

Semelles sur pieux

INTRODUCTION

Les semelles rigides (massives) sur pieux constituent des éléments de structure en béton où se développe une distribution non linéaire des contraintes. Ainsi les modèles de bielles et tirants (B-T) peuvent être utilisés pour leur justification à l'état limite ultime [EC2, clauses 5.6.4 et 6.5].

Les semelles sur pieux peuvent être *semi-rigides* selon leur dimensionnement. Il convient alors de calculer les armatures en employant la méthode « adéquate » [EC2, clause 9.8.1(2)] qui combine par interpolation les résultats obtenus par la *méthode B-T et ceux issus de la méthode par flexion*.

Dans ce chapitre, la méthode est appliquée aux cas des semelles rigides sur deux pieux sous poteau comprimé sans ou avec flexion.

Après avoir identifié les modèles B-T à considérer dans les calculs, une justification des tirants, bielles et nœuds est présentée, de façon générale, pour les semelles sous poteau en compression centrée.

Puis, deux exemples numériques sont traités de manière détaillée dans le cas de semelles rigides sous un poteau soumis à une charge centrée ou à une flexion composée, permettant ainsi une comparaison des résultats avec la pratique française [3] issue des travaux de Blévoit et Frémy [4].

1. MODÉLISATION EN BIELLES ET TIRANTS

Les modèles de bielles et tirants à considérer dépendent de la sollicitation du poteau sur la semelle rigide : compression centrée ou flexion composée.

1.1. Semelle rigide sur deux pieux sous poteau en compression centrée

L'application de la méthode des bielles et tirants conduit à un mécanisme simple de deux bielles primaires de transmission directe de la charge du poteau aux pieux, équilibrées par un tirant primaire et une biellette horizontale sous le poteau.

Ce mécanisme est affiné en considérant l'intervention de tirants secondaires qui modélisent les efforts de fendage des bielles primaires (Fig. 1).

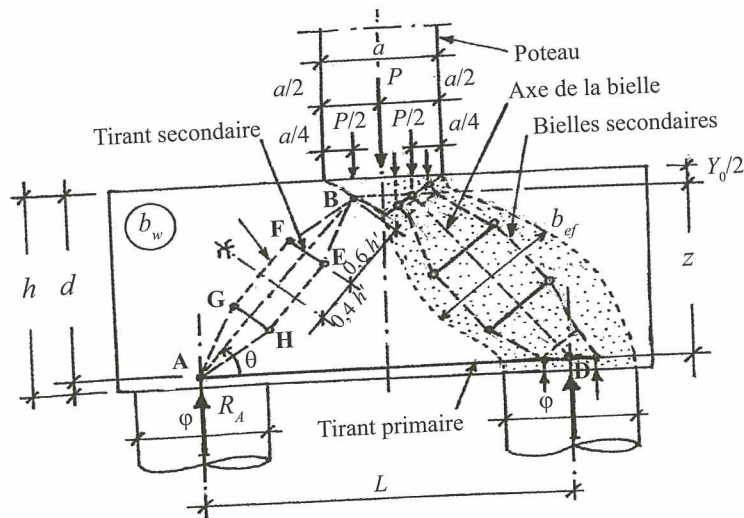


Figure 1. Modélisation B-T (affinée) pour une semelle sur deux pieux sous poteau en compression centrée.

1.2. Semelle rigide sur deux pieux sous poteau en flexion composée

L'application de la méthode des bielles et tirants conduit à des bielles primaires de géométrie variable selon le mode de sollicitation de la section du poteau en béton armé soumis à la flexion composée.

À l'état limite ultime (ELU), la section d'encastrement du poteau sur la semelle est soit entièrement ou partiellement comprimée sans aciers tendus (Fig. 2), soit partiellement comprimée avec aciers tendus (Fig. 3).

a) Section entièrement ou partiellement comprimée sans aciers tendus

En l'absence d'armatures comprimées, l'effort résultant F_{cd} de compression du béton dans la section d'encastrement du poteau (axb) engendre une contrainte de compression $\sigma_{Rd, \max}$ sur la section bx . Cet effort F_{cd} se décompose en deux efforts résultants F_{cd1} et F_{cd2} sur les zones de sections bx_1 et bx_2 .

Soit : $F_{cd} = F_{cd1} + F_{cd2}$
avec $F_{cd1} = \sigma_{Rd, \max} bx_1 = R_D$; $F_{cd2} = \sigma_{Rd, \max} bx_2 = R_A$ et $x = x_1 + x_2 \leq a$.

Le recours à des armatures comprimées pour équilibrer la sollicitation conduit à l'introduction d'un effort de compression F'_{sd} (Fig. 2). Son intervention engendre une déviation de l'axe de la bielle CD, en $CC'D$.

Le faible accroissement de l'inclinaison $C'D$ réduit de manière négligeable l'effort de compression dans cette bielle.

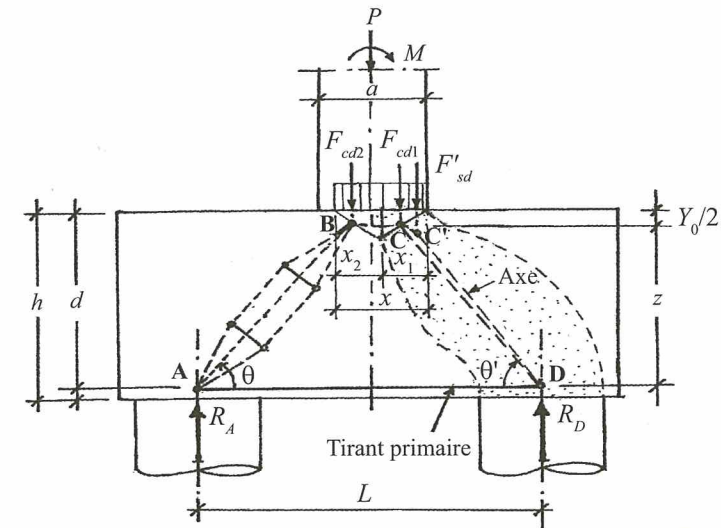


Figure 2. Modélisation B-T pour une semelle rigide sur deux pieux sous poteau en flexion composée de section partiellement comprimée sans aciers tendus (avec : $A'_s \neq 0$).

b) Section partiellement comprimée avec aciers tendus

Dans le cas usuel de réactions positives des pieux, la présence d'armatures tendues dans la section d'encastrement du poteau conduit, pour assurer l'équilibre du nœud B', à une déviation de l'axe de la bielle AB en $AB'B$, avec : $\tan \theta' = \tan \theta \cdot R_A / R_D$ (Fig. 3a). Un exemple numérique complet est développé au paragraphe 3.2. pour une semelle de ce type.

Dans le cas où une des réactions des pieux est négative, une autre modélisation B-T est à considérer (Fig. 3b). La bielle $A'B'$ présente une inclinaison minimale compatible avec sa formation en partie inférieure.

N.B. Dans les deux cas, ces modèles B-T sont optimisés car ils minimisent le cheminement des efforts.

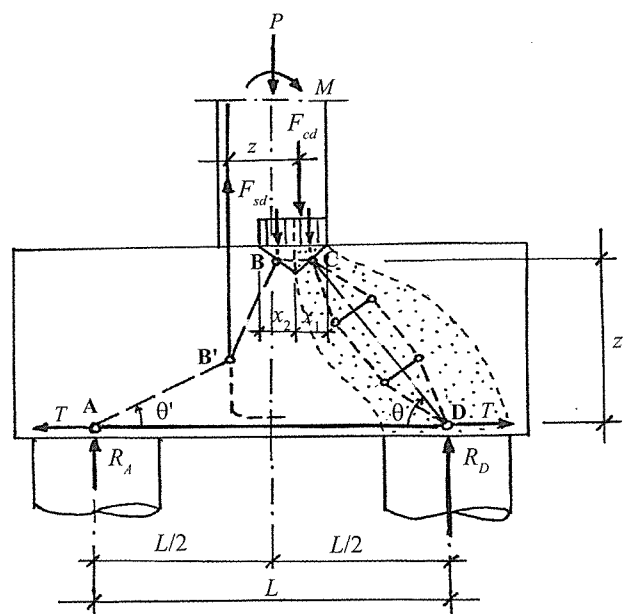


Figure 3a. Modélisation B-T pour une semelle rigide sur deux pieux sous poteau en flexion composée de section partiellement comprimée avec aciers tendus, et $R_A > 0$.

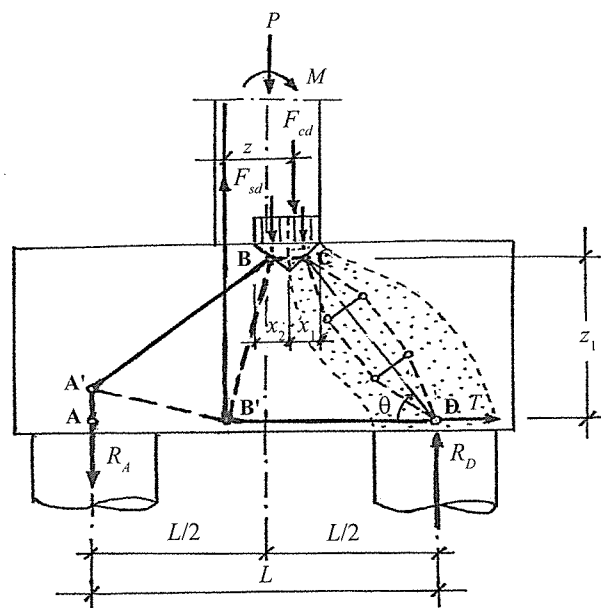


Figure 3b. Modélisation B-T pour une semelle rigide sur deux pieux sous poteau en flexion composée de section partiellement comprimée avec aciers tendus, et $R_A < 0$.

Remarque 1. Les contraintes sous le poteau soumis à la flexion composée sont considérées à l'ELU dans le domaine plastique. Une distribution des contraintes non uniformes dans le domaine élastique sous le poteau conduirait à une modélisation des bielles (primaires) peu différente.

Remarque 2. Pour les semelles rigides très massives reposant sur plus de deux pieux, la méthode des bielles et tirants conduit à une modélisation tridimensionnelle [1, 4] (Fig. 4). Le grand volume de béton autour des bielles produit un confinement qui justifie l'absence d'armatures transversales secondaires (contrôlant le fendage longitudinal). La résistance de la bielle est aussi augmentée, limitant ainsi la justification des contraintes du béton à celles des nœuds de connexion [2].

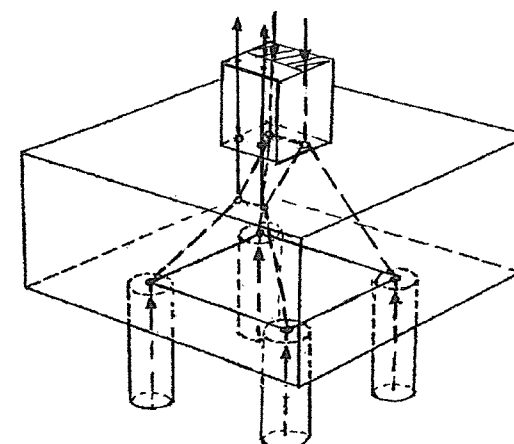


Figure 4. Modèle tridimensionnel pour une semelle rigide sur quatre pieux supportant un poteau en flexion composée.

2. JUSTIFICATION DES TIRANTS, BIELLES ET NŒUDS : SEMELLES SUR DEUX PIEUX SOUS POTEAU EN COMPRESSION CENTRÉE

L'identification des modèles B-T permet de déterminer les efforts dans les éléments : tirants, nœuds et bielles et de justifier ainsi leur dimensionnement.

Dans ce chapitre, une justification générale est présentée dans le cas simple d'une semelle sous poteau en compression centrée (Fig. 1), facilement transposable dans le cas des semelles sous poteau entièrement/partiellement comprimé en flexion composée (Fig. 2).

2.1. Sections d'armatures [clause 6.5.3]

2.1.1. Armatures principales (tirant AD)

$$\text{Section } A = \frac{R_{Au}}{\tan \theta f_{yd}}$$

$$\text{où } R_{Au} = \text{réaction du pieu à l'ELU, } f_{yd} = f_{yk}/\gamma_s \text{ et } \tan \theta = \frac{Z}{\frac{L}{2} - \frac{a}{4}}$$

Remarque 1. Le bras de levier Z peut être fixé *a priori* : $Z \cong 0,9 d$.

Remarque 2. La pratique française recommande une inclinaison des bielles : $45^\circ \leq \theta \leq 55^\circ$ [4]. Les armatures supérieures de construction sont données forfaitairement : $A'_s \cong A_s/10$.

Remarque 3. Il est possible de chercher la section minimale, $A_{s, \min}$, en déterminant le bras de levier Z_1 maximal ($\tan \theta_{1, \max}$) :

$$\text{avec } \sigma_{c0} = \sigma_{Rd, \max} \text{ et } \tan \theta = \frac{2(d - Y_0/2)}{L - a + x_1} = \frac{R_1}{Y_0 b \sigma_{Rd, \max}}$$

fixe : $Y_0 \min$ et $A_s = A_{s, \min}$.

Remarque 4. La pratique française majore de 10 % la section des armatures obtenue avec $Z' = d$ (en s'appuyant sur les résultats d'essais de Blévyot). Cela correspond implicitement à un bras de levier $Z' \cong 0,9 d$, voisin du modèle bielles et tirants. Avec un résultat analogue, H. Thonier introduit : $Z < d$, en tenant compte de l'intervention de la bielle horizontale sous le poteau [5].

2.1.2. Armatures secondaires (tirants EF et GH)

Effort dans les tirants pour une région de discontinuité totale [clause 6.5.3 (3) b] :

$$F_{EF} = F_{GH} = T = \frac{1}{4} \left(1 - 0,7 \frac{a'}{h'} \right) F_{AB}$$

où $a' \cong$ largeur moyenne des nœuds A et B et $h' \cong Z/2 \sin \theta$; $F_{AB} = R_{Au}/\sin \theta$.

a) Armatures secondaires verticales

$$A_{sv} = A_t = \frac{2F_{CD} \cos \theta}{f_{yd}}$$

Ces armatures verticales sont disposées sur une longueur $= \left(\frac{L}{2} - \frac{a}{4} \right) \times 0,8$.

b) Armatures secondaires horizontales

$$A_{sh} = A_h = \frac{2F_{CD} \sin \theta}{f_{yd}}$$

Ces armatures horizontales sont disposées sur une hauteur $Z \times 0,8$.

Remarque 1. La diffusion de l'effort de compression de la bielle dans le sens transversal de la semelle engendre également un effort de traction transversal équilibré par des armatures secondaires transversales.

Remarque 2 : Pour les *semelles semi-rigides* sur deux pieux [$1 \leq L/z < 4$] (Fig. 5), la méthode de calcul « adéquate » conduit à une section d'armatures principales ou secondaires A_s (ou A_{sw1}), calculée en combinant par interpolation la section A_{s1} , obtenue par la *méthode B-T*, et la section A_{s2} (ou A_{sw2}), fondée sur la *méthode par flexion* [6], proportionnellement à la raideur relative des deux modèles (B-T et flexion), en fonction de l'élanement L/z .

Soit $A_s = A_{s1} (1 - \lambda) + \lambda \cdot A_{s2}$ et $A_{sw} = A_{sw1} (1 - \lambda) + \lambda \cdot A_{sw2}$

avec $\lambda = 1/3 [(L/z) - 1]$ tel qu'en flexion $\lambda = 1$, pour $L/z \geq 4$ (semelle flexible), et en B-T $\lambda = 0$, pour $L/z \leq 1$ (semelle rigide) où, en flexion $A_{s2} = M_{u2}/Z f_{yd}$ avec M_{u2} = moment dans la section à $0,35 b$ de l'axe du poteau et $Z = 0,5 [1 + \sqrt{1 - 2 \mu_2}] d$ avec $\mu_2 = M_{u2}/(d^2 f_{cd})$.

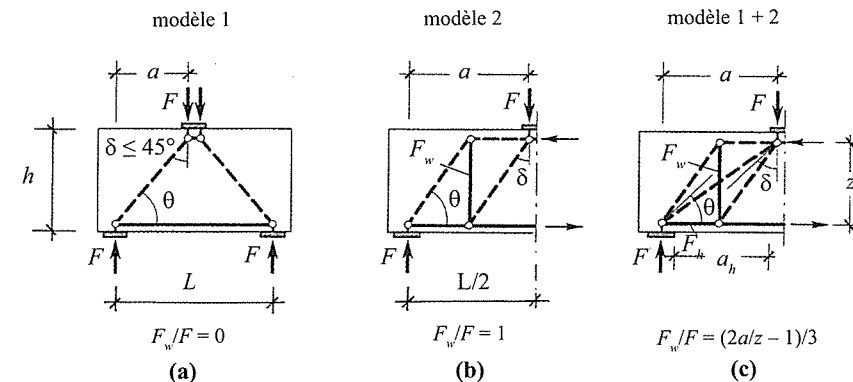


Figure 5. Modèles B-T pour une semelle sur deux pieux ($h \leq L$) soumise à une charge centrée [6] : a) élanement : $L/z \leq 1 \rightarrow$ modèle B-T (1) ; b) élanement : $L/z \geq 4 \rightarrow$ modèle flexion (2) ; c) élanement : $1 \leq L/z < 4 \rightarrow$ modèle semelle semi-rigide (1 + 2).

2.2. Vérification des contraintes du béton aux nœuds [EC2-1-1, 6.5.4]

2.2.1. Nœud sur appui

Le nœud A est en compression-traction avec un tirant ancré dans une direction (Fig. 6) :

$$\sigma_{Rd,2} \leq \sigma_{Rd, \max} \text{ [clause 6.5.4 (4) b]}$$

$$\sigma_{Rd, \max} = k_2 v' f_{cd} \quad v' = 1 - \frac{f_{ck}}{250}$$

où $k_2 = 0,85$ (valeur recommandée).

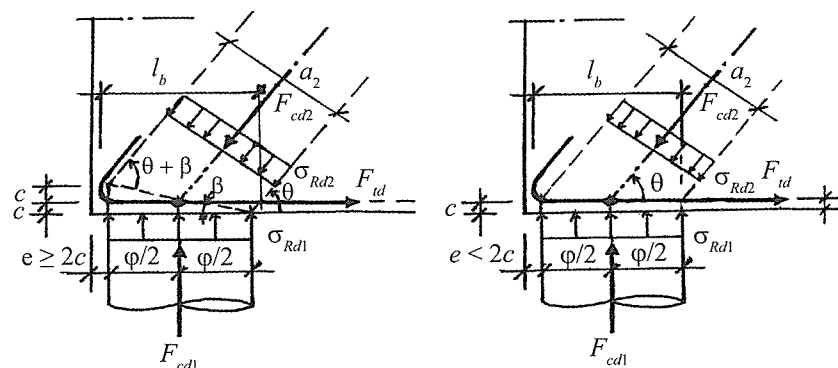


Figure 6. Détail du nœud au voisinage de l'appui : a) selon EC2 ; b) simplifié.

N.B. $\sigma_{Rd,1} \leq \sigma_{c1, \max} < \sigma_{Rd, \max}$ où $\sigma_{c1, \max}$ = contrainte maximale dans le pieu. De plus, l'ancrage doit être vérifié ($l_b \geq l_{bd}$).

2.2.2. Nœud sous le poteau

Le nœud B est en compression sans tirant ancré (Fig. 7) :

$$\text{Max} [\sigma_{Rd,1} ; \sigma_{Rd,2} ; \sigma_{Rd,3}] \leq \sigma_{Rd, \max}$$

avec $\sigma_{Rd, \max} = k_1 v' f_{cd}$ où $k_1 = 1$ [clause 6.5.4 (4) a].

Cette valeur de calcul peut être augmentée jusqu'à 10 % en tenant compte du fait que les contraintes sont uniformes et que le nœud est confiné par la présence d'armatures secondaires transversales [clause 6.5.4 (5)].

Remarque 1 : La contrainte σ_{c0} dépend du bras de levier Z , avec : $Z = d - Y_0/2$ où Y_0 correspond à la profondeur de la zone comprimée du nœud B (Fig. 7).

L'inclinaison θ de la bielle minimisant $\sigma_{c0} = \sigma_{c0, \min}$ est obtenu en considérant l'état hydrostatique des contraintes $\sigma_{c0} = \sigma_{Rd,1} = \sigma_{Rd,2} = \sigma_{Rd,3}$ atteint pour des facettes nor-

males à l'axe des efforts résultants F_{cd1} , F_{cd2} et F_{cd3} ($\theta + \beta = 90^\circ$), soit :

$$\tan \theta = \frac{a/2}{Y_0} = \frac{d - Y_0/2}{\frac{L}{2} - \frac{a}{4}} \Rightarrow Y_0 \text{ et } \theta$$

$$\Rightarrow Y_0^2/2 - d Y_0 + a/2 (L/2 - a/4) = 0$$

fixe : $Y_0 < d$; $\tan \theta$ et $\sigma_{c0, \min} \leq \sigma_{Rd, \max}$

Remarque 2. La pratique française de vérification des contraintes à ce nœud sous poteau conduit à un calcul analogue à celui du nœud sur appui. Toutefois, l'état de contraintes différent de ces nœuds justifie la méthode distincte de l'EC2.

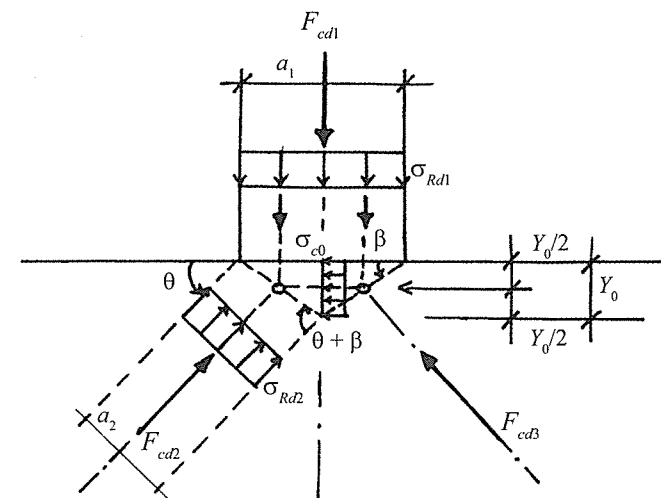


Figure 7. Détail du nœud sous poteau.

2.3. Vérification des bielles [clause 6.5.2]

La bielle AB est en zone comprimée fissurée, avec des armatures tendues pour contrôler le fendage (Fig. 1) :

$$\sigma'_{Rd,2} \leq \sigma_{Rd, \max} \text{ [clause 6.5.2 (2)]}$$

avec $\sigma_{Rd, \max} = 0,6 v' f_{cd}$ et $\sigma'_{Rd,2}$ = contrainte moyenne σ_c dans la zone de compression fissurée de la bielle.

2.4. Dispositions constructives

L'Eurocode 2 fixe les règles constructives suivantes [clauses 9.8.1. (1) à (5)] :

– la distance de la face extérieure du pieu à l'about de la semelle doit être telle que les efforts du tirant dans la semelle puissent être ancrés correctement. La déviation admise du pieu sur le site doit être prise en compte ;

– les armatures principales tendues résistant aux actions doivent être concentrées dans les zones tendues entre les têtes des pieux. Si la section de ces armatures est au moins égale au ferrailage minimum requis, les barres d'acier uniformément distribuées le long de la surface inférieure de l'élément peuvent être omises. De même, les côtés et la face supérieure de l'élément peuvent être sans armatures s'il n'y a pas de risque de développement de traction dans ces parties de la structure. Le diamètre minimal est fixé par l'Annexe nationale ; sa valeur recommandée est 8 mm ;

– des barres transversales soudées peuvent être utilisées pour l'ancrage des armatures tendues. Dans ce cas l'armature transversale peut être considérée comme une partie des armatures transversales dans la zone d'ancrage de l'armature considérée ;

– la compression due à la réaction d'appui du pieu se diffuse avec un angle de 45° à partir du bord du pieu. Cette compression peut être prise en compte dans le calcul de la longueur d'ancrage.

3. APPLICATIONS : SEMELLES SUR DEUX PIEUX SOUS POTEAU SOUMIS À UNE COMPRESSION CENTRÉE ET À UNE FLEXION COMPOSÉE

3.1. Semelle sur deux pieux sous poteau soumis à une compression centrée

Soit une semelle rigide de répartition des charges d'un poteau de section 60 × 60 cm² sur deux pieux de diamètre 70 cm [3] (Fig. 8).

- Charges :
 - permanentes $G = 2,31$ MN ;
 - d'exploitation $Q = 0,93$ MN.
- Matériaux :
 - béton, semelle $f_{ck} = 25$ MPa ;
 - pieux $f_{clim} = 7$ MPa (ELU) ;
 - acier $f_{yk} = 500$ MPa.
- Géométrie :
 - portée entre axes $l = 1,95$ m ;
 - largeur du poteau $b' = 0,60$ m ;
 - largeur de la semelle $b_w = 0,85$ m ;
 - hauteur $h = 1,15$ m, enrobage 5 cm ;
 - bras de levier $Z = d - \frac{Y_0}{2} = 1$ m, où $Y_0 = 0,20$ m (*a priori*), sinon prendre $Z \neq 0,9 d$

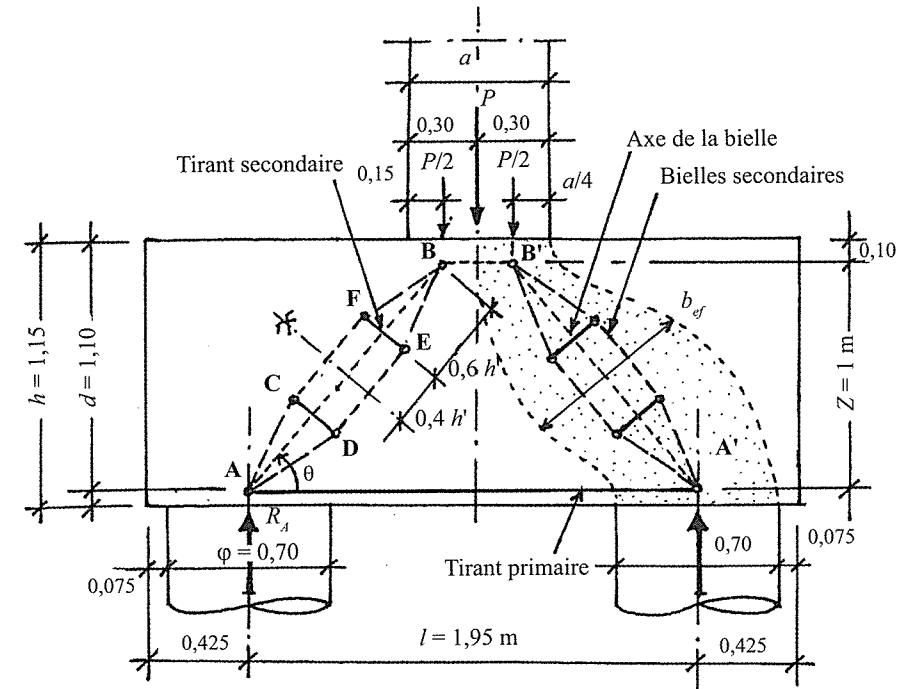


Figure 8. Élévation de la semelle sur pieux et modélisation bielles-tirants.

3.1.1. Tirant principal

3.1.1.1. Effort de traction

$$T_u = \frac{R_A}{\tan \theta} = 1,897 \text{ MN}$$

$$\text{avec } \tan \theta = \frac{Z}{\left(\frac{l}{2} - \frac{a}{4}\right)} = 1,212 \rightarrow \theta = 50,47^\circ < 55^\circ \text{ (Blévet)}$$

$$\text{où } R_A = \frac{P_u + 1,35 G_0}{2} = 2,3 \text{ MN et } P_u = 1,35 G + 1,5 Q = 4,514 \text{ MN}$$

$$\text{avec } G_0 = 25 \times 2,80 \times 0,85 \times 1,15 = 68,4 \text{ kN.}$$

Remarque. L'angle $> 45^\circ$ est nécessaire pour une semelle rigide.

3.1.1.2. Armatures inférieures

$$A_s = \frac{T_u}{f_{yk}/\gamma_s} = 43,64 \text{ cm}^2 > 42,8 \text{ cm}^2 \text{ (BAEL)}$$

⇒ 9HA25 ($A_{sr} = 44,19 \text{ cm}^2$), avec $\Phi 25 > \Phi 8$ [clause 9.8.1 (3)] et $\gamma_s = 1,15$.

N.B. Cette section peut être minimiser en prenant un bras de levier Z maximal obtenu en posant $\sigma_{c0} = R_{d, \max}$ (nœud sous poteau, cf. § 2.1.1 Remarque 3).

Remarque 1. La pratique française majore de 10 % la section calculée avec $Z = d$, pour tenir compte des résultats d'essais. La méthode B-T, en considérant le bras de levier $Z \approx 0,9 d$, conduit à une section d'aciers analogue.

Remarque 2. Armatures supérieures forfaitaires (*idem* au BAEL) :

$$A'_s = \frac{A_s}{10} = 4,42 \text{ cm} \Rightarrow 9\text{HA}8 (4,5 \text{ cm}^2)$$

3.1.2. Bielle primaire

$$F_{AB} = \frac{R_A}{\sin \theta} = 2,982 \text{ MN (effort de compression)}$$

3.1.3. Vérification des contraintes dans les nœuds

a) Vérification au nœud d'appui (Fig. 9)

Nœud en compression-traction avec un tirant ancré dans une direction [clause 6.5.4 (4) b)]:

$$\sigma_{Rd, \max} = k_2 v' f_{cd} = 12,8 \text{ MPa}$$

$$\text{avec } f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \alpha_{cc} = 16,7 \text{ MPa et } k_2 = 0,85$$

$$\text{où } \alpha_{cc} = 1 \quad \gamma_c = 1,5 \quad v' = 1 - \frac{f_{ck}}{250} = 0,9$$

Remarque. L'ancrage des armatures principales doit être vérifié $l_b \geq l_{bd}$.

$$\sigma_{Rd1} = \frac{F_{cd1}}{S_1} = 6 \text{ MPa} < 7 \text{ MPa (contrainte limite du béton des pieux)}$$

$$\text{avec } F_{cd1} = R_A = 2,3 \text{ MN et } S_1 = \frac{\pi \phi^2}{4} = 0,385 \text{ m}^2.$$

$$\sigma_{Rd2} = \frac{F_{cd2}}{S_2} = 10 \text{ MPa} < \sigma_{Rd1, \max}$$

avec $F_{cd2} = F_{AB} = 2,982 \text{ MN}$ et $a_2 = \Phi \sin \theta = 0,54 \text{ m}$
 ($e = 0,075 < 2c$ et extrémité du pieu est à 5 cm de la face inférieure)
 $S_2 = S_1 \sin \theta = 0,297 \text{ m}^2$ ($\theta = 50,47^\circ$).

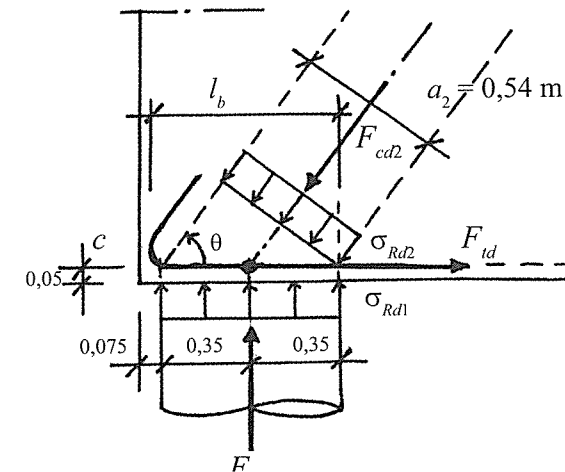


Figure 9. Détail du nœud au voisinage du pieu.

b) Vérification au nœud sous poteau (Fig. 10)

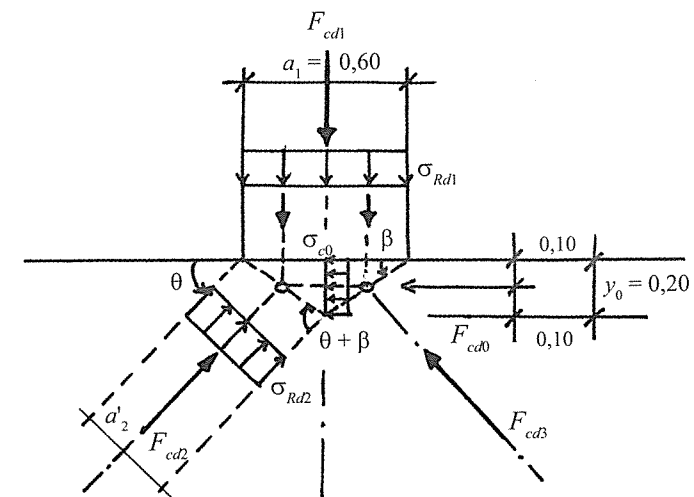


Figure 10. Détail du nœud sous poteau.

Nœud en compression sans tirant ancré [clause 6.5.4 (4) a] :

$$\sigma_{Rd, \max} = k_1 v' f_{cd} = 15 \text{ MPa, avec } k_1 = 1$$

Les contraintes appliquées au point de chargement sont uniformes et le nœud est confiné par des étriers :

$$\sigma_{Rd, \max} = 15 \times 1,1 = 16,5 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{c0} = \frac{F_{cd0}}{S_0} = 15,8 \text{ MPa} < 16,5 \text{ MPa}$$

avec $F_{cd0} = T_u = 1,897 \text{ MN}$ et $S_0 = Y_0 b' = 0,20 \times 0,60 = 0,12 \text{ m}^2$

Remarque. Ici, $\sigma_{c0} < \sigma_{Rd, \max}$ pour une profondeur Y_0 fixée *a priori*, sinon, si

$$\sigma_{c0} > \sigma_{Rd, \max}, \text{ prendre : } \tan \theta = \frac{d - Y_0/2}{\frac{l}{2} - \frac{a}{4}} = \frac{a/2}{Y_0} \text{ (avec } \sigma_c \text{ hydrostatique).}$$

$$Y_0^2/2 - dY_0 + a/2(l/2 - a/4) = 0 \Rightarrow Y_0 < d$$

$$\text{ici } Y_0 = 25,4 \text{ cm} > 20 \text{ cm, } \tan \theta = 1,179 \Rightarrow \theta = 49,7^\circ$$

$$\sigma_{c0} = \frac{F_{cd0}}{S_0} = \frac{R_A}{\tan \theta Y_0 b'} = 12,8 \text{ MPa et } \sigma_{Rd3} = \sigma_{Rd2} = \sigma_{c0}$$

Pour les contraintes σ_{Rd1} et σ_{Rd2} :

$$\sigma_{Rd1} = \frac{F_{cd1}}{S_1} = 12,6 \text{ MPa}$$

avec $F_{cd1} = P_u = 4,514 \text{ MN}$ et $S_1 = a_1 b' = 0,6 \times 0,6 = 0,36 \text{ m}^2$.

$$\sigma_{Rd2} = \frac{F_{cd2}}{S_2} = 13,9 \text{ MPa} = \sigma_{Rd3}$$

avec $F_{cd2} = F_{AB} = 2,982 \text{ MN}$ et $S_2 = a'_2 b' = 0,215 \text{ m}^2$

$$\text{où } a'_2 = Y_0 \cos \theta + \frac{a_1}{2} \sin \theta = 0,36 \text{ m, } b' = 0,60 \text{ m et } \theta = 50,47^\circ$$

$$\sigma_{Rd, \max} = \max[\sigma_{Rd1}; \sigma_{Rd2}; \sigma_{Rd3}] = 13,9 \text{ MPa} < 16,5 \text{ MPa}$$

3.1.4. Tirants secondaires (CD-EF)

a) Efforts de traction [clause 6.5.3(3)]

$$F_{CD} = F_{EF} = T$$

Région de discontinuité totale, avec $b > H'/2 > b_{ef}$ (Fig. 8) :

$$T = \frac{1}{2} \left(1 - 0,7 \frac{a}{h'} \right) F_{AB}$$

$$\text{où } a \approx \frac{a_2 + a'_2}{2} = 0,45 \text{ m} < h' ; h' = H'/2 = 0,65 \text{ m et } b_{ef} = H'/2 + 0,65 a = 0,94 \text{ m}$$

$$\text{avec } H' \approx \overline{AB} = \frac{Z}{\sin \theta} = 1,30 \text{ m et } F_{AB} = 2,982 \text{ MN}$$

$$\text{soit : } T = 0,384 \text{ MN sur une longueur de } 2 \times 0,4 h' = 0,8 h'$$

b) Armatures verticales secondaires (Fig. 11)

$$F_{CDY} = F_{CD} \cos \theta = 0,244 \text{ MN}$$

$$\Rightarrow A_t = \frac{F_{CDY}}{f_{yk}/\gamma_s} = 5,62 \text{ cm}^2$$

$$\text{sur une longueur } \frac{1}{2} 0,8 H' \cos \theta = \left(\frac{l}{2} - \frac{a}{4} \right) \times \frac{0,8}{2} = 0,33 \text{ m}$$

$$\text{soit : } A_t/m = 17,01 \text{ cm}^2/\text{m} > 11,55 \text{ cm}^2/\text{m} \text{ (BAEL)}$$

$$\Rightarrow 9 \text{ brins HA10 } (A_{sr} = 7,08 \text{ cm}^2, \text{ avec } \Phi 10 > \Phi 8 \text{ [clause 9.8.1 (3)]})$$

$$\text{soient 4 cadres } \Phi 10 + 1 \text{ épingle } \Phi 10, \text{ espacement } S_t = \frac{7,08}{17} \approx 0,40 \text{ m.}$$

c) Armatures horizontales secondaires (Fig. 11)

$$F_{CDX} = F_{CD} \sin \theta = 0,296 \text{ MN}$$

$$\Rightarrow A_h = \frac{F_{CDX}}{f_{yk}/\gamma_s} = 6,81 \text{ cm}^2 \text{ sur une hauteur } \frac{Z}{2} \times 0,8 = 0,40 \text{ m}$$

$$\text{soit } A_h/m = 17 \text{ cm}^2/\text{m} \gg 7,8 \text{ cm}^2/\text{m} \text{ (BAEL)}$$

$$\Rightarrow 2 \text{ HA12 } (A_{sr} = 2,26 \text{ cm}^2)$$

$$8 \text{ cadres } \Phi 12 (2,26 \times 8 = 18,1 \text{ cm}^2), S_h = \frac{2,26}{18,1} \times 1 = 0,12 \text{ m}$$

Remarque 1. Les armatures transversales doivent pouvoir équilibrer un moment de torsion $T = P.e$, avec $e = C_{dev}$ où C_{dev} = tolérance d'implantation des pieux.

Remarque 2. La diffusion dans le sens transversal de l'effort de compression dans la bielle nécessite, *a priori*, la présence d'épingles horizontales 5HA10 dans le plan

$$\text{des cadres verticaux } (S_t = 0,40 \text{ m}). \text{ Soit } \frac{A_t}{S_t} = \frac{5 \times 0,78 \cdot 10^{-4}}{0,4} = 0,98 \cdot 10^{-3}$$

$$\frac{A_t}{S_t} > \frac{2T}{0,8H^2 \cos \theta f_{yk} \gamma_s} = 0,77 \cdot 10^{-3} > 0 \text{ (BAEL)}.$$

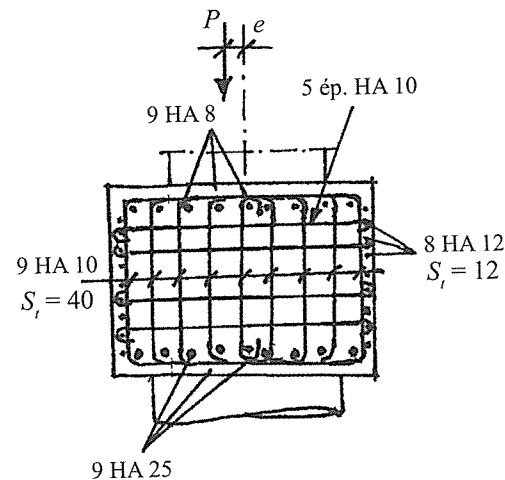


Figure 11. Schéma transversal de ferrailage.

Région de discontinuité intermédiaire ($H'/2 < b < b_{ef}$)

$$\text{avec } a \approx \frac{0,70 + 0,60}{2} = 0,65 \text{ m ; } b_{ef} = H'/2 + 0,65a = 1,07 \text{ m}$$

$$\text{et } b = b_w = 0,85 \text{ m ; } H'/2 = 0,65 \text{ m}$$

$$T = T'_a + (T'_b - T'_a) \alpha \approx 0,11 \text{ MN (par interpolation)}$$

$$\text{où } T'_a = \frac{F(b-a)}{4\left(\frac{b-a}{b}\right)} = 0, \text{ avec } b = H'/2 \text{ (cf. chap. 1, § 2.2.b, N.B.)}$$

$$\text{et } T'_b = \frac{F\left(1 - \frac{0,7a}{h}\right)}{4} = 0,223 \text{ MN, avec } h = H'/2 \text{ (discontinuité totale)}$$

$$\text{et } \alpha = \frac{b_w - H'/2}{b_{ef} - H'/2} = 0,476 \text{ où } b_w = b.$$

Remarque 3. La diffusion de l'effort de compression dans la bielle développée au sein de cette semelle massive est plus restreinte que celle issue de la modélisation de l'EC2 dans les zones de discontinuité totale (plus conforme aux plaques).

En posant : $b_{ef} = H'/2 = 0,65 \text{ m}$, $a \leq 0,5 H'$ (avec $b > b_{ef}$).

Il vient, en considérant une distribution des contraintes de compression constante, dans le sens longitudinal ($a = 0,45 \text{ m}$) : $T = F/4 (b_{ef} - a)/b_{ef} = 0,229 \text{ MN} < 0,384 \text{ MN}$. Soit une réduction des efforts de 40 %, ce qui conduit à des sections d'armatures verticales et horizontales voisines de celles obtenues avec le BAEL :

$$A_t + A_h = 20,4 \text{ cm}^2 \text{ (EC2)} \sim 19,4 \text{ cm}^2 \text{ (BAEL)}.$$

Et, dans le sens transversal (Fig. 12), il vient $T = 0$, avec $b_{ef} = a = 0,65 \text{ m}$.

Ce résultat est conforme aux règles françaises qui n'introduisent pas d'épingles transversales horizontales.

N.B. Pour les semelles très massives sur plus de deux pieux, le grand volume de béton autour de la bielle produit un confinement qui justifie l'absence d'armatures transversales secondaires.

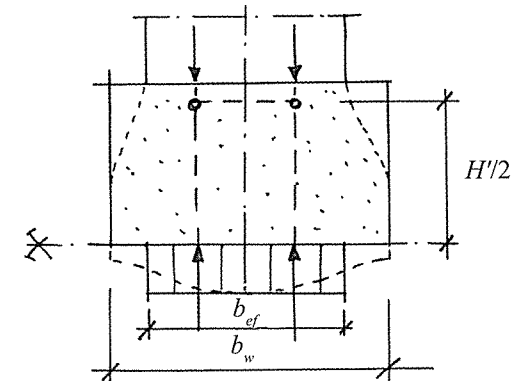


Figure 12. Diffusion de l'effort de compression dans la semelle massive (sens transversal).

3.1.5. Vérification des contraintes dans la bielle (Fig. 8)

La bielle AB est en zone de compression fissurée, avec des armatures pour contrôler le fendage (cf. chap. 1, § 2.3.2, Remarque 1) :

$$\text{soit } \sigma_{Rd, \max} = 0,6 v' f_{cd} = 8,9 \text{ MPa [clause 6.5.2 (2)]}.$$

Largeur efficace de la bielle (région discontinue) :

$$b_{ef} = 0,5 H' + 0,65 a = 0,94 \text{ m [clause 6.5.3 (3) b]}$$

$$\text{soit, section moyenne } S = (b_{ef} b_w + a'_2 b')/2 = 0,51 \text{ m}^2$$

$$\text{avec } b_w = 0,85 \text{ m ; } a'_2 = 0,36 \text{ m} < H'/2 = 0,65 \text{ m et } b' = 0,60 \text{ m}.$$

Contrainte moyenne de la bielle dans la zone fissurée :

$$\sigma_{c2} = \frac{F_{AB}}{S} \approx 5,8 \text{ MPa} \ll \sigma_{Rd, \max} \text{ où } F_{AB} = 2,982 \text{ MN}.$$

BAEL. La contrainte moyenne de compression σ_{c2} peu élevée dans la bielle justifie la pratique du calcul de ces semelles en France qui n'exige qu'une vérification des contraintes aux nœuds.

3.2. Semelle sur deux pieux sous poteau soumis à une flexion composée

Soit une semelle de répartition des sollicitations du poteau de $40 \times 60 \text{ cm}^2$ sur deux pieux de diamètre 50 cm [3] (Fig. 13).

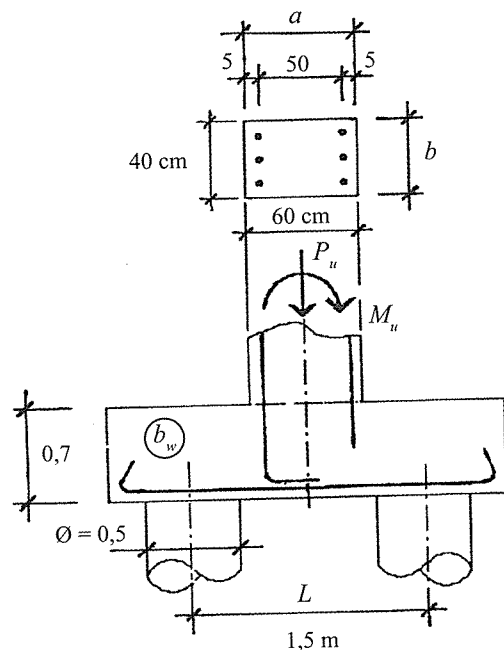


Figure 13. Élévation de la semelle sur pieux et schéma des armatures principales.

- Matériaux :

- béton semelle $f_{ck} = 25 \text{ MPa}$;
- béton pieux $f_{c,lim} = 7 \text{ MPa}$ (ELU) ;
- aciers $f_{yk} = 500 \text{ MPa}$.

- Actions

$$P_u = 1,75 \text{ MN} ;$$

$$M_u = 0,35 \text{ MNm}.$$

- Géométrie de la semelle

- portée entre axes $L = 1,50 \text{ m}$;
- largeur du poteau $b = 0,40 \text{ m}$;
- largeur de la semelle $b_w = 0,65 \text{ m}$;
- hauteur $h = 0,70 \text{ m}$, $d = 0,65 \text{ m}$;
- bras de levier $Z_1 = d - 0,10 = 0,55 \text{ m}$ (fixé *a priori*).

3.2.1. Modèle de bielles et tirants

La modélisation s'appuie sur les parcours de charge des réactions des pieux, R_1 et R_2 (sans le poids de la semelle) jusqu'aux efforts résultants de compression à l'encastrement du poteau sur la semelle (Fig. 14) en négligeant l'influence de l'effort des armatures comprimées F'_{sd} sur l'inclinaison de la bielle BC.

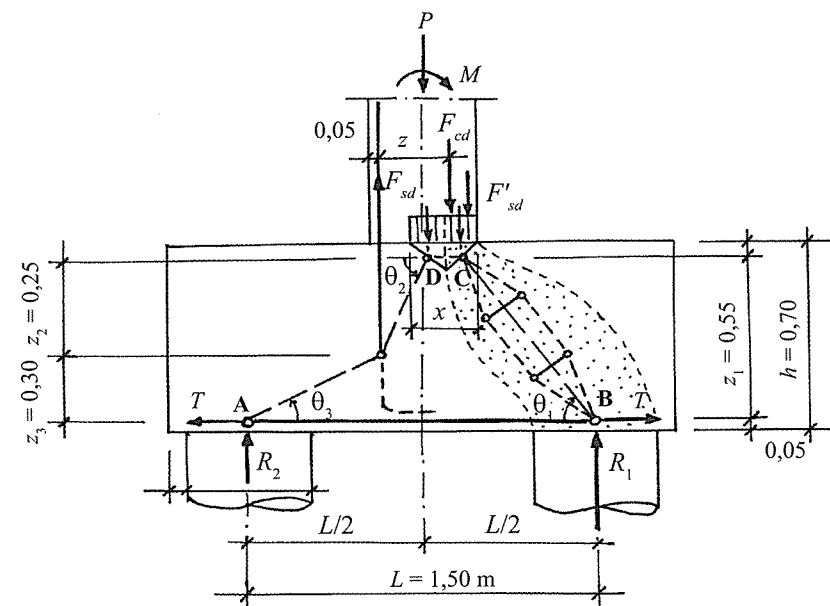


Figure 14. Modélisation des bielles et tirants : modèle simple de la bielle AED et modèle affiné de la bielle BC.

Remarque. L'ancrage des armatures tendues du poteau dans la semelle est à considérer dans le nœud diffus E. Toutefois, la pratique conduit au prolongement et au retour de ces aciers au niveau des armatures principales inférieures, selon la disposition constructive usuelle.

3.2.2. Réactions dans les pieux

3.2.2.1. Réactions dues à la sollicitation du poteau

$$R_1 = \frac{P_u}{2} + \frac{M_u}{L} = \frac{1,75}{2} + \frac{0,35}{1,50} = 1,108 \text{ MN}$$

$$R_2 = P_u - R_1 = 0,642 \text{ MN}$$

3.2.2.2. Réactions totales avec le poids de la semelle

$$R'_1 = R_1 + \frac{1,35 G_0}{2} = 1,124 \text{ MN}$$

$$R'_2 = R_2 + \frac{1,35 G_0}{2} = 0,658 \text{ MN}$$

où $G_0 = 0,65 \times 0,70 \times 2,15 \times 25 = 24,45 \text{ kN}$.

3.2.3. Justification des contraintes dans les nœuds

3.2.3.1. Nœud sous poteau

a) Contrainte de calcul maximale

La section du poteau sous la sollicitation de flexion composée à l'ELU est partiellement comprimée. Le nœud sous poteau, en compression sans tirant ancré, est soumis à des contraintes uniformes et confiné par des étriers [clause 6.5.4 (4) a].

$$\sigma_{Rd, \max} = 1,1 k_1 v' f_{cd} = 16,5 \text{ MPa}$$

$$\text{avec } f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \alpha_{cc} = 16,7 \text{ MPa}$$

$$k_1 = 1, \alpha_{cc} = 1, \gamma_c = 1,5, v' = \frac{f_{ck}}{250} = 0,9$$

b) Efforts dans le poteau

Un calcul classique du poteau à l'ELU soumis à la flexion composée (M_u et $N_u = P_u$) donne les efforts dans la section d'encastrement (Fig. 14).

Soient, en considérant la participation des armatures comprimées du poteau (avec $f_{c, \max} = \sigma_{Rd, \max}$) :

– zone comprimée : $x = 0,272 \text{ m}$;

– efforts : $F_{cd} = 1,792 \text{ MN}$, $F_{sd} = 0,132 \text{ MN}$ et $F'_{sd} = 0,09 \text{ MN}$.

c) Géométrie du nœud sous poteau (Fig. 15)

Les composantes F_{cd1} , F_{cd2} de l'effort F_{cd} et l'effort F'_{sd} dans la section d'encastrement équilibrent la composante verticale des efforts de compression dans les bielles CB et DE qui aboutissent au nœud sous poteau (Fig. 14) :

$$F_{cd} = F_{cd1} + F_{cd2} = 1,792 \text{ MN}$$

$$\text{où } F_{cd1} = R_1 - F'_{sd} = 1,018 \text{ MN}$$

$$F_{cd2} = R_2 + F_{sd} = 0,774 \text{ MN} = F_{cd} - F_{cd1}$$

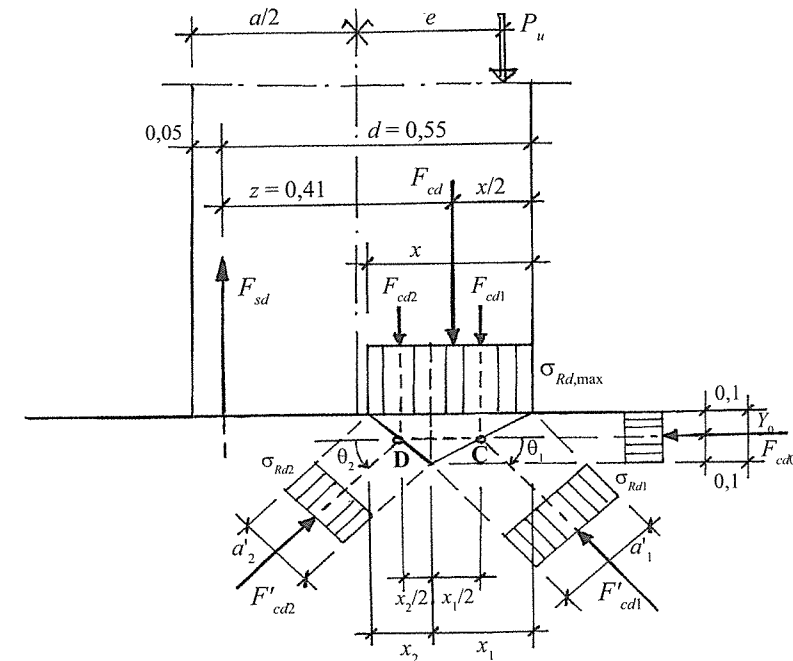


Figure 15. Détail du nœud sous poteau soumis à la flexion composée (sans la participation des aciers comprimés).

$$\text{Soient } x_1 = \frac{F_{cd1}}{b \sigma_{Rd, \min}} = 0,154 \text{ m et } x_2 = x - x_1 = 0,118 \text{ m.}$$

Inclinaison de la bielle la plus sollicitée BC (*) :

$$\tan \theta_1 \cong \frac{Z_1}{\frac{L}{2} - \frac{a}{2} + \frac{x_1}{2}} = 1,044 \rightarrow \theta_1 = 46,22^\circ$$

Effort de compression de la bielle CD dans la semelle sous poteau (Fig. 15) :

$$F_{cd0} = C = \frac{R'_1}{\tan \theta_1} = 1,077 \text{ MN}$$

Inclinaison de la bielle ED :

$$\tan \theta_2 = \frac{R'_2 + F_{sd}}{C} = 0,733 \rightarrow \theta_2 = 36,26^\circ.$$

(*) **Remarque.** La participation de l'effort F'_{sd} des aciers comprimés est négligée pour la géométrie des bielles (voir Fig. 2). Sa prise en compte conduirait à des inclinaisons des bielles peu différentes : $\theta'_1 = 46,34^\circ > \theta_1$ et $\theta'_2 = 36,37^\circ > \theta_2$.

d) Vérification des contraintes

$$\sigma_{cd0} = \frac{F_{cd0}}{bY_0} = 13,46 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } F_{cd0} = 1,077 \text{ MN}, Y_0 = 2 \times 0,10 = 0,20 \text{ m.}$$

Remarque. La profondeur Y_0 fixée *a priori* convient, sinon augmenter Y_0 (cf. § 2.2.2, Remarque 1).

$$\sigma_{Rd1} = \frac{F'_{cd1}}{ba'_1} = 15,6 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } F'_{cd1} = \frac{R'_1}{\sin \theta_1} = 1,556 \text{ MN}, b = 0,40 \text{ m et } a'_1 = Y_0 \cos \theta_1 + x_1 \sin \theta_1 = 0,25 \text{ m.}$$

$$\sigma_{Rd2} = \frac{F'_{cd2}}{ba'_2} = 14,5 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } F'_{cd2} = \frac{R'_2 + F_{sd}}{\sin \theta_2} = 1,34 \text{ MN} < F'_{cd1} \text{ et } a'_2 = Y_0 \cos \theta_2 + x_2 \sin \theta_2 = 0,23 \text{ m.}$$

3.2.3.2. Nœuds aux appuis

Les nœuds sont en compression-traction avec un tirant ancré dans une direction [clause 6.5.4 (4) b] :

$$\sigma_{Rd, \max} = k_2 v' f_{cd} = 12,8 \text{ MPa}$$

$$k_2 = 0,85, v' = 0,9.$$

Remarque. Il est possible de majorer de 10 % cette valeur de calcul maximale en considérant les contraintes uniformément réparties et le nœud confiné par des étriers.

a) Nœud sur appui A (Fig. 16)

$$\sigma_{Rd0} = \frac{R'_2}{\pi \phi^2 / 4} = 3,4 \text{ MPa} < 7 \text{ MPa (pieu peu sollicité)}$$

$$\sigma_{Rd3} = \frac{F_{cd3}}{(\pi \phi^2 / 4) \sin \theta_3} = 12,3 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } F'_{cd3} = \frac{R'_2}{\sin \theta_3} = 1,262 \text{ MN} ; a_3 = \phi \sin \theta_3 = 0,26 \text{ m} (*)$$

$$\text{avec l'inclinaison de la bielle AE : } \tan \theta_3 = \frac{R'_2}{C} = 0,611 \rightarrow \theta_3 = 31,42^\circ.$$

(*) **Remarque.** Le calcul de a_3 est effectué, comme dans les règles françaises, en considérant la diffusion de l'effort de compression du pieu à partir de son extrémité située à 5 cm de la face inférieure de la semelle [clause 9.8.1 (5)].

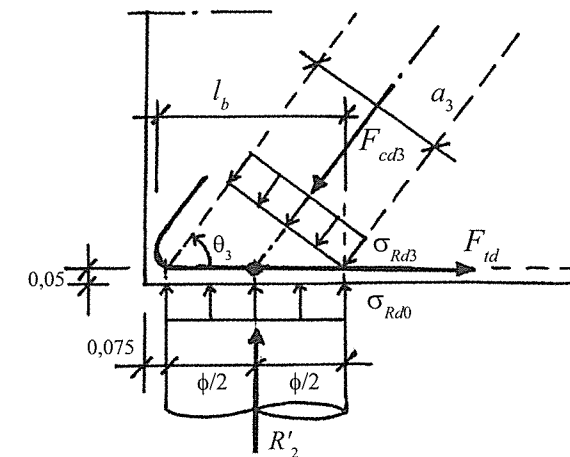


Figure 16. Détail du nœud au-dessus du pieu.

b) Nœud sur appui B

$$\sigma_{Rd0} = \frac{R'_1}{\pi \phi^2 / 4} = \frac{1,124}{0,196} = 5,7 \text{ MPa} < 7 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{Rd1} = \frac{F'_{cd1}}{(\pi \phi^2 / 4) \sin \theta_1} = 11 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } F'_{cd1} = 1,556 \text{ MN}, a_1 = \phi \sin \theta_1 = 0,36 \text{ m.}$$

3.2.4. Dimensionnement des armatures

3.2.4.1. Tirant principal

a) Effort de traction

$$T = C = \frac{R'_1}{\tan \theta_1} = 1,077 \text{ MN}$$

b) Armatures inférieures

$$A_s = \frac{T}{f_{yk}/\gamma_s} = 24,8 \text{ cm}^2 > 23,3 \text{ cm}^2 \text{ (BAEL)}$$

$$\Rightarrow 4 \text{ HA } 25 + 2 \text{ HA } 20 \text{ (} A_{sr} = 25,92 \text{ cm}^2 \text{)}.$$

Remarque 1. Il est possible de chercher la section minimale, $A_{s,\min}$, en déterminant le bras de levier Z_1 maximal ($\tan \theta_1 \text{ max}$), avec $\sigma_{c0} = \sigma_{Rd, \max}$.

Remarque 2. La pratique française majore de 10 % la section calculée avec $Z = d$, pour tenir compte des résultats d'essais. La méthode B-T, en considérant le bras de levier, $Z \neq 0,9 d$, conduit à une section d'aciers analogue.

Remarque 3. Armatures supérieures de construction peuvent être fixées forfaitairement (*idem* la pratique française) :

$$A'_s = \frac{A_s}{10} = 2,53 \text{ cm}^2 \Rightarrow 6 \text{ HA } 8 \text{ (} A_{sr} = 3 \text{ cm}^2 \text{)}.$$

3.2.4.2. Tirants secondaires (Fig. 17)

□ Effort de fendage dans le sens longitudinal [clause 6.5.3 (3)]

La bielle comprimée BC, est dans une région de discontinuité totale

$$\left(b > \frac{H'}{2} > b_{ef} \right) :$$

$$T' = \frac{1}{4} \left(1 - 0,7 \frac{a}{h'} \right) F'_{cd1}$$

$$\text{où } a \cong \frac{a_1 + a'_1}{2} = \frac{0,36 + 0,25}{2} = 0,31 \text{ m} < h'$$

$$h' = H'/2 = 0,385 \text{ m}, H' \cong \overline{BC} = \frac{Z_1}{\sin \theta_1} = 0,76 \text{ m}$$

$$b_{ef} = h' + 0,65a = 0,58 \text{ m} < H' \tan \theta_1 = 0,79 \text{ m}$$

$$T' = 0,170 \text{ MN sur une longueur} = 0,8 \times \frac{H'}{2}.$$

a) Armatures verticales secondaires

$$A_t = \frac{2T' \cos \theta_1}{f_{yk}/\gamma_s} = 5,41 \text{ cm}^2 \text{ sur une longueur} = 0,8 H' \cos \theta_1 = 0,42 \text{ m}$$

$$\text{soit } A_t/m = 12,88 \text{ cm}^2/\text{m} < 13 \text{ cm}^2/\text{m} \text{ (BAEL)}$$

$$6 \text{ HA } 8 \text{ (} A_{sr} = 3 \text{ cm}^2 \text{)} \Rightarrow 3 \text{ cad } \phi 8 \text{ HA}$$

$$\text{espacement } S_t \leq \frac{3}{12,88} \cdot 1 = 0,23 \text{ m}$$

b) Armatures horizontales secondaires

$$A_h = \frac{2T' \sin \theta_1}{f_{yk}/\gamma_s} = 5,64 \text{ cm}^2 \text{ sur une hauteur} = 0,8 H' \sin \theta_1 = 0,44 \text{ m}$$

$$\text{soit } A_h/m = 12,82 \text{ cm}^2/\text{m} < 13 \text{ cm}^2/\text{m} \text{ (BAEL) avec 2 brins HA } 12 \text{ (} A_{sr} = 2,26 \text{ cm}^2 \text{)}$$

$$\Rightarrow 4 \text{ cadre } \phi 12$$

$$\text{espacement } S_h = \frac{2,26}{12,82} \cdot 1 = 17,6 \text{ cm, soit } S_h = 17 \text{ cm (4 lits).}$$

Remarque. Un calcul analogue pour la bielle AED montre que les sections d'armatures transversales secondaires ne sont pas supérieures à celles de la bielle BC.

□ Effort de fendage dans le sens transversal [clause 6.5.3 (3)]

La diffusion transversale de l'effort de compression de la bielle BC nécessite des épingles horizontales dans le plan des cadres verticaux ($s_t = 0,23 \text{ m}$).

$$\frac{A_t}{S_t} \geq \frac{2T''}{0,8 H' \cos \theta_1 f_{yk}/\gamma_s} = 12,8 \text{ cm}^2/\text{m}$$

Région de discontinuité intermédiaire (cf. chap. 1, § 2.2b, N.B.) :

$$\frac{H'}{2} < b < b'_{ef}$$

$$\text{où } b'_{ef} = h' + 0,65 a = 0,67 \text{ m}$$

$$b'_{ef} > b = b_w = 0,65 \text{ m}$$

$$\text{avec } a' \cong \frac{0,5 + 0,4}{2} = 0,45 \text{ m} > h' = 0,380 \text{ m}$$

$$\text{et } T'' = T''_a + (T''_b - T''_a) \alpha = 0,117 \text{ MN}$$

$$\text{où } T''_a = \frac{1}{4} \left(\frac{b - a'}{b} \right) F'_{cd1} = 0,120 \text{ MN}$$

$$\text{et } T''_b = \frac{1}{4} \left(1 - 0,7 \frac{a''}{h'} \right) F'_{cd1} = 0,117 \text{ MN}$$

$$a'' = h' (a'' \leq h') \text{ et } \alpha = \frac{b_w - h'}{b'_{ef} - h'} = 0,93$$

$$\text{soit } A_t > 12,8 \times 0,23 = 2,95 \text{ cm}^2 > 0 \text{ (BAEL), avec } S_t = 0,23 \text{ m}$$

$$\Rightarrow 4 \text{ épingles HA } 10 \text{ (} A_{sr} = 3,14 \text{ cm}^2 \text{)}.$$

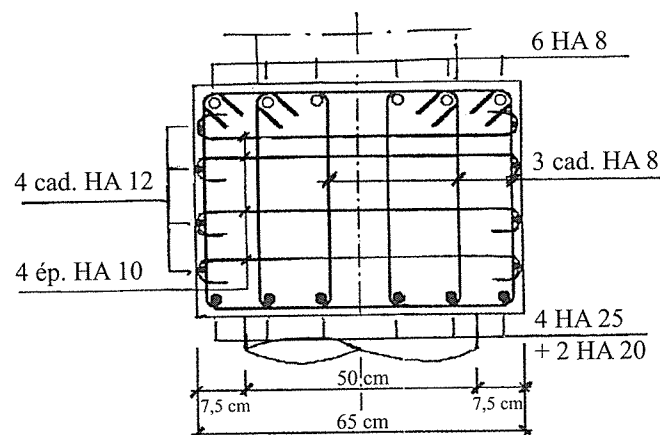


Figure 17. Schéma du ferrailage de la semelle.

Remarque 1. Le BAEL ne fixe pas de section minimale pour les armatures transversales horizontales. Celles-ci correspondent à des épingles de montage 4HA6 ($A_{sr} = 1,13 \text{ cm}^2$).

Remarque 2. La diffusion de l'effort de compression dans la bielle développée au sein d'une semelle massive est plus restreinte que celle issue de la modélisation de l'EC2 dans les zones de discontinuité totale (plus conforme aux plaques). En posant $b'_{ef} = \max [h'; a']$, $b'_{ef} = 0,45 \text{ m} < b = 0,65 \text{ m}$. Il vient, en considérant une distribution des contraintes de compression constante ($a' = 0,45 \text{ m}$) :

$$T'' = \frac{1}{4} \left(\frac{b'_{ef} - a'}{b'_{ef}} \right) F'_{cd1} = 0$$

Ce résultat est conforme aux règles françaises qui n'introduisent pas d'armatures transversales horizontales.

3.2.5. Vérification des contraintes dans la bielle BC (Fig. 14)

La bielle la plus sollicitée BC est en zone de compression fissurée (avec des armatures transversales pour contrôler le fendage), soit :

$$\sigma_{Rd, \max} = 0,6 \text{ } \sigma_{fcd} = 8,9 \text{ MPa [clause 6.5.2 (2)]}.$$

La contrainte moyenne de la bielle en zone fissurée :

$$\sigma_{c1} = \frac{F'_{cd1}}{S} = 6,6 \text{ MPa} < \sigma_{Rd, \max}$$

$$\text{où } S = (b_{ef} b_w + a' b) / 2 = 0,238 \text{ m}^2$$

$$\text{avec } b_{ef} = 0,58 \text{ m, } b = 0,40 \text{ m et } a' = 0,25 \text{ m.}$$

Remarque. Pour les semelles plus massives sur plus de deux pieux, le confinement de la bielle augmente sa résistance et permet de limiter la justification des contraintes du béton à celle des nœuds.

CONCLUSION

Le calcul des semelles sur pieux par la méthode des bielles et tirants selon l'EC2 conduit, dans le cas courant étudié, à des résultats voisins de ceux donnés par les règles françaises (quantité d'acier et disposition des armatures).

La modélisation en bielles et tirants permet une meilleure analyse des efforts internes, en particulier, sous la section d'encastrement du poteau sur la semelle et pour l'ancrage des aciers tendus du poteau.

De plus, elle autorise une justification des armatures transversales en relation avec les sollicitations à équilibrer, offrant ainsi la possibilité d'optimiser leur dimensionnement. En revanche, elle apparaît moins adaptée pour déterminer les efforts de fendage des bielles dans les semelles massives sur deux pieux.

Il est possible d'étendre l'application de cette méthode aux cas des semelles très massives, sur plus de deux pieux, pour lesquelles des armatures transversales ne sont plus requises en raison du confinement des bielles de compression développées au sein du grand volume de béton.

Enfin, la modélisation B-T apporte une aide précieuse à la recherche des mécanismes internes permettant de dimensionner de manière optimale les ouvrages de fondation complexes ou soumis à des conditions particulières de chargement.

Bibliographie

- [1] ADEBAR P., KUCHMA D., COLLINS M.P. – "Strut and Tie Models for the Design of Pile caps". *ACI Structural Journal*, vol. 87, n° 1, 1990, p. 81-92.
- [2] ADEBAR P., ZHOU Z. – "Bearing Strength of compressive Struts Confined by Plain Concrete" – *ACI Structural Journal*, vol. 90, 1993, p. 534-541.
- [3] PERCHAT J., ROUX J. – *Maîtrise du BAEL 91 et DTU associés*. Eyrolles 1994.
- [4] BLÉVOT J., FRÉMY R. – « Semelles sur pieux. Méthode de calcul, compte rendu d'essais, dispositions constructives ». *Annales de l'ITBTP*, février 1967.
- [5] THONIER H. – *Conception et calcul des structures de bâtiments* (Tome 2). Presses des Ponts et Chaussées, 1993.
- [6] SCHÄFER K. – "Deep beams and discontinuity regions. Structural concrete". *Text-book on behaviour, design and performance*, 7.3, vol. 3 FIB, december 1999.