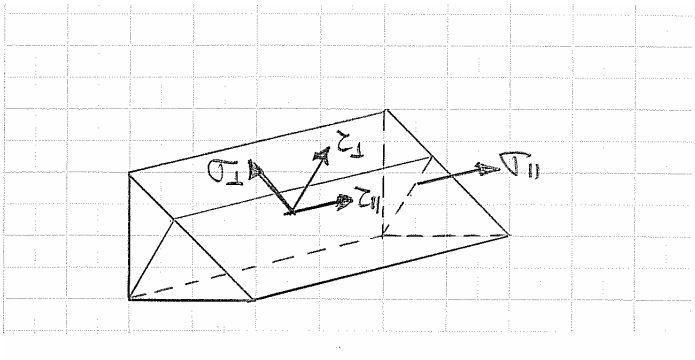



*Figura 8.2*

### 8.3.3 Resistencia de las soldaduras a tope

El art. 8.6.3 del CTE indica que si la soldadura es de penetración total no es necesaria ninguna comprobación y se tomará como resistencia de cálculo la de la pieza más débil de las que se unen.

En uniones a tope con penetración parcial, se determinará la resistencia como si fuera una unión en ángulo.

# 9. EJECUCIÓN Y CONTROL DE CALIDAD

Los capítulos 10, 11 y 12 del DB-SE-A del CTE están dedicados a la ejecución de las estructuras metálicas, a las tolerancias admisibles y a los controles de calidad, respectivamente. Se dedican en total unas exiguas 24 páginas que resultan, a todas luces, insuficientes para definir con suficiente profundidad aspectos complejos y extensos como los indicados.

En consecuencia, el CTE sólo presenta aspectos generales de la ejecución y control de estructuras metálicas, sin profundizar en conceptos tan importantes para la correcta ejecución como, por ejemplo, el control de calidad de las uniones soldadas. Se presentan a continuación algunos de los aspectos más sobresalientes, aunque poco detallados, que incluye el CTE en los tres apartados citados.

## 9.1. Ejecución

a) Materiales

El artículo 10.1 se inicia declarando que lo que sigue es aplicable a aceros de calidad S235 a S450. Más adelante se indica que se debe especificar en el Pliego de Condiciones del Proyecto si se requieren materiales con resistencia mejorada a la deformación en dirección perpendicular a la superficie.

b) Fabricación en taller

El apartado 10.2 está dedicado a presentar algunas prescripciones generales relativas a las operaciones en taller, entre las que figuran las que siguen:

- Corte: se permite el corte con sierra, cizalla u oxicorte automático.
- Conformado: puede ser en caliente (estado rojo cereza) o en frío para el que los radios mínimos son los de la tabla que sigue:

| Espesor de chapa t (mm) | Radio interior (mm) |
|---|---|
| t < 4 | t |
| 4 < t < 8 | 1,5t |
| 8 < t < 12 | 2t |
| 12 < t < 24 | 3t |

- Perforación: sólo se permite el punzonado para espesores menores de 25 mm y agujeros de diámetro mayor que el espesor de la chapa.
- Ángulos: deben tener un acabado redondeado de 5 mm de radio mínimo.
- Empalmes: se dice textualmente que "no se permitirán más empalmes que los establecidos en el Proyecto o autorizados por el Director de Obra. Dichos empalmes se realizarán conforme al procedimiento establecido".

c) Soldeo

Se dedica un poco más de una página a un asunto tan importante en la ejecución de la estructura metálica como es el soldeo. Sólo se exponen algunas generalidades entre las que figuran las que siguen:

- Se deberá proporcionar al personal encargado un "plan de soldeo" que incluya los detalles de las uniones, las dimensiones y tipos de soldaduras, la secuencia de soldeo, las especificaciones sobre el proceso y las medidas necesarias para evitar el desgarro laminar. (No se indica quien es el responsable de elaborar este "plan de soldeo").
- Si no se utiliza un procedimiento de soldeo cualificado por ensayo durante más de tres años, se deberá homologar dicho procedimiento.
- Los soldadores deberán cualificarse para cada tipo de soldadura específica con la norma UNE-EN 287-1: 1992.
- En las soldaduras en ángulo deberá existir un contacto lo más estrecho posible entre las partes que se van a unir.
- La toma de raíz de cordones de soldadura a tope podrá realizarse por arco-aire o por medios mecánicos.

d) Uniones atornillados

En el art. 10.4.4 se indica que los tornillos ordinarios sin pretensar deberán alcanzar la condición de "apretado a tope" sin sobretensar los tornillos, condición que se alcanza apretando con una llave normal, sin brazo de prolongación.

Para los tornillos pretensados se permiten 4 tipos diferentes de método de pretensado que, en cualquier caso, deberán ser calibrados mediante ensayos de procedimiento adecuados (que no se indica cuáles son). Los 4 métodos citados son:

- Método de control del par torsor

  Se utiliza una llave dinamométrica ajustada al par mínimo requerido para alcanzar el pretensado mínimo antes especificado.

- Método del giro de tuerca

  Se marca la posición de "apretado a tope" y luego se da el giro de tuerca indicado en la tabla que sigue, válida para tornillos de acero 8.8:

| **Espesor total de la unión e (mm)** | **Ángulo de giro (grados)** |
|---|---|
| e < 2d | 120 |
| 2d < e < 4d | 150 |
| 4d < e < 6d | 180 |
| 6d < e < 8d | 210 |
| 8d < e < 10d | 240 |
| e > 10d | -- |

- Método combinado

  Se realiza un apriete inicial con una llave ajustada a un par torsor hasta alcanzar el 75% del pretensado total definido; a continuación se marca la posición de la tuerca y, por último, se da un giro de tuerca igual al indicado en la tabla que sigue, válida para acero 8.8:

| **Espesor total de la unión e (mm)** | **Ángulo de giro (grados)** |
|---|---|
| e < 2d | 60 |
| 2d < e < 6d | 90 |
| 6d < e < 10d | 120 |
| e > 10d | -- |

e) Tratamientos de protección

Se dedica una sola página a los tratamientos de protección (pinturas o galvanizado) aún a sabiendas de que la protección anticorrosión de la estructura metálica es fundamental para asegurar que pueda cumplir los requisitos de funcionalidad y seguridad para los que fue concebida.

f) Montaje

Se incluyen en este epígrafe (10.7 del DB-SE-A del CTE) quince prescripciones generales relativas al soldeo y armado en taller, sin que se indique nada relativo al montaje en obra.

## 9.2. Tolerancias

En el apartado 11 del DB-SE-A se incluyen las tolerancias admisibles de los siguientes elementos estructurales pertenecientes a edificios:

- Perfiles en doble T soldados
- Secciones en cajón
- Almas y rigidizadores
- Agujeros y entalladuras
- Empalmes y placas de asiento
- Barras de celosía

Además, en el art. 11.2 se presentan las tolerancias de ejecución que fijan los errores dimensionales admisibles relativos a:

- Dimensiones generales
- Inclinación de pilares
- Excentricidades de apoyos
- Distancias entre pilares y vigas
- Flechas de pilares y vigas

## 9.3. Control de calidad

En el art. 10.8 se presentan algunas prescripciones generales del control de fabricación en taller. El apartado 12 completa lo anterior incluyendo prescripciones generales relativas al:

- Control documental del proyecto
- Control de los materiales
- Control de la fabricación en taller
- Control del montaje

Se reproducen a continuación algunas "reflexiones" de las que figuran en el apartado 10.8 relativas al control de las uniones soldadas y atornilladas.

a) Uniones soldadas

- En el pliego de condiciones se deben incluir los criterios para la aceptación de las soldaduras, debiendo cumplir las soldaduras reparadas los mismos requisitos que las originales.
- En el pliego de condiciones se indicará si se realizarán o no ensayos no destructivos, los métodos a emplear y la localización de las soldaduras que se van a inspeccionar, pero se debe realizar siempre una inspección visual sobre toda la longitud de todas las

soldaduras, en la que al menos se comprobará la presencia y situación de las mismas, el tamaño y posición, se inspeccionarán las superficies y formas, se detectarán defectos de superficie y salpicaduras.

- En las zonas de unión y fuera de la unión en piezas armadas, las soldaduras transversales (en chapas de alma y ala antes del armado o en ángulo en extremos de uniones con solape), se ensayarán las cinco primeras uniones de cada tipo con análogas dimensiones, los mismos materiales y geometría de soldadura y en las que se utiliza el mismo procedimiento. Si estas cinco primeras cumplen los criterios de aceptación, se ensayará una en cinco uniones de cada tipo.
- En soldaduras longitudinales, se ensayarán 0,5 m cada 10 m o parte, de todas las uniones (incluyendo uno en cuatro extremos de soldadura).
- En soldadura de atado (correas, rigidizadores de pandeo, etc.) se ensayará uno en veinte puntos de fijación.
- La inspección por partículas magnéticas o si éstas no son posibles, los ensayos por líquidos penetrantes, podrán usarse para cualquier espesor en uniones con penetración completa, soldaduras en ángulo y con penetración parcial.
- Se pueden emplear ensayos por ultrasonidos para uniones a tope, en T, en cruz y en esquina, todas ellas por penetración completa, cuando el espesor en el elemento de mayor espesor es mayor de 10 mm. En las uniones a tope con penetración total pueden emplearse ensayos radiográficos en lugar de ultrasonidos si el máximo espesor es menor de 30 mm, aunque con alguna reserva con relación a la detección de defectos de raíz cuando se suelda por un solo lado con chapa de respaldo.
- Para soldaduras en ángulo y con penetración parcial en uniones en T, en cruz y en esquina, se podrán utilizar ensayos por ultrasonidos cuando el lado más corto del cordón de soldadura no sea menor de 20 mm. En estas soldaduras se pueden utilizar ensayos por ultrasonidos para comprobar el desgarro laminar.

b) <u>Uniones atornilladas</u>

- Todas las uniones mecánicas, pretensadas o sin pretensar tras el apriete inicial, y las superficies de rozamiento se comprobarán visualmente.
- El inspector estará presente como mínimo en la instalación del 10% de los elementos de fijación, y presenciará la retirada y reinstalación de todos los tornillos a los que no se haya aplicado el método definido o si el ajuste del indicador final de la pretensión no está dentro de los límites especificados. Posteriormente inspeccionará el grupo total de estos tornillos.
- Cuando se haya aplicado el método de control del par de apriete, se comprobará el 10% de los tornillos (con un mínimo de dos), aplicando de nuevo una llave dinamométrica capaz de dar una precisión del +5%. Si cualquier tuerca o tornillo gira 15º por aplicación del par de inspección, se ensayarán todos los tornillos del grupo.

c) Tratamiento de protección

- Se realizará un ensayo después de secado, con controles de muestreo sobre, al menos cuatro lugares en el 10%, como mínimo, de los componentes tratados, usando un método de UNE-EN-ISO 2808:2000. El espesor medio debe ser superior al requerido y no habrá más de una lectura por componente, inferior al espesor normal y siempre superior al 80% del nominal.