

Composants métalliques fléchis

États limites, critères de dimensionnement

par **Koffi Aho VERCELLINO**
*Ingénieur de l'École Centrale de Lyon
Ingénieur Civil du Génie Maritime
Chef du Service Structures Offshore de Bouygues-Offshore*

1. Procédure de dimensionnement suivant l'EC 3-DAN	C 2 553 - 2
2. Voilement local sous contraintes normales dues à N ou M	— 2
3. Déversement	— 6
4. Résistance des sections et des composants	— 9
4.1 Flexion simple	— 9
4.1.1 Vérification à l'effort tranchant	— 9
4.1.2 Vérification au moment fléchissant	— 9
4.2 Flexion composée sans déversement ni flambement	— 12
4.2.1 Sections transversales de classe 1 ou 2	— 12
4.2.2 Sections transversales de classe 3	— 12
4.2.3 Sections transversales de classe 4	— 12
4.2.4 Flexion composée et interaction avec l'effort tranchant	— 13
4.3 Flexion composée avec déversement ou flambement	— 14
4.3.1 Cas d'un risque de flambement sans déversement	— 14
4.3.2 Cas d'un risque de flambement et de déversement	— 14
4.3.3 Cas d'un risque de déversement sans flambement	— 15
4.3.4 Cas d'une flexion composée avec effort axial de traction $N_{t,Sd}$	— 16
5. Voilement d'âme sous cisaillement	— 16
5.1 Description et caractéristiques du phénomène	— 16
5.2 Vérification suivant l'EC 3-DAN	— 16
5.3 Méthode post-critique simple	— 17
5.4 Méthode du champ diagonal de traction	— 17
5.5 Vérification des raidisseurs transversaux	— 18
5.6 Vérification des soudures	— 18
5.7 Interaction entre effort tranchant, moment fléchissant et effort axial	— 18
6. Instabilités de forme sous charge concentrée	— 19
6.1 Description des phénomènes et principes de vérification	— 19
6.2 Résistance à l'écrasement $R_{y,Rd}$	— 20
6.3 Résistance à l'enfoncement local $R_{a,Rd}$	— 20
6.4 Résistance au voilement partiel $R_{b,Rd}$	— 20
6.5 Dimensionnement des raidisseurs transversaux	— 20
7. États limites de service	— 21
7.1 Déformations	— 21
7.2 Effets dynamiques	— 22
Pour en savoir plus	Doc. C 2 556

Après avoir présenté les composants métalliques dans leur conception et leur dimensionnement [C 2 550] et étudié les composants métalliques tendus et comprimés [C 2 551], nous nous intéressons ici aux composants métalliques fléchis avec :

- [C 2 552] « Description et schématisation » ;
- [C 2 553] « États limites et critères de dimensionnement » ;

- [C 2 554] « Assemblages » ;
- [C 2 555] « Conception » ;
- [Doc. C 2 556] « Pour en savoir plus ».

Ce second article commence par la description et la modélisation des instabilités de forme — voilement local, flambement, déversement, etc. — qui empêchent certains composants fléchis de mobiliser complètement leurs résistances élastique ou plastique. Les critères nécessaires pour éviter ces modes de ruine comme ceux de l'EC 3-DAN doivent s'appuyer sur de nombreux résultats d'essais dans la mesure où l'apparition d'une instabilité de forme dépend beaucoup du niveau des imperfections géométriques introduites dans les composants lors de leur fabrication.

Effectuer alors un dimensionnement de poutre consiste à s'assurer, par application des critères appropriés de l'EC 3-DAN, que tous les risques de désordre sont écartés.

1. Procédure de dimensionnement suivant l'EC 3-DAN

Dans le processus itératif du dimensionnement d'une structure métallique tel qu'exposé en [C 2 550, § 2], nous supposons que nous sommes à la fin de l'étape 4, c'est-à-dire que nous disposons des caractéristiques géométriques et mécaniques des différents composants ainsi que de la distribution des efforts internes dans la structure.

L'étape 5 qui nous intéresse ici consiste à s'assurer que les poutres sont convenablement dimensionnées en vérifiant que tous les risques de désordre sont écartés. Ces risques se répartissent en deux grandes catégories :

- les risques de défaillance structurelle ou d'effondrement liés aux états limites ultimes (ELU) qui mettent directement en danger la sécurité des personnes ;
- les risques d'incapacité au service ou d'insuffisance fonctionnelle de l'ouvrage liés aux états limites de service (ELS).

De façon plus précise, les **risques de désordre** dans un bâtiment classique comprennent :

- pour les états limites ultimes
 - a - le voilement local des parois sous contraintes normales dues à l'effort normal ou au moment fléchissant ;
 - b - le flambement ;
 - c - le déversement ;
 - d - la plastification totale des sections entraînant des déformations excessives de la poutre ;
 - e - le voilement d'âme sous cisaillement ;
 - f - les instabilités locales de forme sous charge concentrée ;
- pour les états limites de service
 - g - les déformations affectant défavorablement l'exploitation de l'ouvrage ou provoquant des dommages aux finitions ou superstructures (bardage, couverture, etc.) ;
 - h - les vibrations pouvant incommoder les occupants, endommager le bâtiment ou limiter son efficacité fonctionnelle.

Le risque de **voilement local** des parois est traité au paragraphe 2. Le **flambement** a été traité en [C 2 551, § 2.2.1] ; les résultats et critères qui y sont donnés s'appliquent également aux poutres. Le **déversement** est un phénomène d'instabilité géométrique spécifique aux composants fléchis ; il est décrit au paragraphe 3.

La **plastification** des sections et ses conséquences ont été abordées en [C 2 552]. Les critères exposés au paragraphe 4 permettent de se prémunir simultanément contre les risques de flambement, de déversement et de plastification. Le risque de **voilement sous cisaillement** est traité au paragraphe 5 et le risque d'**instabilités locales** de forme sous charge concentrée au paragraphe 6. Les risques liés aux **états limites de service** sont ensuite discutés au paragraphe 7.

2. Voilement local sous contraintes normales dues à N ou M

Le voilement local dont il est question ici est illustré en [C 2 551, figure 35]. Il intervient sous l'effet des contraintes normales engendrées par l'effort normal N ou le moment fléchissant M dans les parois constituant la section de la poutre. Comme pour tous les problèmes d'instabilité de forme, il existe une contrainte critique au-delà de laquelle se produit le voilement. Cette contrainte critique dépend du rapport largeur sur épaisseur de la paroi b/t , assimilable à un élancement.

L'EC 3-DAN fournit des critères sur l'élancement permettant de classer les sections (cf. [C 2 550 – tableaux 13 à 17]). Pour les **sections de classe 1, 2 et 3**, le risque de voilement local ne gouverne pas le dimensionnement, c'est-à-dire que la contrainte critique de voilement pour ces sections est nettement supérieure à la limite élastique du matériau.

Pour les **sections de classe 4**, le voilement local peut se produire pour des contraintes critiques inférieures à la limite élastique ; il intervient par conséquent dans le dimensionnement. L'approche de l'EC 3-DAN consiste :

- à déterminer une section dite efficace avec des caractéristiques réduites par rapport à la section réelle ou brute ;
- à appliquer ensuite à cette section efficace, les critères de dimensionnement valables pour les sections de classe 3.

La section efficace est obtenue en calculant la largeur efficace de chaque paroi constituant la section brute. Pour comprendre cette notion de largeur efficace, considérons le cas de base étudié par Von Karman [1932], celui d'une plaque simplement appuyée sur ses bords longitudinaux et soumise à une compression pure sur ses autres bords (figure 1a).

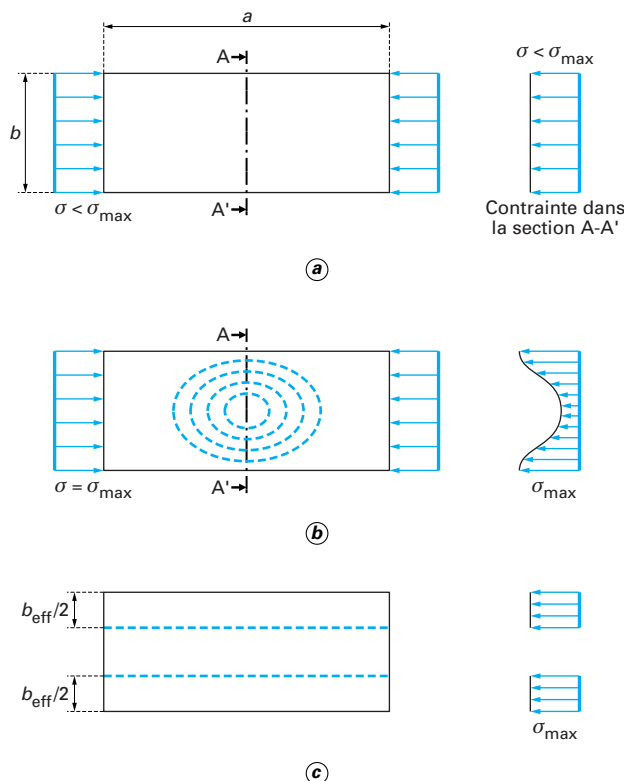


Figure 1 – Voilement de plaque et largeur efficace b_{eff}

La distribution des contraintes dans une section passant au milieu de la plaque demeure uniforme tant que la contrainte de compression demeure inférieure à la contrainte critique (figure 1a). En augmentant la contrainte de compression au-delà de la contrainte critique, on observe la formation d'une cloque au milieu de la plaque et une distribution de contraintes analogue à celle de la figure 1b. Tout se passe comme si, la partie résistante reprenant les efforts appliqués se situe près des bords d'appui et que la zone centrale ne participe quasiment pas. La largeur efficace de la partie résistante résulte d'une idéalisation de la distribution de la figure 1b : la contrainte σ_{max} est supposée distribuée uniformément dans la largeur efficace comme illustré sur la figure 1c.

On admet suivant **Von Karman** que la contrainte σ_{max} est égale à la contrainte critique de voilement rapportée à la largeur efficace b_{eff} :

$$\sigma_{max} = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{eff}} \right)^2 \quad (1)$$

avec k_{σ} coefficient de voilement en flexion-compression,
 E module d'Young,
 ν coefficient de Poisson,
 t épaisseur de la paroi.

Si l'on introduit la contrainte critique de voilement élastique pour la plaque entière σ_{cr} , il vient que :

$$\sigma_{max} = \sigma_{cr} \left(\frac{\bar{b}}{b_{eff}} \right)^2 \quad (2)$$

avec \bar{b} largeur de la paroi considérée.

La résistance ultime de la plaque est supposée atteinte lorsque :

$$\sigma_{max} = f_y \quad (3)$$

avec f_y limite élastique du matériau.

En utilisant les relations (2) et (3), le coefficient de réduction de la largeur réelle de la paroi $\rho = \frac{b_{eff}}{\bar{b}}$ s'obtient par la relation :

$$\rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (4)$$

En introduisant l'élancement réduit :

$$\bar{\lambda}_{\rho} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{\bar{b}} \right)^2}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}}} \quad (5)$$

avec $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$, E et ν étant remplacés par leurs valeurs pour l'acier, f_y étant exprimée en N/mm²,

la relation (4) n'est autre que la formule de Von Karman :

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_{\rho}} \quad (6)$$

La formule de Von Karman s'applique à une plaque idéale. Comme pour tous les problèmes d'instabilités de forme, les imperfections géométriques ainsi que les contraintes résiduelles dues au processus de fabrication affectent le niveau de la contrainte critique provoquant le voilement. Sur la base de résultats d'essais, l'EC 3-DAN a proposé pour les **plaques réelles** la formulation suivante dite formule de Winter (1946) :

$$\begin{aligned} \text{si } \bar{\lambda}_{\rho} \leq 0,673 & \quad \rho = 1 \\ \text{si } \bar{\lambda}_{\rho} > 0,673 & \quad \rho = \frac{\bar{\lambda}_{\rho} - 0,22}{\bar{\lambda}_{\rho}^2} \end{aligned} \quad (7)$$

Les tableaux 1 et 2 extraits de l'EC 3-DAN donnent la configuration de la largeur efficace et le coefficient de voilement k_{σ} en fonction des conditions aux limites sur les bords de paroi et de la distribution des contraintes dans la paroi représentée par le paramètre Ψ .

En résumé, la **largeur efficace d'une paroi** peut être déterminée de la manière suivante :

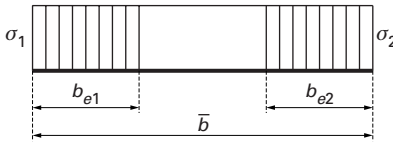
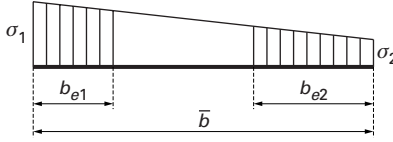
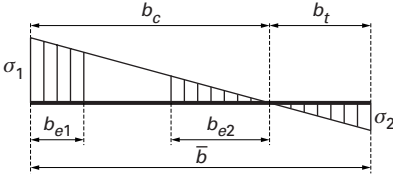
- 1 - calcul de Ψ sur la section brute ;
- 2 - calcul de k_{σ} par la formule appropriée dans les tableaux 1 et 2 ;
- 3 - calcul de l'élancement réduit par la relation (5). La largeur de la paroi \bar{b} à considérer est définie sur la figure 2 pour les différents cas usuels ;
- 4 - calcul de ρ par la relation (7) et par conséquent b_{eff} ;
- 5 - répartition de la largeur efficace suivant la valeur de ρ et la configuration appropriée des tableaux 1 et 2.

En général, on détermine la largeur efficace des semelles avant d'entamer la détermination de la largeur efficace de l'âme.

Il est à noter que la section efficace résultante n'est plus symétrique, ce qui entraîne un décalage de l'axe neutre de la section efficace par rapport à l'axe neutre de la section brute. Ce décalage e_N se traduit par un moment supplémentaire dans la section ΔM lorsque la section est soumise à un effort axial N :

$$\Delta M = e_N N \quad (8)$$

La vérification des contraintes dans la section devra tenir compte de ce moment additionnel comme nous le verrons au § 4.

Tableau 1 – Détermination de k_σ et ρ pour parois internes comprimées						
Distribution de contraintes (compression positive)				Largeur efficace b_{eff} de la partie comprimée de paroi		
				$\Psi = +1 :$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
				$0 \leq \Psi < 1 :$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2 b_{eff}}{5 - \Psi}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\Psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \Psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+ 1	$1 > \Psi > 0$	0	$0 > \Psi > - 1$	- 1	$- 1 > \Psi > - 2$
Coefficient de voilement k_σ	4,0	$\frac{8,2}{1,05 + \Psi}$	7,81	$7,81 - 6,29 \Psi + 9,78 \Psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \Psi)^2$
Alternativement, pour $1 \geq \Psi \geq - 1$:						
$k_\sigma = \frac{16}{[1 + \Psi^2 + 0,112 (1 - \Psi)^2]^{0,5} + (1 + \Psi)}$						

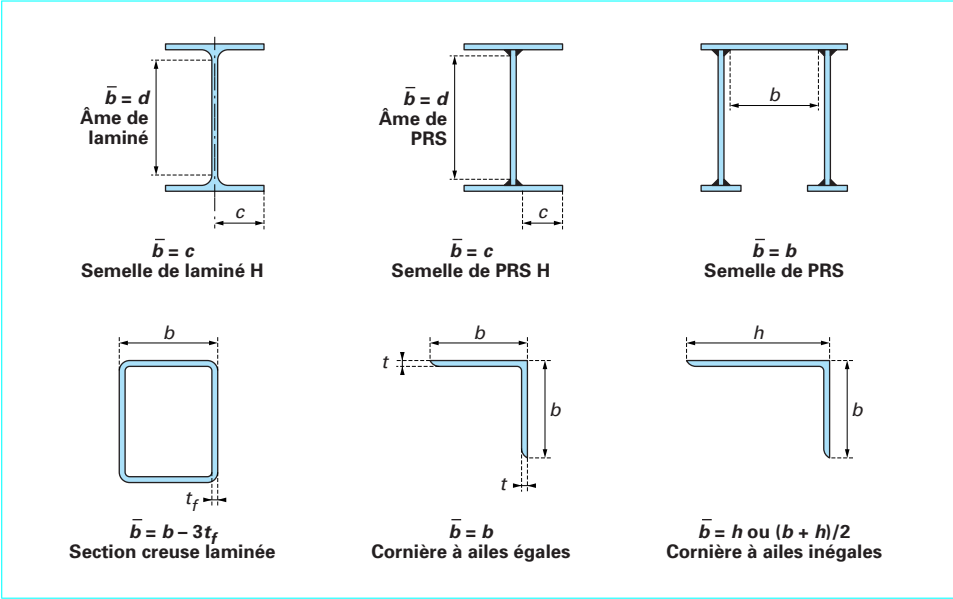
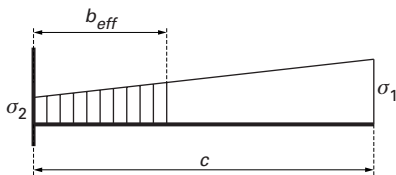
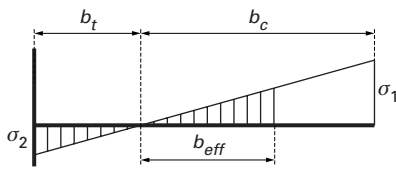
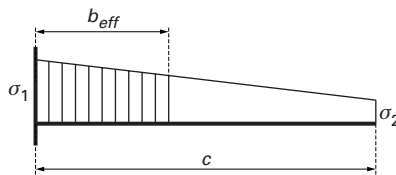
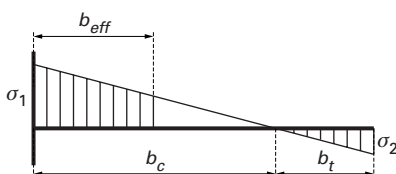


Tableau 2 – Détermination de k_σ et ρ pour parois comprimées en console

Distribution de contraintes (compression positive)		Largeur efficace b_{eff} de la partie comprimée de paroi			
		$0 \leq \Psi < 1 :$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\Psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \Psi)$			
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+ 1	0	- 1	$+ 1 \geq \Psi \geq -1$	
Coefficient de voilement k_σ	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21 \Psi + 0,07 \Psi^2$	
		$0 \leq \Psi < 1 :$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\Psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \Psi)$			
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+ 1	$1 > \Psi > 0$	0	$0 > \Psi > - 1$	- 1
Coefficient de voilement k_σ	0,43	$\frac{0,578}{\Psi + 0,34}$	1,70	$1,7 - 5 \Psi + 17,1 \Psi^2$	23,8

Exemple : appliquons la procédure que nous venons de décrire à la détermination des caractéristiques de la section efficace de la section représentée sur la figure **3a**.

La poutre est en acier S 235 $\Rightarrow f_y = 235$ MPa et $\varepsilon = 1$.

Semelles

La poutre étant soumise à un moment de flexion simple M , seule la semelle supérieure est soumise à de la compression ; la semelle inférieure en traction n'est pas concernée par le voilement de paroi. D'après [C 2 550, tableau 15], on vérifie que la semelle supérieure est de **classe 2**. En effet, on a :

$$c = 200 - 5 - 5\sqrt{2} = 187,9 \text{ mm}$$

$$\Rightarrow \frac{c}{t_f} = \frac{187,9}{20} = 9,4 < 10\varepsilon = 10$$

Il n'y a pas de risque de voilement local de la semelle comprimée avant plastification.

Âme

D'après [C 2 550, tableau 13], l'âme est de **classe 4** puisque :

$$\frac{d}{t_w} = \frac{1\,500}{10} = 150 > 124\varepsilon = 124$$

La section et donc l'âme étant soumise à un champ de contraintes de flexion pure, la distribution est triangulaire sur la section brute et on tire du cas 3 dans le tableau **1** :

$$\Psi = -1 \Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

$$\bar{b} = d = 1\,500$$

$$\Rightarrow \bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = \frac{1\,500/10}{28,4 \times 1 \times \sqrt{23,9}} = 1,080 > 0,673$$

$$\Rightarrow \rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,22}{\lambda_p^2} = 0,737$$

$$\Rightarrow b_{eff} = \frac{\rho \bar{b}}{(1 - \Psi)} = 0,737 d/2 = 552,75 \text{ mm}$$

$$\Rightarrow b_{e1} = 0,4 b_{eff} = 221,1 \text{ mm}; b_{e2} = 0,6 b_{eff} = 331,65 \text{ mm}$$

La répartition de la largeur efficace telle que donnée par le cas 3 du tableau 1 et illustrée sur la figure 3b permet de construire la section efficace définie par la figure 3c. Il ne reste plus qu'à déterminer les caractéristiques prismatiques de cette section efficace. Après calculs, on trouve notamment :

$$\begin{aligned} A_{eff} &= 29\,027,5 \text{ mm}^2 \\ I_{y\,eff} &= 1\,165\,765 \text{ cm}^4 \\ W_{y\,eff} &= 14\,586 \text{ cm}^3 \\ e_N &= 29,24 \text{ mm} \end{aligned}$$

3. Déversement

Le déversement est un phénomène d'instabilité géométrique des poutres soumises à un moment de flexion qui survient lorsque la partie comprimée ou l'aile de certaines sections ouvertes se dérobe latéralement, entraînant la section dans un mouvement de translation horizontale et de rotation autour du centre de cisaillement en plus de la translation verticale due aux charges appliquées. La résistance au déversement dépend donc de la rigidité à la flexion latérale EI_z de la poutre et de la rigidité en torsion de la section. De façon analogue au flambement ou au voilement local, il existe un moment critique au-delà de laquelle la poutre déverse.

S.P. Timoshenko dans « *La théorie de la stabilité élastique* » a déterminé analytiquement le moment critique de déversement pour une poutre simplement appuyée vis-à-vis de la flexion. Nous en rappelons ci-après les principales étapes. Les hypothèses de base du modèle sont les suivantes :

- la rotation de torsion et le déplacement latéral sont empêchés aux extrémités ;
- un moment constant est appliqué aux extrémités (cas de flexion pure) ;
- la poutre est droite, de section doublement symétrique et constante sur toute sa longueur ;
- la poutre est sans imperfection géométrique initiale ni contrainte résiduelle ;
- la section est indéformable ;
- le matériau est élastique linéaire ;
- le moment d'inertie de flexion latérale I_z est très petit devant le moment d'inertie de flexion verticale I_y ;
- les déformations sont petites.

La figure 4 décompose dans les trois plans le mouvement de la poutre déversée. On écrit l'équilibre de la poutre dans le système d'axes (x', y', z') lié à l'état déformé :

— suivant y' : flexion sous le moment $M_{y'} = M \cos \theta \approx M$ ($\cos \theta \approx 1$ car θ est petit) ; d'après [C 2 552, relation (25)], on a :

$$EI_y \frac{d^2 w(x)}{dx^2} + M = 0 \quad (9)$$

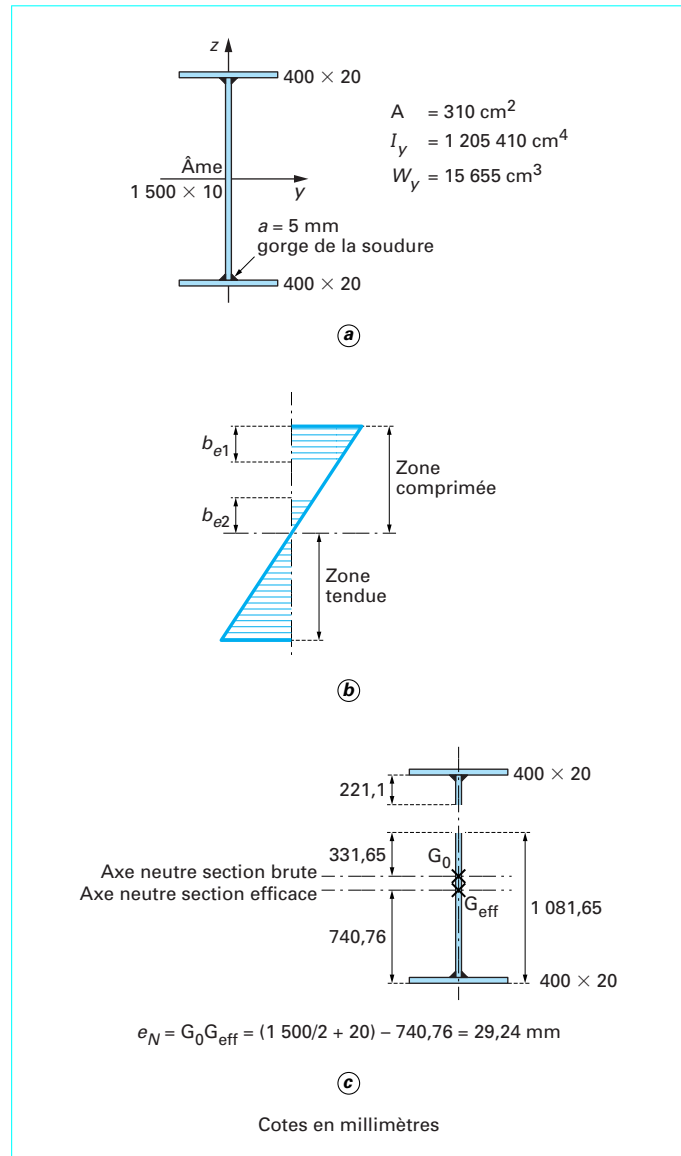


Figure 3 – Exemple de détermination des caractéristiques d'une section efficace

— suivant z' : flexion sous le moment $M_{z'} = M \sin \theta \approx M\theta$ ($\sin \theta \approx \theta$ car θ est petit) ; d'après [C 2 552, relation (25)], on a également :

$$EI_z \frac{d^2 v(x)}{dx^2} + M\theta = 0 \quad (10)$$

— suivant x' : la poutre est soumise à un moment de torsion $T = M \sin \varphi \approx M\varphi \approx M \frac{dv}{dx}$; d'après [C 2 552, relation (79)], on a :

$$EI_w \frac{d^3 \theta}{dx^3} - GK \frac{d\theta}{dx} + M \frac{dv}{dx} = 0 \quad (11)$$

En dérivant (11) et en utilisant (10), on obtient l'équation différentielle qui régit le phénomène du déversement :

$$EI_w \frac{d^4 \theta}{dx^4} - GK \frac{d^2 \theta}{dx^2} - \frac{M^2}{EI_z} \theta = 0 \quad (12)$$

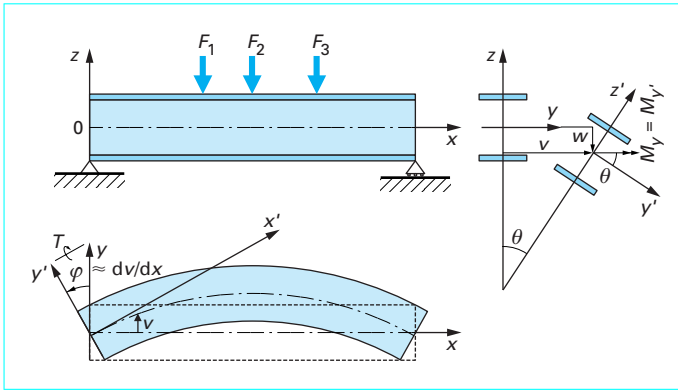


Figure 4 – Schématisation d'une poutre déversée

On montre aisément avec les conditions limites stipulées parmi les hypothèses du modèle que la solution de (12) se met sous la forme :

$$\theta = A \sin qx \quad (13)$$

avec q tel que $q^2 = -\alpha + \sqrt{\beta + \alpha^2}$

$$\alpha = \frac{GK}{2EI_w} \quad ; \quad \beta = \frac{M^2}{E^2 I_w I_z}$$

Par ailleurs en $x = L$, $\theta = 0$, il en résulte que $A \sin qL = 0$. Pour une solution non triviale, il faut que $\sin qL = 0$, c'est-à-dire $qL = n\pi$. Pour le mode fondamental $n = 1$:

$$q = \frac{\pi}{L} \text{ entraîne } q^2 = \frac{\pi^2}{L^2}$$

$$\text{d'où} \quad -\alpha + \sqrt{\beta + \alpha^2} = \frac{\pi^2}{L^2} \quad (14)$$

$$\text{donc} \quad \beta = \frac{\pi^4}{L^4} + 2\alpha \frac{\pi^2}{L^2}$$

En remplaçant alors α et β par leurs expressions dans (13), on obtient l'expression du **moment critique de déversement** :

$$M_{crD} = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GK}{\pi^2 EI_z}} \quad (15)$$

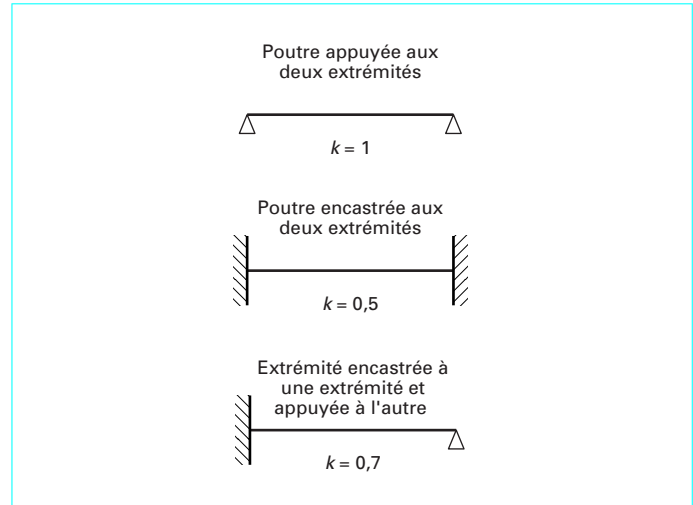
Des formules plus générales ont ensuite été proposées pour couvrir tous les cas rencontrés en pratique. L'annexe F de l'EC 3-DAN propose notamment une **expression empirique générale** du moment critique de déversement pour une section transversale constante symétrique par rapport à l'axe de faible inertie et pour une flexion suivant l'axe de forte inertie :

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2}$$

$$\left[\sqrt{\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GK}{\pi^2 EI_z}} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right] \quad (16)$$

avec k et k_w facteurs de longueur effective, concernant la rotation d'extrémité dans le plan de chargement. Il est analogue au rapport longueur de flambement sur longueur réelle d'un élément comprimé. Suivant les conditions aux extrémités, on pourra utiliser les valeurs de la figure 5,

k_w concernant le gauchissement d'extrémité. Sauf dispositions particulières prises pour empêcher tout mouvement aux extrémités, on prendra $k_w = 1$.

Figure 5 – Facteur de longueur effective k

C_1 , C_2 , C_3 sont des coefficients dépendants des conditions de chargement et d'encastrement ; les tableaux 3 et 4 ci-après donnent des valeurs pour ces coefficients pour les configurations les plus usuelles.

$$z_g = z_a - z_s$$

$$z_j = z_s - \left[0,5 \int_A z (y^2 + z^2) dA \right] / I_y$$

avec z_a coordonnée suivant z du point d'application de la charge,

z_s coordonnée du centre de cisaillement.

Les conventions de signe à appliquer aux coordonnées sont les suivantes :

- z est positif pour la semelle comprimée comptée à partir du centre de gravité ;
- z_j est positif lorsque la semelle avec la plus grande valeur de I_z est sollicitée en compression au point de moment maximal ;
- z_g est positif lorsque les charges agissent vers le centre de cisaillement à partir de leurs points d'application.

Pour une section doublement symétrique, il convient de noter que $z_j = 0$. Pour des sections simplement symétriques à semelles inégales, l'annexe F de l'EC 3-DAN donne des expressions approchées de z_j qui évitent des intégrations fastidieuses.

On aura constaté dans ce qui précède que la détermination du moment critique de déversement se fait indépendamment de la situation de flexion verticale classique qui se développe autour de l'axe d'inertie fort : la relation (9) n'a pas été utilisée. Le dimensionnement des poutres s'effectue donc en considérant simultanément que :

- la flexion de la relation (9) est gouvernée par le moment élastique ou le moment plastique de la section selon sa classe ;
- le déversement se produit lorsque le moment fléchissant dépasse le moment critique de déversement.

La mise en œuvre pratique de ce principe doit aussi prendre en compte le fait que les moments critiques de déversement réels obtenus à partir des essais sont inférieurs aux valeurs théoriques données par les relations (15) et (16) du fait de la présence des contraintes résiduelles des défauts géométriques. Le traitement des résultats d'essais s'effectue suivant le même canevas que pour le flambement (cf. [C 2 551, § 2.2.1]) :

Tableau 3 – Coefficients C_1 , C_2 et C_3 pour différentes valeurs de k dans le cas de moments d'extrémités

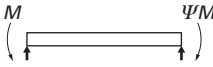
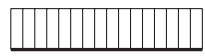






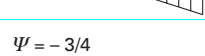

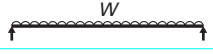
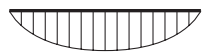
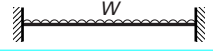
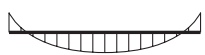
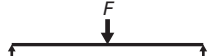



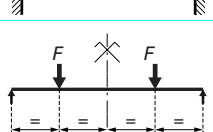

Chargement et conditions d'appuis	Diagramme de moment de flexion	Valeur de k	Coefficients		
			C_1	C_2	C_3
	$\psi = +1$ 	1,0 0,7 0,5	1,000 1,000 1,000	0 0 0	1,000 1,113 1,114
	$\psi = +3/4$ 	1,0 0,7 0,5	1,141 1,270 1,305	0 0 0	0,998 1,565 2,283
	$\psi = +1/2$ 	1,0 0,7 0,5	1,323 1,473 1,514	0 0 0	0,992 1,556 2,271
	$\psi = +1/4$ 	1,0 0,7 0,5	1,563 1,739 1,788	0 0 0	0,977 1,531 2,235
	$\psi = +0$ 	1,0 0,7 0,5	1,879 2,092 2,150	0 0 0	0,939 1,473 2,150
	$\psi = -1/4$ 	1,0 0,7 0,5	2,281 2,538 2,609	0 0 0	0,855 1,340 1,947
	$\psi = -1/2$ 	1,0 0,7 0,5	2,704 3,009 3,093	0 0 0	0,676 1,059 1,546
	$\psi = -3/4$ 	1,0 0,7 0,5	2,927 3,258 3,348	0 0 0	0,366 0,575 0,837
	$\psi = -1$ 	1,0 0,7 0,5	2,752 3,063 3,149	0 0 0	0,000 0,000 0,000

Tableau 4 – Coefficients C_1 , C_2 et C_3 pour différentes valeurs de k , dans le cas de charges transversales

Chargement et conditions d'appuis	Diagramme de moment de flexion	Valeur de k	Coefficients		
			C_1	C_2	C_3
		1,0 0,5	1,132 0,972	0,459 0,304	0,525 0,980
		1,0 0,5	1,285 0,712	1,562 0,652	0,753 1,070
		1,0 0,5	1,365 1,070	0,553 0,432	1,730 3,050
		1,0 0,5	1,565 0,938	1,267 0,715	2,640 4,800
		1,0 0,5	1,046 1,010	0,430 0,410	1,120 1,890

- mise en évidence du paramètre d'élancement vis-à-vis du déversement $\bar{\lambda}_{LT}$;
- introduction de paramètres sans dimension permettant de comparer les différents essais ;
- définition d'un coefficient de réduction adéquat χ_{LT} pour l'évaluation de la résistance réelle de la section.

En conséquence, dans le cas général, le **dimensionnement des poutres suivant l'EC 3-DAN** s'effectue par la procédure suivante :

- calcul du moment critique de déversement par la relation (16) ; M_{cr} doit être calculé avec les caractéristiques de la section brute. Pour les sections de classe 4, le calcul de M_{cr} sera fait en considérant que la constante de torsion uniforme K est nulle ;

- calcul du paramètre d'élancement réduit $\bar{\lambda}_{LT}$ par la relation :

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{\beta_w W_{pl,y} f_y}{M_{cr}}} \quad (17)$$

avec $\beta_w = 1$ si la section est de classe 1 ou 2,
 $= W_{el,y}/W_{pl,y}$ si la section est de classe 3,
 $= W_{eff,y}/W_{pl,y}$ si la section est de classe 4.

Si $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ il n'est pas nécessaire de tenir compte du déversement.

Dans le cas contraire, il faut déterminer le coefficient de réduction χ_{LT} à appliquer à la capacité plastique ou élastique de la section comme suit :

$$\chi_{LT} = 0,5 \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (18)$$

où le facteur d'imperfection pour le déversement α_{LT} prend les valeurs :

$\alpha_{LT} = 0,21$ pour les profilés laminés,
 $= 0,49$ pour les profilés reconstruits soudés

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad (19)$$

mais avec $\chi_{LT} \leq 1$.

Il n'est pas nécessaire de vérifier la résistance au déversement d'une poutre si sa semelle comprimée est tenue latéralement sur toute sa longueur. C'est par exemple le cas des **solives d'un plancher solidarises à la dalle béton ou au platelage en tôles d'acier**. De façon générale, on considère qu'il y a maintien latéral :

- si le composant de maintien peut reprendre 2 % de l'effort de compression dans la semelle comprimée au niveau du maintien et ;
- si sa rigidité est suffisante : la figure 6 fournit un critère pouvant être utilisé en pratique.

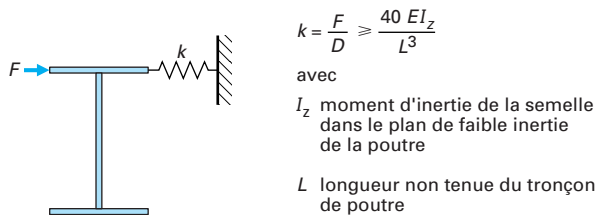


Figure 6 – Critère de rigidité pour le maintien latéral

4. Résistance des sections et des composants

L'application des critères de l'EC 3-DAN donnés dans ce paragraphe permet de se prémunir simultanément contre les risques de **plastification** des sections et les risques d'instabilités des composants comme le **flambement** ou le **déversement**. Les critères sont présentés successivement en allant du cas de figure le plus simple vers le plus complexe ; le tableau 5 résume les différentes situations considérées et les paragraphes correspondants.

4.1 Flexion simple

Elle correspond à la situation courante où la poutre est fléchie dans son plan de symétrie principal. Les seules sollicitations dans les sections du composant sont l'effort tranchant V et le moment fléchissant M .

4.1.1 Vérification à l'effort tranchant

L'effort tranchant de calcul V_{Sd} dans chaque section doit vérifier la relation :

$$V_{Sd} \leq V_{pl,Rd} = A_w (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0} \quad (20)$$

avec $V_{pl,Rd}$ résistance de la section à l'effort tranchant,
 A_w aire de cisaillement de la section ; sa valeur peut être déterminée pour les sections courantes par les indications du tableau 6,
 f_y limite élastique du matériau,
 γ_{M0} coefficient partiel de sécurité du matériau,
 $= 1,0$ si l'acier utilisé est de marque NF,
 $= 1,1$ sinon.

4.1.2 Vérification au moment fléchissant

4 cas différents peuvent être rencontrés selon le niveau de l'effort tranchant de calcul V_{Sd} ou la valeur du paramètre d'élancement réduit de déversement $\bar{\lambda}_{LT}$. En effet, l'EC 3-DAN considère notamment que :

- la résistance des sections au moment fléchissant n'est pas affectée par la présence de l'effort tranchant si $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$; dans le cas contraire, il y a une réduction qu'il faut prendre en compte ;

- le risque de déversement est négligeable et n'a pas à être pris en compte lorsque $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$.

■ **Cas 1** : $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$ et $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$

Le moment fléchissant de calcul M_{Sd} doit vérifier la relation :

$$M_{Sd} \leq M_{cd} \quad (21)$$

avec $M_{cd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$ pour les sections de classe 1 et 2,
 $= W_{el} f_y / \gamma_{M0}$ pour les sections de classe 3,
 $= W_{eff} f_y / \gamma_{M1}$ pour les sections de classe 4,
 W_{pl} module plastique de la section,
 W_{el} module élastique de la section,
 W_{eff} module élastique de la section efficace,
 γ_{M1} facteur partiel de sécurité pour la résistance des sections de classe 4, égal à 1,1.

Tableau 5 – Cas de sollicitations des sections et paragraphes correspondants de l'article

Cas et critères	Classe de la section	Paragraphe de l'article où le cas est traité
Flexion simple 4 cas possibles selon le rapport $V_{Sd}/V_{pl,Rd}$ et le paramètre d'élancement réduit de déversement $\overline{\lambda}_{LT}$	1, 2, 3, 4	§ 4.1
Flexion déviée et composée sans déversement ni flambement : — N_{Sd} est un effort normal de compression ou nul — $\overline{\lambda}_{LT} \leq 0,4$	1, 2	§ 4.2.1
— Pas d'interaction d'effort tranchant et de moment fléchissant	3	§ 4.2.2
	4	§ 4.2.3
Flexion déviée et composée sans déversement ni flambement : — N_{Sd} est un effort normal de compression ou nul — $\overline{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ — Interaction d'effort tranchant et de moment fléchissant ($V_{Sd}/V_{pl,Rd} > 0,5$)	1, 2, 3, 4	§ 4.2.4
Flexion déviée et composée avec risque de flambement sans déversement : — N_{Sd} est un effort normal de compression ou nul — $\overline{\lambda}_{LT} \leq 0,4$	1, 2, 3, 4	§ 4.3.1
Flexion déviée et composée avec risque de flambement et de déversement : — N_{Sd} est un effort normal de compression ou nul — $\overline{\lambda}_{LT} > 0,4$	1, 2, 3, 4	§ 4.3.2
Flexion déviée et composée avec risque de déversement sans flambement : — N_{Sd} est un effort normal de compression ou nul — $\overline{\lambda}_{LT} > 0,4$	1, 2, 3, 4	§ 4.3.3
Flexion déviée et composée avec effort normal de traction	1, 2, 3, 4	§ 4.3.4

Les expressions de M_{cd} ci-avant sont rigoureusement valables pour une section sans trous de fixation ou si l'aire nette de la semelle tendue avec trous de fixation A_{fnet} vérifie la condition :

$$0,9 \frac{A_{fnet}}{A_f} \geq \frac{f_y}{f_u} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M0}} \quad (22)$$

avec A_f et A_{fnet} respectivement aire de la section brute et de la section nette de la semelle ; pour l'évaluation de A_{fnet} , on se reportera en [C 2 551, § 1.2.2],

f_u limite à la rupture du matériau ou résistance à la traction minimale spécifiée,

γ_{M2} coefficient partiel de sécurité à appliquer dans les sections nettes ; $\gamma_{M2} = 1,25$.

Les trous de fixation de l'âme et de la semelle comprimée de la section n'ont pas à être pris en compte.

Si la condition (22) n'est pas vérifiée, il faut considérer une section de semelle réduite $A_{f\text{réduite}}$ définie par :

$$A_{f\text{réduite}} = 0,9 A_{fnet} \frac{f_u}{f_y} \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M2}} \quad (23)$$

■ **Cas 2 :** $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$ et $\overline{\lambda}_{LT} \geq 0,4$

Le moment fléchissant de calcul M_{Sd} doit vérifier la relation :

$$M_{Sd} \leq M_{b,Rd} = \chi_{LT} \beta_w W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1} \quad (24)$$

avec $\beta_w = 1$ pour les sections de classe 1 et 2,
 $= W_{el,y}/W_{pl,y}$ pour les sections de classe 3,
 $= W_{eff,y}/W_{pl,y}$ pour les sections de classe 4,
 γ_{M1} facteur partiel de sécurité pour la résistance au déversement, égal à 1,1,
 χ_{LT} coefficient de réduction pour le déversement défini par la relation (19).

L'indice y apparaissant dans les modules plastiques fait référence à l'axe par rapport auquel ces modules sont calculés.

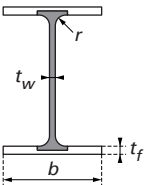
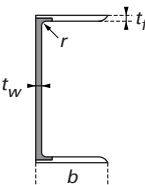
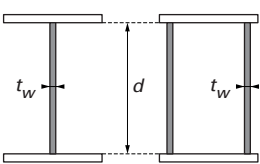
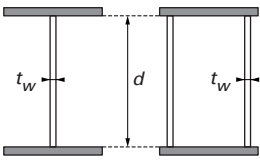
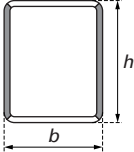
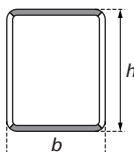
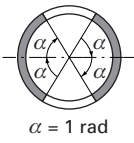

■ **Cas 3 :** $V_{Sd} > V_{pl,Rd}/2$ et $\overline{\lambda}_{LT} \leq 0,4$

Le moment fléchissant de calcul M_{Sd} doit vérifier la relation (21) ainsi que la condition :

$$M_{Sd} \leq M_{v,Rd} \quad (25)$$

avec $M_{v,Rd}$ moment de résistance plastique réduit compte tenu de l'effort tranchant.

Tableau 6 – Aire de cisaillement A_w

Section du profil	Autres caractéristiques	Aire de cisaillement A_w
	I ou H laminés Effort parallèle à l'âme	$A - 2bt_f + (t_w + 2r) t_f$
	U laminés Effort parallèle à l'âme	$A - 2bt_f + (t_w + r) t_f$
	Sections soudées en I, H, U ou en caisson Effort parallèle à l'âme	$\sum (dt_w)$
	Sections soudées en I, H, U ou en caisson Effort parallèle à la semelle	$A - \sum (dt_w)$
	Laminés creux rectangulaires d'épaisseur uniforme Effort parallèle à la hauteur	$Ah/(b + h)$
	Laminés creux rectangulaires d'épaisseur uniforme Effort parallèle à la largeur	$Ab/(b + h)$
	Profils creux circulaires d'épaisseur uniforme $\alpha = 1 \text{ rad}$	$2A/\pi$
	Plats et barres pleines	A

A aire totale de la section considérée ; r rayon du congé de raccordement des laminés.

$M_{v,Rd}$ est en général déterminé en utilisant une limite élastique réduite $(1 - \rho) f_y$ pour l'aire de cisaillement avec :

$$\rho = \left(\frac{2 V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2 \quad (26)$$

Pour les sections transversales à semelles égales, fléchies suivant l'axe de forte inertie :

$$M_{v,Rd} = \left(W_{pl} - \frac{\rho A_w^2}{4 t_w} \right) f_y / \gamma_{M0} \quad (27)$$

■ **Cas 4** : $V_{Sd} > V_{pl,Rd}/2$ et $\bar{\lambda}_{LT} > 0,4$

Le moment fléchissant de calcul M_{Sd} doit vérifier les relations (24) et (25).

4.2 Flexion composée sans déversement ni flambement

Les critères de ce paragraphe s'appliquent si :

- il n'y a pas déversement, c'est-à-dire si $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ et si ;
- il n'y a pas flambement autrement dit si les conditions suivantes sont vérifiées :

$$\bar{\lambda}_{max} \leq 0,2$$

avec

$$\bar{\lambda}_{max} = \max(\bar{\lambda}_y, \bar{\lambda}_z)$$

ou

$$\frac{N_{Sd}}{A f_y} \leq 0,1$$

avec $\bar{\lambda}_y$ et $\bar{\lambda}_z$ élancements réduits au flambement autour respectivement des axes y et z,
 χ_{min} = $\min(\chi_y, \chi_z)$ coefficient de réduction minimal calculé suivant l'exposé en [C 2 551, § 2.2.1],
 N_{Sd} effort axial de compression dans la poutre.

4.2.1 Sections transversales de classe 1 ou 2

Nous avons vu en [C 2552, § 2.1.3] que la présence d'effort normal se traduisait par une réduction du moment de résistance plastique de la section. L'EC 3-DAN, en s'appuyant sur ce résultat théorique et les observations expérimentales, définit un seuil pour le niveau de l'effort axial appliqué en deçà duquel, l'effet défavorable de la présence de l'effort axial est compensé par l'effet favorable d'écrouissage du matériau. Ainsi pour des efforts axiaux inférieurs au seuil, la résistance plastique de la section n'est pas modifiée. Dans le cas contraire, il y a réduction de la résistance.

Dans tous les cas, désignons par $M_{N,Rd}$ le moment de résistance plastique généralisé du fait de la présence de l'effort axial N . $M_{N,Rd}$ peut-être déterminé à partir des indications du tableau 7 ; les seuils mentionnés précédemment y sont notamment précisés.

On considère par ailleurs qu'il n'y a pas d'interaction avec l'effort tranchant c'est-à-dire que : $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$. Les situations d'interactions sont examinées au paragraphe 4.2.4.

■ **Cas 1** : flexion dans un seul plan

Le moment fléchissant de calcul M_{Sd} doit vérifier la relation :

$$M_{Sd} \leq M_{N,Rd} \quad (28)$$

avec $M_{N,Rd}$ donné dans le tableau 7.

■ **Cas 2** : flexion biaxiale

Pour les sections bissymétriques, les moments fléchissants de calcul $M_{y,Sd}$ et $M_{z,Sd}$ doivent vérifier :

$$\left[\frac{M_{y,Sd}}{M_{Ny,Rd}} \right]^\alpha + \left[\frac{M_{z,Sd}}{M_{Nz,Rd}} \right]^\beta \leq 1 \quad (29)$$

où les valeurs de α et β sont données dans le tableau 8.

Pour des sections quelconques, on peut utiliser le critère approché suivant :

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{pl,y,Rd}} + \frac{M_{z,Sd}}{M_{pl,z,Rd}} \leq 1 \quad (30)$$

Le critère est conservatif mais présente l'avantage d'avoir une expression plus simple. Il est donc recommandé de l'utiliser pour les prédimensionnements.

4.2.2 Sections transversales de classe 3

On suppose qu'il n'y a pas d'interaction avec l'effort tranchant c'est-à-dire que : $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$. Pour les situations d'interactions, on se reportera au paragraphe 4.2.4.

La contrainte normale maximale $\sigma_{x,Ed}$ doit vérifier la relation :

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad (31)$$

Pour une section bissymétrique, la relation (31) est équivalente à la relation :

$$\frac{N_{Sd}}{A f_{yd}} + \frac{M_{y,Sd}}{W_{el,y} f_{yd}} + \frac{M_{z,Sd}}{W_{el,z} f_{yd}} \leq 1 \quad (32)$$

4.2.3 Sections transversales de classe 4

On suppose qu'il n'y a pas d'interaction avec l'effort tranchant c'est-à-dire que : $V_{Sd} \leq V_{pl,Rd}/2$. Pour les situations d'interactions, on se reportera au paragraphe 4.2.4.

La contrainte normale maximale $\sigma_{x,Ed}$ doit vérifier la relation :

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (33)$$

$\sigma_{x,Ed}$ doit être calculée sous la combinaison des sollicitations (N_{Sd} ; $M_{y,Sd} + \Delta M_y$; $M_{z,Sd} + \Delta M_z$) agissant de façon simultanée dans la section efficace. ΔM_y et ΔM_z sont les moments additionnels créés par N_{Sd} sous l'effet du décalage du centre de gravité de la section (cf. § 2).

Pour des sections transversales sans trou de fixation, la relation (33) est équivalente à la relation :

$$\frac{N_{Sd}}{A_{eff} f_{yd}} + \frac{M_{y,Sd} + N_{Sd} e_{Ny}}{W_{eff,y} f_{yd}} + \frac{M_{z,Sd} + N_{Sd} e_{Nz}}{W_{eff,z} f_{yd}} \leq 1 \quad (34)$$

avec f_{yd} valeur donnée par la relation (33),
 A_{eff} aire efficace de la section transversale supposée soumise à une compression uniforme,
 W_{eff} module élastique de la section efficace en supposant la section soumise uniquement à un moment fléchissant suivant l'axe concerné,
 e_N décalage du centre de gravité suivant l'axe concerné, la section transversale étant supposée soumise à une compression uniforme.

Tableau 7 – Moment de résistance plastique réduit $M_{N,Rd}$

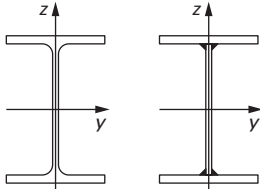
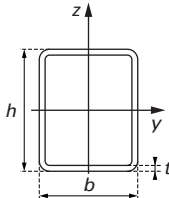
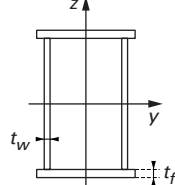

Section du profil	Flexion autour de l'axe y-y parallèle aux semelles $M_{Ny,Rd}$	Flexion autour de l'axe z-z perpendiculaire aux semelles $M_{Nz,Rd}$
<p>Profils laminés ou soudés I ou H à semelles égales</p> 	$M_{Ny,Rd} = \frac{1-n}{1-0,5a} M_{pl,y,Rd}$ <p>mais $M_{Ny,Rd} \leq M_{pl,y,Rd}$</p>	<p>si $n \leq a$ $M_{Nz,Rd} = M_{pl,z,Rd}$</p> <p>si $n > a$ $M_{Nz,Rd} = \left[1 - \left(\frac{n-a}{1-a} \right)^2 \right] M_{pl,z,Rd}$</p> $a = (A - 2bt_f)/A \quad \text{mais } a \leq 0,5$
<p>Profils creux rectangulaires à épaisseur uniforme</p> 	$M_{Ny,Rd} = \frac{1-n}{1-0,5a_w} M_{pl,y,Rd}$ <p>mais $M_{Ny,Rd} \leq M_{pl,y,Rd}$</p>	$M_{Nz,Rd} = \frac{1-n}{1-0,5a_f} M_{pl,z,Rd}$ <p>mais $M_{Nz,Rd} \leq M_{pl,z,Rd}$</p> $a_w = (A - 2bt)/A \quad \text{mais } a_w \leq 0,5$ $a_f = (A - 2ht)/A$
<p>Section en caisson soudées à âmes égales et à semelles égales</p> 	$M_{Ny,Rd} = \frac{1-n}{1-0,5a_w} M_{pl,y,Rd}$ <p>mais $M_{Ny,Rd} \leq M_{pl,y,Rd}$</p>	$M_{Nz,Rd} = \frac{1-n}{1-0,5a_f} M_{pl,z,Rd}$ <p>mais $M_{Nz,Rd} \leq M_{pl,z,Rd}$</p> $a_w = (A - 2bt_f)/A \quad \text{mais } a_w \leq 0,5$ $a_f = (A - 2ht_w)/A \quad \text{mais } a_f \leq 0,5$
<p>Sections creuses circulaires</p> 	$M_{N,Rd} = 1,04 (1 - n^{1,7}) M_{pl,Rd}$ <p>mais $M_{N,Rd} \leq M_{pl,Rd}$</p>	
$n = N_{Sd}/N_{pl,Rd}$ <p>$M_{pl,y,Rd}$ est le moment de résistance plastique non réduit de la section par rapport à l'axe y $M_{pl,z,Rd}$ est le moment de résistance plastique non réduit de la section par rapport à l'axe z</p>		

Tableau 8 – Exposants de flexion biaxiale

	Section en I ou H	Profil creux circulaire	Profil creux rectangulaire
α	2	2	$\min(1,66/(1 - 1,13n^2) ; 6)$
β	$\max(5n ; 1)$	2	$\min(1,66/(1 - 1,13n^2) ; 6)$
$n = N_{Sd}/N_{pl,Rd}$ <p>$\min(a ; b)$ désigne la plus petite des valeurs a et b $\max(a ; b)$ désigne la plus grande des valeurs a et b</p>			

4.2.4 Flexion composée et interaction avec l'effort tranchant

Il y a interaction avec l'effort tranchant lorsque : $V_{Sd} > V_{pl,Rd}/2$

Cas des sections de classe 1 ou 2

Les relations (28), (29) et (30) sont encore valables mais $M_{pl,y,Rd}$ doit être remplacé dans les expressions de $M_{N,Rd}$ du tableau 7 par le moment de résistance plastique réduit par l'effort tranchant $M_{v,Rd}$ calculé en utilisant une limite élastique réduite $(1-\rho)f_y$ pour l'aire de cisaillement avec ρ défini par la relation (26).

Cas des sections de classe 3

La relation (32) s'applique toujours mais il faut s'assurer que $W_{el,y} f_{yd} \leq M_{v,Rd}$. Sinon, on remplace dans la relation (32), $W_{el,y} f_{yd}$ par $M_{v,Rd}$.

Cas des sections de classe 4

La relation (34) s'applique toujours mais il faut s'assurer que $W_{eff,y} f_{yd} \leq M_{v,Rd}$. Sinon, on remplace dans la relation (34), $W_{eff,y} f_{yd}$ par $M_{v,Rd}$.

4.3 Flexion composée avec déversement ou flambement**4.3.1 Cas d'un risque de flambement sans déversement**

Il correspond aux conditions suivantes :

$$\overline{\lambda}_{LT} \leq 0,4 ;$$

et

$$\overline{\lambda}_{max} > 0,2 \text{ avec } \overline{\lambda}_{max} = \max(\overline{\lambda}_y, \overline{\lambda}_z) \text{ et } \frac{N_{Sd}}{\chi_{min}} \left/ \frac{Af_y}{\gamma_{M1}} \right. > 0,1 ;$$

où les différents paramètres ont été définis au paragraphe 4.2 et N_{Sd} est un effort de compression.

Sections de classe 1 ou 2

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_{min} Af_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_y M_{y,Sd}}{W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z M_{z,Sd}}{W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (35)$$

où :

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{Sd}}{\chi_y Af_y} \quad \text{mais } k_y \leq 1,5$$

$$\mu_y = \overline{\lambda}_y (2\beta_{M,y} - 4) + \left(\frac{W_{pl,y} - W_{el,y}}{W_{el,y}} \right) \quad \text{mais } \mu_y \leq 0,90$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{Sd}}{\chi_z Af_y} \quad \text{mais } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_z = \overline{\lambda}_z (2\beta_{M,z} - 4) + \left(\frac{W_{pl,z} - W_{el,z}}{W_{el,z}} \right) \quad \text{mais } \mu_z \leq 0,90$$

χ_{min} est la petite des valeurs χ_y et χ_z où χ_y et χ_z sont les coefficients de réduction de flambement pour les axes y-y et z-z respectivement et $\beta_{M,y}$ et $\beta_{M,z}$ sont les facteurs de moment uniforme équivalent pour le flambement par flexion donnés par le tableau 9.

Sections de classe 3

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_{min} Af_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_y M_{y,Sd}}{W_{el,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z M_{z,Sd}}{W_{el,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (36)$$

avec k_y, k_z et χ_{min} définis comme pour les sections de classe 1 ou 2,

$$\mu_y = \overline{\lambda}_y (2\beta_{M,y} - 4) \quad \text{mais } \mu_y \leq 0,90,$$

$$\mu_z = \overline{\lambda}_z (2\beta_{M,z} - 4) \quad \text{mais } \mu_z \leq 0,90,$$

$\beta_{M,y}$ et $\beta_{M,z}$ facteurs de moment uniforme équivalent pour le flambement par flexion donnés par le tableau 9.

Sections de classe 4

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_{min} A_{eff} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_y (M_{y,Sd} + N_{Sd} e_{N,y})}{W_{eff,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z (M_{z,Sd} + N_{Sd} e_{N,z})}{W_{eff,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (37)$$

avec k_y, k_z et χ_{min} définis comme pour les sections de classe 1 et 2,

μ_y et μ_z définis pour les sections de classe 3 mais en ajoutant $N_{Sd} e_N$ à M_{Sd} pour déterminer β_M ,

les autres paramètres ayant déjà été définis.

4.3.2 Cas d'un risque de flambement et de déversement

Il correspond aux conditions suivantes :

$$\overline{\lambda}_{LT} > 0,4$$

et

$$\overline{\lambda}_{max} > 0,2 \text{ avec } \overline{\lambda}_{max} = \max(\overline{\lambda}_y, \overline{\lambda}_z) \text{ et } \frac{N_{Sd}}{\chi_{min}} \left/ \frac{Af_y}{\gamma_{M1}} \right. > 0,1 ;$$

où les différents paramètres ont été définis au paragraphe 4.2 et N_{Sd} est un effort de compression.

Sections de classe 1 ou 2

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (35) et la relation suivante :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_z Af_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_{LT} M_{y,Sd}}{\chi_{LT} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z M_{z,Sd}}{W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (38)$$

où :

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} N_{Sd}}{\chi_z Af_y} \quad \text{mais } k_{LT} \leq 1$$

$$\mu_{LT} = 0,15 (\overline{\lambda}_z \beta_{M,LT} - 1) \quad \text{mais } \mu_{LT} \leq 0,90$$

où $\beta_{M,LT}$ est un facteur de moment uniforme équivalent pour le déversement donné par le tableau 9.

Sections de classe 3

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (36) et la relation suivante :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_z Af_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_{LT} M_{y,Sd}}{\chi_{LT} W_{el,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z M_{z,Sd}}{W_{el,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (39)$$

avec les paramètres ayant été définis pour les sections de classe 1 ou 2.

Sections de classe 4

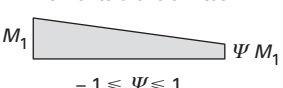
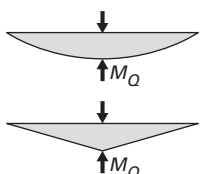
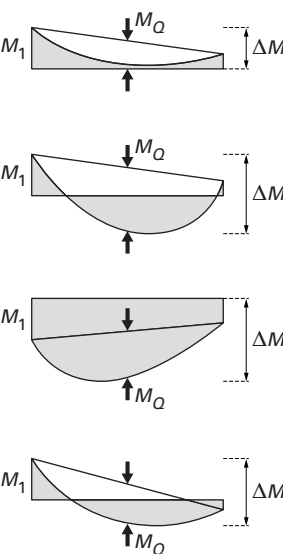
Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (37) et la relation suivante :

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_z A_{eff} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_{LT} (M_{y,Sd} + N_{Sd} e_{N,y})}{\chi_{LT} W_{eff,y} f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z (M_{z,Sd} + N_{Sd} e_{N,z})}{W_{eff,z} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (40)$$

avec k_{LT} défini comme pour les sections de classe 1 ou 2 mais en remplaçant A par A_{eff} ,

μ_{LT} défini pour les sections de classe 1 ou 2 mais en ajoutant $N_{Sd} e_N$ à M_{Sd} pour déterminer $\beta_{M,LT}$.

Tableau 9 – Facteurs de moment uniforme équivalent

Diagramme de moment	Facteur de moment uniforme équivalent β_M	
<p>Moments d'extrémités</p>  <p>$-1 \leq \psi \leq 1$</p>	$\beta_{M,\psi} = 1,8 - 0,7 \, \psi$	
<p>Moments dus à des charges transversales</p> 	$\beta_{M,Q} = 1,3$ $\beta_{M,Q} = 1,3$	
<p>Moments dus à des charges transversales plus des moments d'extrémités</p> 	$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi})$ $M_Q = \max M \quad \text{dû aux charges transversales seulement}$ $\Delta M = \begin{cases} \max M & \text{pour diagramme de moment sans changement de signe} \\ \max M + \min M & \text{pour diagramme de moment avec changement de signe} \end{cases}$	
facteur	axe de flexion	points maintenus suivant la direction
$\beta_{M,y}$	y-y	z-z
$\beta_{M,z}$	z-z	y-y
$\beta_{M,LT}$	y-y	y-y

4.3.3 Cas d'un risque de déversement sans flambement

Il correspond aux conditions suivantes :

$$\overline{\lambda_{LT}} > 0,4$$

et

$$\overline{\lambda_{max}} \leq 0,2 \text{ avec } \overline{\lambda_{max}} = \max(\overline{\lambda_y}, \overline{\lambda_z}) \text{ et } \frac{N_{Sd}}{\chi_{min}} \left/ \frac{A f_y}{\gamma_{M1}} \right. \leq 0,1 ;$$

où les différents paramètres ont été définis au paragraphe 4.2 et N_{Sd} est un effort de compression.

Sections de classe 1 ou 2

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (38) en notant que $\chi_z = 1$.

Sections de classe 3

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (39) en notant que $\chi_z = 1$.

Sections de classe 4

Les sollicitations de calcul dans la section doivent vérifier la relation (40) en notant que $\chi_z = 1$.

4.3.4 Cas d'une flexion composée avec effort axial de traction $N_{t,Sd}$

Il n'y a pas de risque de flambement dans ce cas de figure mais il existe un risque de déversement dont il faut se prémunir. L'EC 3-DAN recommande en conséquence de vérifier que :

$$M_{eff} \leq M_{b,Rd} \quad (41)$$

où $M_{b,Rd}$ est donné par la relation (24) :

$$M_{eff} = W_{com} \sigma_{com-Ed} \text{ avec } \sigma_{com-Ed} = \frac{M_{Sd}}{W_{com}} - \psi_{vec} N_{t,Sd} / A$$

avec W_{com} module élastique de section relatif à la fibre extrême comprimée,

ψ_{vec} facteur de réduction de l'effet favorable que représente la traction vis-à-vis du déversement. Si l'effort axial et le moment fléchissant peuvent varier indépendamment, il faut prendre $\psi_{vec} = 0,8$, sinon il n'y a pas lieu de réduire l'effet de la traction.

5. Voilement d'âme sous cisaillement

5.1 Description et caractéristiques du phénomène

Le risque examiné ici est celui du voilement ou flambement d'âme provoqué par l'effort tranchant V_{Sd} . C'est une instabilité de forme similaire à celle que nous avons rencontré au paragraphe 2 pour les panneaux soumis à des contraintes normales. Ainsi dans le cas d'une âme de poutre munie de raidisseurs transversaux, l'effort tranchant développe des contraintes de cisaillement (figure 7a) et des contraintes normales de traction et de compression orientées à 45° lorsque l'effort tranchant sollicitant est inférieur à l'effort tranchant critique (figure 7b). Le voilement apparaît (figure 7c) lorsque la contrainte de cisaillement (et par conséquent la contrainte principale de compression induite) dépasse un **certain seuil** τ_{cr} donné par une relation de type Von Karman.

Pour un panneau articulé sur son contour, on montre que :

$$\tau_{cr} = k_{\tau} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{d} \right)^2 \quad (42)$$

— pour les âmes avec raidisseurs transversaux au droit des appuis mais sans aucun raidisseur transversal intermédiaire

$$k_{\tau} = 5,34$$

— pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux intermédiaires

$$k_{\tau} = 4 + \frac{5,34}{(a/d)^2} \quad \text{si } \frac{a}{d} < 1$$

$$k_{\tau} = 5,34 + \frac{4}{(a/d)^2} \quad \text{si } \frac{a}{d} \geq 1$$

les paramètres géométriques étant définis sur les figures 7a et 7d.

Il convient de préciser que l'âme est supposée raidie transversalement si des raidisseurs verticaux intermédiaires, régulièrement espacés, sont disposés dans l'âme entre deux points d'appui de la poutre.

À la différence du flambement des barres, la résistance au voilement n'est pas nécessairement épuisée par le dépassement de la contrainte critique de cisaillement. Des réserves existent qui peuvent être mobilisées ; ces réserves sont notamment à l'origine de la méthode du champ diagonal de traction exposé au paragraphe 5.4.

5.2 Vérification suivant l'EC 3-DAN

Le voilement sous cisaillement est à vérifier :

— pour les âmes non raidies si le rapport $\frac{d}{t_w} > 69 \varepsilon$;

— pour les âmes raidies transversalement si le rapport $\frac{d}{t_w} > 30 \varepsilon \sqrt{k_{\tau}}$;

avec $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$ et f_y la limite élastique du matériau en N/mm².

Dans le cas contraire, le risque de voilement par cisaillement est négligeable et il n'y a pas lieu de conduire de vérification spécifique. Il est intéressant de savoir que les profilés laminés du type HEA, HEB, IPE ne présentent pas de risque de voilement d'âme par cisaillement. Le phénomène est surtout critique pour les profilés reconstitués soudés dont les âmes sont en général très élancées.

Pour vérifier le voilement sous cisaillement, il faut commencer par déterminer l'**effort tranchant admissible**. Deux méthodes sont disponibles avec toutefois des domaines d'application différents :

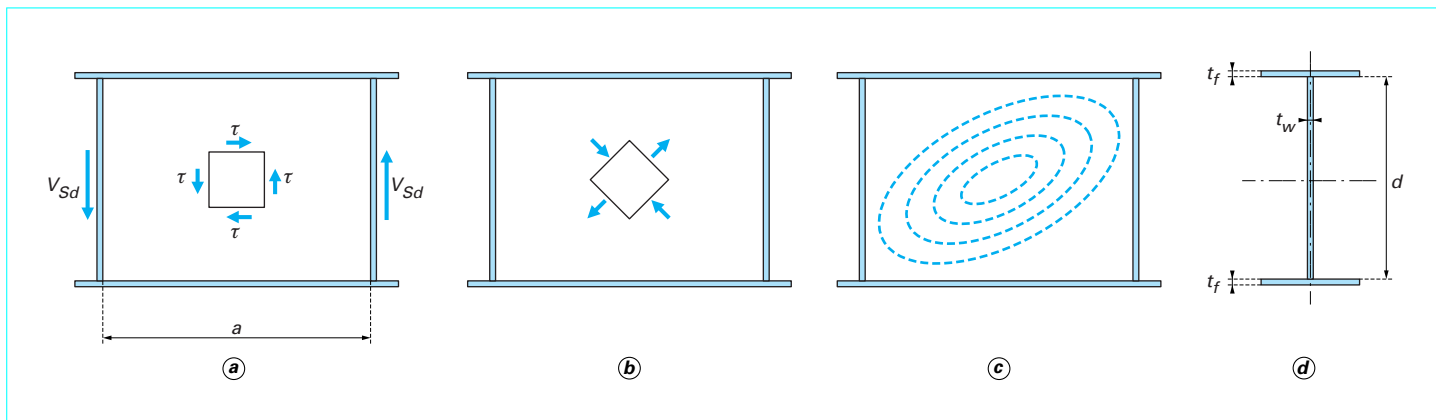


Figure 7 - Voilement d'âme sous effort tranchant

1 – La méthode post-critique simple (§ 5.3) : elle peut s'appliquer dans presque tous les cas aux âmes de poutre à section en double té avec ou sans raidisseurs intermédiaires mais à condition qu'il y ait des raidisseurs transversaux au droit des appuis. Elle est particulièrement recommandée lorsque le rapport $a/d > 3$; dans le cas contraire, elle est conservatrice.

2 – La méthode du champ diagonal de traction (§ 5.4) : elle s'applique aux panneaux courants des âmes ayant des raidisseurs intermédiaires et vérifiant :

$$1 \leq \frac{a}{d} \leq 3$$

L'une ou l'autre des méthodes permet de déterminer l'effort tranchant admissible. Il faut pour compléter la vérification :

- vérifier le dimensionnement des raidisseurs transversaux intermédiaires (§ 5.5) ;
- vérifier les soudures entre les différents éléments de la section raidie (§ 5.6) ;
- vérifier la section complète en tenant compte de l'interaction éventuelle entre effort tranchant, moment fléchissant et effort axial (§ 5.7).

5.3 Méthode post-critique simple

L'effort tranchant de calcul V_{Sd} doit vérifier :

$$V_{Sd} \leq V_{ba,Rd} = dt_w \tau_{ba} / \gamma_{M1} \quad (43)$$

avec τ_{ba} résistance post-critique simple au cisaillement,
 γ_{M1} coefficient partiel de sécurité de résistance des éléments aux instabilités, $\gamma_{M1} = 1,1$,
 d et t_w respectivement hauteur et épaisseur de l'âme.

Pour déterminer τ_{ba} , on commence par calculer l'élancement de l'âme par la formule :

$$\bar{\lambda}_w = \frac{\sqrt{f_{yw}}}{\sqrt{\tau_{cr} \sqrt{3}}} = \frac{d/t_w}{37,4 \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \quad (44)$$

avec tous les paramètres définis précédemment en précisant que f_{yw} est la limite élastique de l'âme.

Suivant la valeur de $\bar{\lambda}_w$, on calcule τ_{ba} en utilisant l'une ou l'autre des expressions suivantes :

- si $\bar{\lambda}_w \leq 0,8$ alors $\tau_{ba} = f_{yw} / \sqrt{3}$
- si $0,8 < \bar{\lambda}_w < 1,2$ alors $\tau_{ba} = \left[1 - 0,625 (\bar{\lambda}_w - 0,8) \right] f_{yw} / \sqrt{3}$ (45)
- si $\bar{\lambda}_w \geq 1,2$ alors $\tau_{ba} = \left[0,9 / \bar{\lambda}_w \right] f_{yw} / \sqrt{3}$

5.4 Méthode du champ diagonal de traction

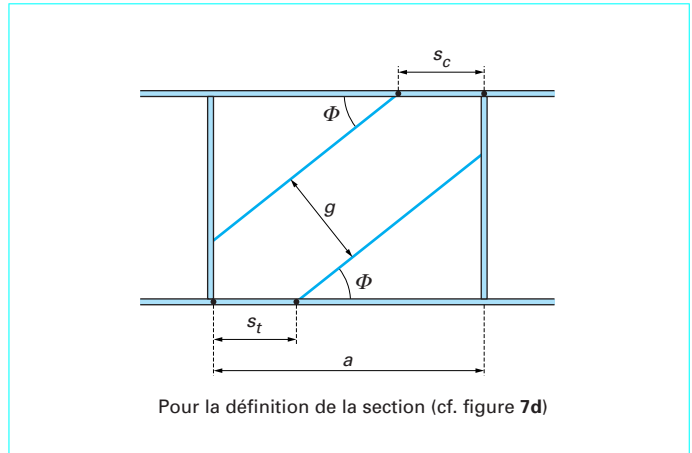
L'effort tranchant de calcul V_{Sd} doit vérifier :

$$V_{Sd} \leq V_{bb,Rd} \quad (46)$$

avec $V_{bb,Rd}$ résistance au voilement par cisaillement résultant de la superposition :

- d'une résistance initiale au voilement par cisaillement τ_{bb} ;
- d'une résistance dite du champ diagonal de traction σ_{bb} développée à l'intérieur d'une bande inclinée de largeur g dans l'âme (figure 8) :

$$V_{bb,Rd} = [(dt_w \tau_{bb}) + 0,9 (gt_w \sigma_{bb} \sin \Phi)] / \gamma_{M1} \quad (47)$$



Pour la définition de la section (cf. figure 7d)

Figure 8 – Géométrie du champ diagonal de traction

Pour déterminer τ_{bb} , on commence par calculer $\bar{\lambda}_w$ par la formule (44) puis suivant sa valeur :

- si $\bar{\lambda}_w \leq 0,8$ alors $\tau_{bb} = f_{yw} / \sqrt{3}$
- si $0,8 < \bar{\lambda}_w < 1,25$ alors $\tau_{bb} = \left[1 - 0,8 (\bar{\lambda}_w - 0,8) \right] f_{yw} / \sqrt{3}$ (48)
- si $\bar{\lambda}_w \geq 1,25$ alors $\tau_{bb} = \left[1 / \bar{\lambda}_w^2 \right] f_{yw} / \sqrt{3}$

La résistance du champ diagonal de traction σ_{bb} est donnée par la relation :

$$\sigma_{bb} = \sqrt{f_{yw}^2 - 3 \tau_{bb}^2 + \Psi^2} - \Psi \quad (49)$$

avec $\Psi = 1,5 \tau_{bb} \sin 2\Phi$,

Φ inclinaison du champ diagonal de traction.

σ_{bb} ne fait qu'exprimer à partir d'un critère de Von Mises la réserve de résistance dont dispose l'âme lorsqu'elle a épuisé la résistance initiale au voilement par cisaillement τ_{bb} .

L'inclinaison du champ diagonal de traction varie entre un minimum de $\theta/2$ et un maximum de θ où θ est la pente de la diagonale du panneau définie par : $\theta = \arctan(d/a)$. On se place en sécurité en prenant $\Phi = \theta/1,5$.

La largeur g du champ diagonal de traction est donnée par :

$$g = d \cos \Phi - (a - s_c - s_t) \sin \Phi \quad (50)$$

avec s_c et s_t longueurs d'ancrage du champ diagonal de traction le long des semelles respectivement comprimée et tendue.

Elles sont calculées à partir de la formule :

$$s = \frac{2}{\sin \Phi} \sqrt{\frac{M_{Nf,Rk}}{t_w \sigma_{bb}}} \quad \text{mais } s \leq a \quad (51)$$

avec $M_{Nf,Rk}$ moment de résistance plastique réduit de la semelle.

Pour calculer $M_{Nf,Rk}$, on commence par considérer que l'effort axial N_{Sd} et le moment fléchissant M_{Sd} sont repris uniquement par les semelles. Soit $N_{f,Sd}$ l'effort longitudinal résultant dans la semelle ; par exemple pour une section soumise à un effort axial de compression et un moment fléchissant positif, on a :

$$N_{f,Sd}(\text{semelle supérieure}) = \frac{N_{Sd}}{2} + \frac{M_{Sd}}{(d + t_f)}$$

$$N_{f,Sd}(\text{semelle inférieure}) = \frac{N_{Sd}}{2} - \frac{M_{Sd}}{(d + t_f)}$$

Connaissant $N_{f,Sd}$, $M_{Nf,Rk}$ est alors donné par la relation :

$$M_{Nf,Rk} = \frac{bt_f^2 f_y}{4} \left\{ 1 - \left[\frac{N_{f,Sd}}{N_{f,Rd}} \right]^2 \right\} \quad (52)$$

avec $N_{f,Rd} = bt_f f_y / \gamma_{M0}$ pour les sections de classe 1, 2 ou 3,
 $N_{f,Rd} = b_{eff} t_f f_y / \gamma_{M1}$ pour les sections de classe 4.

5.5 Vérification des raidisseurs transversaux

Il faut d'abord s'assurer que le raidisseur transversal intermédiaire dispose de l'inertie suffisante I_s en vérifiant que :

- si $a/d < \sqrt{2}$ alors $I_s \geq 1,5 \frac{d^3 t_w^3}{a^2}$
- si $a/d \geq \sqrt{2}$ alors $I_s \geq 0,75 dt_w^3$

Ensuite, on vérifie la résistance du raidisseur au flambement conformément à la procédure exposée au paragraphe 6.5 en retenant comme effort de compression N_S dans le raidisseur l'effort donné par la formule :

$$N_S = V_{Sd} - dt_w \tau_{bb} / \gamma_{M1} \text{ mais } N_S \geq 0 \quad (53)$$

5.6 Vérification des soudures

Cas de l'utilisation de la méthode post-critique simple

L'épaisseur des cordons d'angle d'attache de l'âme sur les semelles est déterminée à partir de l'effort de glissement par unité de longueur g_A donné en [C 2 552 relation (37)].

L'épaisseur des cordons nécessaire pour attacher les raidisseurs sur l'âme est déterminée en utilisant l'effort N_S donné par la relation (53) comme effort au cisaillement devant transiter par ces cordons.

Cas de l'utilisation de la méthode du champ diagonal de traction

Aux efforts utilisés pour les vérifications de la méthode post-critique simple, il faut rajouter le champ de contrainte σ_{bb} tel que défini sur la figure 9.

5.7 Interaction entre effort tranchant, moment fléchissant et effort axial

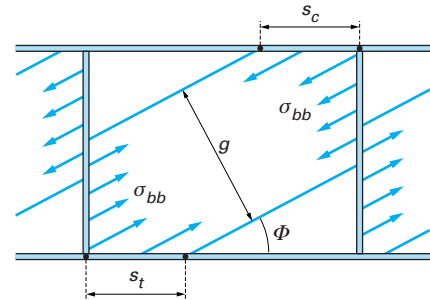
L'interaction dépend bien évidemment de la méthode utilisée pour la vérification du voilement et des hypothèses sous-jacentes.

Cas de l'utilisation de la méthode post-critique simple

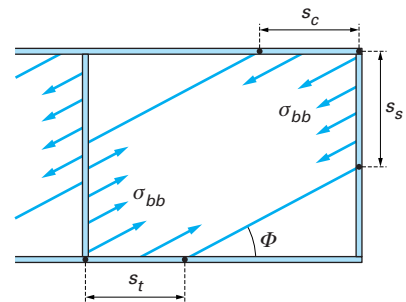
La courbe d'interaction entre effort tranchant, moment fléchissant et effort axial est donnée sur la figure 10. On y constate notamment qu'il n'y a pas d'interaction dans les deux situations suivantes :

1 — le moment de résistance de calcul d'une section transversale constituée des semelles seules $M_{f,Rd}^0$ est suffisant pour résister à M_{Sd} ($M_{Sd} \leq M_{f,Rd}^0$) alors l'âme est entièrement disponible pour résister à l'effort tranchant ;

2 — $V_{Sd} \leq V_{ba,Rd}/2$; dans ce cas, on considère que la résistance plastique de la section complète n'est pas affectée par la présence de l'effort tranchant.



(a) panneau intérieur



(b) panneau d'extrémité

Figure 9 – Contraintes dans le champ diagonal de traction

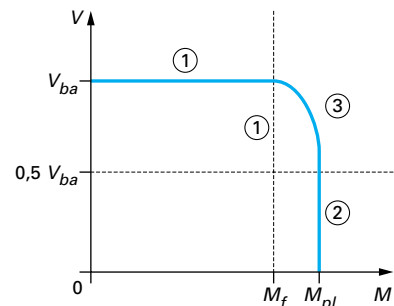


Figure 10 – Courbe d'interaction cisaillement-flexion pour la méthode post-critique simple

Dans la zone de raccordement lorsque $V_{Sd} > V_{ba,Rd}/2$, M_{Sd} doit vérifier :

$$M_{Sd} \leq M_{f,Rd}^0 + (M_{pl,Rd} - M_{f,Rd}^0) \left[1 - \left(\frac{2 V_{Sd}}{V_{ba,Rd}} - 1 \right)^2 \right] \quad (54)$$

En présence d'un effort axial N_{Sd} , il faut remplacer $M_{f,Rd}^0$ par :

$$M_{f,Rd} = M_{f,Rd}^0 \left(1 - \frac{N_{Sd}}{N_{f,Rd}} \right)$$

avec $N_{f,Rd} = 2 bt_f f_y / \gamma_{M0}$ pour une section en double té, et remplacer $M_{pl,Rd}$ par $M_{N,Rd}$ donné dans le tableau 7.

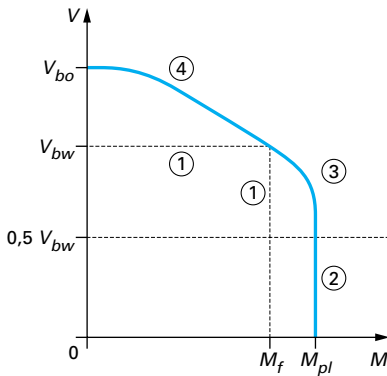


Figure 11 – Couple d'interaction cisaillement-flexion pour la méthode du champ diagonal de traction

Pour les sections de classe 4, il faut veiller à remplacer b par b_{eff} sur la semelle comprimée et γ_{M0} par γ_{M1} .

■ Cas de l'utilisation du champ diagonal de traction

La courbe d'interaction entre effort tranchant et moment fléchissant est alors donnée sur la figure 11. 4 situations différentes apparaissent sur la courbe :

situation 1 : $M_{Sd} \leq M_{f,Rd}^0$ et $V_{Sd} \leq V_{bw,Rd}$; il n'y a pas d'interaction,

avec $V_{bw,Rd}$ résistance de l'âme seule au voilement par cisaillement, obtenue par la relation (47) en supposant que $s_c = s_t = 0$ et $\Phi = \theta/2$.

situation 2 : $V_{Sd} \leq V_{bw,Rd}/2$; la résistance plastique au moment fléchissant n'est pas affectée par l'effort tranchant.

situation 3 : $V_{bw,Rd}/2 \leq V_{Sd} \leq V_{bw,Rd}$; il y a interaction et il faut s'assurer que :

$$M_{Sd} \leq M_{f,Rd} + (M_{pl,Rd} - M_{f,Rd}) \left[1 - \left(\frac{2V_{Sd}}{V_{bw,Rd}} - 1 \right)^2 \right]$$

En présence d'un effort axial, il faut remplacer $M_{pl,Rd}$ par $M_{N,Rd}$ donné dans le tableau 7.

situation 4 : $V_{Sd} > V_{bw,Rd}$; il y a interaction et il faut alors vérifier la relation (46) en tenant compte de la réduction des longueurs d'ancrage résultant de la présence de moment fléchissant et d'effort axial. Sur la figure 11, $V_{bo,Rd}$ correspond au cas limite où il n'y a pas de moment fléchissant dans la section.

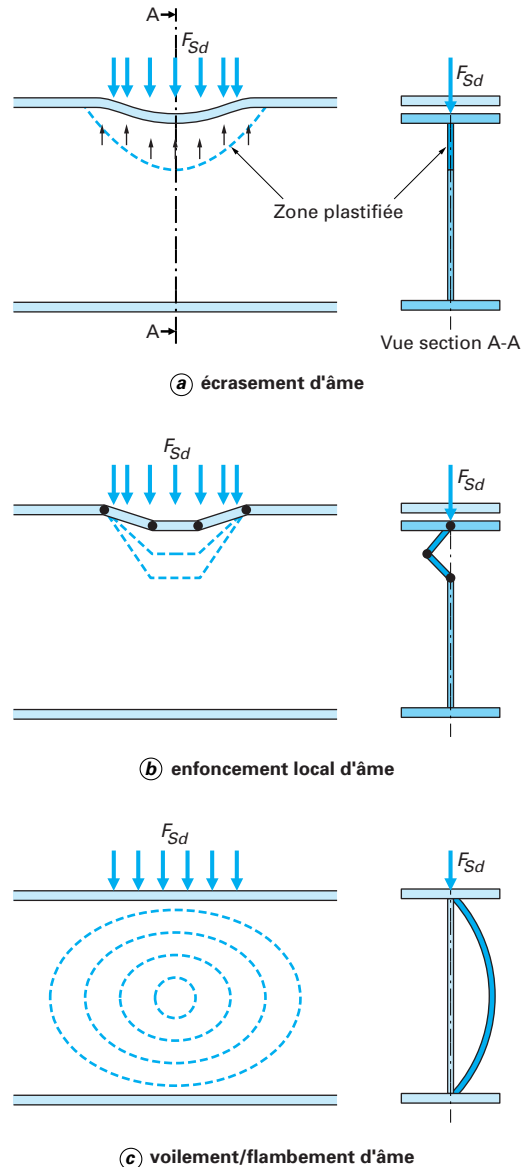


Figure 12 – Modes de ruine d'âme sous charges concentrées

6. Instabilités de forme sous charge concentrée

6.1 Description des phénomènes et principes de vérification

Sous l'effet d'une charge concentrée F_{Sd} appliquée à travers une semelle, il y a trois modes de ruine possibles pour une âme non raidie :

— la plastification de l'âme à proximité immédiate de la semelle accompagné ou non d'une déformation plastique de la semelle (figure 12a) ;

— l'enfoncement local de l'âme sous forme de voilement localisé à proximité immédiate de la semelle accompagné d'une déformation plastique de celle-ci (figure 12b) ;

— l'écrasement ou le voilement partiel de l'âme sur la plus grande partie de sa hauteur (figure 12c).

Chacun de ces modes de ruine est caractérisé par une résistance au-delà de laquelle le phénomène se manifeste. Ces charges critiques sont déterminées par les formules données dans les paragraphes 6.2 à 6.4. La procédure complète de vérification consiste à :

— déterminer la résistance critique pour chacun des trois modes et à retenir la plus petite des trois résistances critiques comme la résistance critique admissible R_{Rd} ;

— vérifier que $F_{Sd} \leq R_{Rd}$;

— dans le cas où $F_{Sd} > R_{Rd}$, il faut introduire des raidisseurs transversaux que l'on dimensionne suivant les recommandations du paragraphe 6.5.

6.2 Résistance à l'écrasement $R_{y,Rd}$

La résistance de calcul $R_{y,Rd}$ au voilement localisé ou à l'écrasement de l'âme sous la semelle des sections en double té et en U est donnée par :

$$R_{y,Rd} = (s_s + s_y) t_w f_{yw} / \gamma_{M1} \quad (55)$$

où
$$s_y = 2 t_f \sqrt{\frac{b_f}{t_w} \sqrt{\frac{f_{yf}}{f_{yw}}} \sqrt{1 - \left(\gamma_{M0} \frac{\sigma_{f,Ed}}{f_{yf}} \right)^2}}$$

avec b_f = min (25 t_f ; b),
 $\sigma_{f,Ed}$ contrainte longitudinale dans la semelle,
 f_{yf} et f_{yw} respectivement limites élastiques de la semelle et de l'âme.

La valeur de s_y déterminée par la formule ci-dessus est à diviser par 2 si la charge concentrée est appliquée à l'extrémité du composant.

s_s est la longueur d'appui rigide sur la semelle ; c'est la longueur sur laquelle la charge est appliquée de manière effective sur la semelle. Elle est déterminée en supposant une diffusion à 45° à travers le matériau acier plein qui est correctement maintenu en place.

6.3 Résistance à l'enfoncement local $R_{a,Rd}$

La résistance de calcul $R_{a,Rd}$ à l'enfoncement local de l'âme des sections en double té et en U est donnée par :

$$R_{a,Rd} = \frac{1}{2} t_w^2 \sqrt{E f_{yw}} \left[\sqrt{\frac{t_f}{t_w}} + 3 \left(\frac{t_w}{t_f} \right) \left(\frac{s_s}{d} \right) \right] / \gamma_{M1} \quad (56)$$

en notant que s_s/d ne doit pas être pris supérieur à 0,2.

Par ailleurs, en présence de moment fléchissant, il convient de vérifier simultanément les critères suivants :

$$F_{Sd} \leq R_{a,Rd}$$

$$M_{Sd} \leq M_{c,Rd}$$

avec $M_{c,Rd}$ donné par la relation (21).

$$\frac{F_{Sd}}{R_{a,Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{c,Rd}} \leq 1,5$$

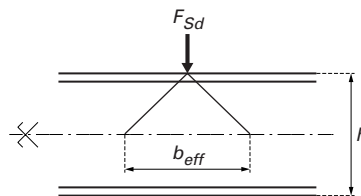
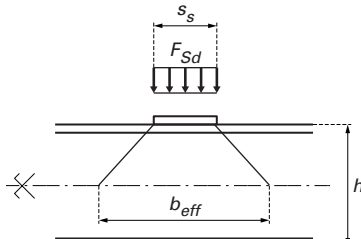
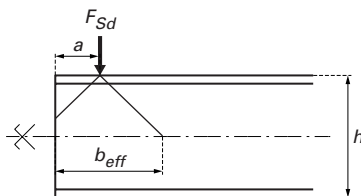
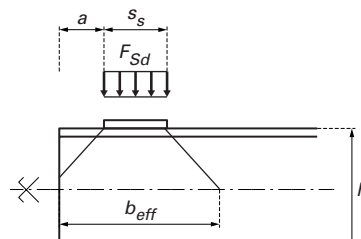
6.4 Résistance au voilement partiel $R_{b,Rd}$

La résistance de calcul $R_{b,Rd}$ au voilement local de l'âme des sections en double té et en U est donnée par la résistance au flambement d'un profilé virtuel calculée suivant la procédure exposée en [C 2 551, § 2.3] avec les hypothèses suivantes :

— la section du profil virtuel est une section pleine rectangulaire d'épaisseur égale à l'épaisseur de l'âme et de largeur b_{eff} donnée dans le tableau 10 pour différentes configurations ;

— on adopte la courbe de flambement c (cf. [C 2 551, figure 34]) et $\beta_A = 1$;

Tableau 10 – Largeur efficace pour la résistance de l'âme au voilement

	$b_{eff} = h$
	$b_{eff} = [h^2 + s_s^2]^{0,5}$
	$b_{eff} = \frac{h}{2} + a$ mais $b_{eff} \leq h$
	$b_{eff} = \frac{1}{2} [h^2 + s_s^2]^{0,5} + a + \frac{s_s}{2}$ mais $b_{eff} \leq [h^2 + s_s^2]^{0,5}$

— la longueur de flambement est à déterminer en fonction du maintien en déplacement latéral et en rotation au niveau des semelles au droit du point d'application de la charge.

6.5 Dimensionnement des raidisseurs transversaux

L'introduction de raidisseurs transversaux dans l'âme de la poutre s'avère nécessaire lorsque $R_{Rd} = \min(R_{y,Rd}; R_{a,Rd}; R_{b,Rd})$ est inférieure à la charge transversale de calcul F_{Sd} . Dans toute la mesure du possible, il faut que ces raidisseurs soient disposés de manière symétrique par rapport au plan moyen de l'âme. Si l'on ne peut placer les raidisseurs que d'un côté, alors il faut tenir compte du moment secondaire d'excentrement.

Les raidisseurs et une partie de l'âme constituent un profil virtuel qu'il faut vérifier au flambement comme un composant comprimé [C 2 551, § 2.2.3] avec les hypothèses suivantes :

— la section efficace est obtenue en ajoutant à la section des raidisseurs une largeur d'âme égale à 30 ϵt_w (cf. figure 13) ;

— la courbe de flambement à utiliser est la courbe c ;

— la longueur de flambement doit être supérieure ou égale à 0,75 d .

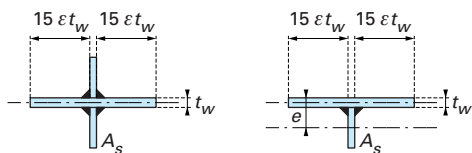


Figure 13 – Section efficace de raidisseurs

7. États limites de service

7.1 Déformations

En général, les critères portant sur les déformations maximales à ne pas dépasser sont fournis par le cahier de charges ou la spécification du maître d'ouvrage dans la mesure où ils dépendent étroitement de l'usage auquel est destiné le bâtiment. Toutefois, en l'absence de critères spécifiés par le projet, les valeurs limites recommandées par l'EC 3-DAN et données ci-après peuvent être utilisées.

Les flèches évaluées ici sont des flèches induites par des charges statiques. Elles sont obtenues soit à partir de formulaires pour les cas simples soit comme résultats d'une analyse globale par ordinateur.

Flèches verticales

L'EC 3-DAN distingue les différentes flèches suivantes (figure 14) :

- avec δ_0 précintrage ou contreflèche de la poutre non chargée,
- δ_1 variation de la flèche de la poutre due aux charges permanentes immédiatement après la mise en charge,
- δ_2 variation de la flèche de la poutre due aux charges variables augmentées de toute déformation dans le temps due aux charges permanentes,
- $\delta_{max} = \delta_1 + \delta_2 - \delta_0$.

Le tableau 11 donne les valeurs limites recommandées pour δ_2 et δ_{max} dans quelques cas usuels avec L égale à la portée des poutres. Pour les poutres en porte-à-faux, la longueur L à considérer est égale à 2 fois la longueur du porte-à-faux.

Au-delà de l'EC 3-DAN, il est à noter que dans les bâtiments industriels, les flèches de poutres de plancher recevant des machines tournantes ou alternatives, doivent être inférieures à $L/500$.

Flèches horizontales

Le tableau 12 donne les valeurs limites recommandées pour les flèches horizontales d'un bâtiment classique en présence ou non de charge de vent.

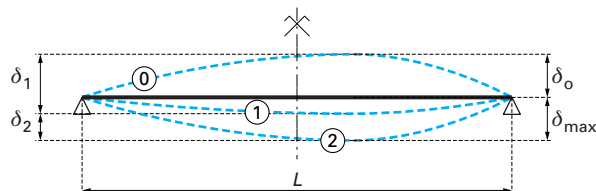


Figure 14 – Flèches verticales à considérer

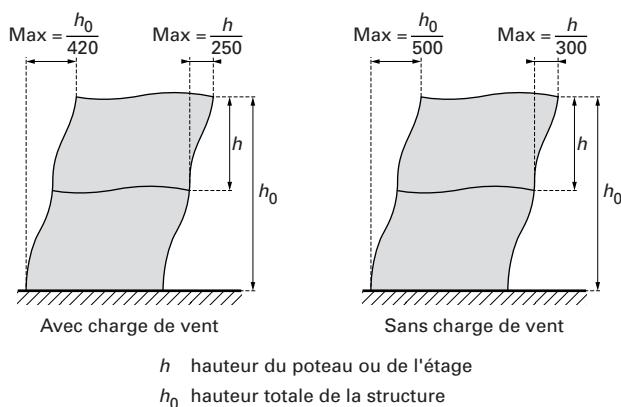
Tableau 11 – Flèches verticales maximales recommandées

Conditions	Limites (voir figure 14)	
	δ_{max}	δ_2
Toitures en général (1)	$L/200$	$L/250$
Toitures supportant fréquemment du personnel autre que le personnel d'entretien	$L/250$	$L/300$
Planchers en général (2)	$L/250$	$L/300$
Planchers et toitures supportant des cloisons en plâtre ou en autres matériaux fragiles ou rigides	$L/250$	$L/350$
Planchers supportant des poteaux	$L/400$	$L/500$
Cas où δ_{max} peut nuire à l'aspect du bâtiment	$L/250$	–

- (1) Il s'agit de toitures non accessibles aux usagers.
 (2) Pour les machines nécessitant des conditions de flèches sur les planchers plus sévères, les critères devront être précisés par le client ou l'autorité compétente.

Tableau 12 – Flèches horizontales maximales recommandées

	Sans charge de vent	Avec charge de vent
Portique sans pont roulant	$h/150$	$h/125$
Autres bâtiments à niveau unique	$h/300$	$h/250$
Dans un bâtiment à plusieurs niveaux :		
— entre chaque étage	$h/300$	$h/250$
— pour la structure dans son ensemble	$h_0/500$	$h_0/420$



7.2 Effets dynamiques

Des charges d'exploitation peuvent induire des vibrations dans les planchers. Ces vibrations sont à éviter absolument. Le principe de base consiste à avoir des fréquences propres de la structure ou de certaines parties critiques f_p suffisamment différentes de celles des sources d'excitation f_e afin d'éviter les phénomènes de résonance. Une règle souvent rencontrée stipule par exemple que :

$$f_p < 0,8 f_e \quad \text{ou} \quad f_p > 1,25 f_e$$

Pour les cas assez courants où $0,8 f_e < f_p < 1,25 f_e$, il faut procéder à une analyse dynamique sous l'excitation afin de déterminer le niveau des vitesses ou accélérations verticales et les comparer ensuite aux critères adéquats spécifiés par le maître d'ouvrage ou l'autorité compétente.

Cas des constructions ouvertes au public

Les effets dynamiques induits par le déplacement du public doivent être limités de façon à réduire l'inconfort ou la gêne ressentie par les usagers.

Ainsi, pour les planchers recevant des gens marchant normalement, la fréquence propre la plus petite doit être supérieure à 3 Hz (hertz ou cycles/seconde). L'EC 3-DAN considère que cette condi-

tion est satisfaite si la flèche instantanée $\delta_1 + \delta_2$ est inférieure à 28 mm pour des combinaisons fréquentes de charges (cf. [C 2 550]).

Pour des planchers de salle de concert ou des gradins de stade, la fréquence propre la plus petite doit être supérieure à 5 Hz. Selon l'EC 3-DAN, cette condition est satisfaite si $\delta_1 + \delta_2$ est inférieure à 10 mm pour des combinaisons fréquentes de charges. On attire l'attention du lecteur sur le fait que dans certains cas (planchers de grande portée), ces critères ne sont pas suffisants.

Dans des cas très simples, la référence [4] fournit des formules permettant d'évaluer les fréquences propres des composants critiques de la structure.

En général, les situations réelles exigent aujourd'hui le recours à des analyses dynamiques sur des modèles numériques de la structure complète. Les logiciels de calcul de structure offrent des modules permettant de déterminer les fréquences propres d'une structure et d'évaluer les réponses dynamiques sous une excitation dynamique. On prendra soin en conduisant ces analyses à demeurer très attentif à la qualité et à la précision des hypothèses sur les excitations et les conditions aux limites. Il ne faut pas hésiter à faire varier les paramètres importants de manière plausible afin de disposer de résultats robustes couvrant une large gamme de possibilités.