

COURS CIVIL-526. EXEMPLE D'EXAMEN ECRIT – CORRIGE

PROBLEME 1

Question 1.1 (4 pts)

Détail 1 : Il s'agit :

- SIA 263 : d'une tôle oxycoupée automatiquement puis meulée afin d'éliminer les défauts de bord visibles (stries de coupe), Tableau 21, détail 4.
- EN1993-1-9 : Oxycoupage avec parachèvement consécutif, soit élimination de toute trace visible de défaut de bord. Les bords de coupe doivent être usinés ou meulés et toutes les bavures enlevées. Tableau 8.1, détail 4.

La catégorie de détail est FAT 140, $\Delta\sigma_C = 140 \text{ N/mm}^2$

Détail 2 : Il s'agit de :

- SIA 263 : de soudures longitudinales continues, cordons d'angle doubles exécutés par soudage automatique avec des arrêts et des reprises de soudure. Tableau 22, détail 3.
- EN1993-1-9 : Soudure automatique, d'angle ou pleine pénétration, exécutée des deux côtés mais avec arrêt/reprise. Tableau 8.2, détail 3.

La catégorie de détail est FAT 112, $\Delta\sigma_C = 112 \text{ N/mm}^2$

Le détail 2 est critique car c'est celui qui a la plus basse catégorie.

Question 1.2 (10 pts)

En tenant compte de la limite de fatigue

Le cumul des dommages peut se faire sur la base de la relation (13.22):

$$D_{tot} = \sum_{i=1}^k n_i d_i = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^k \left(\frac{n_i}{C \Delta\sigma_i^{-m}} \right)$$

Rappel formule D et/ou détail critique est FAT 112

dans laquelle le nombre N_i de cycles jusqu'à la ruine pour un niveau de différence de contraintes $\Delta\sigma_i$ peut être établi avec (13.2):

$$N_i = C \Delta\sigma_i^{-m}$$

La valeur de la constante C peut quant à elle être établie pour le détail de construction à partir de la relation ci-dessus, avec $\gamma_{Mf} = 1.0$: $\Delta\sigma_i = \Delta\sigma_C / \gamma_{Mf} = 112 \text{ N/mm}^2$ et $N_i = N_C = 2 \cdot 10^6$ cycles:

$$C = N_C \Delta\sigma_C^m = 2 \cdot 10^6 \cdot (112)^3 = 2.81 \cdot 10^{12} \text{ (cycles) } \cdot (\text{N/mm}^2)^3$$

Selon les indications contenues respectivement dans les paragraphes 13.7.2 et 13.5.2, les limites de fatigue et de troncature valent respectivement:

$$\Delta\sigma_D \approx 0.74 \cdot \Delta\sigma_C = 0.74 \cdot 112 \text{ N/mm}^2 = 83 \text{ N/mm}^2$$

$$\Delta\sigma_L \approx 0.405 \cdot \Delta\sigma_C = 0.405 \cdot 112 \text{ N/mm}^2 = 46 \text{ N/mm}^2$$

Le cumul des dommages peut se faire sur le même principe que précédemment, sauf qu'il s'agit de distinguer la valeur de la constante C pour la partie de la courbe située en dessous de la limite de fatigue, pour laquelle la valeur $C = 2.81 \cdot 10^{12}$ calculée ci-dessus reste valable, de celle de la partie de la courbe située entre les limites de fatigue et de troncature, où:

$$C = N_D \Delta\sigma_D^k = 5 \cdot 10^6 \text{ cycles} \cdot (83 \text{ N/mm}^2)^5 = 1.97 \cdot 10^{16}$$

De plus, on ignore toutes les différences de contraintes $\Delta\sigma_i$ qui se situent en dessous de la limite de troncature $\Delta\sigma_L$.

Le tableau 13.29 regroupe les résultats du calcul du cumul des dommages en tenant compte de la limite de fatigue. Si le dommage total $D_{tot} = 1.099$ ainsi obtenu est plus petit que celui établi en ne tenant pas compte de la limite de fatigue, on constate que le détail examiné n'est tout de même pas capable de supporter l'histogramme de différences de contraintes examiné ($D_{tot} > 1.0$), même en tenant compte de la limite de fatigue.

Note : avec $\gamma_{MF} = 1.15$, $C_1 = 1.848 \cdot 10^{12}$, $C_2 = N_D \cdot \Delta\sigma_D^k = 9.72 \cdot 10^{15}$, $D_{tot} = 1.94 > 1.0$

Tableau 13.29 Cumul des dommages en considérant la limite de fatigue.

$\Delta\sigma_i$ [N/mm ²]	n_i	k, m	C	N_i	n_i/N_i
40	$5 \cdot 10^6$	–	–	–	–
50	$5 \cdot 10^6$	5	$1.97 \cdot 10^{16}$	$6.30 \cdot 10^7$	0.079
60	$2 \cdot 10^6$	5	$1.97 \cdot 10^{16}$	$2.53 \cdot 10^7$	0.079
70	$2 \cdot 10^6$	5	$1.97 \cdot 10^{16}$	$1.17 \cdot 10^7$	0.171
80	$2 \cdot 10^6$	5	$1.97 \cdot 10^{16}$	$6.01 \cdot 10^6$	0.333
90	$1 \cdot 10^6$	3	$2.81 \cdot 10^{12}$	$3.85 \cdot 10^6$	0.259
100	$5 \cdot 10^5$	3	$2.81 \cdot 10^{12}$	$2.81 \cdot 10^6$	0.178
$D_{tot} = \sum n_i/N_i = 1.099$					

Le détail ne passe pas la vérification, mais seulement de 10% environ. Or le dommage évolue avec le cube (ou puissance 5) de la différence de contrainte. Donc en augmentant d'une catégorie, on diminue le dommage d'au minimum un facteur $(112/125)^3 = 0.72$, ce qui suffit pour satisfaire la vérification en fatigue.

Aussi compté comme correct si utilisé $\Delta\sigma_{max,i} \leq \Delta\sigma_D / \gamma_{MF}$

Afin que le détail de construction examiné puisse atteindre la durée de vie prévue par l'histogramme de contrainte examiné, il faudrait soit diminuer les contraintes par l'emploi de sections plus importantes, soit augmenter la résistance à la fatigue du détail. Pour cette dernière solution, il existe deux possibilités :

- exécuter les cordons d'angles par un soudage automatique pour lequel on devrait assurer qu'il n'y a pas d'arrêts ni de reprises de soudure dans la section critique (ceci augmenterait la valeur de $\Delta\sigma_C$ de 112 à 125 N/mm²);
- utiliser un profilé laminé en lieu et place d'une section composée à âme pleine (la valeur de $\Delta\sigma_C$ serait alors égale à 160 N/mm², qui est la meilleure classe possible selon la norme SIA 263).

Question 1.3 (4 pts)

En observant l'historique, on constate :

- Que le plus grand cycle est de 100 MPa
- Puis qu'il y a des cycles de 90, 80, 70, 60 MPa
- Et beaucoup de cycles de 40 MPa (sans faire le comptage probablement 10x ou 12x celui de 100, ce qui pourrait correspondre)
- Mais en regardant on ne voit aucun, ou peut-être juste 1 ou 2, cycle de 50 MPa, alors qu'ils devraient être aussi nombreux que ceux de 40 MPa.

La réponse est donc NON, cet historique ne correspond pas.

PROBLEME 2

Question 2.1 (2 pts)

En fonction des tables de l'ETC pour un bâti de faible hauteur

- Bâti industriel avec $q > 1000 \text{ kN/m}^2 \rightarrow \text{R60}$
- Le dernier niveau n'a pas d'exigence de résistance au feu (art. 3.2.3.2 al b) $\rightarrow \text{R0}$

Note : hyp. pas de compartimentage coupe-feu, donc dalle sur rez REI 60 (sinon seulement EI 60)

Question 2.2 (10 pts)

A utiliser HEB 200 S235
HEA 260 S235
IPE 360 S235

Descrète de charge poteau ext. HEB 200
toiture

$$Q_{d,fi} = 1.0 \cdot (0.5 + 0.20 + 0.10 + 1.25) \text{ kN/m}^2 \cdot 6,50 \text{ m} \cdot 5,00 \text{ m} = 66,6 \text{ kN}$$

Plan de int

$$Q_{d,fi} = 1.0 (0.50 + 2.50 - 0.80 + 2.50) \cdot 0.815 \cdot 6,50 \text{ m} \cdot 5,00 \text{ m} + 0,3 \cdot 3.00 \text{ kN/m}^2 \cdot 0,315 \cdot 6,50 \text{ m} \cdot 5,00 \text{ m} = 84,1 \text{ kN}$$

Note : Facteur partiel de résistance, $\gamma_{M,fi} = 1.0$ selon SIA 263 § 4.8.1.2. Réponses considérées comme approx. correctes (car conservatrices), si pas tenu compte de ce gain de 5% (mais alors -2 pts sur le total des pts).

$$Q_d f_i, \text{tot} = 66,6 \text{ kN} + 84,1 \text{ kN} = \underline{\underline{151 \text{ kN}}}$$

selon table C 4.1 HEB 200 $U_{k2, \text{rel}} = 156 \text{ kN}$

$$U_{k2, \text{rel}, f_i} = 156 \text{ kN} \cdot 1,05 = 166 \text{ kN}$$

$$\mu f_i = \frac{151 \text{ kN}}{156 \text{ kN}} = 0,98 \quad \alpha = 1,0$$

$$\text{Normoglace} \rightarrow \theta_{cut} = \underline{\underline{600^\circ C}}$$

$$\frac{A}{V} = \text{wedaille} \cdot 0,9 = 145 \cdot 0,9 = 131$$

$$\Rightarrow \underline{\underline{R = 16 \text{ minutes}}}$$

Poteau int HEB 260

$$Q_d, f_i = \left[10(0,50 + 2,50 - 0,50 + 2,50) \text{ kNm}^2 + 0,3 \cdot 3,00 \text{ kNm}^2 \right]$$

$$\cdot 1,85 \cdot 6,50 \text{ m} \cdot 5,00 \text{ m} = 280 \text{ kN}$$

\Rightarrow selon table C 4.1 $U_{k2, \text{rel}} = 1461 \text{ kN}$

$$U_{k2, \text{rel}, f_i} = 1461 \text{ kN} \cdot 1,05 = 1534 \text{ kN}$$

$$\mu f_i = \frac{280 \text{ kN}}{1534 \text{ kN}} = 0,18 \quad \alpha = 1,0$$

$$\theta_{cut} = \underline{\underline{650^\circ C}} \quad \frac{A}{V} = \text{wedaille} \cdot 0,9 = 114 \cdot 0,9 = 105$$

$$\Rightarrow \underline{\underline{R = 18 \text{ minutes}}}$$

Poutre IPE 360 : mixte, donc poutre chauffée sur 3 côtés, dalle sur le 4^{ème}

Portee IPE 860

$$q_d, f_i = 1.0 (0.50 + 2.50 + 0.50 + 2.50) \text{ kN/m}^2 \cdot 5.00 \text{ m} \\ + 0.3 \cdot 8.00 \text{ kN/m}^2 \cdot 5.00 \text{ m} = 34.5 \text{ kN/m}$$

$$M_d, f_i = \frac{q \cdot l^2}{8} = \frac{34.5 \text{ kN/m} \cdot (6.50 \text{ m})^2}{8} = \underline{182 \text{ kNm}}$$

$$M_{y, Rd} = 228 \text{ kNm} \quad M_{y, Rd, li} = 228 \text{ kNm} \cdot 1.05 = 239 \text{ kNm}$$

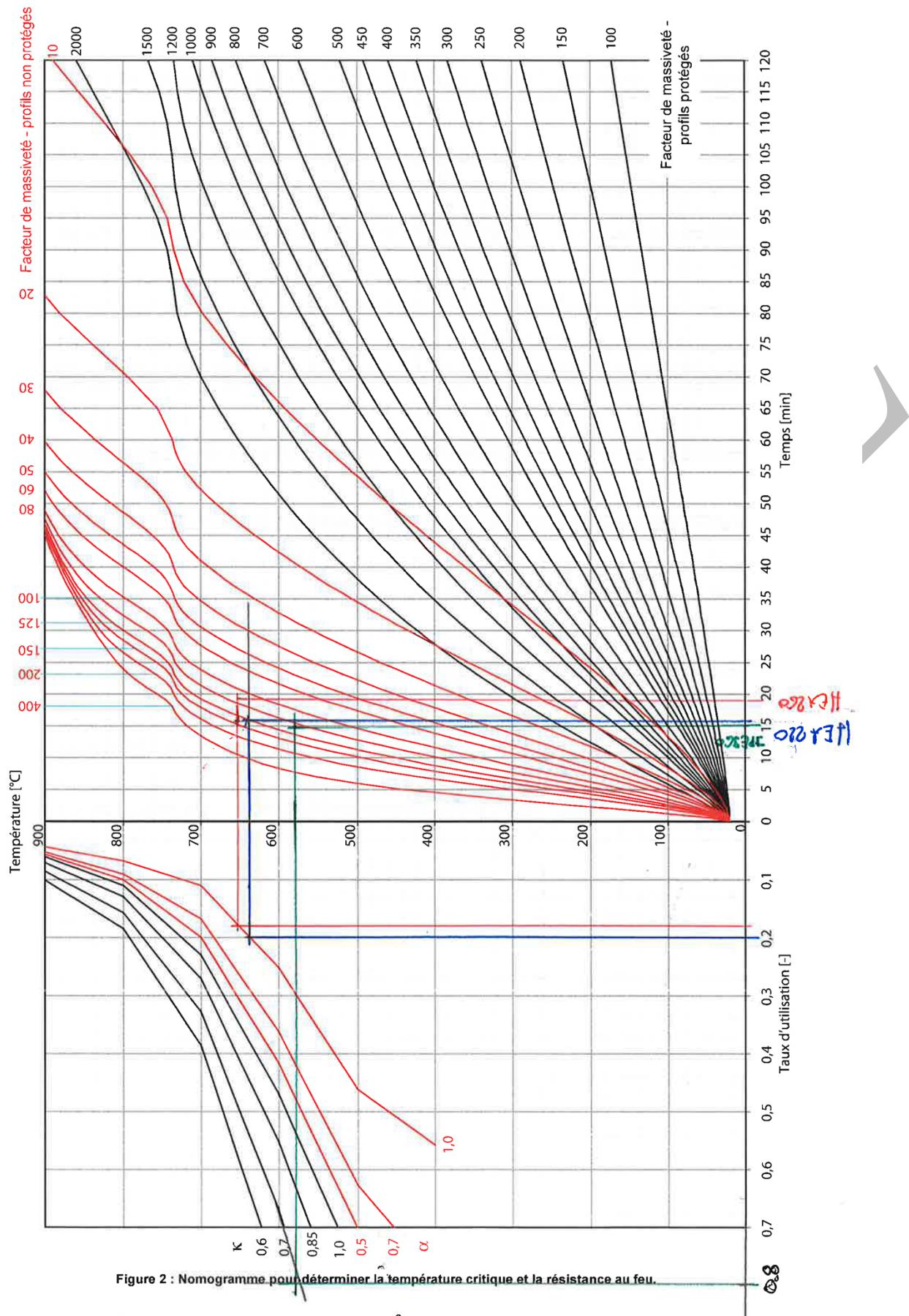
$$\mu, f_i = \frac{182 \text{ kNm}}{228 \text{ kNm}} = 0.80 \quad k_1 = 0.7 \\ k_2 = 1.0 \quad \left\{ \begin{array}{l} k = 0.7 \\ k = 1.0 \end{array} \right.$$

⇒ on peut en déduire la graphique via
par interpolation.

$$\underline{\theta_{crit} = 580^\circ C}$$

$$\frac{A}{V} \cdot 0.9 = 122 \cdot 0.9 = 110 \text{ m}^{-1}$$

$$\underline{R = 15 \text{ minutes}}$$



Question 2.3 (3 pts)

Feu ISO = feu de laboratoire facilement reproductible, pas nécessairement en lien avec un incendie réel, pas besoin de donnée autre que le temps (fonction mathématique)

Feu naturel = feu de calcul qui se rapproche le plus possible d'un feu de compartiment réel.

Données nécessaires pour feu naturel : (géométrie, composition des parois, ouvertures, hauteur du plafond, donnée du feu).

Question 2.4 (3 pts)

L'hypothèse est correcte pour les colonnes intérieures car leurs conditions d'appui ne changent pas entre un calcul à froid et à chaud.

Elle est conservatrice pour les colonnes externes, car le compartimentage entre étages implique que l'on a pas un incendie simultané sur les 2 étages.

Donc, pour l'étage inférieur, le rez, on peut prendre $I_{ky} = I_{kz} = 0.7*I$ car la colonne reste froide au 1^{er} étage et donc encastre celle du rez.

PROBLEME 3 (30 POINTS)

Solution : plus efficace, ON COMMENCE PAR RESOUDRE LA QUESTION 3.2

Question 3.2 (12 pts), identique à TGC11 § 13.8.2

Caractéristiques géométriques et mécaniques de la section

Aacier de construction S 235, HEB 300

$$A_a = 14900 \text{ mm}^2, I_a = 85.6 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$f_{ya} = 235 \text{ N/mm}^2, E_a = 210 \text{ kN/mm}^2$$

Béton C 20/25

$$A_c = bh - A_a - 4 A_s$$

$$= 300 \text{ mm} \cdot 300 \text{ mm} - 14900 \text{ mm}^2 - 4 \cdot 113 \text{ mm}^2 = 74650 \text{ mm}^2$$

Profilé de classe 1, calcul EP OK

Armature 12 mm :
 $A_s = 113 \text{ mm}^2$

Poteau niveau 1 : Mêmes conditions d'appui selon les 2 axes et courbe flambage c selon z-z (y.c. en mixte) plus défavorable, donc flambage selon z-z.

Sécurité structurale

- Résistance en section
 - Valeur de calcul de la résistance plastique à l'effort normal

$$N_{pl,Rd} = A_a \frac{f_{ya}}{\gamma_a} + A_c \frac{0.85 f_{ck}}{\gamma_c} + A_s \frac{f_{sk}}{\gamma_s}$$

$$= 14900 \text{ mm}^2 \cdot \frac{235 \text{ N/mm}^2}{1.05} + 74650 \text{ mm}^2 \cdot \frac{0.85 \cdot 20 \text{ N/mm}^2}{1.5}$$

$$+ 4 \cdot 113 \text{ mm}^2 \cdot \frac{500 \text{ N/mm}^2}{1.15} = 4380 \cdot 10^3 \text{ N} = 4380 \text{ kN}$$

C20/25 : $E_{cm} = 10000 * (20+8)^{1/3} = 30360 \text{ MPa}$
 $E_{c,eff} = E_{cm} = 30'000 \text{ MPa}$

- Rigidité caractéristique de la section mixte:

$$(EI)_{eff, \lambda} = E_a I_a + E_s I_s + 0.6 E_{cm} I_c$$

$$\text{avec } I_c \cong \frac{h_c b_c^3}{12} - \frac{h_c t_w^3}{12} = \frac{262 \text{ mm} \cdot (300 \text{ mm})^3}{12} - \frac{262 \text{ mm} (11 \text{ mm})^3}{12}$$

$$= 589 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_s \cong 4 A_s \left(\frac{b_c}{2} - c_{nom} - \phi_{étrier} - \frac{\phi}{2} \right)^2$$

$$= 4 \cdot 113 \text{ mm}^2 \left(\frac{300 \text{ mm}}{2} - 30 \text{ mm} - 10 \text{ mm} - \frac{12 \text{ mm}}{2} \right)^2 = 4.89 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$(EI)_{eff, \lambda} = 210 000 \text{ N/mm}^2 \cdot 85.6 \cdot 10^6 \text{ mm}^4 + 205 000 \text{ N/mm}^2 \cdot 4.89 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$+ 0.6 \cdot 30 000 \text{ N/mm}^2 \cdot 589 \cdot 10^6 \text{ mm}^4 = 29.6 \cdot 10^{12} \text{ Nmm}^2$$

- Valeur caractéristique de la résistance plastique à l'effort normal:

$$N_{pl,Rk} = A_a f_{ya} + A_c \cdot 0.85 f_{ck} + A_s f_{sk}$$

$$= 14 900 \text{ mm}^2 \cdot 235 \text{ N/mm}^2 + 74 650 \cdot 0.85 \cdot 20 \text{ N/mm}^2 + 4 \cdot 113 \text{ mm}^2 \cdot 500 \text{ N/mm}^2$$

$$= 5000 \cdot 10^3 \text{ N} = 5000 \text{ kN}$$

- Charge critique de flambage élastique:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 (EI)_{eff, \lambda}}{h_k^2} = \frac{\pi^2 \cdot 29.6 \cdot 10^{12} \text{ Nmm}^2}{(5000 \text{ mm})^2} = 11 700 \cdot 10^3 \text{ N} = 11 700 \text{ kN}$$

- Coefficient d'élancement au flambage:

$$\bar{\lambda}_K = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{5000 \text{ kN}}{11 700 \text{ kN}}} = 0.653 < 2.0$$

- Valeur de calcul de la résistance au flambage:

$$N_{K,Rd} = \chi_K N_{pl,Rd} = 0.75 \cdot 4380 \text{ kN} = 3290 \text{ kN}$$

avec $\chi_K = 0.75$ (courbe c, fig. 12.26 ou norme SIA 263) pour $\bar{\lambda}_K = 0.653$

Tableau 7, SIA 264, profilé à âme enrobée, flambage selon z-z, courbe c.

- Vérification

- Résistance au flambage:

$$N_{Ed} = 3160 \text{ kN} < N_{K,Rd} = 3290 \text{ kN}$$

OK

- Paramètre de section δ :

$$\delta = \frac{A_a f_{ya} / \gamma_a}{N_{pl,Rd}} = \frac{14 900 \text{ mm}^2 \cdot 235 \text{ N/mm}^2 / 1.05}{4 380 000 \text{ N}} = 0.76 < 0.9$$

⇒ la méthode de calcul utilisée est valable (poteau mixte).

- Influence du voilement

$$\frac{b}{t_f} \leq 44 \varepsilon$$

avec $f_{ya} = 235 \text{ N/mm}^2 \Rightarrow \varepsilon = 1.0$

$$\frac{b}{t_f} = \frac{300 \text{ mm}}{19 \text{ mm}} = 15.8 < 44$$

⇒ les effets de voilement peuvent être négligés.

Autres vérifications des paramètres de la section :

$$\rho = 0.6 \% \leq A_s / A_c = 4 * 113 / 74640 = 0.605 \% \leq \rho = 8 \% \rightarrow \text{OK}$$

Limite inférieure : $\rho = 0.6 \% \text{ selon SIA 262, art. 5.5.4.2.}$

Limite supérieure : $\rho = 8 \% \text{ pour les profilés enrobés de béton (selon SIA 262, art. 5.5.4.5.).}$

Et facultatif : voilement local armature longi. par manque d'enrobage : $30 + 10 \geq 40$ mm \rightarrow OK

Question 3.1 (15 pts)

Poteau niveau 3

Qu'est-ce qui change ?

Les valeurs des efforts intérieurs, on a un effort normal et un moment en plus selon y-y.

Nouvelles caractéristiques de section à calculer pour le flambage selon y-y.

Les autres caractéristiques ne changent pas (y.c. la vérification selon z-z reste identique).

Calcul section mixte sous N selon y-y

- Rigidité caractéristique de la section, pour simplifier (admis correct) :

$$(EI)_{y,eff,\lambda} = E_a I_a + E_s I_s + 0.6 E_{c,eff} I_c = 210000 \cdot 251.7 \cdot 10^6 + 205000 \cdot I_s + 0.6 \cdot 30000 \cdot I_c$$

$$I_c = \frac{300 \cdot 262^3}{12} - \frac{11 \cdot 262^3}{12} = 4.33 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_s = 4 \cdot A_s \cdot (150 - 40)^2 = 5.47 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$(EI)_{y,eff,\lambda} = 6.177 \cdot 10^{13} \text{ mm}^4$$

Calcul exact, utiliser : $(EI)_{y,eff,d} = 0.9(E_a I_a + E_s I_s + 0.5 E_{c,eff} I_c) = 5.46 \cdot 10^{13} \text{ mm}^4$

- Charge critique de flambage élastique : $N_{cry} = \frac{\pi^2 6.177 \cdot 10^{13} \text{ mm}^4}{5000^2}$ ou $\frac{\pi^2 5.46 \cdot 10^{13} \text{ mm}^4}{5000^2}$

$$N_{cry} = 2.439 \cdot 10^7 \text{ N} = 24390 \text{ kN} \text{ ou } 21540 \text{ kN}$$

Contrôle $> N_{crz} = 11700 \text{ KN}$ OK logique

Calcul de la courbe d'interaction M-N de la section mixte

LE PLUS RAPIDE, on peut estimer directement et uniquement un point X le long de la courbe d'interaction (entre A et C).

Etat de contraintes N+M juste avant fissuration du béton, a.n. à la face intérieure de l'aile (x = 19 mm) :

$$M_{X,y,pl,Rd} = M_{ailes} = \frac{235}{1.05} 300 \cdot 19 \cdot (300 - 19) = 358.5 \text{ kNm}$$

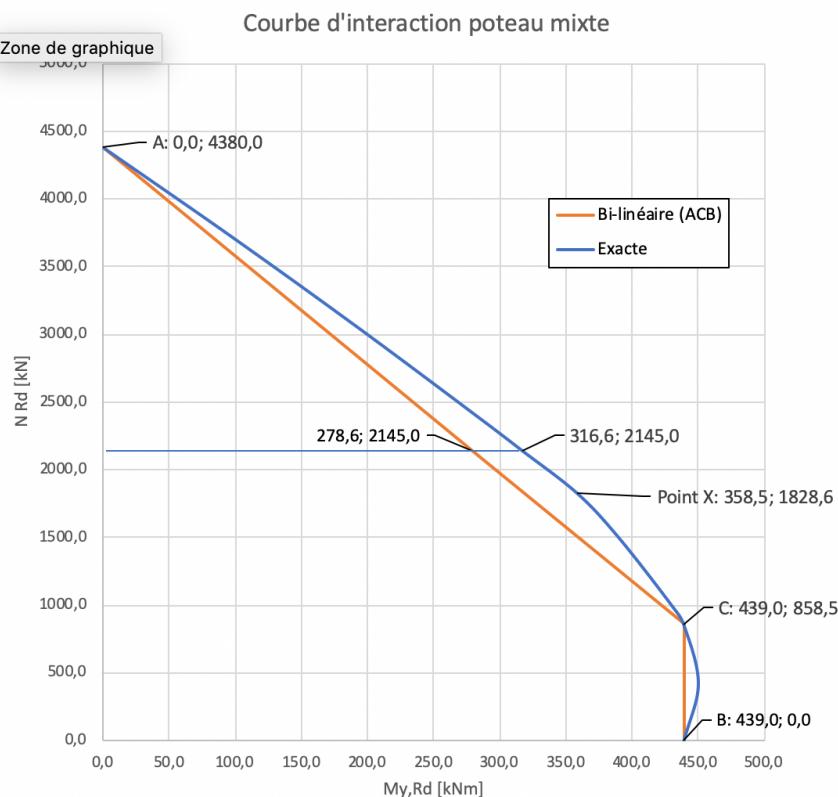
$$N_{X,Rd} = N_{partie centrale} = N_{pl,Rd} - \frac{235}{1.05} 300 \cdot 19 \cdot 2 = 4380 - 2551.4 = 1828.6 \text{ kN} < 2145 \text{ kN}$$

$N_{Ed} = 2145 \text{ kN} < N_{X,Rd}$ donc bien dans zone AX, OK notre hypothèse était correcte.

On admet pour simplifier une relation linéaire entre A et X pour trouver $M_{y,pl,N,Rd}$:

$$M_{y,pl,N,Rd} = (N_{pl,Rd} - N_{Ed}) \frac{M_{X,y,pl,Rd}}{N_{pl,Rd} - N_{X,Rd}} = (4380 - 2145) \frac{358.5}{4380 - 1828.6}$$

$$M_{y,pl,N,Rd} = 314.0 \text{ kNm} \text{ (en réalité le point exact se situe à 316.6 kNm)}$$



Pas obligatoire et plus long, calcul complet classique de la **courbe composée des trois points A, C et B**, section mixte fléchie selon l'axe fort du profilé.

Coordonnées du point A :

$M_{\text{point A}} = 0$, $N_{\text{point A}} = N_{\text{pl,Rd}} = 4380 \text{ kN}$ (voir question 3.2)

Coordonnées du point B :

On commence par déterminer la position de l'axe neutre :

Hypothèses : Béton fissuré négligé, sections d'armature considérées comme béton, congés de raccordement du profilé négligés et axe neutre admis dans l'âme du profilé.

$$F_{\text{Rd, tract}} = F_{\text{Rd,comp}}$$

Position a.m en flexion simple :

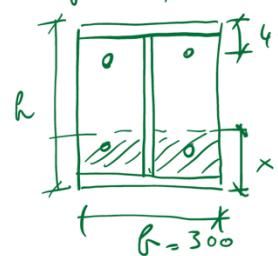
hyp.: - haie serrée, sans âme - arm. complétée
 2x dans zone C.

$$N = \int \sigma dA = 0.$$

$$\rightarrow F_{CS} + F_{Cem} + t_w \cdot (h - t_f - x) \cdot f_{ya}/\gamma_a \\ = F_{CS} + F_{Cem} + (h - t_w)(x - t_f) 0.85 f_{ch}/\gamma_c + t_w(x - t_f) \cdot f_{ya}/\gamma_a$$

et $x > t_f$

$$11 \cdot (300 - 19 - x) \cdot 235/1.05 \\ = (300 - 11)(x - 19) \cdot 0.85 \cdot 20/1.5 \\ + 11 \cdot (x - 19) \cdot 235/1.05$$



$$691795 - 2461.9x = 3275.33x - 62231.3 \\ + 2461.9x - 46776.3 \\ 800802.6 = 8199.13x \quad x = 97.67 \text{ mm}$$

$$x = 97.67 \text{ mm} > t_f \text{ OK}$$

Donc dimension zone centrale : $h_0 = h - 2x = 300 - 2 \cdot 97.7 = 104.7 \text{ mm}$

Moment résistant (part côté haie) :

$$M_{B,pl,Rd} = t_f \cdot b \cdot f_{ya}/\gamma_a \cdot (h - t_f/2 - x) \\ + 2 \cdot A_s \cdot f_{ys}/\gamma_{s2} \cdot (h - 40 - x) \\ + t_w \cdot (h - t_f - x)/2 \cdot f_{ya}/\gamma_a \\ = 19 \cdot 300 \cdot 235/1.05 \cdot (300 - 19/2 - 97.67) \\ + 2 \cdot 113 \cdot 500/1.15 \cdot (300 - 40 - 97.67) \\ + 11 \cdot (300 - 19 - 97.67)/2 \cdot 235/1.05$$

$$= 246 \cdot 10^6 + 16 \cdot 10^6 + 41.6 \cdot 10^6 \\ = 303.6 \cdot 10^6 \text{ Nmm} = 303.6 \text{ kNm}.$$

Pont côté compression :

$$M_{B,pl,Rd} = 19 \cdot 300 \cdot 235 / 1.05 \cdot (97.67 - 19/2) \\ + 2 \cdot 113 \cdot 500 / 1.15 \cdot (97.67 - 40) \\ + (300 - 11) \cdot (97.67 - 19) / 2 \cdot 0.85 \cdot 20 / 1.5 \\ + 11 \cdot (97.67 - 19) / 2 \cdot 235 / 1.05 \\ = 112 \cdot 10^6 + 5.67 \cdot 10^6 + 10.1 \cdot 10^6 + 7.6 \cdot 10^6 \\ = 135.4 \cdot 10^6 = 135.4 \text{ kNm}$$

$$M_{B,pl,Rd} = 439 \text{ kNm} > \text{Val. CS (418.3 kNm)} \\ \text{Contrôle OK}$$

D'où: $M_{\text{point B}} = M_{\text{pl,Rd}} = 439 \text{ kNm}$

$N_{\text{point B}} = 0$

Coordonnées du point C :

$M_{\text{point C}} = M_{\text{point B}} = M_{\text{pl,Rd}}$

$$N_{\text{point C}} = N_{\text{pm,Rd}} = \frac{2f_y}{\gamma_a} h_0 t_w + 0.85 \frac{f_{ck}}{\gamma_c} h_0 (b - t_w) \\ N_{\text{point C}} = \frac{2 \cdot 235}{1.05} 104.7 \cdot 11 + 0.85 \frac{20}{1.5} 104.7 (300 - 11) = 858.5 \text{ kN}$$

Vérification

Sollicitations:

$$M_{y,Ed} = 146 \text{ kNm}$$

$$N_{Ed} = 2145 \text{ kN}$$

Au moyen de la courbe d'interaction complète, avec N_{Ed} connu, on trouve que :

$$N_{Ed} > N_{\text{pm,Rd}} \text{ donc dans zone AC : } M_{y,pl,N,Rd} = (N_{\text{pl,Rd}} - N_{Ed}) \frac{M_{C,y,pl,Rd}}{N_{\text{pl,Rd}} - N_{\text{pm,Rd}}} = (4380 - 2145) \frac{439}{4380 - 858.5}$$

$$M_{y,pl,N,Rd} = 278.6 \text{ kNm}$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{cry}} = \frac{2145}{24390} = 0.0879 \text{ ou } \frac{2145}{21540} = 0.099 < 0.1$$

Donc il n'est pas en principe pas nécessaire de vérifier s'il faut considérer le flambage avec le 2^{ème} ordre direct.
 i.e. $k = 1.0$

Selon le TGC 10: avec N_{Ed} et la courbe d'interaction, on a : $\mu_d = \frac{M_{y,pl,N,Rd}}{M_{y,pl,Rd}} = \frac{N_{\text{pl,Rd}} - N_{Ed}}{N_{\text{pl,Rd}} - N_{\text{pm,Rd}}}$

$$\frac{M_{Ed,max,II}}{M_{\text{pl,N,Rd}}} = \frac{M_{Ed,max,I}}{\mu_d \cdot M_{\text{pl,Rd}}} = \frac{146}{278.6} = 0.524 < 0.9 \quad \rightarrow \quad \text{OK}$$

En utilisant le point X: $\frac{M_{Ed,max,II}}{M_{pl,N,Rd}} = \frac{M_{Ed,max,I}}{\mu_d \cdot M_{pl,Rd}} = \frac{146}{314} = 0.465 < 0.9 \rightarrow \text{OK}$

Vérification exacte (avec $M_{Ed,max,I} = e_1 \cdot N_{Ed} + M_{y,Ed}$), si pas faite ici, doit être traitée sous 3.3.

Pas besoin de contrôler de résistance V ou d'interaction M-V.

Note : conservativement, on pourrait décider de ne pas calculer le point C de la courbe, et utiliser la droite AB. Si pris cette démarche, qui est incomplète, on perd une partie des points.

Question 3.3 (3 pts)

Question pour tester la compréhension du 2^{ème} ordre.

Le terme $k \cdot N_{Ed} \cdot e_1$ représente le moment additionnel provenant du manque de rectitude équivalente du poteau afin de « simuler l'effet flambage ». Part de 1^{er} ordre $N_{Ed} \cdot e_1$ et de 2^{ème} ordre ($k - 1$).

Comme vu au 3.1, pour notre cas il n'est en principe pas nécessaire de vérifier en considérant le 2^{ème} ordre direct pour le flambage.

2 méthodes admises comme correctes : 1) on considère uniquement l'effet de 1^{er} ordre dû à la tolérance de rectitude, 2) on fait quand même la détermination du 2^{ème} ordre.

$$1) M_{Ed,max,I} = e_1 \cdot N_{Ed} + M_{y,Ed} = 146 + 2145 \cdot 0.025 = 199.6 \text{ kNm}$$

Avec $e_1 = L/200 = 5000/200 = 25 \text{ mm}$ (tableau 7 SIA 264, profilé à âme enrobée, flexion y-y)

$$\text{Avec } N_{Ed} \text{ et la courbe d'interaction, on a : } \mu_d = \frac{M_{y,pl,N,Rd}}{M_{y,pl,Rd}} = \frac{N_{pl,Rd} - N_{Ed}}{N_{pl,Rd} - N_{pm,Rd}}$$

$$\frac{M_{Ed,max,II}}{M_{pl,N,Rd}} = \frac{M_{Ed,max,II}}{\mu_d \cdot M_{pl,Rd}} = \frac{199.6}{278.6} = 0.717 < 0.9 \rightarrow \text{OK}$$

OU

2) Comme le moment est constant, $\omega_y = 1.0$ (dans EN1994-1-1, on a le facteur β à la place ω et qui vaut 1.0 pour notre diagramme de moments).

$$k = \frac{\omega_y}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cry}}} = \frac{1}{1 - 0.0879} = 1.096 \text{ ou } \frac{1}{1 - 0.099} = 1.11 > 1.0$$

Si l'on prend en compte le terme de $k \cdot N_{Ed} \cdot e_1$ selon la SIA 264 et l'EN1994-1-1:

$$M_{Ed,max,II} = k(M_{Ed,max,I} + N_{Ed} \cdot e_1) = 1.096 \cdot (146 + 2145 \cdot 0.025) = 218.8 \text{ kNm ou } 221.8 \text{ kNm}$$

Avec $e_1 = L/200 = 5000/200 = 25 \text{ mm}$ (tableau 7 SIA 264, profilé à âme enrobée, flexion y-y)

$$\text{Avec } N_{Ed} \text{ et la courbe d'interaction, on a : } \mu_d = \frac{M_{y,pl,N,Rd}}{M_{y,pl,Rd}} = \frac{N_{pl,Rd} - N_{Ed}}{N_{pl,Rd} - N_{pm,Rd}}$$

$$\frac{M_{Ed,max,II}}{M_{pl,N,Rd}} = \frac{M_{Ed,max,II}}{\mu_d \cdot M_{pl,Rd}} = \frac{218.8}{278.6} = 0.785 \text{ ou } \frac{221.8}{278.6} = 0.796 < 0.9 \rightarrow \text{OK}$$