

sommaire

éditorial

Prof. François BUYLE-BODIN

* * * *

Calcul des poteaux en béton armé - Méthode optimale linéaire..... 7

Design of reinforced concrete columns - Optimal linear method

*Samy ANTIT, Ingénieur Docteur en Génie Civil, Maître Assistant, ISTEUB,
Université de Carthage, TUNISIE*

Hedi AYED LAKHAL, Ingénieur conseil en Génie Civil, Nabeul, TUNISIE

bulletin d'abonnement	2
abstracts — résumés.....	4
communiqués et colloques.....	54
recommandations aux auteurs.....	C3

Responsables des rubriques

Marwan AL HEIB

INERIS (Institut National de l'Environnement industriel et des Risques)
et Ecole des Mines de Nancy

Spécialité : Risques Naturels, Ouvrages et Stockages

Gabriel J. ASSAF

Département de génie de la construction, École de technologie supérieure

Québec, Canada

Spécialité : Transports terrestres, infrastructures et milieux bâtis

Mongi BEN OUEZDOU

Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis, (ENIT) Université de Tunis El Manar (UTM), Tunisie

Spécialité : Pathologie des constructions, nouveaux matériaux, restauration des monuments historiques

Lamine DIENG

IFSSSTAR, laboratoire des structures métalliques et à câble, département Matériaux & Structures, Nantes, France

Spécialité : Structures métalliques et à câbles

Chafika DJELAL DANTEC

Laboratoire de Génie Civil et géo-Environnement LGCGE, Université d'Artois, Béthune, France

Spécialité : Rhéologie des bétons, matériaux composites

Raoul FRANCOIS

INSA de Toulouse, département Génie Civil, Toulouse, France

Spécialité : Corrosion et maintenance des structures en béton armé

Hocine HAMMOUM

Département de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri, Tizi Ouzou, Algérie

Spécialité : Comportement et dimensionnement des structures soumises à des séismes

Said KENAI

Laboratoire Matériaux et Génie Civil, département Génie Civil, université de Blida, Algérie

Spécialité : Mortiers et bétons, liants alternatifs

Pierre-Yves OLLIVIER

Ingénieur expert Structures, Nantes, France

Spécialité : Structures

Isabelle OUSSET

IRSTEA Unité de Recherche ETNA, Grenoble, France

Spécialité : Structures de protection contre les aléas naturels

Bachir REDJEL

Laboratoire de Génie Civil, Département Génie Civil, Université Badji Mokhtar, Annaba, Algérie

Spécialité : Matériaux composites et alternatifs

Hassène SABEUR

Ecole Polytechnique de Tunisie (EPT) - Université de Carthage.

La Marsa, Tunisie

Spécialité : Mécanique du béton

Mohsen TENNICH

Institut supérieur des études technologiques de Radès, Tunisie

Spécialité : Matériaux alternatifs du béton



BULLETIN D'ABONNEMENT

À retourner aux Éditions ESKA

12, rue du Quatre-Septembre, 75002 PARIS

Tél. 01 42 86 55 65 – Fax 01 42 60 45 35

Nom

Raison sociale.....

Adresse

Code postal Ville Pays

Je m'abonne pour **l'année 2019** (6 numéros/an) à la revue « *Annales du BTP* » :

- | | |
|--|---|
| ☐ Tarif FRANCE individuel (TTC) : 274 € | ☐ Tarif ETRANGER individuel (HT) : 333 € |
| ☐ Tarif FRANCE institution (TTC) : 344 € | ☐ Tarif ETRANGER institution (HT) : 396 € |

Je joins : ☐ Un chèque bancaire à l'ordre des Editions ESKA
☐ Un virement bancaire aux Editions ESKA -
BNP Paris - Champs Elysées - 30004-00804 - Compte 000101399.56

N° 4 / 2019

LISTE DES ANNONCEURS

Communiqués et colloques : - Université Gustave Eiffel, p. 54-55
- 19th Global Joint Seminar on Geoenvironmental Engineering, Caen -
France, June 18-20 2020, p. 56-57
- 38^{es} Rencontres Universitaires de Génie Civile de l'AUGC, Marrakech
Maroc, 27-29 mai 2020, p. 58-59
- New RILEM Technical Committees, November 2019, p. 60-68

éditorial

Chères lectrices, chers lecteurs,

Ce numéro ne comprend qu'un seul article, je devrais plutôt dire un manuel. Il se consacre au calcul des poteaux en béton armé en utilisant une méthode optimale linéaire. Les auteurs ont voulu tenir un objectif très professionnel en présentant une méthode permettant le dimensionnement des poteaux en béton armé soumis à un effort de compression axial centré. Cette méthode est basée dans sa validation sur la méthode générale dite de FAESSEL, réputée être la plus économique en comparaison avec les méthodes de rigidité nominale ou de courbure nominale, suivant la discussion d'Henry Thonier dans l'ouvrage « Le projet de béton armé EC2 ». Rappelons qu'Henry Thonier fut le premier rédacteur en chef des Annales du BTP.

L'utilisation des formules proposées dans les limites de la méthode, dispense d'effectuer une vérification selon la méthode générale proposée dans l'article 5.8.6 de la norme EUROCODE 2 (NF EN 1992-1-1).

Ce numéro nous ramène aux temps des Annales de l'ITBTP, où les règles de dimensionnement et de vérification n'étaient pas déconnectées comme aujourd'hui. Il est agréable de voir que les développeurs de cette méthode viennent de Tunisie et sont ingénieurs, docteurs et enseignants.

Bonne lecture.

Je vous souhaite une bonne lecture.

Le rédacteur en chef.
Prof. François BUYLE-BODIN

résumés – abstracts

CALCUL DES POTEAUX EN BÉTON ARMÉ – MÉTHODE OPTIMALE LINÉAIRE

SAMY ANTIT ET HEDI AYED LAKHAL

Il s'agit d'une nouvelle méthode simple du dimensionnement des poteaux en béton armé soumis à un effort de compression axial centré. Ce dimensionnement suppose la prise en compte des effets du second ordre et du risque de flambement qui en découle. L'utilisation des nouvelles formules, dans le domaine d'application de cette méthode, dispense d'effectuer une vérification selon la méthode générale proposée dans l'article 5.8.6 de la norme EUROCODE 2 (NF EN 1992-1-1). Une méthode destinée aux professionnels du BTP est proposée avec un organigramme de calcul pour le calcul automatique.

DESIGN OF REINFORCED CONCRETE COLUMNS – OPTIMAL LINEAR METHOD

SAMY ANTIT ET HEDI AYED LAKHAL

The aim of this paper is to develop a novel simple method to design reinforced concrete columns subjected to axial compressive loads. The method takes into accounts second-order effects along with the buckling instability. Application of the proposed methodology avoid the use of EUROCODE 2 standards, especially article 5.8.6 (NF EN 1992-1-1). An automated calculation algorithm is proposed for building professionals.

CALCUL DES POTEAUX EN BÉTON ARMÉ – MÉTHODE OPTIMALE LINÉAIRE

DESIGN OF REINFORCED CONCRETE COLUMNS – OPTIMAL LINEAR METHOD

Samy ANTIT

Ingénieur Docteur en Génie Civil, Maître Assistant, ISTEUB, Université de Carthage, TUNISIE

Hedi AYED LAKHAL

Ingénieur conseil en Génie Civil, Nabeul, TUNISIE

SOMMAIRE

PARTIE 1 : Présentation de la méthode

<i>I- Objet</i>	6
<i>II- Notations et unités</i>	6
<i>III- Méthode optimale linéaire</i>	7
<i>III-1- Données</i>	8
<i>III-2- Hypothèses et domaine d'application</i>	8
<i>III-3- Principe et étapes de calcul</i>	8
<i>III-4- Dispositions constructives de la méthode optimale linéaire</i>	13
<i>III-5-Exemples d'application</i>	14
<i>III-6- Courbes types-Illustration graphique de la méthode optimale linéaire</i>	31
<i>III-7- Organigramme de calcul et abaque de la méthode optimale linéaire</i>	33

PARTIE 2 : Application professionnelle

<i>IV- Méthode optimale linéaire – Application professionnelle</i>	35
<i>IV-1- Données</i>	35
<i>IV-2- Hypothèses et domaine d'application</i>	35
<i>IV-3- Principes et étapes de calcul</i>	36
<i>IV-4 -Exemples d'application</i>	41
<i>V- Cas des poteaux circulaires</i>	51

Conclusion	52
-------------------	-----------

Références bibliographiques	53
------------------------------------	-----------

PARTIE 1 : Présentation de la méthode

I- Objet

L'objet de la méthode proposée dans le présent livre intitulée « **méthode optimale linéaire** » est de permettre le dimensionnement des poteaux en béton armé soumis à un effort de compression axial centré. Cette méthode est basée, dans sa validation, sur la **méthode générale** (Dite aussi **méthode de FAESSEL**). En effet cette méthode est réputée être la plus économique en comparaison avec la méthode de **rigidité nominale** ou encore par rapport à la méthode de **courbure nominale**. Ceci a été largement discuté par **H. Thonier** dans l'ouvrage « **Le projet de béton armé EC2** » (Edition 2013, page 58).

Le dimensionnement issu du calcul par **la méthode optimale linéaire** suppose la prise en compte des effets du second ordre et du risque de flambement qui en découle.

L'utilisation des nouvelles formules, dans les limites de cette méthode, dispense donc d'effectuer une vérification selon **la méthode générale** proposée dans **l'article 5.8.6** de la norme **EUROCODE 2 (NF EN 1992-1-1)**.

II- Notations et unités

- $a = h$: Epaisseur du poteau dans le sens du flambement [m].
- b : Largeur du poteau rectangulaire [m].
- k : Coefficient de flambement : [sans unité].
- L_c : Longueur du calcul.
- f_{ck} : Résistance à la compression du béton [MPa].
- F_{yk} : Limite d'élasticité des aciers [MPa].
- N_g : Charge axiale permanente [MN].
- N_q : Charge axiale variable [MN].
- E.L.S. : Etat limite de service.
- E.L.U. : Etat limite de ultime.
- N_s : Effort normal agissant à l'E.L.S. [MN].
- N_u : Effort normal agissant à l'E.L.U. [MN].
- γ_s : Rendement maximal de l'acier (coefficient d'acier) : 1.15.
- ρ_{op} : Pourcentage d'acier total à l'état optimal [%].
- ρ_{min} : Pourcentage d'acier total à l'état minimal [%].
- ρ_{cr} : Pourcentage d'acier total à l'état critique [%].
- ρ_{max} : Pourcentage d'acier total à l'état maximal [%].
- ψ : Coefficient du comportement de poteau.
- C_c : Coefficient correctif tenant compte de f_{ck} .
- C_s : Coefficient correctif tenant compte de F_{yk} .
- b_{max} : Largeur maximale du poteau [m].
- γ : Rendement de poteau à l'état optimal.

- N_{Rs} : capacité résistante service du poteau sans pondération.
- E_1 : Epaisseur de la dalle inférieure.
- E_2 : Epaisseur de la dalle supérieure.
- e_f : épaisseur de la couche de finition.
- L_0 : Longueur efficace.
- L_{c-max} : Longueur maximale du calcul.
- H_{min}^0 : Contrainte moyenne du béton compte tenu des aciers minimum.
(Contrainte de référence $H_{min}^0 = 6,90 \text{ MPa} = C_{ste}$).
- C_{op} : Capacité résistante de service du poteau pour $A = A_{op}$.
- C_{cr} : Capacité résistante de service du poteau pour $A = A_{cr}$.
- C_{max} : Capacité résistante de service du poteau pour $A = A_{max}$.
- C_{min} : Capacité résistante de service du poteau pour $A = A_{min}$.
- N_g : Charge axiale permanente.
- N_q : Charge axiale variable.
- A_{min} : Ferrailage du poteau minimal.
- A_{max} : Ferrailage du poteau maximal.
- A_{op} : Ferrailage du poteau optimal.
- A_{cr} : Ferrailage du poteau critique.
- A : Ferrailage de poteau en fonction de N_s .
- H_{min} : Contrainte moyenne minimale.
- H_{op} : Contrainte moyenne optimale.
- H_{op}^0 : Contrainte moyenne optimale de référence.
- cm^2 : Centimètre carré.
- cr : Etat critique du poteau.
- max : Etat maximal du poteau.
- op : Etat optimal du poteau.
- min : Etat minimal du poteau.
- C_{ste} : Constante.
- HA : Acier à haute adhérence.
- M : Moment [MN.m]. (à supprimer).

III- Méthode optimale linéaire

Dans cette partie on expose les différentes étapes de calcul de la méthode optimale linéaire pour le dimensionnement des poteaux avec des exemples d'application. Une présentation simplifiée de cette méthode et qui vise surtout le public professionnel du bâtiment sera exposé dans la partie IV de cet ouvrage (Méthode optimale linéaire – Application professionnelle).

III-1- Données

f_{ck} (Mpa) ; F_{yk} (Mpa) ; k : coef. du flambement ;

$h.s.p$: hauteur sous plafond.

E_1 : Epaisseur de la dalle inférieure ;

E_2 : Epaisseur de la dalle supérieure ;

e_f : épaisseur de la couche de finition.

L_0 : Longueur efficace ; $L_0 = h.s.p + e_f + 0,5(E_1 + E_2)$.

a : petite dimension du poteau rectangulaire dans le sens du flambement : $a(m)$; $b(m)$; $b \geq a$.

III-2- Hypothèses et domaine d'application

Cette méthode est valable pour les poteaux dont le plus petit coté vérifie $0.20 \text{ m} \leq a \leq 1.25 \text{ m}$, utilisant un béton (classe du ciment 32.5 N et plus) de résistance caractéristique pouvant atteindre $f_{ck} = 90 \text{ MPa}$ et des aciers dont la limite élastique F_{yk} est comprise entre 300 et 800 MPa.

Les principales hypothèses et exigences de cette méthode sont résumées dans les points suivants :

1- Béton : $12 \text{ MPa} \leq f_{ck} \leq 90 \text{ MPa}$: résistance du béton utilisé.

2- Acier : $300 \text{ MPa} \leq F_{yk} \leq 800 \text{ MPa}$: limite élastique de l'acier.

3- $0.20 \text{ m} \leq a \leq 1.25 \text{ m}$

4- Classe du ciment: 32.5 N et plus

5- $\frac{2}{3} \leq k \leq 1$, les valeurs les plus probables de k : 1 ; 0.85 et $k = 0.70$

6- $M = 0$; on néglige le moment extérieur du 1^{er} ordre. ($e_1 = 0$, avec e_1 l'excentricité du 1^{er} ordre éventuelle)

7- Armatures symétriques, par moitié sur chaque face.

8- Chargement au moins à 28 jours (durée d'application des combinaisons).

III-3- Principe et étapes de calcul

On expose dans cette partie les différentes étapes du calcul explicite :

1- L_C : longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

2- Calcul de $L_{\max} \rightarrow L_{\max} = (a - 0.02) \times 20 \rightarrow \text{si } L_C \leq L_{\max} : \text{Ok}$

Si non augmenter "a" jusqu'à vérifier la condition : $L_C \leq L_{\max}$

3- Calcul du coef : γ : rendement des poteaux à l'état optimal : (sans unité)

Le rendement γ des poteaux à l'état optimal en fonction de a est donné dans le tableau suivant :

Tableau 1 : Rendement γ en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
γ	$2,20 \times a + 0,61$	$0,82 \times a + 1,02$	1,36

4- Calcul de $b_{\max}$: $b_{\max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

Si $b \leq b_{\max}$: Ok : sinon augmenter "a" jusqu'à vérifier la condition : $b \leq b_{\max}$.

5- Calcul de $\rho_{op} = \psi$: Pourcentage d'armature à l'état optimal.

Tableau 2 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état optimal ρ_{op} en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{op} = \Psi_k(a)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} (-2,2 \times a + 1,16)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} (-0,82 \times a + 0,75)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,41$

6- Calcul de $\rho_{\min}$: Pourcentage d'armature à l'état minimal.

$$\rho_{\min} = \frac{\psi}{\gamma}$$

Tableau 3 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état minimal $\rho_{\min}$ en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{\min} (\%)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-3 \times a + 1,30)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,91 \times a + 0,67)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,30$

7- Calcul de ρ_{cr} : Pourcentage d'armature à l'état critique.

Tableau 4 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état critique ρ_{cr} en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{cr} (\%)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-5,40 \times a + 2,26)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,82 \times a + 0,89)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,55$

8- Calcul de $\rho_{\max}$: Pourcentage d'armature à l'état maximal.

Tableau 5 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état maximal $\rho_{\max}$ en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{\max} (\%)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-8 \times a + 3,35)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,72 \times a + 1,17)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,87$

Remarque : $0,87 \approx \frac{1}{\gamma_s}$

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

Avec C_c : coefficient correctif tenant compte de f_{ck} et C_s : coefficient correctif tenant compte de F_{yk}

Correction C_c :

$$C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{1-\psi} \quad \text{si } 12 \leq f_{ck} \leq 30 \text{ MPa}$$

$$C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{\gamma_s - \psi} \quad \text{si } 30 \text{ MPa} < f_{ck} \leq 90 \text{ MPa} \text{ avec } \gamma_s = 1.15$$

Correction C_s :

$$C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{yk}}{400} \right] ; \text{ avec LN : Logarithme Népérien.}$$

10- Calcul du coefficient : Z_L^k : pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$ **Tableau 6 : Calcul du coefficient Z_L^1 en fonction de a et L , pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$; $k=1$**

L_c	$2,10 \leq L_c \leq \pi$	$\pi < L_c \leq 3,70$	$3,70 < L_c \leq 5,60$	$5,60 < L_c \leq 6,60$	$L_c > 6,60$
Z_L^1	$0,19 \times L + 0,40$	$\frac{-\pi}{10} \times L + 2$	$-0,09 \times L + 1,15$	$0,65 = \text{Cste}$	$\frac{-\pi}{100} \times L + 0,86$

$$Z_L^k = c_k \times Z_L^1 \quad \text{avec} \quad c_k = \begin{cases} -0,20 \times k + 1,28 & \text{si } \frac{2}{3} \leq k \leq 0,90 \\ -k + 2 & \text{si } 0,9 < k \leq 1 \end{cases}$$

11- Calcul du contrainte moyenne optimale de référence : H_{op}^0

H_{op}^0 étant la contrainte moyenne du béton compte tenu de l'acier optimal [Mpa],

Pour $L_c = \pi = 3.14 \text{ m}$; $f_{ck} = 25 \text{ MPa}$ et $F_{yk} = 400 \text{ MPa}$; $k=1$

On aura : $H_{min}^0 = 6,90 \text{ MPa} = \text{Cste}$ pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$

avec H_{min}^0 : Contrainte moyenne du béton compte tenue des aciers minimum pour les hypothèses ci-dessus

$$H_{op}^0 = H_{min}^0 \gamma \quad \text{d'où} \quad H_{op}^0 = 6,90 \gamma \text{ (en MPa)}$$

12- Calcul de la contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c, f_{ck}, F_{yk}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L \times 6,90 \text{ (MPa)}$$

$$H_{op} = \gamma \times H_{min}$$

$$H_{op} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{op}^0$$

13- Calcul de la capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{min}$

$$C_{min} = a \times b \times H_{min} ; \text{ Unité : [MN] pour } a, b \text{ en [m] et } H_{min} : [\text{MPa}].$$

14- Calcul de la capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{optimal}$

$$C_{op} = \gamma \times C_{min} = \gamma \times a \times b \times H_{min}$$

15- Calcul de C_{cr} : qui correspond à A_{cr}

Si $a = 0,20$; $C_{cr} = 1,05 \times C_{op} = 1,1 \times C_{min}$

Remarque : $1,05 \approx \sqrt[3]{\gamma_s}$ et $1,1$ est le coefficient de compression de l'acier (*D'après CBA 68 !!*)

$$\text{Si } 0,20 < a < 0,30 ; C_{cr} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times C_{op} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times \gamma \times C_{min} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min} \Rightarrow \boxed{C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min}}$$

$$\text{Si } 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m} ; C_{cr} = \left(\frac{\gamma}{1,10}\right) \times C_{op} = \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min} \Rightarrow \boxed{C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min}}$$

16- Calcul de C_{max} : qui correspond à A_{max}

Si $a = 0,20$; $C_{max} = 1,05 \times C_{cr} = \gamma_s \times C_{min}$; $\gamma_s = 1.15$

$$\text{Si } 0,20 < a < 0,30 ; C_{max} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times C_{cr} = \frac{\gamma}{1,05} \times \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{min} \Rightarrow \boxed{C_{max} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{min}}$$

$$\text{Si } 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m} ; C_{max} = 1,10 \times C_{cr} = 1,1 \times \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min} = \gamma^2 \times C_{min} \Rightarrow \boxed{C_{max} = \gamma^2 \times C_{min}}$$

17.a- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode graphique)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b \quad (C_0 = \frac{A_{min}}{C_{min}})$$

$A = F(N_s)$; $N_s = N_g + N_q$ avec N_g : charge axiale permanente et N_q : charge axiale variable.

1^{er} cas : $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$ et si $N_s \leq N_{min} = C_{min}$; $A = A_{min}$

2^e cas : $0,20 \leq a < 0,30 \text{ m}$

$$\text{Si } C_{min} < N_s \leq N_{op} = C_{op} ; A = \frac{A_{min}}{C_{min}} \times N_s$$

$$\text{Si } C_{op} < N_s \leq C_{max} ; A = C_1 \cdot N_s + d_1$$

$$\text{Avec } C_1 = \frac{A_{max} - A_{op}}{C_{max} - C_{op}} ; d_1 = A_{op} - C_1 \times C_{op} ; A_{op} = 100 \times \rho_{op} \times a \times b$$

3^e cas : $0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$

$$\text{Si } C_{min} \leq N_s \leq C_{cr} ; A = C_2 \times N_s + d_2$$

$$\text{Avec } C_2 = \frac{A_{cr} - A_{min}}{C_{cr} - C_{min}} ; d_2 = A_{cr} - C_2 \times N_{cr} ; A_{cr} = 100 \times \rho_{cr} \times a \times b$$

$$\text{Si } C_{cr} < N_s \leq N_{max} = C_{max} ; A = C_3 \times N_s + d_3$$

$$\text{Avec } C_3 = \frac{A_{max} - A_{cr}}{C_{max} - C_{cr}} ; d_3 = A_{max} - C_3 \times C_{max} ; A_{max} = 100 \times \rho_{max} \times a \times b$$

17.b- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode linéaire)

$$C_0^k = \frac{C_0^0}{C_c \times C_s \times Z_L^k}$$

$$\text{Avec } C_0^0 = \frac{A_{min}}{C_{min}} \text{ pour } L_c = 3,14 \text{ m} ; k = 1 ; f_{ck} = 25 \text{ MPA} ; F_{yk} = 400 \text{ MPA}$$

$$\text{Avec } C_0^0 = \begin{cases} -43 \times a + 18,6 & \text{pour } 0,20 \leq a < 0,30 \\ -13 \times a + 9,6 & \text{pour } 0,30 \leq a \leq 0,41 \\ 4,20 & \text{pour } 0,41 < a \leq 1,25 \end{cases}$$

***Pour $0,20 \leq a < 0,30 \Rightarrow A = C_0^k \times N_s$ (si $N_s < C_{op}$)**

Si $C_{op} < N_s \leq C_{max} \Rightarrow A = C_1 \times N_s + d_1$; avec $C_1 = \alpha_1 \times C_0^k$

$$\text{Avec } \alpha_1 = \begin{cases} -149 \times a + 42,3 & \text{pour } 0,20 \leq a \leq 0,25 \text{ m.} \\ -45 \times a + 16,3 & \text{pour } 0,25 \leq a < 0,30 \text{ m.} \end{cases}$$

***Pour $0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$**

Si $C_{min} < N_s \leq C_{cr} \Rightarrow A = C_2 \times N_s + d_2$; $C_2 = \alpha_2 \times C_0^k$

$$\text{Avec } \alpha_2 = \begin{cases} -a + 1,65 & \text{pour } 0,3 \leq a \leq 0,35 \\ \frac{1}{3} \times a + 1,42 & \text{pour } 0,35 < a \leq 0,41 \\ 1,283 = \text{Cste} & \text{pour } 0,41 < a \leq 1,25 \text{ m} \end{cases}$$

***Si $C_{cr} < N_s \leq C_{max} \Rightarrow A = C_3 \times N_s + d_3$; $C_3 = \alpha_3 \times C_0^k$**

$$\text{Avec } \alpha_3 = \begin{cases} 6 \times a + 1,76 & \text{pour } 0,30 \leq a \leq 0,41 \text{ m} \\ 4,22 & \text{pour } 0,41 < a \leq 1,25 \end{cases}$$

18- Fonction réciproque $N_{rs} = F$ (armature)

Avec N_{rs} : Capacité résistante service du poteau sans pondération.

1^{er} cas: $0,20 \leq a < 0,30$

$$\text{si : } A_{min} \leq A \leq A_{op} \rightarrow N_{RS} = \frac{C_{min}}{A_{min}} = \frac{C_{op}}{A_{op}} \times A$$

$$\text{si : } A_{op} < A \leq A_{max} \rightarrow N_{RS} = \frac{1}{C_1} \times A - \frac{d_1}{C_1}$$

2^e cas : $0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$

$$\text{si : } A_{min} \leq A \leq A_{cr} \rightarrow N_{RS} = \frac{1}{C_2} \times A - \frac{d_2}{C_2}$$

$$\text{si : } A_{cr} < A \leq A_{max} \rightarrow N_{RS} = \frac{1}{C_3} \times A - \frac{d_3}{C_3}$$

Remarques

- Dans les deux cas cités ci dessus si $A \leq A_{min}$: $N_{RS} = C_{min}$.
- Si $A \geq A_{max}$; Il faudra augmenter b (le poteau doit être redimensionné).
- Si $A_{min} \leq A \leq A_{max}$: le poteau est correctement dimensionné.
- La section d'acier A_{min} ne dépend que de k et de a et ne dépend pas ni de la charge ni de la longueur du poteau (comme c'est le cas pour la norme EC2).
- La méthode optimale linéaire est valable pour un coefficient de flambement tel que $2/3 \leq k \leq 1$

L'ensemble des principales formules citées dans la section précédente sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau 7 : Formulaire de la méthode optimale linéaire

$a \text{ (m)}$	$0,20 \leq a < 0,3$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
γ	$2,20 \times a + 0,61$	$0,82 \times a + 1,02$	1,36
$\rho_{op} = \Psi_k(a)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} (-2,20 \times a + 1,16)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} (-0,82 \times a + 0,75)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,41$
$\rho_{min} \%$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-3 \times a + 1,3)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,91 \times a + 0,67)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,30$
$\rho_{cr} \%$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-5,4 \times a + 2,26)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,82 \times a + 0,89)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,55$
$\rho_{max} \%$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-8 \times a + 3,35)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,72 \times a + 1,17)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,87$
H_{op}^0	$\gamma \times 6,90$	$\gamma \times 6,90$	9,38=cste

III-4- Dispositions constructives de la méthode optimale

Il convient de respecter pour le poteau $a \times b$ les dispositions constructives mentionnées dans la figure suivante :

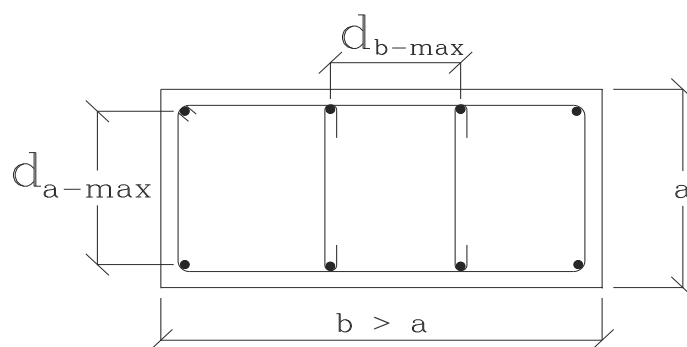


Figure 1 : Dispositions constructives du poteau $a \times b$

Avec :

d_{a-max} : Espacement maximal dans le sens de a

d_{b-max} : Espacement maximal dans le sens de b

d_{min} : Espacement minimal dans les deux sens

On prendra :

$$d_{a-\max} = 15 \times \varnothing_{\text{long}} \text{ (en mm)}$$

$$d_{b-\max} = \max \{ d_{a-\max} ; 0,65 \times a \}$$

$$d_{\min} \text{ (dans les deux sens)} = 80 \text{ mm}$$

Tableau 8 : Valeurs de l'espacement maximal dans le sens de a

$\varnothing$ (mm)	10	12	14	16
$d_{a-\max}$ (mm)	150	180	210	240

III-5- Exemples d'application

Exemple N°1

Données : Poteau : $0,25\text{m} \times 0,70\text{m}$; $k = 1$; $L_0 = 4,60$; $f_{ck} = 35 \text{ MPa}$; $F_{yk} = 400 \text{ MPa}$

1- L_C : Longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

$$\text{A.N ; } k = 1 \Rightarrow L_C = L_0 = 4,60 \text{ m}$$

2- Calcul de $L_{\max}$: $L_{\max} = (a - 0,02) \times 20$

$$\text{A.N ; } L_{\max} = (0,25 - 0,02) \times 20 = 4,60\text{m}$$

Or $L_C = 4,60 \text{ m} \leq L_{\max} = 4,60 \text{ m}$: OK : Choix de 'a' correcte.

3- Calcul du rendement des poteaux a l'état optimal : γ

$$\text{on a } 0,20 \leq a \leq 0,30$$

$$\text{A.N : } \gamma = 2,20 \times a + 0,61 = 2,20 \times 0,25 + 0,61 = 1,160 \text{ (sans unité)}$$

4- Calcul de $b_{\max}$: $b_{\max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

$$\text{A.N ; } v = \frac{6,6}{\gamma} = \frac{6,6}{1,16} = 5,69 \Rightarrow b_{\max} = 5,69 \times a = 5,69 \times 0,25$$

$$\text{Soit } b_{\max} = 1,42 \text{ m}$$

Or $b = 0,70 \text{ m} \leq b_{\max} = 1,42 \text{ m}$: OK.

5- Calcul de $\rho_{op} = \psi$: % d'armature à l'état optimal.

$$a = 0,25 \text{ m} \Rightarrow \text{donc } 0,20 \leq a \leq 0,30 \Rightarrow$$

$$\rho_{op} = \psi = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-2,2 \times a + 1,16) ; \text{A.N ; } k=1, a = 0,25$$

$$\rho_{op} = \psi = 0,610 \%$$

6- Calcul de $\rho_{\min}$: % d'armature à l'état minimal.

$$\rho_{\min} = \frac{\psi}{\gamma} ; \text{A.N ; } \rho_{\min} = \frac{0,610}{1,160} = 0,526 \% \text{ (1}^{\text{ère}} \text{ méthode)}$$

2^e méthode linéaire : $\rho_{\min} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-3 \times a + 1,30)$; car $0,20 \leq a \leq 0,30$

A.N ; $\rho_{\min} = 0,550$.

Erreur : $\rho_{\min}(\text{linéaire}) - \rho_{\min}(\text{exacte}) = 0,550 - 0,526 = 0,024 \%$

7- Calcul de ρ_{cr} : % d'armature à l'état critique.

$\rho_{\text{cr}} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-5,40 \times a + 2,26)$; comme $0,20 \leq a \leq 0,30$

A.N $\rho_{\text{cr}} = 0,910 \%$

8- Calcul de ρ_{max} : % d'armature à l'état maximal.

$a=0,25 \Rightarrow 0,20 \leq a \leq 0,30 \Rightarrow \rho_{\text{max}} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-8 \times a + 3,35)$

A.N $\rho_{\text{max}} = 1,305 \%$

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

$f_{\text{ck}} = 35 \text{ Mpa} \Rightarrow 30 < f_{\text{ck}} \leq 90 \text{ MPa}$; $C_c = \left[\frac{f_{\text{ck}}}{25} \right]^{\gamma_s - \Psi}$ avec $\gamma_s = 1,15$.

A.N ; $C_c = \left[\frac{35}{25} \right]^{1,15 - 0,61} = \left[\frac{35}{25} \right]^{0,54} = 1,20$.

* $C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{\text{yk}}}{400} \right]$ avec LN : Logarithme Népérien.

Comme $F_{\text{yk}} = 400 \Rightarrow C_s = 1$.

10.a- [Méthode programmable] : Calcul du coef Z_L : $Z_L = m \times \left(\frac{l}{L_c} \right)^n$

Or $L_c = 4,60 \text{ m} > \Pi = 3,14 \text{ m} \Rightarrow n = \Psi = \rho_{\text{op}} = 0,61$

Or $0,20 \leq a \leq 0,30 \Rightarrow m = \frac{1}{\sqrt{V}}$; A.N : $m = 0,9285$.

A.N $\Rightarrow Z_L = 0,9285 \times \left(\frac{3,14}{4,60} \right)^{0,61}$; $Z_L = 0,7356$

10.b- [Méthode linéaire] : Calcul du coef Z_L :

pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$; Sachant que $L_c = 4,60 \text{ m}$

Tableau 9 : Calcul du coef Z_L (Exemple 1)

L_c	$2,10 \leq L_c \leq \pi$	$\pi < L_c \leq 3,70$	$3,70 < L_c \leq 5,60$	$5,60 < L_c \leq 6,60$	$L_c > 6,60$
Z_L^1	$0,19 \times L + 0,40$	$\frac{-\pi}{10} \times L + 2$	$-0,09 \times L + 1,15$	$0,65 = \text{Cste}$	$\frac{-\pi}{100} \times L + 0,86$

Suivant le tableau ci-dessus :

$Z_L^1 = -0,09 \times L + 1,15$

A.N : $Z_L^1 = -0,09 \times 4,60 + 1,15 = 0,736$

11- Calcul du contrainte moyenne optimale de référence : H_{op}^0

$$H_{op}^0 = \gamma \times 6,90 \text{ MPa} ; \text{ A.N } H_{op}^0 = 1,16 \times 6,90 = 8,00 \text{ MPa}$$

12- Calcul de la contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c, f_{ck}, F_{yk}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{min}^0 ; \text{ or } C_c = 1,20 ; C_s = 1,00 \text{ et } Z_L = 0,7356$$

$$H_{op} = 1,20 \times 1 \times 0,7356 \times 8,00 = 7,06$$

$$\text{Soit } H_{op} = 7,06 \text{ MPa}$$

13- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{min}$

$$C_{min} = a \times b \times H_{min} ; \text{ or } H_{min} = \frac{H_{op}}{\gamma} ;$$

$$\text{A.N : } H_{min} = \frac{7,06}{1,16} = 6,086 \text{ MPa}$$

$$\Rightarrow C_{min} = 0,25 \times 0,70 \times 6,086 = 1,065 \Rightarrow C_{min} = 1,065 \text{ MN}$$

14- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{optimal}$

$$C_{op} = \gamma \times C_{min}$$

$$\text{A.N : } C_{op} = 1,16 \times 1,065 = 1,236$$

$$\text{Soit } \boxed{C_{op} = 1,236 \text{ MN}}$$

15- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{cr}$

$$a = 0,25\text{m} \Rightarrow 0,20 < a < 0,30 \Rightarrow C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min}$$

$$\text{A.N : } C_{cr} = 1,365 \text{ MN.}$$

16- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{max}$

$$a = 0,25\text{m} \Rightarrow 0,20 < a < 0,30 ; C_{max} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{min} \Rightarrow \boxed{C_{max} = 1,508 \text{ MN}}$$

17.a- Calcul du ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode programmable)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b ; A_{min} = 100 \times 0,55 \times 0,25 \times 0,70$$

Tableau 10 : Calcul du ferrailage du poteau 25x70 cm (Exemple 1)

Etat			Minimal	Optimal	Critique	Maximal
ρ (%)	0.550	0.610	0.910	1.305		
A(cm ²)	9.63	10.68	15.93	22.84		

On a, $a = 0,25 \Rightarrow$ donc $0,20 \leq a \leq 0,30$

Si $C_{\min} < N_s \leq C_{op} \Rightarrow A = \frac{A_{\min}}{C_{\min}} \times N_s$ or $A_{\min} = 9,63 \text{ cm}^2$; $C_{\min} = 1,065 \text{ MN}$

$$\Rightarrow \boxed{\frac{A_{\min}}{C_{\min}} = \frac{9,63}{1,065} = 9,042 \text{ cm}^2/\text{MN}}$$

$\Rightarrow$ Si $C_{\min} < N_s < C_{op} \Rightarrow A = 9,042 \times N_s$ avec $N_s [\text{MN}]$; $A [\text{cm}^2]$

*Si $C_{op} < N_s < C_{\max} \Rightarrow A = C_1 \times N_s + d_1$

$$\text{Avec } C_1 = \frac{A_{\max} - A_{op}}{C_{\max} - C_{op}} = \frac{22,84 - 10,68}{1,508 - 1,236} = \frac{12,16}{0,272} = 44,706$$

$$d_1 = A_{op} - C_1 \times C_{op} = 10,68 - 44,706 \times 1,236 = - 44,5766$$

$$\Rightarrow \boxed{d_1 = - 44,5766}$$

17.b- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode linéaire)

Sachant que $a = 0,25$

$$C_0^0 = -43 \times a + 18,6 = -43 \times 0,25 + 18,6 = 7,85$$

$$C_0^k = \frac{C_0^0}{C_c \times C_s \times Z_L^k} = \frac{7,85}{1,2 \times 1 \times 0,736} = 8,888 \Rightarrow \boxed{C_0^k = 8,888}$$

Tableau 11 : Tableau récapitulatif du calcul du poteau 25x70 cm (Exemple 1)

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
C (service) [MN]	1,065	1,236	1,365	1,508
C (ultime) = N_{Ed} [MN]	1,460	1,696	1,873	2,070
ρ (%)	0.550	0.610	0.910	1.305
A(cm ²)	9.63	10.68	15.93	22.84

Remarque :

Les calculs menés par la méthode générale (de FAESSEL), la méthode de l'EC2 simplifiée et la méthode de rigidité nominale donnent :

$$A_{\text{méthode générale}} = 20,39 \text{ cm}^2 ; A_{\text{EC2-simplifiée}} = 56,50 \text{ cm}^2 ; A_{\text{rigidité nominale}} = 25,00 \text{ cm}^2$$

On vérifie bien que $A_{\text{méthode optimale linéaire (Etat max)}} = 22,84 \text{ cm}^2 > A_{\text{méthode générale}} = 20,39 \text{ cm}^2$

On prendra $A_F = 1,25 \times A = 28,55 \text{ cm}^2$

La figure suivante présente la variation de la section d'acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau 25x70 de l'exemple 1 en fonction de l'effort à l'ELS, $N_S (\text{MN})$.

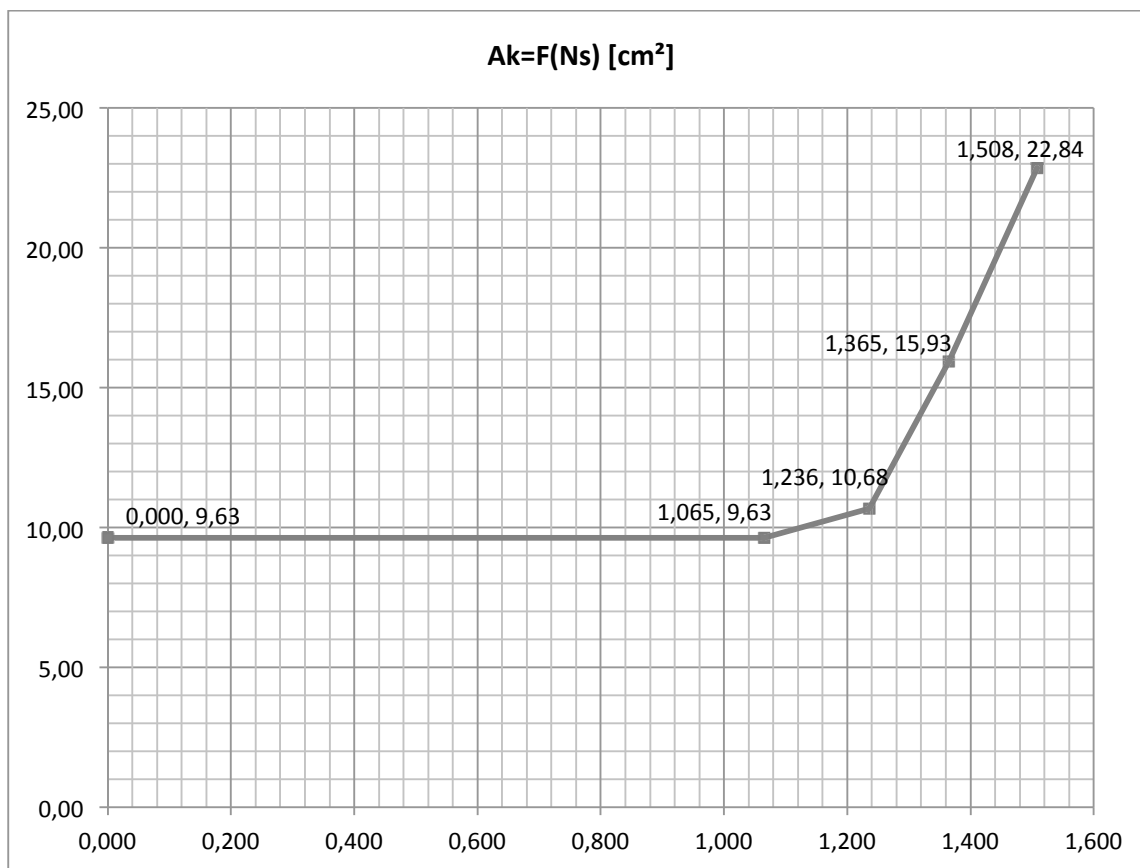


Figure 2 : Variation de la section d'acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau de l'exemple 1 (poteau 25x70)

Dispositions constructives (Exemple 1) :

Zone de recouvrement

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max}$$

$s_t = 1,2 \times d_{a-\max}$; avec s_t : espacement des armatures transversale dans la zone courante.

Minimum : $\frac{s_t}{4} + 2 \times \frac{s_t}{2} + \frac{s_t}{4} : 4$ cadres minimum dans la zone de recouvrement.

Remarque : pour les armatures longitudinales du poteau : $\varnothing_{\max} = 16$ mm

Etat Minimal

$$A_{\min} = 9,63 \text{ cm}^2$$

Soit $8\text{HA}12 + 2\text{HA}10 = 10,62 \text{ cm}^2 > A_{\min}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{C_{\min}}{A_{\min}} \times A = \frac{1,065}{9,63} \times 10,62 = 1,17.$$

Un poteau $25\text{cm} \times 70\text{cm}$ ayant comme ferrailage $8\text{HA}12 + 2\text{HA}10$, peut supporter $1,17$ MN à l'ELS

$$d_{a-\max} = d_{b-\max} = 180 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max} = 3 \times 180 = 540 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-\max} = 3 \times 180 = 216 \text{ mm} \text{ Soit } 215 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

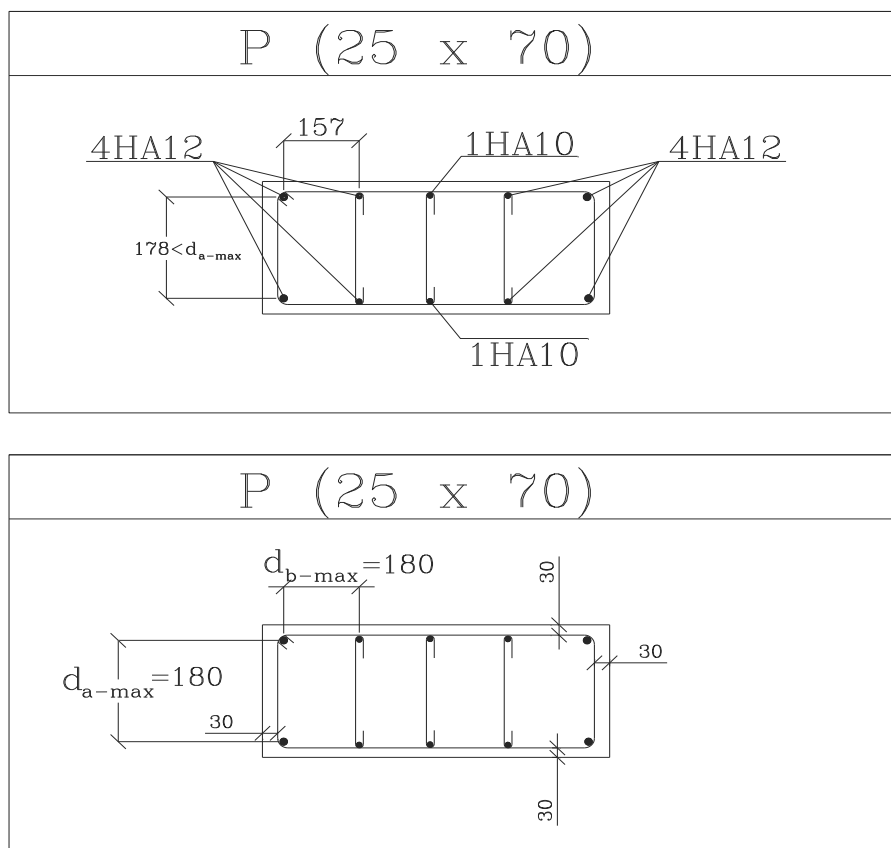


Figure 3 : Schéma de ferrailage du poteau 25×70 à l'état minimal (Exemple 1)

Etat Optimal

$$A_{op} = 10,68 \text{ cm}^2$$

Soit $10HA12 = 11,31 \text{ cm}^2 > A_{op}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{c_{min}}{A_{min}} \times A = \frac{1.065}{9.63} \times 11,31 = 1.25$$

Un poteau 25x70 ayant comme ferrailage 10HA12, peut supporter 1.25 MN à l'ELS

$$d_{a-max} = d_{b-max} = 180 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-max} = 3 \times 180 = 540 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-max} = 1,2 \times 180 = 216 \text{ mm Soit } 215 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

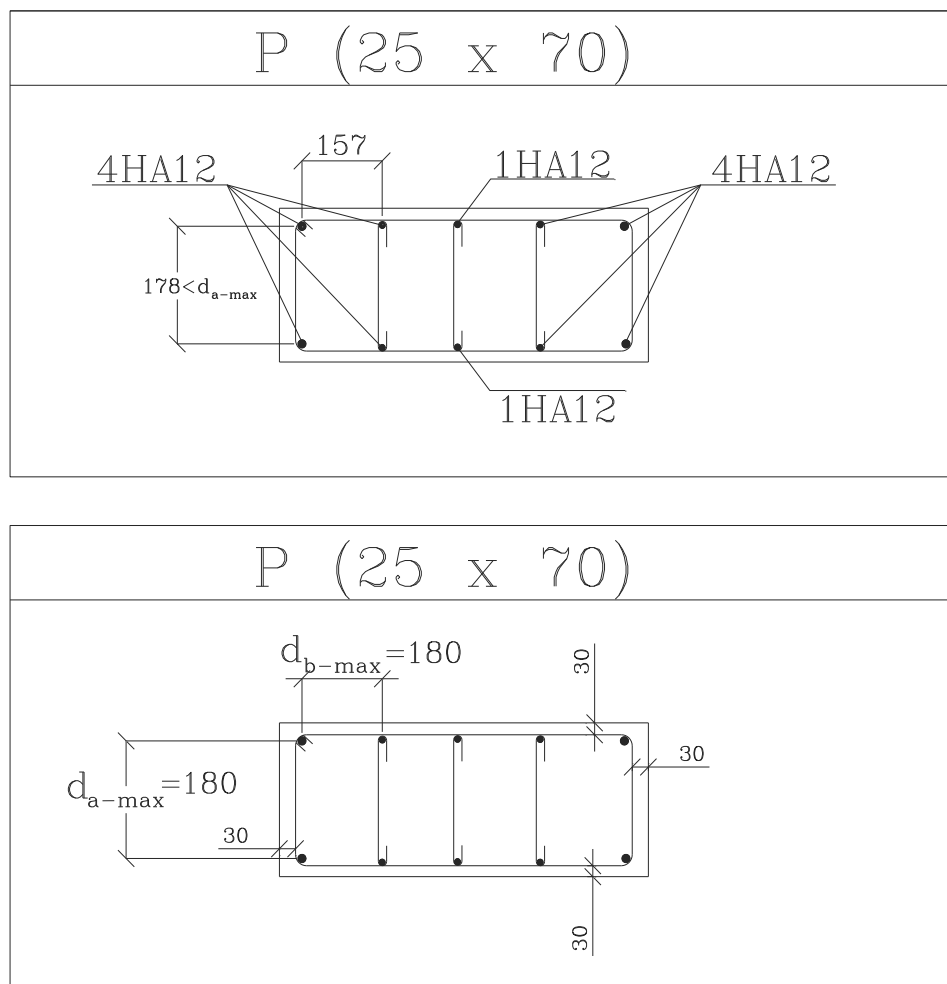


Figure 4 : Schéma de ferrailage du poteau 25x70 à l'état optimal (Exemple 1)

Etat Critique

$$A_{cr} = 15,93 \text{ cm}^2$$

$$\text{Soit } 8\text{HA14} + 4\text{HA12} = 16,83 \text{ cm}^2 > A_{cr} : \text{OK}$$

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_1} \times A - \frac{d_1}{c_1} = \frac{1}{44,706} \times 16,83 - \frac{-44,5766}{44,706} = 1,37.$$

Un poteau 25×70 ayant comme ferrailage 8HA14 + 4HA12, peut supporter 1,37 MN à l'ELS

$$d_{a-\max} = d_{b-\max} = 210 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max} = 3 \times 210 = 630 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-\max} = 1,2 \times 210 = 252 \text{ mm Soit } 250 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

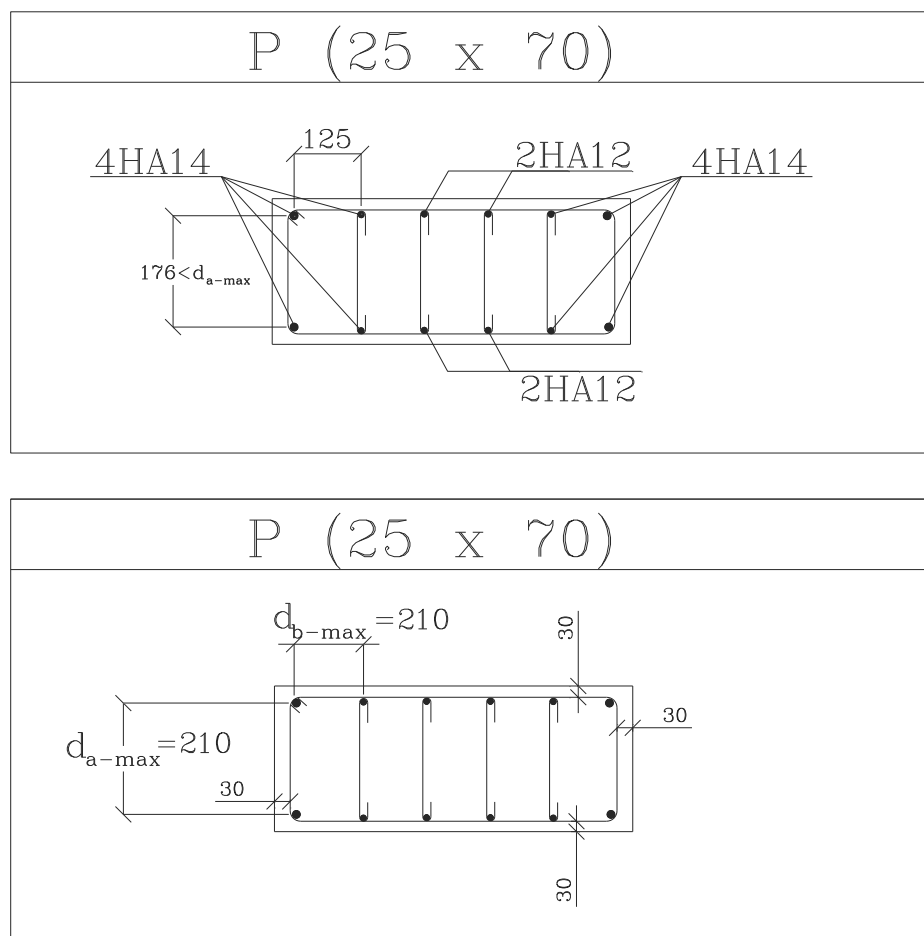


Figure 5 : Schéma de ferrailage du poteau 25x70 à l'état critique (Exemple 1)

Etat Maximal

$$A_{\max} = 22,84 \text{ cm}^2$$

Soit $12\text{HA}16 = 24,13 \text{ cm}^2 > A_{\max}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_1} \times A - \frac{d_1}{c_1} = \frac{1}{44,706} \times 24,13 - \frac{-44,5766}{44,706} = 1,53.$$

Un poteau 25×70 ayant comme ferrailage $12\text{HA}16$, peut supporter $1,53 \text{ MN}$ à l'ELS

$$d_{a-\max} = d_{b-\max} = 240 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max} = 3 \times 240 = 720 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-\max} = 1,2 \times 240 = 288 \text{ mm Soit } 290 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

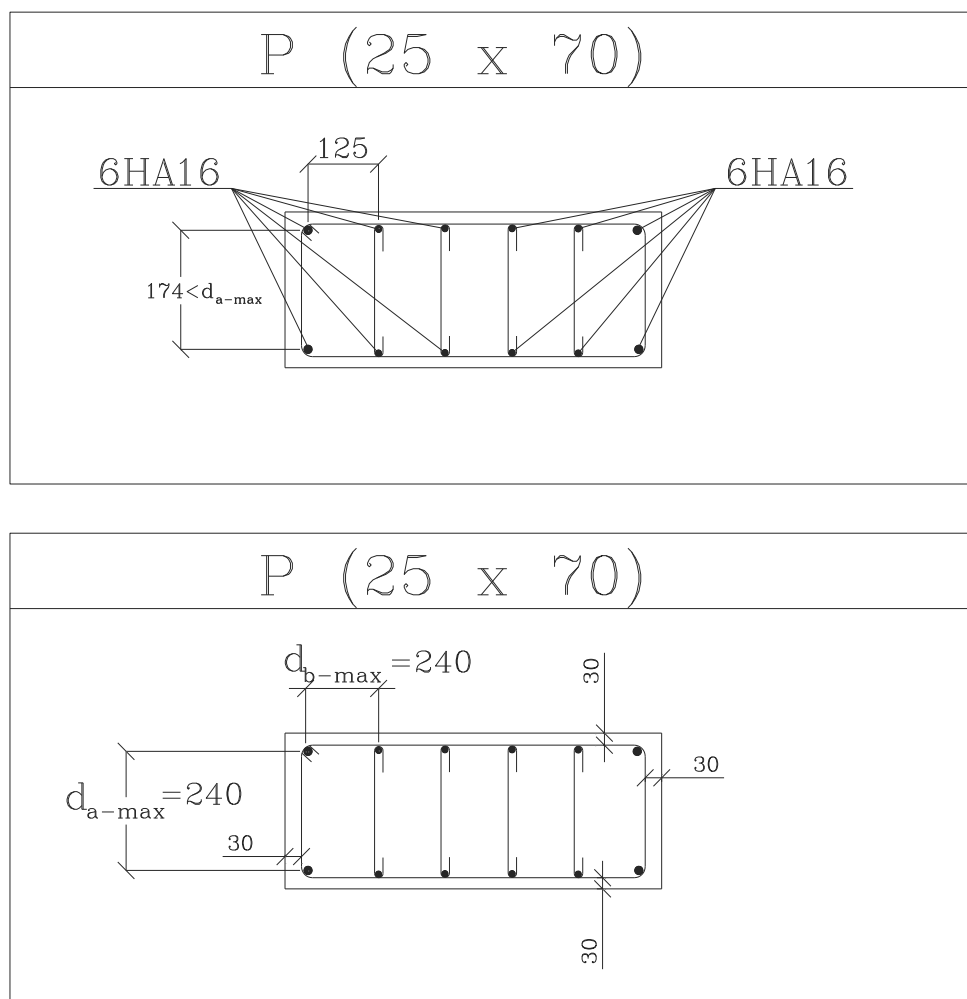


Figure 6 : Schéma de ferrailage du poteau 25x70 à l'état maximal (Exemple 1)

Exemple N°2

Données : Poteau : $0,35 \times 0,90$; $k = 1$; $L_0 = 6,60$; $f_{ck} = 30$ MPa ; $F_{yk} = 500$ MPa

2- L_C : Longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

A.N ; $k = 1 \Rightarrow L_C = L_0 = 6,60$ m

2- Calcul de $L_{\max}$ $\rightarrow L_{\max} = (a - 0,02) \times 20$

A.N ; $L_{\max} = (0,35 - 0,02) \times 20 = 6,60$ m

Or $L_C = 6,60$ m $\leq L_{\max} = 6,60$ m : OK : Choix de 'a' correcte.

3- Calcul du rendement des poteaux a l'état optimal : γ

on a $0,30 \leq a \leq 0,41$

A.N : $\gamma = 0,82 \times a + 1,02 = 0,82 \times 0,35 + 1,02 = 1,307$ (sans unité)

4- Calcul de $b_{\max}$: $b_{\max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

A.N ; $v = \frac{6,6}{\gamma} = \frac{6,6}{1,307} = 5,05 \Rightarrow b_{\max} = 5,05 \times a = 5,05 \times 0,35$

Soit $b_{\max} = 1,77$ m

Or $b = 0,90$ m $\leq b_{\max} = 1,77$ m : OK.

5- Calcul de $\rho_{op} = \Psi$: % d'armature à l'état optimal.

$a = 0,35$ m $\Rightarrow$ donc $0,30 \leq a \leq 0,41 \Rightarrow$

$\rho_{op} = \Psi = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,82 \times a + 0,75)$; A.N ; $k = 1$, $a = 0,35$

$\rho_{op} = \Psi = 0,463$ %

6- Calcul de ρ_{min} : % d'armature à l'état minimal.

$\rho_{min} = \frac{\Psi}{\gamma}$; A.N ; $\rho_{min} = \frac{0,463}{1,307} = 0,354$ % (1^{re} méthode)

2^e méthode linéaire : $\rho_{min} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,91 \times a + 0,67)$; car $0,30 \leq a \leq 0,41$

A.N ; $\rho_{min} = 0,352$.

Erreur : $|\rho_{min}(\text{linéaire}) - \rho_{min}(\text{exacte})| = |0,354 - 0,352| = \pm 0,02$ %

7- Calcul de ρ_{cr} : % d'armature à l'état critique.

$$\rho_{cr} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,82 \times a + 0,89) ; \text{ comme } 0,30 \leq a \leq 0,41$$

$$\text{A.N } \rho_{cr} = 0,603 \%$$

8- Calcul de ρ_{max} : % d'armature à l'état maximal.

$$a = 0,35 \Rightarrow 0,30 \leq a \leq 0,41 \Rightarrow \rho_{max} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times (-0,72 \times a + 1,17)$$

$$\text{A.N } \rho_{max} = 0,918 \%$$

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

$$f_{ck} = 30 \text{ Mpa} \Rightarrow 12 \leq f_{ck} \leq 30 \text{ MPa} ; C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{1-\psi}$$

$$\text{A.N } ; C_c = \left[\frac{30}{25} \right]^{1-0,463} = \left[\frac{30}{25} \right]^{0,537} = 1,10.$$

$$*C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{yk}}{400} \right] \text{ avec LN : Logarithme Népérien.}$$

$$\text{A.N } : C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{500}{400} \right] = 1,033$$

10.a- Calcul du coef Z_L : $Z_L = m \times \left(\frac{\pi}{L_c} \right)^n$

$$\text{Or } L_c = 6,60 \text{ m} > \pi = 3,14 \text{ m} \Rightarrow n = \Psi = \rho_{op} = 0,463$$

$$\text{Or } 0,30 \leq a \leq 0,41 \Rightarrow m = \frac{1}{\sqrt[3]{Y}} ; \text{ A.N } : m = 0,9146.$$

$$\text{A.N } \Rightarrow Z_L = 0,9146 \times \left(\frac{3,14}{6,60} \right)^{0,463} ; Z_L = 0,6484$$

10.b- [Méthode linéaire] : Calcul du coef Z_L

pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$; Sachant que $L_c = 6,60 \text{ m}$

Tableau 12 : Calcul du coef Z_L (Exemple 2)

L_c	$2,10 \leq L_c \leq \pi$	$\pi < L_c \leq 3,70$	$3,70 < L_c \leq 5,60$	$5,60 < L_c \leq 6,60$	$L_c > 6,60$
Z_L^1	$0,19 \times L + 0,40$	$\frac{-\pi}{10} \times L + 2$	$-0,09 \times L + 1,15$	$0,65 = \text{Cste}$	$\frac{-\pi}{100} \times L + 0,86$

Suivant le tableau ci-dessus

$$Z_L^1 = 0,65$$

11- Calcul du contrainte moyenne optimale de référence : H_{op}^0

$$H_{op}^0 = \gamma \times 6,90 \text{ MPa} ; \text{ A.N } H_{op}^0 = 1,307 \times 6,90 = 9,018 \text{ MPa}$$

12- Calcul du contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c, f_{ck}, F_{yk}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{min}^0 ; \text{ or } C_c = 1,10 ; C_s = 1,033 \text{ et } Z_L = 0,6484$$

$$H_{op} = 1,10 \times 1,033 \times 0,6484 \times 9,018 = 6,638$$

Soit $H_{op} = 6,64 \text{ MPa}$

13- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{min}$

$$C_{min} = a \times b \times H_{min} ; \text{ or } H_{min} = \frac{H_{op}}{\gamma} ;$$

$$A.N : H_{min} = \frac{6,64}{1,307} = 5,08 \text{ MPa}$$

$$\Rightarrow C_{min} = 0,35 \times 0,90 \times 5,08 = 1,6 \Rightarrow C_{min} = 1,6 \text{ MN}$$

14- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{optimal}$

$$C_{op} = \gamma \times C_{min}$$

$$A.N : C_{op} = 1,307 \times 1,6 = 2,091$$

Soit $C_{op} = 2,091 \text{ MN}$

15- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{cr}$

$$a = 0,35m \Rightarrow 0,30 < a < 1,25 \Rightarrow C_{cr} = \frac{\gamma}{1,1} \times C_{op} = \left(\frac{1,307}{1,1}\right) \times 2,091 = 2,484 \text{ MN}$$

$$A.N : C_{cr} = 2,484 \text{ MN.}$$

16- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{max}$

$$a = 0,35m \Rightarrow 0,30 < a < 1,25 ; C_{max} = \gamma^2 \times C_{min} = (1,307)^2 \times 1,6 \Rightarrow C_{max} = 2,733 \text{ MN}$$

17.a- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode programmable)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b ; A_{min} = 100 \times 0,352 \times 0,35 \times 0,90 = 11,09 \text{ cm}^2$$

Tableau 13 : Calcul du ferrailage du poteau 35x90 cm (Exemple 2)

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
ρ (%)	0,352	0,463	0,603	0,918
$A(\text{cm}^2)$	11,09	14,58	18,99	28,92

On a, $a = 0,35 \Rightarrow$ donc $0,30 \leq a \leq 1,25$

$$* \text{Si } C_{min} < N_s \leq C_{cr} \Rightarrow A = C_2 \times N_s + d_2 = 8,919 \times N_s - 3,25$$

$$\text{Avec } C_2 = \frac{A_{cr} - A_{min}}{C_{cr} - C_{min}} = \frac{18,99 - 11,07}{2,495 - 1,606} = 8,908$$

$$d_2 = A_{cr} - C_2 \times N_{cr} = 18,99 - (8,919 \times 2,495) = -3,26$$

$$*Si C_{cr} < N_s \leq N_{max} \Rightarrow A = C_3 \times N_s + d_3 = 26,517 \times N_s - 47,16$$

$$Avec C_3 = \frac{A_{max} - A_{cr}}{C_{max} - C_{cr}} = \frac{28,92 - 18,99}{2,733 - 2,484} = 39,879$$

$$d_3 = A_{max} - C_3 \times C_{max} = 28,92 - (39,879 \times 2,733) = -80,06$$

$$\Rightarrow \boxed{d_2 = -3,26}$$

$$\Rightarrow \boxed{d_3 = -80,06}$$

17.b- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode linéaire)

Sachant que $a = 0,35$; Pour $0,30 < a \leq 0,41$

$$C_0^0 = -13 \times a + 9,6 = -13 \times 0,35 + 9,6 = 5,05$$

$$C_0^k = \frac{C_0^0}{C_c \times C_s \times Z_L^k} = \frac{5,05}{1,1 \times 1,033 \times 0,65} = 6,837$$

$$\text{On a } C_2 = \alpha_2 \times C_0^k$$

$$\text{avec } \alpha_2 = -a + 1,65 = -0,35 + 1,65 = 1,3$$

$$A.N ; \boxed{C_2 = 1,3 \times 6,837 = 8,888}$$

Tableau 14 : Tableau récapitulatif du calcul du poteau 35x90 cm (Exemple 2)

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
C (service) [MN]	1,6060	2,1000	2,4950	2,7440
C (ultime) = N_{Ed} [MN]	2,2041	2,8830	3,4245	3,7661
ρ (%)	0,352	0,463	0,603	0,918
A (cm ²)	11,09	14,53	18,99	28,92

Remarque :

Les calculs menés par la méthode générale (de FAESSEL), la méthode de l'EC2 simplifiée et la méthode de rigidité nominale donnent :

$$A_{\text{méthode générale}} = 27,54 \text{ cm}^2 ; A_{\text{EC2-simplifiée}} = 99,10 \text{ cm}^2 ; A_{\text{rigidité nominale}} = 38,30 \text{ cm}^2$$

$$\text{On vérifie bien que } A_{\text{méthode optimale linéaire (Etat max)}} = 28,92 \text{ cm}^2 > A_{\text{méthode générale}} = 27,54 \text{ cm}^2$$

$$\text{On prendra } A_F = 1,25 \times A = 36,15 \text{ cm}^2$$

La figure suivante présente la variation de la section d'acier A (cm²) du poteau 35x95 de l'exemple 2 en fonction de l'effort à l'ELS, N_s (MN).

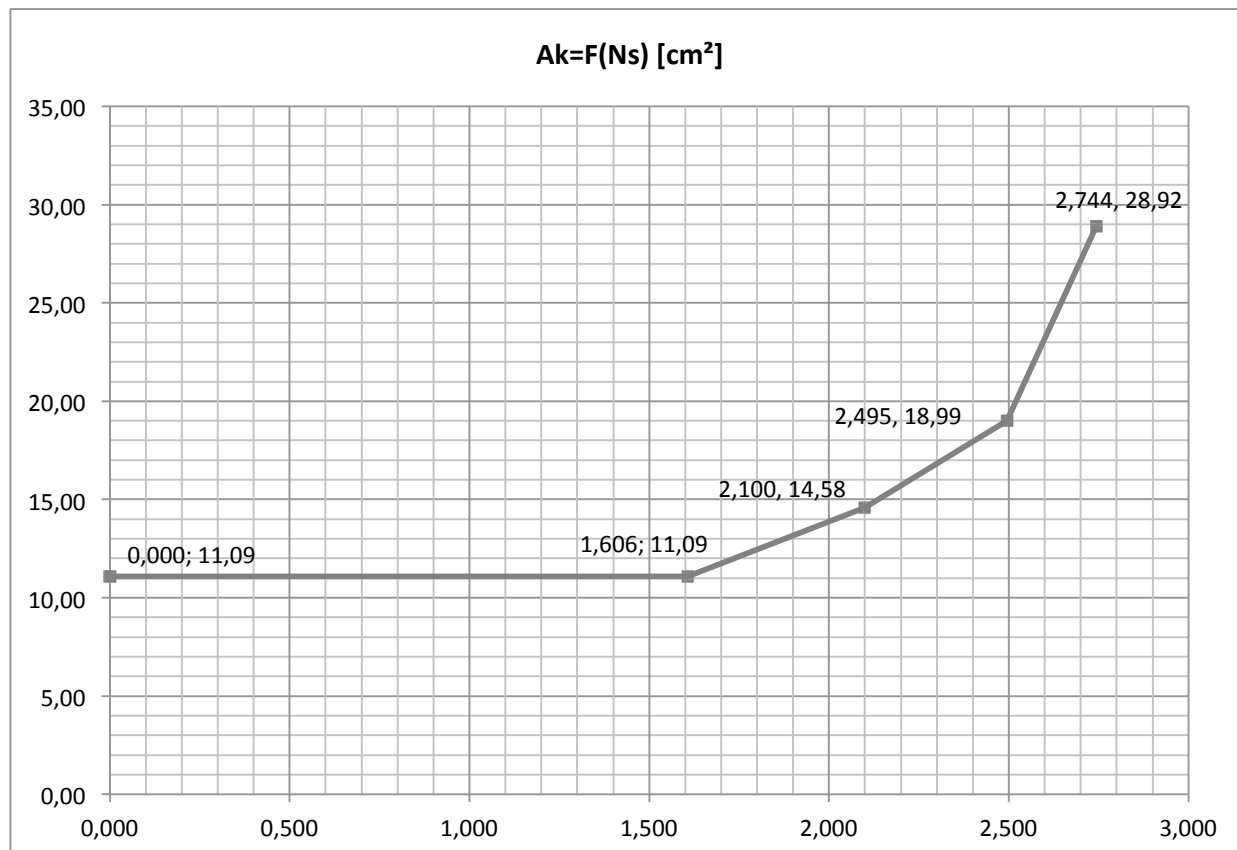


Figure 7 : Variation de la section d'acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau de l'exemple 2 (poteau 35x90 cm)

Dispositions constructives (Exemple 2) :

Zone de recouvrement

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max}$$

$s_t = 1,2 \times d_{a-\max}$; avec s_t : espacement des armatures transversale dans la zone courante.

Minimum : $\frac{s_t}{4} + 2 \times \frac{s_t}{2} + \frac{s_t}{4}$: 4 cadres minimum dans la zone de recouvrement.

Remarque : pour les armatures longitudinales du poteau : $\varnothing_{\max} = 16 \text{ mm}$

Etat Minimal

$$A_{\min} = 11,07 \text{ cm}^2$$

Soit 12HA12 = 13,57 $\text{cm}^2 > A_{\min}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_2} \times A - \frac{d_2}{c_2} = \frac{1}{8,908} \times 13,57 - \frac{-3,26}{8,908} = 1,88.$$

Conclusion :

Un poteau 35x90 ayant comme ferrailage 12HA12, peut supporter 1,88 MN à l'ELS

$$d_{a-\max} = 180 \text{ mm}$$

$$d_{b-\max} = 228 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max} = 3 \times 228 = 684 \text{ mm soit } 685 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-\max} = 1,2 \times 180 = 216 \text{ mm soit } 215 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

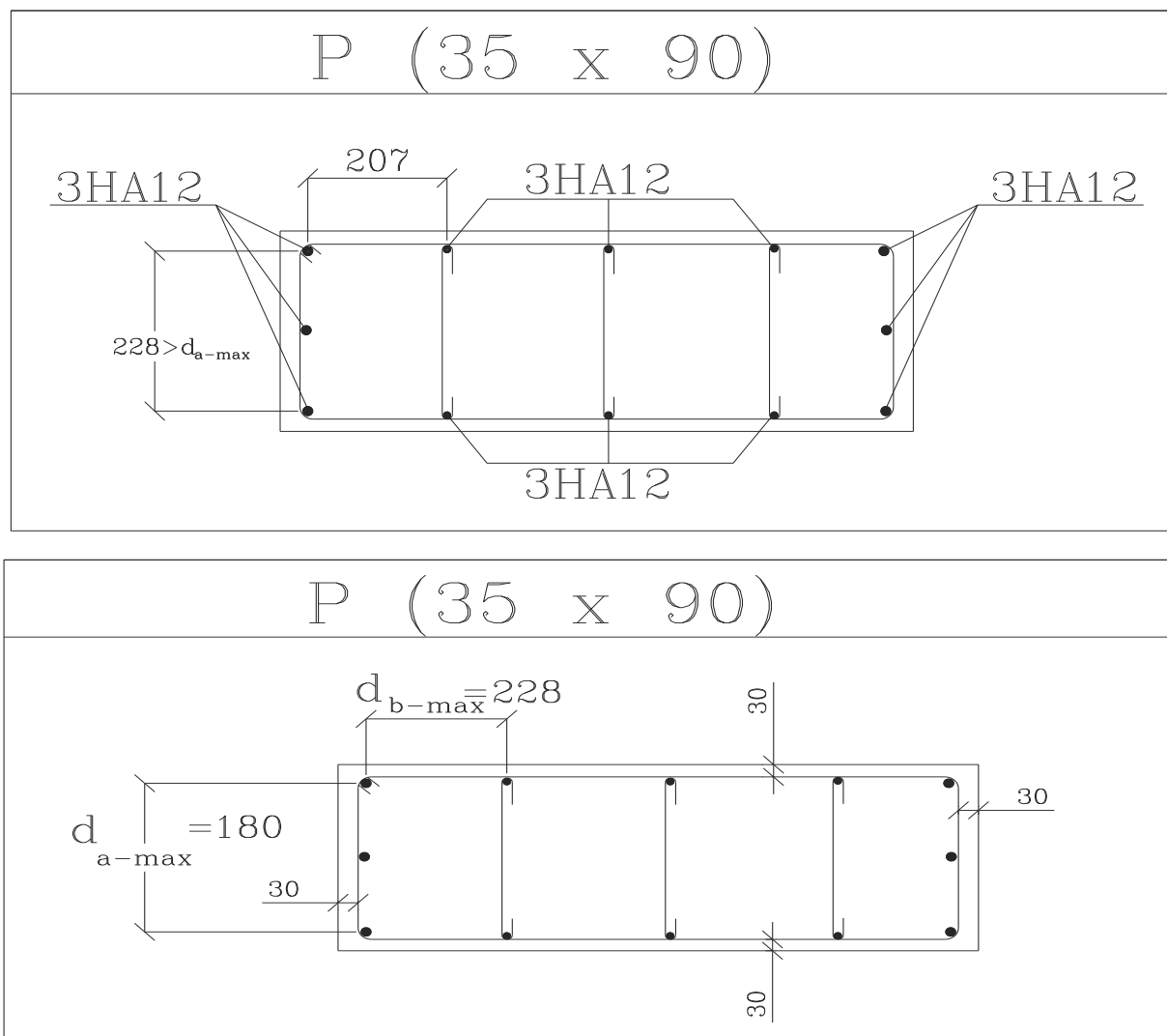


Figure 8 : Schéma de ferrailage du poteau 35x90 à l'état minimal (Exemple 2)

Etat Optimal

$$A_{op} = 14,53 \text{ cm}^2$$

Soit $14HA12 = 15,83 \text{ cm}^2 > A_{op}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_2} \times A - \frac{d_2}{c_2} = \frac{1}{8,908} \times 15,83 - \frac{-3,26}{8,908} = 2,14.$$

Un poteau 35x90 ayant comme ferrailage 14HA12, peut supporter 2,14 MN à l'ELS

$$d_{a-max} = 180 \text{ mm}$$

$$d_{b-max} = 228 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-max} = 3 \times 228 = 684 \text{ mm soit } 685 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-max} = 1,2 \times 180 = 216 \text{ mm soit } 215 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

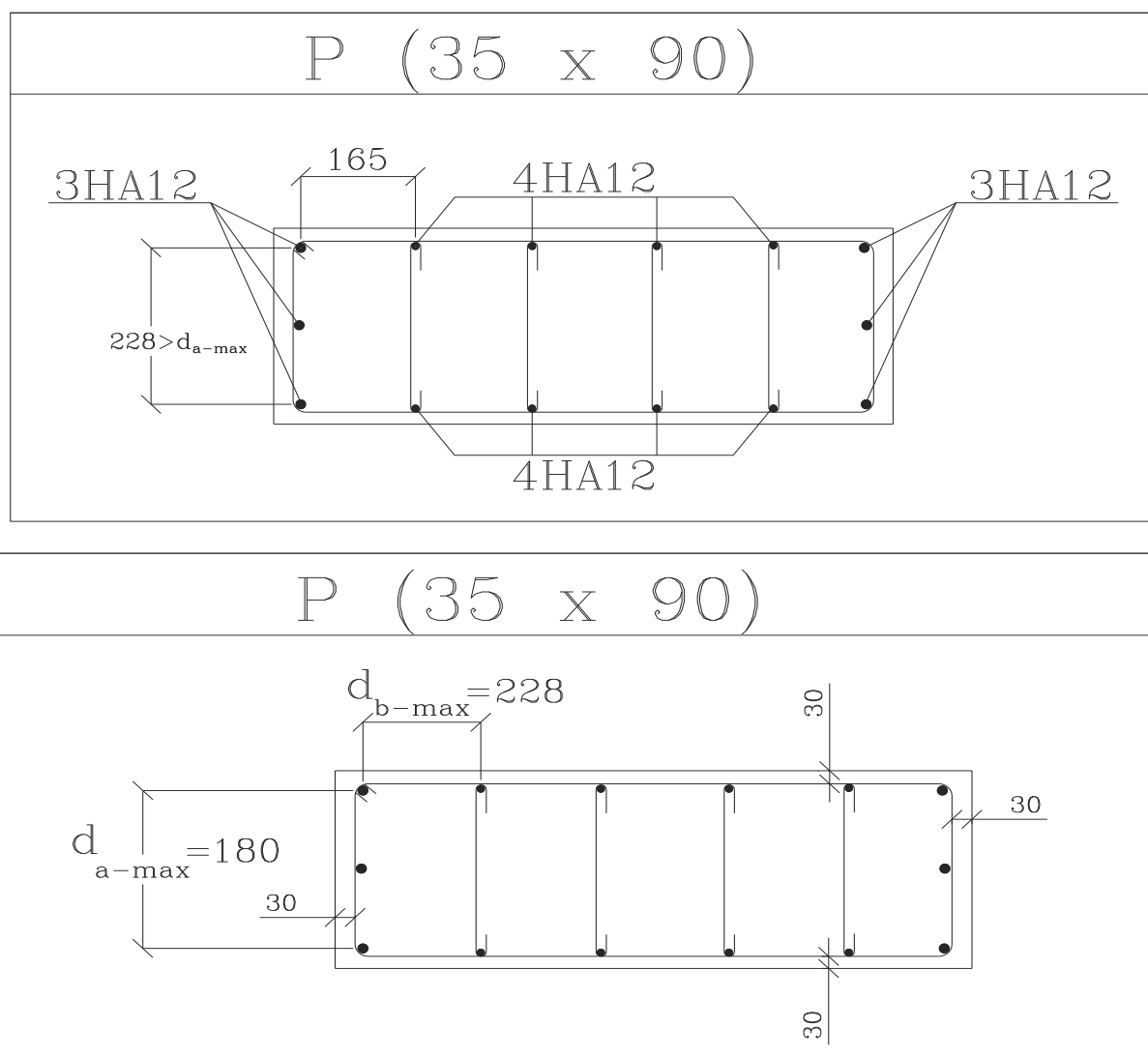


Figure 9 : Schéma de ferrailage du poteau 35x90 à l'état optimal (Exemple 2)

Etat Critique

$$A_{cr} = 18,99 \text{ cm}^2$$

Soit $10HA14 + 4HA12 = 19,91 \text{ cm}^2 > A_{cr}$: OK

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_3} \times A - \frac{d_3}{c_3} = \frac{1}{39,879} \times 19,91 - \frac{-80,06}{39,879} = 2,50.$$

Un poteau 35×90 ayant comme ferrailage 10HA14 + 4HA12, peut supporter 2,50 MN à l'ELS

$$d_{a-max} = 210 \text{ mm}$$

$$d_{b-max} = 228 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-max} = 3 \times 228 = 684 \text{ mm soit } 685 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-max} = 1,2 \times 210 = 252 \text{ mm soit } 250 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

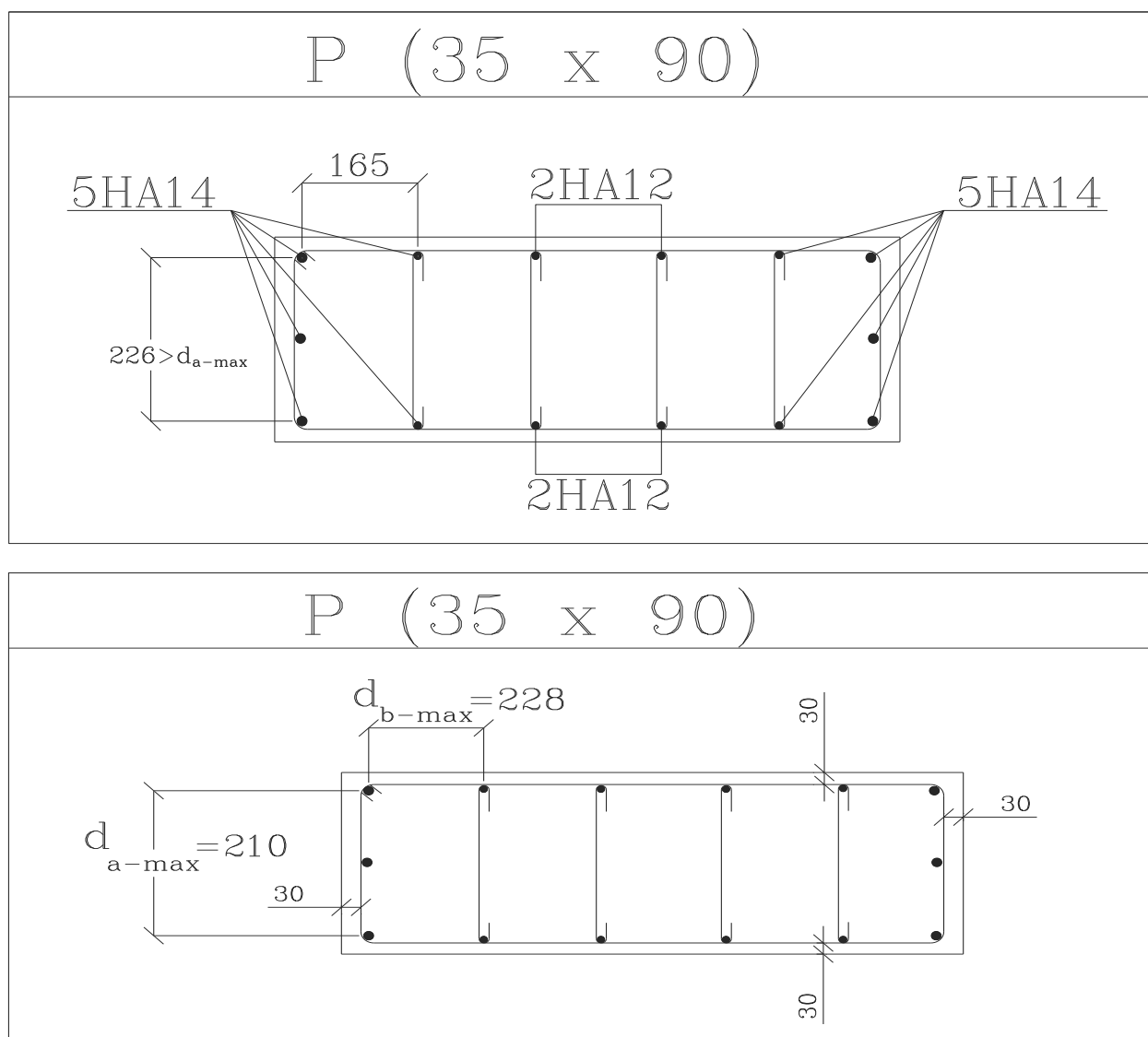


Figure 10 : Schéma de ferrailage du poteau 35x90 à l'état critique (Exemple 2)

Etat Maximal

$$A_{\max} = 28,92 \text{ cm}^2$$

$$14\text{HA16} + 2\text{HA12} = 30,41 \text{ cm}^2 > A_{\max} : \text{OK}$$

D'après 18) page 6 :

$$N_{Rs} = \frac{1}{c_3} \times A - \frac{d_3}{c_3} = \frac{1}{39,879} \times 30,41 - \frac{-80,06}{39,879} = 2,77.$$

Un poteau 35x90 ayant comme ferrailage 14HA16 + 2HA12, peut supporter 2,77 MN à l'ELS

$$d_{a-\max} = d_{b-\max} = 240 \text{ mm}$$

$$Z_r = 3 \times d_{b-\max} = 3 \times 240 = 720 \text{ mm}$$

$$s_t = 1,2 \times d_{a-\max} = 1,2 \times 240 = 288 \text{ mm soit } 290 \text{ mm}$$

Le schéma de ferrailage et les dispositions constructives sont résumés dans les figures suivantes :

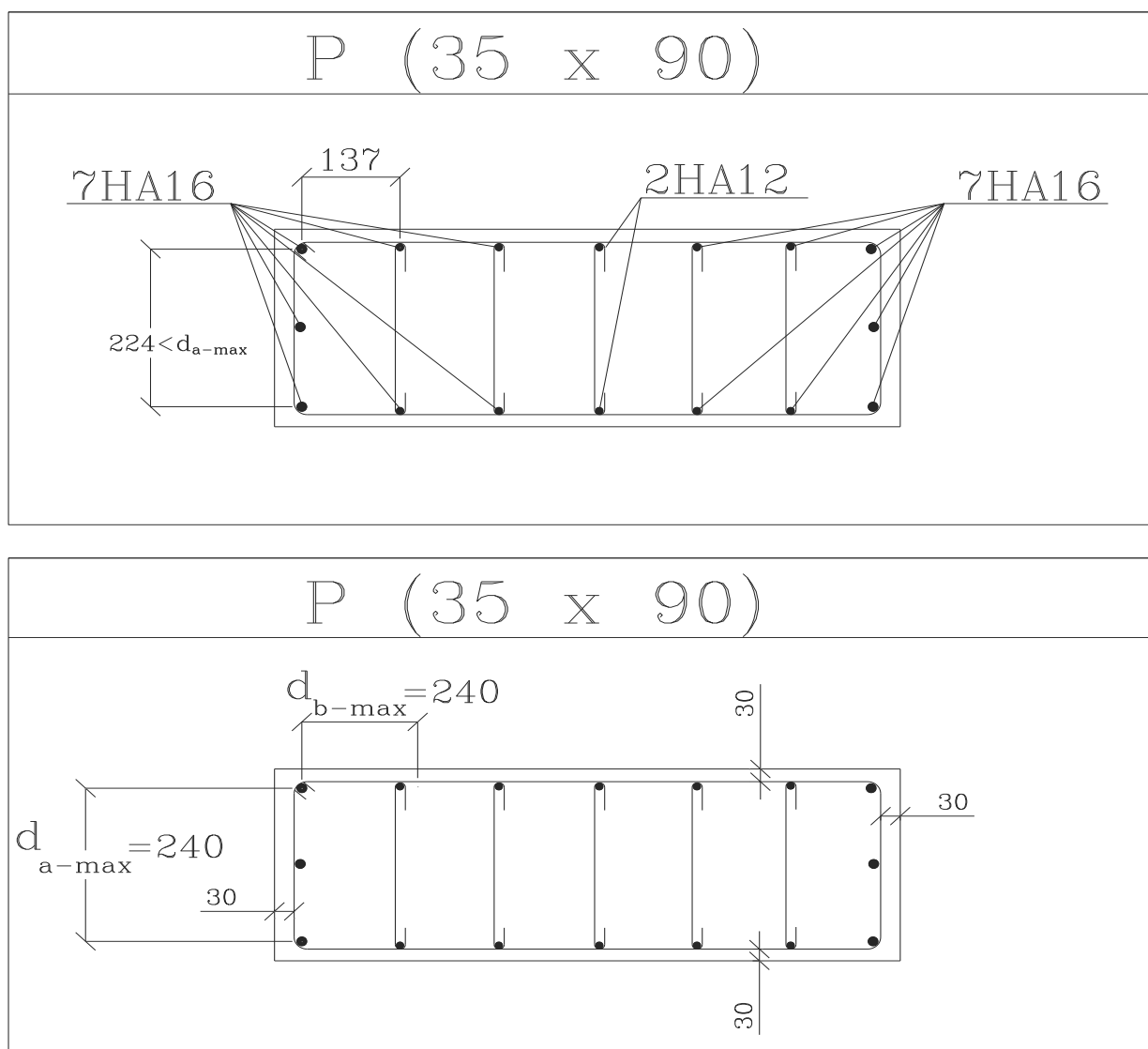


Figure 11 : Schéma de ferrailage du poteau 35x90 à l'état maximal (Exemple 2)

III-6- Courbes types – Illustration graphique de la méthode optimale linéaire

On distingue deux courbes types $A_k=F(N_s)$ selon le petit coté du poteau $a(\text{cm})$:

- Courbe type pour $a < 30\text{cm}$: Le changement de la pente se fait à partir de **l'état optimal** (Figure 12).
- Courbe type pour $a \geq 30\text{cm}$: Le changement de la pente se fait à partir de **l'état critique** (Figure 13).

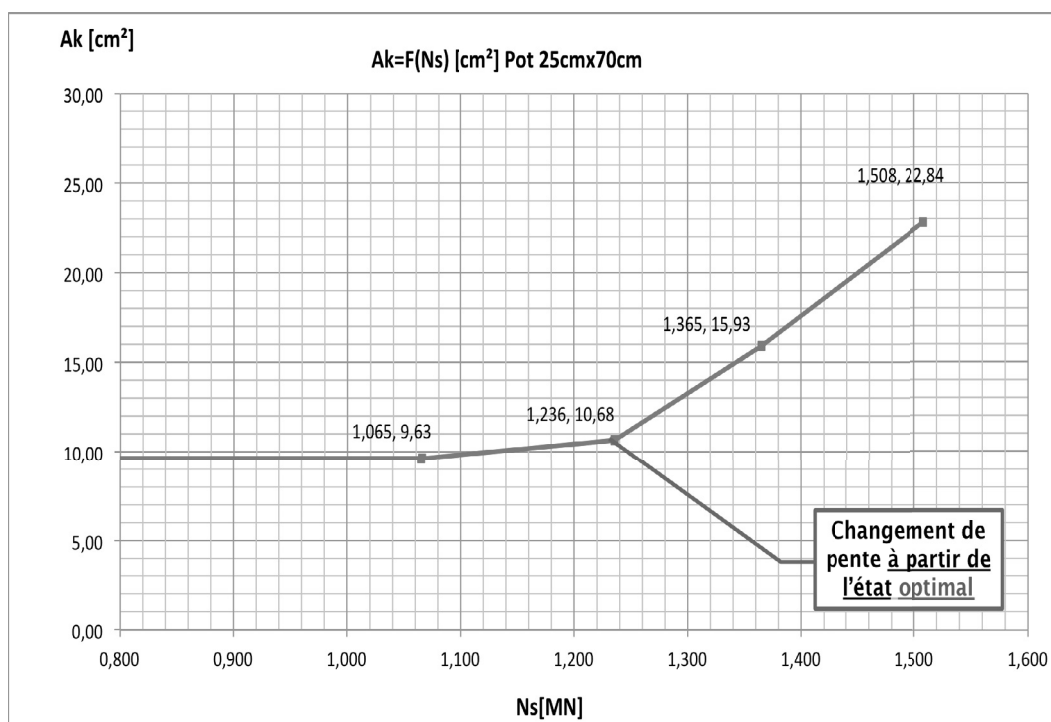


Figure 12 : Courbe Type pour $a < 30$ cm - Exemple 1 du poteau 25x70 cm

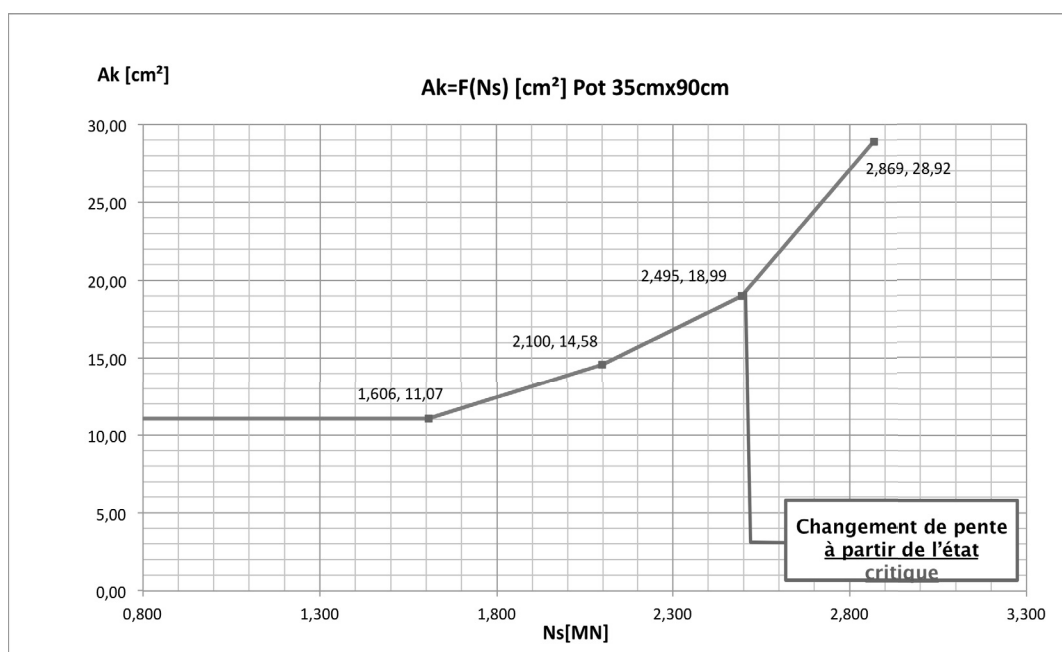


Figure 13 : Courbe Type pour $a \geq 30$ cm - Exemple 2 du poteau 35x90 cm

III-7- Organigramme de calcul et abaques de la méthode optimale linéaire

L'organigramme de calcul relatif à la méthode optimale linéaire est détaillé dans le diagramme suivant :

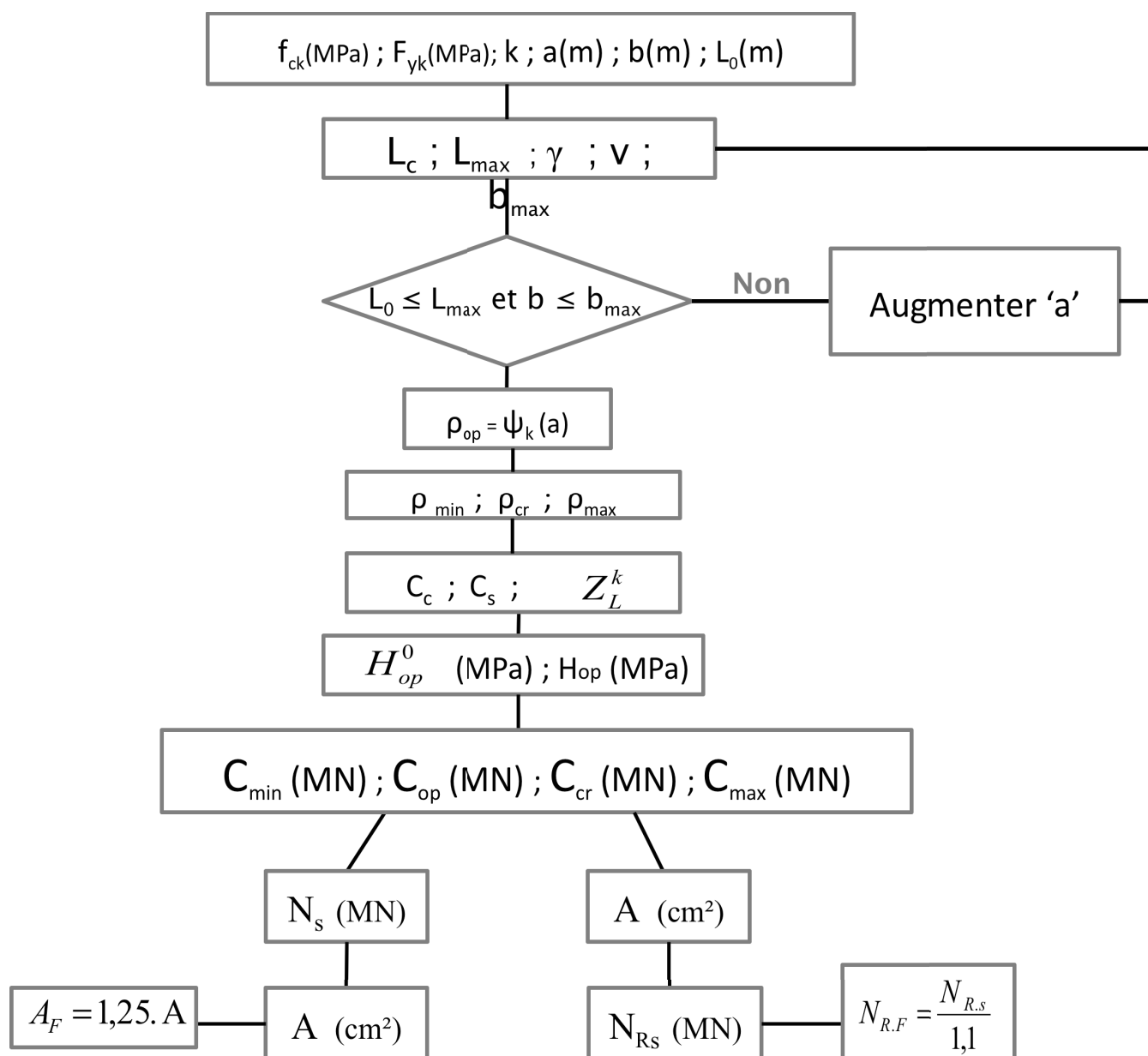


Figure 14 : Organigramme de calcul de la méthode optimale linéaire

Remarque :

Il convient de majorer **A(cm²)** de **25%** afin de prendre en compte les effets du 1^{er} ordre, l'enrobage, le fluage, classe du ciment, imperfections géométriques de construction. On prendra donc **A_F=1,25 A**.

Pour un dimensionnement rapide des poteaux utilisant la méthode optimale linéaire, on pourra faire usage des abaques issues des tableaux suivants pour un coefficient de flambement $k=1$:

Tableau 14 : Abaques de calcul des poteaux à l'état optimal (Cas où $k=1$)

a (m)	0,20	0,22	0,25	0,27	0,30	0,32	0,35	0,37	0,40	0,42	0,45	0,50
b_{max} (m)	1,25	1,32	1,42	1,47	1,55	1,65	1,77	1,85	1,95	2,02	2,17	2,42
L_{0-max} (m)	3,60	4,00	4,60	5,00	5,60	6,00	6,60	7,00	7,60	8,00	8,60	9,60
ρ_{min}	0,700	0,640	0,550	0,490	0,400	0,379	0,352	0,333	0,306	0,300	0,300	0,300
ρ_{op} = ψ	0,720	0,676	0,610	0,566	0,500	0,488	0,463	0,447	0,422	0,410	0,410	0,410
ρ_{cr}	1,180	1,072	0,910	0,802	0,640	0,628	0,603	0,587	0,562	0,550	0,550	0,550
ρ max	1,660	1,518	1,305	1,163	0,950	0,940	0,918	0,904	0,882	0,870	0,870	0,870
γ	1,050	1,094	1,160	1,204	1,270	1,282	1,307	1,323	1,348	1,360	1,360	1,360
v = b_{max} / a	6,29	6,03	5,69	5,48	5,20	5,15	5,05	4,99	4,90	4,85	4,85	4,85
EL_{max} = L_{0-max} / a	18,00	18,18	18,40	18,52	18,67	18,75	18,86	18,92	19,00	19,05	19,11	19,20
H_{op}⁰ (MPa)	7,25	7,55	8,00	8,31	8,76	8,85	9,02	9,13	9,30	9,38	9,38	9,38

PARTIE 2 : Application professionnelle

IV-Méthode optimale linéaire – Application professionnelle

Dans cette partie on expose les étapes du calcul simplifié de la méthode optimale linéaire pour le dimensionnement des poteaux. Une présentation simplifiée qui vise surtout le public professionnel du bâtiment avec des exemples d'application.

IV-1- Données

f_{ck} (Mpa) ; F_{yk} (Mpa) ; k : coef. du flambement ;

$h.s.p$: hauteur sous plafond.

E_1 : Epaisseur de la dalle inférieure ;

E_2 : Epaisseur de la dalle supérieure ;

e_f : épaisseur de la couche de finition.

L_0 : Longueur efficace ; $L_0 = h.s.p + e_f + 0,5(E_1 + E_2)$

a : petite dimension du poteau rectangulaire dans le sens du flambement : $a(m)$; $b(m)$; $b \geq a$.

IV-2- Hypothèses et domaine d'application

Cette méthode est valable pour les poteaux dont le plus petit coté vérifie $0.20 \text{ m} \leq a \leq 1.25 \text{ m}$, utilisant un béton (classe du ciment 32.5 N et plus) de résistance caractéristique pouvant atteindre $f_{ck} = 90 \text{ MPa}$ et des aciers dont la limite élastique F_{yk} est comprise entre 300 et 800 MPa.

Les principales hypothèses et exigences de cette méthode sont résumées dans les points suivants :

1- Béton : $12 \text{ MPa} \leq f_{ck} \leq 90 \text{ MPa}$: résistance du béton utilisé.

2- Acier : $300 \text{ MPa} \leq F_{yk} \leq 800 \text{ MPa}$: limite élastique de l'acier.

3- $0.20 \text{ m} \leq a \leq 1.25 \text{ m}$

4- Classe du ciment : 32.5 N et plus

5- $\frac{2}{3} \leq k \leq 1$, les valeurs les plus probables de k : 1 ; 0.85 et $k = 0.70$

6- $M=0$; on néglige le moment extérieur du 1^{er} ordre. ($e_1 = 0$, avec e_1 l'excentricité du 1^{er} ordre éventuelle)

7- Armatures symétriques, par moitié sur chaque face.

8- Chargement au moins à 28 jours (durée d'application des combinaisons).

IV-3- Principes et étapes de calcul

1- L_C : longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

2- Calcul de $L_{c,max} \rightarrow L_{c,max} = [(a - 0,02) \times 20] \rightarrow$ si $L_c \leq L_{c,max}$: Ok

Si non augmenter "a" jusqu'à vérifier la condition : $L_c \leq L_{c,max}$

3- Calcul du coef : γ : rendement des poteaux à l'état optimal : (sans unité)

Tableau 15 : Calcul du rendement des poteaux à l'état optimale γ en fonction de a

a(m)	$0,20 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
Γ	$\frac{1}{3} \times [-11(a^2 - a) + \sqrt{2}]$	1,36

4- Calcul de b_{max} : $b_{max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

Si $b \leq b_{max}$: Ok : sinon augmenter "a" jusqu'à vérifier la condition : $b \leq b_{max}$.

5- calcul de $\rho_{op} = \psi$: % d'armature à l'état optimal.

Tableau 16 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état optimale ρ_{op} en fonction de a

a(m)	$0,20 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{op} = \psi_k(a)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times [\frac{15}{4}(a^2 - a) + \frac{4}{3}]$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,42$

6- Calcul de ρ_{min} : % d'armature à l'état minimal.

$$\rho_{min} = \frac{\psi}{\gamma}$$

Tableau 17 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état minimal ρ_{min} en fonction de a

a(m)	$0,20 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{min} (\%)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times \frac{1}{4} [34a^2 - 28a + 7]$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,31$

7- Calcul de ρ_{cr} : % d'armature à l'état critique.

Tableau 18 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état critique ρ_{cr} en fonction de a

a(m)	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{cr} (\%)$	$1,3 \times \gamma^2 \times \rho_{min}$	$\gamma^2 \times \rho_{min}$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,577$

8- Calcul de $\rho_{\max}$: Pourcentage d'armature à l'état maximal

Tableau 19 : Calcul du pourcentage d'armature à l'état critique $\rho_{\max}$ en fonction de a

$a(m)$	$0,20 \leq a < 0,30$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
$\rho_{\max} (\%)$	$\frac{e^{\rho_{\min}}}{1,3}$	$\frac{\gamma^4}{1,15} \times \rho_{\min}$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,935$

e : fonction exponentielle ($e^0 = 1$)

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

Avec C_c : coefficient correctif tenant compte de f_{ck}

$$\text{Si } 12 \leq f_{ck} \leq 30 \text{ Mpa ; } C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{1-\psi}$$

$$\text{Si } 30 \text{ Mpa} < f_{ck} \leq 90 \text{ Mpa ; } C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{\gamma_s - \psi} \text{ avec } \gamma_s = 1.15.$$

* C_s : coefficient correctif tenant compte de F_{yk}

$$C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{yk}}{400} \right] ; \text{ avec LN : Logarithme Népérien.}$$

10- Calcul du coef : Z_L^k : pour $0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$

Tableau 20 : Coefficient Z_L^1 en fonction de L_c , pour $k=1$

L_c	$2,10 \leq L_c \leq \pi$	$\pi < L_c \leq L_{\max}$
Z_L^1	$\frac{1}{\gamma^\psi} \left[\frac{L_c}{\gamma \times \pi} \right]^\psi$	$\frac{1}{\gamma^\psi} \left[\frac{\pi}{L_c} \right]^\psi$

$$Z_L^k = c_k \times Z_L^1 \quad \text{avec } c_k = -1,55 \times k^2 + 2,15 \times k + 0,4 \quad \text{pour } \frac{2}{3} \leq k \leq 1$$

Remarque : pour $a \geq 0,41$; on a

$$Z_L^1 = 0,88 \times \left(\frac{\pi}{L_c} \right)^{0,42} ; a \geq 0,41 \text{ m ; } L_c > \pi = 3,14$$

$$Z_L^1 = 0,88 \times \left(\frac{L_c}{1,36 \times \pi} \right)^{0,42} ; a \geq 0,41 \text{ m ; } 2,1 \leq L_c \leq \pi$$

Graphiquement : on a bien pour $0,20 \leq a \leq 0,30$ et $N_{\min} \leq N_s \leq C_{op}$; $N_{\min} = C_{\min}$

$$A = p_e \times N_s ; \text{ avec } p_e = \frac{\rho_{\min} \times a \times b}{C_{\min}} \text{ or } C_{\min} = a \times b \times H_{\min}$$

$$\text{Donc } p_e = \frac{\rho_{\min}}{H_{\min}} \left(p_e = \frac{\psi}{H_{op}} \right)$$

11- Calcul du contrainte moyenne optimale de référence : H_{op}^0

contrainte moyenne du béton compte tenu de l'acier optimal : [Mpa],

pour $L_c = \Pi = 3.14$ m ; $f_{ck} = 25$ Mpa et $F_{yk} = 400$ Mpa ; $k = 1 \rightarrow$

$$H_{min}^0 = 6,90 \text{ MPa} = C_{ste} \text{ pour } 0,20 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$$

avec H_{min}^0 : Contrainte moyenne du béton compte tenue des aciers minimum pour les hypothèses ci-dessus

$$H_{op}^0 = \gamma \times 6,90 \text{ MPa} ;$$

12- Calcul du contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c, f_{ck}, F_{yk}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L \times 6,90 \text{ (MPa)}$$

$$H_{op} = \gamma \times H_{min}$$

$$H_{op} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{op}^0$$

13- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{min}$

$$C_{min} = a \times b \times H_{min} ; \text{Unité : [MN] pour } a, b \text{ en [m] et } H_{min} : [\text{MPa}].$$

14- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{optimal}$

$$C_{op} = \gamma \times C_{min} = \gamma \times a \times b \times H_{min}$$

15- Calcul de C_{cr} : qui correspond à A_{cr}

Si $a = 0,20$; $C_{cr} = 1,05 \times C_{op} = 1,1 \times C_{min}$ [Remarque : $1,05 \approx \sqrt[3]{\gamma_s}$]

$$\text{Si } 0,20 < a < 0,30 ; C_{cr} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times C_{op} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times \gamma \times C_{min} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min} \Rightarrow C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min}$$

$$\text{Si } 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m} ; C_{cr} = \left(\frac{\gamma}{1,10}\right) \times C_{op} = \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min} \Rightarrow C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min}$$

16- Calcul de C_{max} : qui correspond à A_{max}

Si $a = 0,20$; $C_{max} = 1,05 \times C_{cr} = \gamma_s \times C_{min}$; $\gamma_s = 1.15$

$$\text{Si } 0,20 < a < 0,30 ; C_{max} = \left(\frac{\gamma}{1,05}\right) \times C_{cr} = \frac{\gamma}{1,05} \times \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{min} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{min} \Rightarrow C_{max} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{min}$$

$$\text{Si } 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m} ; C_{max} = 1,10 \times C_{cr} = 1,1 \times \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{min} = \gamma^2 \times C_{min} \Rightarrow C_{max} = \gamma^2 \times C_{min}$$

17- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode professionnelle)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b$$

$A = F(N_s)$, $N_{\text{service}} = N_g + N_q$ avec N_g : charge axiale permanente et N_q : charge axiale variable.

1^{er} cas : Si $N_s \leq N_{\min} = C_{\min}$; $A = A_{\min}$ pour $0,20 \leq a \leq 1,25$ m.

2^e cas : $0,20 \leq a < 0,30$ m

* Si : $C_{\min} < N_s \leq N_{\text{op}} = C_{\text{op}}$; $A = \frac{A_{\min}}{C_{\min}} \times N_s$

* Si : $C_{\text{op}} < N_s \leq C_{\max}$; $A = C_1 \times N_s + d_1$

Avec $C_1 = \frac{A_{\max} - A_{\text{op}}}{C_{\max} - C_{\text{op}}}$ $d_1 = A_{\text{op}} - C_1 \times C_{\text{op}}$

3^e cas : $0,30 \leq a \leq 1,25$ m

* Si $C_{\min} \leq N_s \leq C_{\text{cr}}$ $\rightarrow A = \frac{C_{\text{cr}}}{A_{\text{cr}}} \times N_s$

* Si : $C_{\text{cr}} < N_s \leq N_{\max} = C_{\max}$ $\rightarrow A = C_3 \times N_s + d_3$

Avec $C_3 = \frac{A_{\max} - A_{\text{cr}}}{C_{\max} - C_{\text{cr}}}$ $d_3 = A_{\max} - C_3 \times C_{\max}$

18- Fonction réciproque $N_{\text{rs}} = F(\text{armature})$

Avec N_{rs} : Capacité résistante service du poteau sans pondération.

1^{er} cas : $0,20 \leq a < 0,30$

* si : $A_{\min} \leq A \leq A_{\text{op}} \rightarrow N_{\text{RS}} = \frac{C_{\min}}{A_{\min}} = \frac{C_{\text{op}}}{A_{\text{op}}} \times A$

* si : $A_{\text{op}} < A \leq A_{\max} \rightarrow N_{\text{RS}} = \frac{1}{C_1} \times A - \frac{d_1}{C_1}$

2^e cas : $0,30 \leq a \leq 1,25$ m

* si $A_{\min} \leq A \leq A_{\text{cr}} \rightarrow N_{\text{RS}} = \frac{C_{\text{cr}}}{A_{\text{cr}}} \times A$

* si $A_{\text{cr}} < A \leq A_{\max} \rightarrow N_{\text{RS}} = \frac{1}{C_3} \times A - \frac{d_3}{C_3}$

Remarques :

* Dans les deux cas cités ci dessus si $A \leq A_{\min}$: $N_{\text{RS}} = C_{\min}$.

* Si $A \geq A_{\max}$: augmenter b : le poteau doit être redimensionné.

* Si $A_{\min} \leq A \leq A_{\max}$: le poteau est correctement dimensionné.

Les différentes formules utiles de la méthode professionnelle sont résumées dans le tableau suivant :

Tableau 21 : Formulaire de méthode professionnelle

a (m)	$0,20 \leq a < 0,3$	$0,30 \leq a \leq 0,41$	$a > 0,41$
γ	$\frac{1}{3} \times [-11(a^2 - a) + \sqrt{2}]$		1,36
$\rho_{op} = \Psi_k(a)$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times [\frac{15}{4}(a^2 - a) + \frac{4}{3}]$		$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,42$
$\rho_{min} \%$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times \frac{1}{4} [34a^2 - 28a + 7]$		$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,31$
$\rho_{cr} \%$	$1,3 \times \gamma^2 \times \rho_{min}$	$\gamma^2 \times \rho_{min}$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,577$
$\rho_{max} \%$	$\frac{e^{\rho_{min}}}{1,3}$	$\frac{\gamma^4}{1,15} \times \rho_{min}$	$\frac{1}{\sqrt{k}} \times 0,935$
H_{op}^0	$\gamma \times 6,90$	$\gamma \times 6,90$	9,38=cste

Des formules dites « rapides » de la méthode professionnelle sont résumées dans le tableau suivant :

Tableau 22 : Formules rapides de la méthode professionnelle

a (m)	$0,20 \leq a < 0,3$	$0,30 \leq a < 0,40$	$a \geq 0,40$
γ	$2,3 \times \sqrt{a}$	$2,2 \times \sqrt{a}$	1,36
Ψ	$\Psi = \frac{1}{\sqrt{k}} [\sqrt{\pi} - \gamma]$		
ρ_{min}	$\rho_{min} = \frac{\Psi}{\gamma}$		

IV-4-Exemples d'application

Pour pouvoir comparer avec la méthode optimale linéaire « classique » on prendra les mêmes exemples cités dans le § III-5 à savoir le poteau 25x70 cm de l'exemple 1 et le poteau 35x90 cm de l'exemple 2.

Exemple N°1

Poteau : $0,25 \times 0,70$; $k = 1$; $L_0 = 4,60$; $f_{ck} = 35$ MPa ; $F_{yk} = 400$ MPa

1- L_C : Longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

A.N ; $k = 1 \Rightarrow L_C = L_0 = 4,60$ m

2- Calcul de $L_{\max} \rightarrow L_{\max} = (a - 0,02) \times 20$

A.N ; $L_{\max} = (0,25 - 0,02) \times 20 = 4,60$ m

Or $L_C = 4,60$ m $\leq L_{\max} = 4,60$ m : OK : Choix de 'a' correcte.

3- Calcul du rendement des poteaux a l'état optimal : γ

on a γ : $a = 0,25$ m $\leq 0,41$ m

A.N : $\gamma = \frac{1}{3} \times [-11 (a^2 - a) + \sqrt{2}] = \text{AN} ; \gamma = 1,16$ (sans unité)

4- Calcul de $b_{\max}$: $b_{\max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

A.N ; $v = \frac{6,6}{\gamma} = \frac{6,6}{1,16} = 5,69 \Rightarrow b_{\max} = 5,69 \times a = 5,69 \times 0,25$

Soit $b_{\max} = 1,42$ m

Or $b = 0,70$ m $\leq b_{\max} = 1,42$ m : OK.

5- Calcul de $\rho_{op} = \Psi$: % d'armature à l'état optimal.

$a = 0,25$ m $\Rightarrow a \leq 0,41 \Rightarrow$

$\rho_{op} = \Psi = \frac{1}{\sqrt{k}} \times \left[\frac{15}{4} (a^2 - a) + \frac{4}{3} \right] ; \Psi = 0,630$ %

6- Calcul de ρ_{min} : % d'armature à l'état minimal.

$\rho_{min} = \frac{\Psi}{\gamma}$; A.N ; $\rho_{min} = \frac{0,630}{1,160} = 0,543$ % (1^{re} méthode)

3^e méthode parabolique : $\rho_{min} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times \frac{1}{4} (34a^2 - 28a + 7) = 0,531$ %

7- Calcul de ρ_{cr} : % d'armature à l'état critique.

$\rho_{cr} = 1,3 \times \gamma^2 \times \rho_{min}$; comme $0,20 \leq a \leq 0,30$; A.N $\rho_{cr} = 0,928$ %

8- Calcul de $\rho_{\max}$: % d'armature à l'état maximal.

$$a = 0,25 \Rightarrow 0,20 \leq a \leq 0,30 \Rightarrow \rho_{\max} = \frac{e^{\rho_{\min}}}{1,3}$$

$$\text{A.N } \rho_{\max} = 1,3085 \%$$

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

$$f_{ck} = 35 \text{ Mpa} \Rightarrow 30 < f_{ck} \leq 90 \text{ MPa} ; C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{\gamma_s - \psi} \text{ avec } \gamma_s = 1.15.$$

$$\text{A.N } ; C_c = \left[\frac{35}{25} \right]^{1,15 - 0,63} = \left[\frac{35}{25} \right]^{0,52} = 1,19.$$

$$*C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{yk}}{400} \right] \text{ avec LN : Logarithme Népérien.}$$

$$\text{Comme } F_{yk} = 400 \Rightarrow C_s = 1.$$

10- Calcul du coef Z_l^k : Méthode des puissances

$$Z_l^k = c_k \times Z_l^1 \text{ or } L_c = 4,6 > 3,14 \text{ m} \Rightarrow Z_{L_1}^1 = \frac{1}{\gamma^\psi} \times \left[\frac{\pi}{L_c} \right]^\psi ; \text{AN } ; Z_{L_1}^1 = 0,716$$

$$c_k = 1 \Rightarrow Z_l^k = 0,716$$

11- Calcul du contrainte moyenne minimale : $H_{\min}$

$$H_{\min} = C_c \times C_s \times Z_L^k \times H_{\min}^0$$

$$H_{\min}^0 = 6,90 \text{ Mpa} = \text{cste pour } 0,20 \leq a \leq 1,25$$

$$H_{\min} = C_c \times C_s \times Z_L^k \times H_{\min}^0 ; \text{AN } H_{\min} = 1,19 \times 1 \times 0,716 \times 6,9 = 5,88 \text{ Mpa}$$

$$p_e = \frac{\rho_{\min}}{H_{\min}} ; \text{AN } p_e = \frac{0,531 \times 100}{5,88} = 9,03 = 9 \text{ cm}^2/\text{MN}$$

$$\text{Pour } C_{\min} \leq N_s \leq C_{op} \Rightarrow A = p_e \times N_s = 9 \times N_s$$

$$\text{Pour } N_s = C_{op} \text{ pour } A = A_{op} = \psi \times a \times b = 0,63 \times 0,25 \times 0,7 \times 100 = 11,03$$

$$\Rightarrow A_{op} = 11,025 \text{ cm}^2$$

$$C_{op} = \frac{A_{op}}{p_e} ; \text{AN } : C_{op} = \frac{11,025}{9} = 1,19 \text{ MN}$$

$$H_{op} = \gamma \times H_{\min} = 1,16 \times 5,88 = 6,82 \text{ Mpa}$$

$$C_{op} = a \times b \times H_{op} ; \text{AN } : C_{op} = 0,25 \times 0,70 \times 6,82$$

$$C_{op} = 1,19 \text{ MN}$$

$$C_{\min} = a \times b \times H_{\min} ; A.N : C_{\min} = 0,25 \times 0,70 \times 5,88 = 1,03 \text{ MN}$$

$$\text{Pour } 1,03 \leq N_s \leq 1,19 \text{ MN} \Rightarrow A = 9 \times N_s \quad A : [\text{cm}^2] \quad N_s : [\text{MN}]$$

$$\text{Pour } N_s \leq 1,03 \text{ MN} ; A = A_{\min} = 9,29 \text{ cm}^2$$

Pour le même poteau : si $N_g = 0,9$ et $N_q = 0,21$ calculer le ferrailage correspondant

$$\text{On a } N_s = 0,9 + 0,2 = 1,1 \text{ MN} ; A.N : A = 9 \times 1,1 = 9,9 \text{ cm}^2$$

$$\text{Remarque : } A_{\min} = \rho_{\min} \times a \times b = 9,29 \text{ cm}^2$$

12- Calcul du contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c, f_{ck}, F_{yk}

$$H_{\min} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{\min}^0 ; \text{ or } C_c = 1,19 ; C_s = 1,00 \text{ et } Z_L = 0,716 ; H_{op} = \gamma \times H_{\min}$$

$$H_{op} = 1,16 \times 1 \times 0,716 \times 6,90$$

$$\text{Soit } \boxed{H_{op} = 6,82 \text{ MPa}}$$

13- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{\min}$

$$C_{\min} = a \times b \times H_{\min} ; \text{ or } H_{\min} = \frac{H_{op}}{\gamma} ;$$

$$A.N : H_{\min} = \frac{6,82}{1,16} = 5,88 \text{ MPa}$$

$$\Rightarrow C_{\min} = 0,25 \times 0,70 \times 5,88 = 1,03 \Rightarrow C_{\min} = 1,03 \text{ MN}$$

14- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{\text{optimal}}$

$$C_{op} = \gamma \times C_{\min}$$

$$A.N : C_{op} = 1,16 \times 1,03 = 1,19$$

$$\text{Soit } \boxed{C_{op} = 1,19 \text{ MN}}$$

15- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{cr}$

$$a = 0,25 \text{ m} \Rightarrow 0,20 < a < 0,30 \Rightarrow C_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times C_{\min} \rightarrow C_{cr} = 1,28 \times 1,03$$

$$A.N : C_{cr} = 1,318 \text{ MN.}$$

16- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{\max}$

$$a = 0,25 \text{ m} \Rightarrow 0,20 < a < 0,30 ; C_{\max} = \frac{\gamma^3}{1,10} \times C_{\min} \Rightarrow \boxed{C_{\max} = 1,458 \text{ MN}}$$

17- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode professionnelle)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b ; A_{\min} = 100 \times 0,53 \times 0,25 \times 0,70$$

Tableau 23 : Calcul de ferrailage du poteau 25x70 cm (Exemple 1) - Méthode professionnelle

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
ρ (%)	0,53	0,63	0,93	1,31
$A(\text{cm}^2)$	9,30	11,03	16,23	22,90

On a, $a = 0,25 \Rightarrow$ donc $0,20 \leq a < 0,30$

Si $C_{\min} < N_s \leq C_{\text{op}} \Rightarrow A = \frac{A_{\min}}{C_{\min}} \times N_s$ or $A_{\min} = 9,63 \text{ cm}^2$; $C_{\min} = 1,038 \text{ MN}$

$$\Rightarrow \frac{A_{\min}}{C_{\min}} = \frac{9,30}{1,038} = 9,0 \text{ cm}^2/\text{MN}$$

$\Rightarrow$ Si $C_{\min} < N_s < C_{\text{op}} \Rightarrow A = 9,0 \times N_s$ avec N_s [MN] ; A [cm^2]

Notre but est de déterminer l'équation de ferrailage de poteau en fonction de N_s dans le cas où $N_s > C_{\text{op}}$.

$$\text{On a : } C_{\max} = \frac{\gamma^3}{1,1} \times C_{\min}$$

$$A.N C_{\max} = \frac{(1,16)^3}{1,1} \times 1,03 = 1,46 \text{ MN}$$

$$\rho_{\max} = \frac{1}{1,3} \times e^{\rho_{\min}} ; e : \text{fonction exponentielle } (e^0 = 1)$$

$$A.N \rho_{\max} = \frac{e^{0,53}}{1,3} = \frac{1,7}{1,3} = 1,31 \%$$

$$\Rightarrow A_{\max} = \rho_{\max} \times 100 \times a \times b = 1,31 \times 100 \times 0,25 \times 0,70$$

$$A_{\max} = 22,90 \text{ cm}^2$$

Pour $C_{\text{op}} < N_s \leq C_{\max} = 1,46 \text{ MN}$ on a $A = \alpha \times N_s + \beta$ avec

$$\alpha = \frac{A_{\max} - A_{\text{op}}}{C_{\max} - C_{\text{op}}} ; A.N ; \alpha = \frac{22,9 - 11,03}{1,46 - 1,2}$$

$$\alpha = 45,65 \text{ (3)} ; \beta = A_{\max} - 45,65 \times C_{\max}$$

$$A.N \beta = 22,9 - 45,65 \times 1,46 = - 43,75$$

$\Rightarrow$ pour $N_s \in [C_{\text{op}} ; C_{\max}] ; 0,2 \leq a \leq 0,3 (a = 0,25)$

$$A = 45,65 \times N_s - 43,75 \text{ [cm}^2\text{]}.$$

Dans le cas ou $N_g = 1,12 \text{ MN}$ et $N_q = 0,23 \text{ MN}$

On a $N_s = 1,12 + 0,23 = 1,35 \text{ MN} \in [1,2 ; 1,46]$

Donc $A = 45,65 \times N_s - 43,75$

A.N $A = 45,65 \times 1,35 - 43,75 = 17,88 \text{ cm}^2$

Le tableau suivant présente un récapitulatif du calcul du poteau 25x70 cm pour les 4 états.

Tableau 24 : Tableau récapitulatif du calcul du poteau 25x70 cm (Exemple 1) – Méthode professionnelle

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
C (service) [MN]	1,030	1,190	1,318	1,458
C (ultime) = N _{Ed} [MN]	1,453	1,686	1,859	2,060
ρ (%)	0.531	0.630	0.930	1.31
A(cm²)	9.30	11.03	16.23	22.90

On prendra $A_F = 1,25 \times A = 28,60 \text{ cm}^2$

La figure suivante présente la variation de la section d’acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau 25x70 de l’exemple 1 en fonction de l’effort à l’ELS, $N_s \text{ (MN)}$.

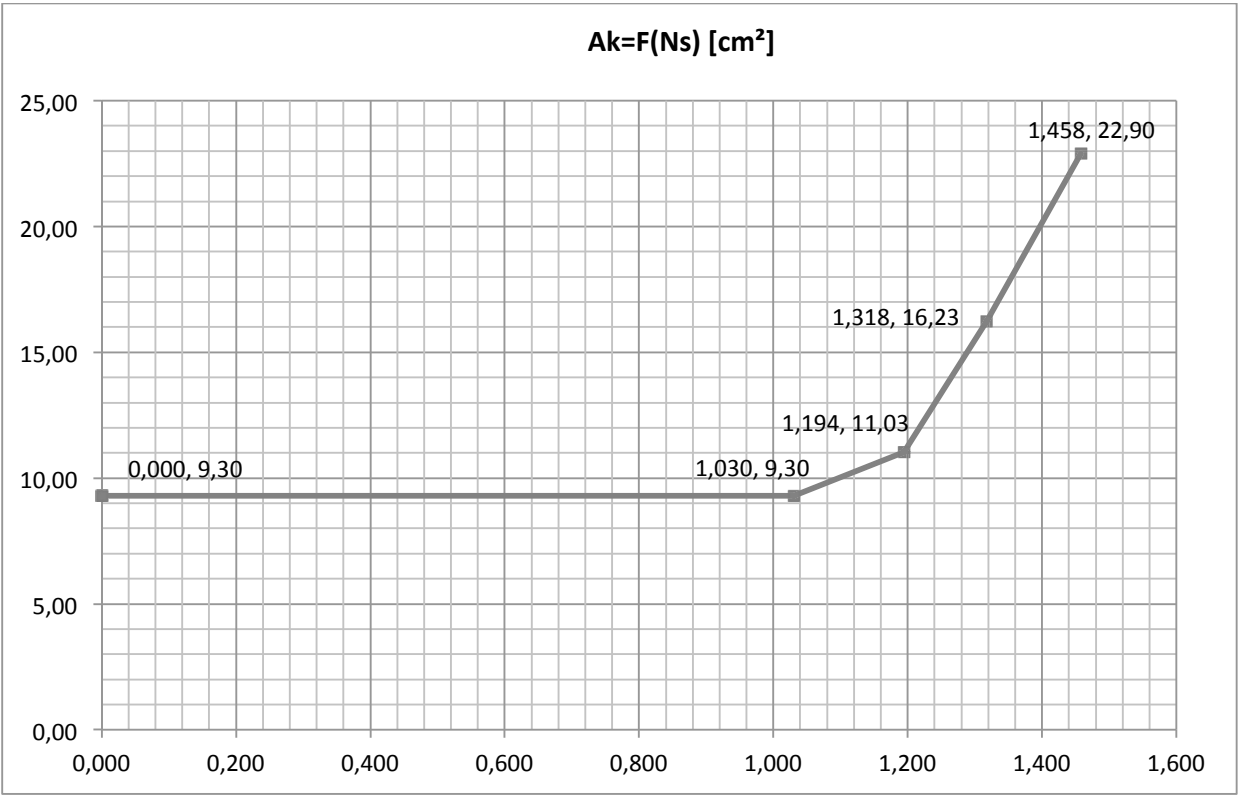


Figure 15 : Variation de la section d’acier A(cm²) du poteau de l’exemple 1 (poteau 25x70 cm)

Exemple N°2

Données : Poteau : $0,35 \times 0,90$; $k = 1$; $L_0 = 6,60$; $f_{ck} = 30$ MPa ; $F_{yk} = 500$ MPa

1- L_C : Longueur du calcul : $L_C = \sqrt{k} \times L_0$

A.N ; $k = 1 \Rightarrow L_C = L_0 = 6,60$ m

2- Calcul de L_{max} $\rightarrow L_{max} = (a - 0,02) \times 20$

A.N ; $L_{max} = (0,35 - 0,02) \times 20 = 6,60$ m

Or $L_C = 6,60$ m $\leq L_{max} = 6,60$ m : OK : Choix de 'a' correcte.

3- Calcul du rendement du poteau a l'état optimal : γ

$\gamma \Rightarrow a = 0,35$ m $\leq 0,41$ m $\Rightarrow$

$$\gamma = \frac{1}{3} \times [-11(a^2 - a) + \sqrt{2}] ; \text{A.N : } \gamma = 1,306$$

4- Calcul de b_{max} : $b_{max} = v \times a$ avec $v = \frac{6,6}{\gamma}$.

$$\text{A.N ; } v = \frac{6,6}{\gamma} = \frac{6,6}{1,306} = 5,05 \Rightarrow b_{max} = 5,05 \times a = 5,05 \times 0,35$$

Soit $b_{max} = 1,76$ m

Or $b = 0,90$ m $\leq b_{max} = 1,76$ m : OK.

5- Calcul de $\rho_{op} = \Psi$: % d'armature à l'état optimal.

$$a = 0,35 \text{ m} \Rightarrow a \leq 0,41 \text{ m} \Rightarrow \Psi = \frac{1}{\sqrt{k}} \left[\frac{15}{4} \times (a^2 - a) + \frac{4}{3} \right] = \text{A.N : } \Psi = 0,480 \%$$

6- Calcul de ρ_{min} : % d'armature à l'état minimal.

$$1^{\text{re}} \text{ méthode } \rho_{min} = \frac{\Psi}{\gamma} ; \text{A.N ; } \rho_{min} = \frac{0,480}{1,306} = 0,3675 \%$$

$$3^{\text{e}} \text{ méthode parabolique : } \rho_{min} = \frac{1}{\sqrt{k}} \times \frac{1}{4} [34a^2 - 28a + 7] = 0,341 \%$$

7- Calcul de ρ_{cr} : % d'armature à l'état critique.

$$\rho_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times \rho_{min} \text{ pour } 0,30 < a \leq 0,41 ; \text{A.N } \rho_{cr} = 0,582 \%$$

8- Calcul de ρ_{max} : % d'armature à l'état maximal.

$$a = 0,35 \Rightarrow 0,30 \leq a \leq 0,41 \Rightarrow \rho_{max} = \frac{\gamma^4}{1,15} \times \rho_{min} ; \text{A.N } \rho_{max} = 0,862 \%$$

9- Calcul des deux corrections : C_c et C_s

$$f_{ck} = 30 \text{ Mpa} \Rightarrow 12 \leq f_{ck} \leq 30 \text{ MPa} ; C_c = \left[\frac{f_{ck}}{25} \right]^{1-\psi}$$

$$\text{A.N} ; C_c = \left[\frac{30}{25} \right]^{1-0,5} = 1,10$$

$$*C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{F_{yk}}{400} \right] \text{ avec LN : Logarithme Népérien.}$$

$$\text{A.N} : C_s = 1 + 0,15 \times \text{LN} \left[\frac{500}{400} \right] = 1,033$$

10- Calcul du coef Z_L^k : méthode des puissances

$$L_c = 6,60 > 3,14 \text{ m} \rightarrow Z_L^k = C_k \times Z_L^1$$

$$Z_L^1 = \frac{1}{\gamma^\psi} \times \left[\frac{\pi}{L_c} \right]^\psi ; \text{AN} : Z_L^1 = 0,616$$

11- Calcul du contrainte moyenne minimale : H_{min}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L^k \times H_{min}^0$$

$$\text{Or } H_{min} = 6,90 \text{ Mpa pour } 0,2 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$$

$$\Rightarrow H_{min} = 1,1 \times 1,033 \times 0,616 \times 6,9 = 4,83 \text{ Mpa}$$

$$H_{op} = \gamma \times H_{min} ; \text{AN } H_{op} = 1,306 \times 4,83 = 6,308 \text{ Mpa}$$

$$H_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,1} \times H_{min} \text{ car } (0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m})$$

$$H_{cr} = \frac{(1,306)^2}{1,1} \times 4,83 = 7,49 \text{ Mpa } 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$$

$$P_e = \frac{\rho_{cr}}{H_{cr}} = \frac{\frac{\gamma^2}{1,05} \times \rho_{min}}{H_{cr}} ; \text{AN} ; \rho_{cr} = \frac{\gamma^2}{1,05} \times \rho_{min}$$

$$\rho_{cr} = \frac{(1,306)^2}{1,05} \times 0,341 = 0,528 \%$$

$$P_e = \frac{0,528 \times 100}{7,49} = 7,77 \text{ cm}^2/\text{MN}$$

$$\text{Pour } N_s = C_{min} = a \times b \times H_{min} = 0,35 \times 0,9 \times 4,83 = 1,52$$

$$\Rightarrow \text{ferrailage } A_{min} = p_e \times C_{min} = 7,77 \times 1,52 = 11,81 \text{ cm}^2$$

$$\text{Or } \rho_{min} = 0,341 \% \Rightarrow A_{min} = 0,35 \times 0,9 \times 100 \times 0,341 ; \text{ Soit } A_{min} = 10,75 \text{ cm}^2 < 11,81 \text{ cm}^2 : \text{OK.}$$

$$\text{Pour } N_s = C_{op} = a \times b \times H_{op} = 0,35 \times 0,9 \times 6,31 = 1,987 \text{ Mpa}$$

$$\Rightarrow A_{op} = 100 \times \rho_{op} \times a \times b = 100 \times 0,48 \times 0,35 \times 0,9 = 15,13 \text{ cm}^2$$

$$\text{Or } p_e \times C_{op} = 7,77 \times 1,987 = 15,43 \text{ cm}^2 > 15,13 \text{ cm}^2 \text{ OK}$$

$$C_{cr} = a \times b \times H_{cr}$$

$$AN ; C_{cr} = 0,35 \times 0,90 \times 7,49 = 2,36 \text{ MN}$$

$$\Rightarrow A_{cr} = \rho_{cr} \times 100 \times a \times b = 0,582 \times 100 \times 0,35 \times 0,90 = 8,32 \text{ cm}^2$$

$$\text{Or } A_{cr} = P_e \times C_{cr} = 7,77 \times 2,36 = 18,34 \text{ cm}^2 > 8,32 \text{ cm}^2 \text{ OK}$$

Pour le même poteau si $N_g = 1,8 \text{ MN}$ et $N_q = 0,4 \text{ MN}$

Calculer le ferrailage correspondant :

$$A = P_e \times N_s ; N_s = N_g + N_q ; AN ; N_s = 2,2 \text{ MN}$$

$$N_s = 2,2 \text{ MN} \leq C_{cr} = 2,36 \text{ MN} \text{ donc } A = P_e \times N_s$$

$$\Rightarrow AN ; A = 7,77 \times 2,2 = 17,09 \text{ cm}^2$$

*soit le même poteau avec un ferrailage 8HA16 : calculer la force portance de ce poteau.

$$\text{On a } A_{cr} = 18,9 \text{ cm}^2 > 16 \text{ cm}^2 (8HA16) \text{ donc}$$

$$N_s = \frac{A}{P_e} ; AN, N_s = \frac{16}{7,77} = 2,06 \text{ MN} = N_{Rs}$$

Pour le même poteau si $N_g = 1,05 \text{ MN}$ et $N_q = 0,25 \text{ MN}$ calculer la force portance de ce poteau

$$\text{On a } N_s = N_g + N_q = 1,30 \text{ MN} < C_{min} = 1,52 \text{ MN}$$

Donc le ferrailage de poteau et le ferrailage minimale soit $A = A_{min} = 10,75 \text{ cm}^2$

Pour $a \in [0,3 ; 1,25 \text{ m}]$; on peut déterminer le ferrailage de poteau dans le domaine non économique

$$\text{On a } C_{max} = \gamma^2 \times C_{min} ; AN ; C_{max} = (1,306)^2 \times 1,5 ; C_{max} = 2,59 \text{ MN}$$

$$\rho_{max} = \frac{\gamma^4}{1,15} \times \rho_{min} \text{ pour } 0,3 \leq a \leq 1,25 \text{ m}$$

$$AN ; \rho_{max} = \frac{(1,306)^4}{1,15} \times 0,341 = 0,862 \%$$

$$A_{max} = \rho_{max} \times 100 \times a \times b = 0,862 \times 100 \times 0,35 \times 0,90 = AN ; A_{max} = 27,15 \text{ cm}^2$$

$$\text{Pour } A = A_{cr} = 18,34 \text{ cm}^2 (C_{cr} = 2,36 \text{ MN})$$

Pour $C_{max} = 2,59 \text{ MN}$ on a $A_{max} = 27,15 \text{ cm}^2$ donc pour $C_{cr} \leq N_s \leq C_{max}$ on a

$$A = \alpha \times N_s + \beta \text{ avec}$$

$$\text{Pour } N_s = C_{cr} \text{ on a } \alpha \times C_{cr} + \beta = A_{cr} \quad (1)$$

$$\text{Pour } N_s = C_{max} \text{ on a } \alpha \times C_{max} + \beta = A_{max} \quad (2)$$

$$\Rightarrow (2)-(1) \Rightarrow A_{max}-A_{cr} = \alpha \times (C_{max} - C_{cr}) \Rightarrow \alpha = \frac{A_{max}-A_{cr}}{C_{max}-C_{cr}}, \text{ A.N } \alpha = \frac{27,15-18,34}{2,59-2,36}$$

$$\alpha = \frac{8,81}{0,23} \Rightarrow \boxed{\alpha = 38,30} \quad (3)$$

Remplaçant (3) dans (4) on obtient :

$$A_{max} = 46 \times C_{max} + \beta \Rightarrow \beta = A_{max} - 38,30 \times C_{max} \text{ A.N } \Rightarrow \beta = 27,15 - 38,30 \times 2,59 = -72,047$$

$$\Rightarrow \text{pour } N_s \in [C_{cr}; C_{max}] \text{ on a } A = 38,30 \times N_s - 72,047 \text{ [cm}^2\text{]}$$

Vérification pour $N_s = C_{cr} = 2,36 \text{ MN}$

$$\Rightarrow A = 38,30 \times 2,36 - 72,047 = 18,34 \text{ cm}^2 : \text{OK}$$

Maintenant pour le même poteau : calculer le ferrailage pour $N_g = 2,05$ et $N_q = 0,42 \text{ MN}$

On a $N_s = 2,47 \text{ MN} \in [2,32 ; 2,52 \text{ MN}]$

$$\text{D'où } A = 38,30 \times 2,47 - 72,047 = 22,55 \text{ cm}^2$$

Soit 12HA16

*Pour le même poteau calculer la force portante si le ferrailage est 14HA16

$$\text{On a 14HA16 : } 14 \times 2,01 = 28,14 \text{ cm}^2$$

$$\text{Or } A_{max} = 29,48 \text{ cm}^2 \text{ donc } A = 38,30 \times N_s - 72,047 \Rightarrow 38,30 N_s = (A + 72,047) \Rightarrow N_s = N_{Rs} = \frac{(A + 72,047)}{38,30}$$

$$\text{Pour } A = 28,14 \text{ cm}^2 \Rightarrow N_{Rs} = \frac{(28,14 + 72,047)}{38,30} \text{ A.N } \boxed{N_{Rs} = 2,6158 \text{ MN}}$$

12- Calcul du contrainte moyenne optimale : H_{op} : pour L_c , f_{ck} , F_{yk}

$$H_{min} = C_c \times C_s \times Z_L \times H_{min}^0 ; \text{ or } C_c = 1,1 ; C_s = 1,033 \text{ et } Z_L = 0,616 ;$$

$$H_{op} = \gamma \times H_{min} = 1,306 \times 1,1 \times 1,033 \times 0,616 \times 6,9 = 6,31 \text{ MPa}$$

$$\text{Soit } H_{op} = 6,31 \text{ MPa}$$

13- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{min}$

$$C_{min} = a \times b \times H_{min} ; \text{ or } H_{min} = \frac{H_{op}}{\gamma} ;$$

$$A.N : H_{\min} = \frac{6,31}{1,306} = 4,83 \text{ MPa}$$

$$\Rightarrow C_{\min} = 0,35 \times 0,90 \times 4,83 = 1,52 \Rightarrow C_{\min} = 1,52 \text{ MN}$$

14- Calcul de capacité résistante de service du poteau : pour $A = A_{\text{optimal}}$

$$C_{\text{op}} = \gamma \times C_{\min}$$

$$A.N : C_{\text{op}} = 1,306 \times 1,52 = 1,987 \quad \text{Soit} \quad \boxed{C_{\text{op}} = 1,987 \text{ MN}}$$

15- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{\text{cr}}$

$$a = 0,35 \text{ m} \Rightarrow 0,30 \leq a \leq 1,25 \Rightarrow C_{\text{cr}} = \frac{\gamma^2}{1,10} \times C_{\min} = 2,36 \text{ MN}$$

$$A.N : C_{\text{cr}} = 2,360 \text{ MN.}$$

16- Calcul de la capacité résistance de service du poteau pour $A = A_{\text{max}}$

$$a = 0,35 \text{ m} \Rightarrow 0,30 \leq a \leq 1,25 \text{ m} \Rightarrow C_{\text{max}} = \gamma^2 \times C_{\min} \Rightarrow \boxed{C_{\text{max}} = 2,59 \text{ MN}}$$

17- Calcul de ferrailage de poteau en fonction de N_s : (Méthode professionnelle)

$$A = 100 \times \rho \times a \times b ; A_{\min} = 100 \times 0,341 \times 0,35 \times 0,90$$

Tableau 25 : Calcul de ferrailage du poteau 35x90 cm (Exemple 2) - Méthode professionnelle

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
ρ (%)	0,341	0,480	0,582	0,862
$A(\text{cm}^2)$	10,75	15,13	18,32	27,16

Le tableau suivant présente un récapitulatif du calcul du poteau 35x90 cm pour les 4 états.

Tableau 26 : Tableau récapitulatif du calcul du poteau 35x90 cm (Exemple 2) – Méthode professionnelle

Etat	Minimal	Optimal	Critique	Maximal
C (service) [MN]	1.521	1.986	2.357	2,592
C (ultime) [MN]	2.129	2.780	3.300	3.629
ρ (%)	0,341	0,480	0,582	0,862
$A(\text{cm}^2)$	10,75	15,13	18,32	27,16

On prendra $A_F = 1,25 \times A = 33,95 \text{ cm}^2$

La figure suivante présente la variation de la section d'acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau 35x90 de l'exemple 1 en fonction de l'effort à l'ELS, N_S (MN).

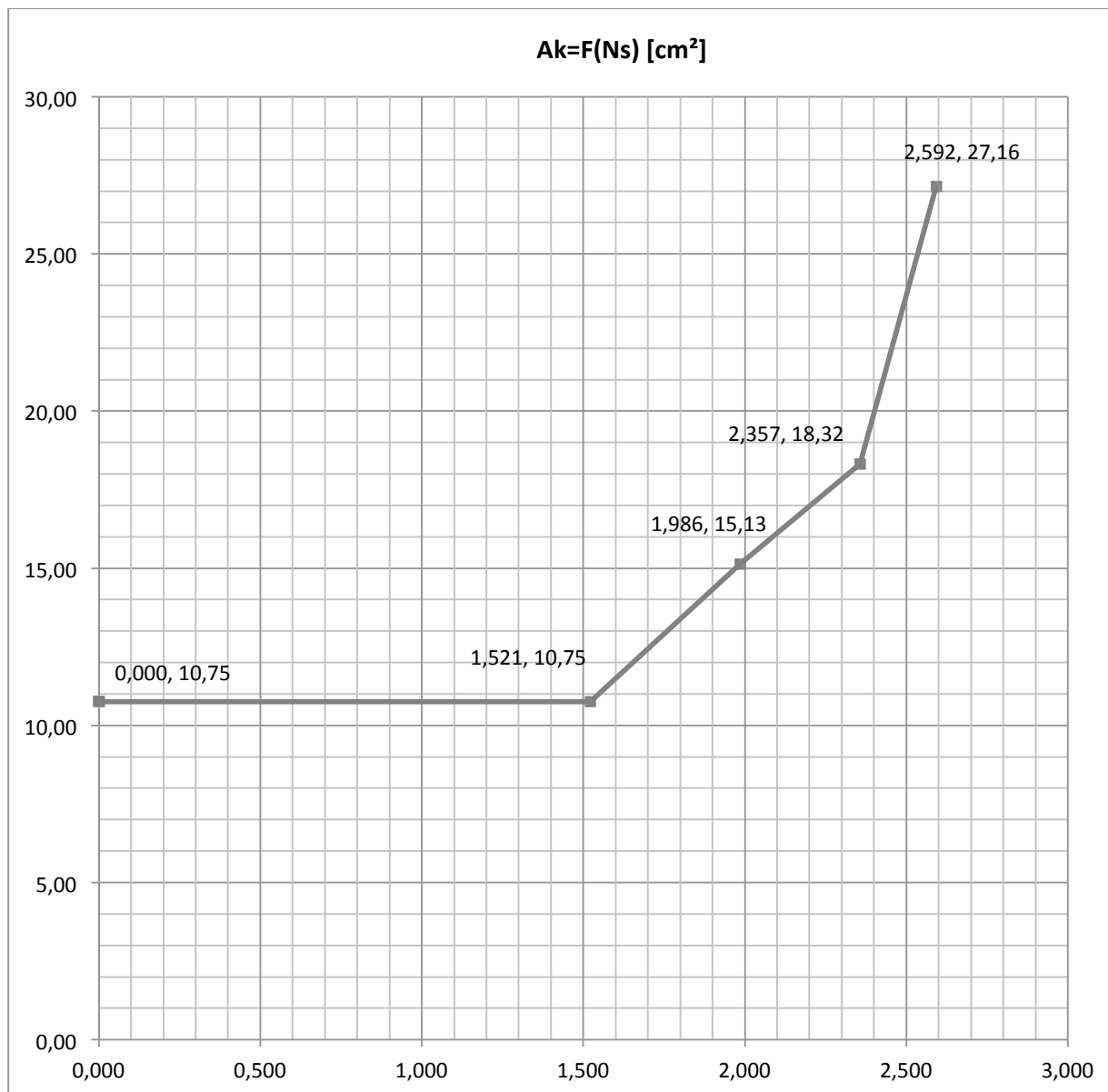


Figure 16 : Variation de la section d'acier $A(\text{cm}^2)$ du poteau de l'exemple 2 (poteau 35x90 cm)

V- Cas des poteaux circulaires

Un poteau carré de côté $\sqrt{\pi}$ est équivalent à un poteau circulaire de diamètre 2 ou bien de rayon 1. Un poteau circulaire de diamètre D est équivalent donc à un poteau carré de côté $a_c = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \times D$. De ce fait, le calcul d'un poteau circulaire se ramène au calcul d'un poteau carré avec une légère différence au niveau de l'élancement géométrique qui serait égal à $EL_{\max-c} = 0.95 \times EL_{\max-r} = 0.95 \times (a-0.02) \times 20 = (a-0.02) \times 19$ pour un poteau circulaire avec $EL_{\max-r}$ est l'élancement géométrique d'un poteau rectangulaire.

Le principe de calcul reste le même seulement on doit remplacer "a" dans les formules des poteaux rectangulaires par $a_c = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \times D$.

Conclusion et perspectives

Le présent ouvrage présente une méthode simple (se basant sur des équations linéaires) intitulée méthode optimale linéaire pour le calcul des poteaux. La validation de cette méthode est basée sur la méthode générale (dite de FAESSEL) qui est réputée être la plus économique. En plus de sa simplicité, cette méthode présente beaucoup d'avantages. En effet, pour la méthode optimale les sections d'acier minimale et maximale (A_{max} et A_{min}) ne dépendent pas de la charge. Elles sont considérées comme étant des caractéristiques d'un poteau **axb** avec un coefficient de flambement qui n'est pas fixe ($2/3 \leq k \leq 1$).

En comparaison avec la méthode générale, on a pu atteindre avec la méthode optimale linéaire une variation de 5 à 15% (une moyenne entre les états optimal, critique et maximal) de l'effort résistant N_{Rd} d'un poteau de section **axb** et on a :

$$\frac{N_{Rd}^{Faessel}}{N_{Rd}^{M.Opt}} = 5 \text{ à } 15\%$$

Pour la section d'acier du poteau **axb** on montre aussi qu'on converge vers la méthode générale et on a :

$$\frac{A_{Méthode\ optimale}}{A_{Méthode\ générale}} \leq 1,15$$

Ceci dit, la méthode optimale ne doit en aucun cas être dissociée de la norme EC2 et principalement pour l'aspect durabilité (classes d'exposition, calcul de l'enrobage...). Le calcul d'enrobage a été pris en compte dans l'ouvrage « *Théorie pseudo-linéaire des poteaux en béton armé Tome 1* » Hédi Ayed Lakhal – Edition EUE 2016.

Par ailleurs, ce travail (volume 1 : Calcul des poteaux en béton armé) sera suivi de deux autres volumes à savoir « calcul des semelles excentrées en béton armé » et « calcul des escaliers en bétons armé »

Références bibliographiques

- [1] AYED LAKHAL H., 2016. Théorie pseudo-linéaire des poteaux en béton armé : tome 1, Editions EUE, 88 pages.
- [2] Thonier H., 1995. Le projet de béton armé (B.A.E.L.), SEBTP, France : 255 pages.
- [3] Thonier H., 2013. Le projet de béton armé (EC2), SEBTP, France : 262 pages.
- [4] Thonier H., 1999. Conception et calcul des structures de bâtiment : tome 6 (B.A.E.L.), Presses de l'école nationale des ponts et chaussées, France : 295 pages.



Université Gustave Eiffel : création d'une université inédite qui réinvente les villes et les territoires

Le décret portant création de l'Université Gustave Eiffel est paru au Journal Officiel le 15 décembre 2019. Il annonce la naissance d'une nouvelle université qui regroupe des compétences variées afin de porter au meilleur niveau international une thématique forte : **inventer les villes et les territoires de demain.**

Cette nouvelle université naît de la fusion de l'Université Paris-Est Marne-la-Vallée et de l'IFSTTAR, l'institut de la recherche européenne sur la ville et les territoires, les transports et le génie civil. Elle intègre une école d'architecture, l'EAV&T, et trois écoles d'ingénieurs, l'EIVP, l'ENSG Géomatique et ESIEE Paris. En réunissant pour la première fois en France le triptyque université / organismes de recherche / écoles, elle aura en particulier **vocation** à développer des collaborations nationales et internationales pour répondre aux enjeux sociétaux majeurs que génèrent les profondes mutations des environnements urbains où vit déjà 55 % de l'humanité.

L'Université Gustave Eiffel verra ainsi le jour au 1^{er} janvier 2020 et se positionnera comme un acteur académique majeur dans l'étude des villes et des processus d'urbanisation, cœur de son projet collectif fondateur. **Ce nouvel établissement questionnera les défis urbains en produisant des connaissances disruptives, en anticipant les transformations complexes des villes et des territoires, en proposant des solutions innovantes. Il contribuera à structurer les « sciences urbaines » au niveau national et international. Il mettra en place de nouveaux parcours de formation interdisciplinaire en réponse aux nouveaux enjeux sociétaux et de changement climatique.**

L'ambition de cette nouvelle université est de construire un ensemble **ouvert, transversal et citoyen**, avec une approche inédite de l'ingénierie, des sciences humaines et sociales, de l'urbanisme et de l'architecture, en s'appuyant sur des plates-formes expérimentales uniques dans l'espace européen de la recherche.

Ainsi, elle décline **sa mission** première de service public de l'enseignement supérieur, de la recherche et de l'innovation, à travers :

- la formation initiale et continue, avec une part importante dédiée à la formation par apprentissage, l'université se hissant dès sa création au premier rang des universités françaises en matière de formation par apprentissage,
- la recherche fondamentale et appliquée, et l'innovation,
- l'appui aux politiques publiques, l'expertise et la normalisation,
- l'ouverture à la société et à la coopération internationale.

Elle a toute compétence pour développer davantage ses relations avec les entreprises françaises et internationales déjà engagées par ses membres fondateurs.

L'Université Gustave Eiffel regroupe à sa création 17 000 étudiants, 500 doctorants, 1 200 chercheurs, enseignants-chercheurs et enseignants, accompagnés par 1 300 personnels de support et de soutien. Son implantation est nationale, au sein de différents campus en Régions. Son campus universitaire principal se situe à Marne-la-Vallée, au cœur du Grand Paris.

Cette nouvelle université bénéficie du soutien du programme d'investissements d'avenir (PIA).

UPEM, l'Université Paris-Est Marne-la-Vallée est un établissement pluridisciplinaire, avec 12 composantes de formation et 15 unités de recherche. Elle dispose en particulier d'un IUT, d'un IAE, d'une école d'urbanisme et d'une école d'ingénieurs. Elle poursuit les missions de service public qui lui incombent en s'attachant particulièrement à trois objectifs majeurs : le développement de l'enseignement supérieur sur son territoire, l'insertion professionnelle qualifiante et le développement d'une recherche d'excellence. Elle entretient des collaborations étroites, au niveau européen et international, dans les domaines de la formation, de la mobilité étudiante et de la recherche.

IFSTTAR, l'Institut français des sciences et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux, est un acteur majeur de la recherche européenne sur la ville et les territoires, les transports et le génie civil. L'IFSTTAR est un établissement public à caractère scientifique et technologique, placé sous la tutelle conjointe du ministère de la Transition écologique et solidaire et du ministère de l'Enseignement supérieur, de la Recherche et de l'Innovation.

Eav&t, l'Ecole d'architecture de la ville et des territoires Paris-Est, est une école nationale supérieure d'architecture relevant du ministère de la Culture. Elle s'est structurée autour d'un projet pédagogique qui considère l'architecture comme la maîtrise des transformations de l'environnement et des situations construites, à l'interface de l'urbanisme, du paysage et de l'ingénierie.

EIVP, l'Ecole des ingénieurs de la Ville de Paris, école supérieure du génie urbain, fait du développement urbain durable le fil conducteur de son enseignement et de sa recherche. Réinventer la ville, contribuer à former ceux qui vont la faire bouger est sa mission.

ENSG Géomatique, l'Ecole nationale des sciences géographiques, dépendant de l'Institut national de l'information géographique et forestière (IGN), forme des professionnels ayant vocation à travailler dans le secteur des technologies informatiques ainsi que dans les secteurs d'activité producteurs et utilisateurs de systèmes d'acquisition de données localisées et de systèmes d'information.

ESIEE Paris, l'école de l'innovation technologique, créée en 1904, forme des ingénieurs dans l'ensemble des domaines du numérique : internet des objets, systèmes embarqués, logiciel, cybersécurité, intelligence artificielle, usine du futur, e-santé, énergie... École d'ingénieurs de la CCI Paris Île-de-France, ESIEE Paris a toujours eu un lien privilégié avec les entreprises. ESIEE Paris est engagée dans le développement de la formation d'ingénieurs par apprentissage. L'école compte aujourd'hui 2000 élèves ingénieurs dont 700 en apprentissage.

Contacts

Émilie Vidal

Chargée des relations médias

01 81 66 82 15

06 19 71 21 95

emilie.vidal@ifsttar.fr

Axel de Chavagnac

PPOOL Médias et Communications

06 82 43 60 75

01 45 63 33 62

axel.dechavagnac@ppool.eu

CALL FOR PAPERS

GEE 2020

June 18-20, 2020
ESITC Caen, France



THEMES:

- Waste/landfill design and management
- Hazardous and radioactive waste treatment
- Geo-synthetics and geoenvironmental engineering
- Geotechnical reuse of solid waste
- Remediation of contaminated sites (soils, mining sites, groundwater and sediments)
- Environmental risks assessment and management
- Ground improvement technologies
- sustainable geoenvironmental engineering
- Impact of energy production on geoenvironment
- Energy geotechnics

INVITATION

Co-chair, GEE2020

- Prof. Mohamed Boutouil, ESITC Caen
- Prof. Daniel Levacher, Caen Normandy University

Dear colleagues,

On behalf of the organizing committee, we are pleased to announce the Call for Abstract for the GEE 2020, to be held on June 18-20, 2020 at ESITC Caen, France.



CALL FOR PAPERS

GEE 2020

June 18-20, 2020, ESITC Caen, France

ABSTRACT SUBMISSION

Presenters/authors are invited to submit abstracts containing no more than 200 words related to the topics of the conference.

Abstracts must be written in english on A4 format and submitted to the email address www.paralia.fr by January 15th, 2020.

REGISTRATION FEES

- Student: 100 euros
- Attendee: 200 euros



CO-CHAIR:

Prof. Daniel Levacher

Caen Normandy University
+33 (0)2 31 56 57 09

Prof. Mohamed Boutouil

ESITC Caen
+ 33 (0)2 31 46 23 04

CONTACT:

matthieu.dufeu@esitc-caen.fr
aurelie.gerault@esitc-caen.fr



IMPORTANT DATES

- Abstract submission deadline:
January 30, 2020
- Notice of acceptance:
February 15, 2020
- Full paper submission deadline:
March 30, 2020

ORGANIZING COMMITTEE

- President Masashi Kamon, RIEG, Prof. Emeritus, Kyoto University, Japan
- Prof. Takeshi Katsumi, Kyoto University, Japan
- Prof. Catherine Mulligna, Concordia University, Canada
- Prof. Mohamed Boutouil, ESITC Caen, France
- Prof. Jean-Pierre Gourc, University Joseph Fourier, France
- Prof. Daniel Levacher, Caen Normandy University, France
- Prof. Junbom Park, Seoul National University, South Korea



38^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil de l'AUGC

RUGC2020



MARRAKECH - MAROC
27-29 mai 2020

AUGC
ASSOCIATION UNIVERSITAIRE DE GÉNIE CIVIL



*“Défis du Génie Civil face au changement climatique:
Constats et perspectives”*

Les **38^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil**, organisées conjointement par le LMGC (Université de Montpellier - UMR CNRS 5508), le GeM (Centrale Nantes - Université de Nantes - UMR CNRS 6183) et l'UCAM (Université Cadi Ayyad de Marrakech) se tiendront à **Marrakech du 27 au 29 mai 2020**.

Ces journées donnent lieu à des échanges scientifiques et font état des avancées des recherches portant sur tous les thèmes du Génie Civil, depuis la réflexion sur l'urbanisme à la réalisation des ouvrages (bâtiments, ponts, routes) et infrastructures, incluant le second œuvre et les équipements techniques du bâtiment.

Dans le contexte actuel, une attention particulière sera accordée à la création de l'espace d'échanges entre chercheurs universitaires et industriels du domaine du Génie Civil dans l'espace méditerranéen.

Cette année, les rencontres sont dédiées aux **défis du Génie Civil face au changement climatique**. L'objectif étant de débattre du rôle moteur que devra jouer le Génie Civil dans l'émergence de nouvelles solutions constructives adaptées.

| Thèmes scientifiques

- **Environnement** : Génie côtier, Génie off-shore, Analyse de cycle de vie
- **Matériaux** : Ecomatériaux, Matériaux bio-sourcés, Sols et roches
- **Structures** : Infrastructures, Géotechnique, Interactions fluide-structure, Interactions sol-structure, Dynamique
- **Physique du bâtiment** : Bâtiments durables, multi-physiques, Thermique et climatique
- **Durabilité** : Vieillessement, Corrosion, Fatigue,, Attaques chimiques



DATES CLÉS

- **15 JANVIER 2020**
Date limite de soumission d'un résumé étendu (4 pages)
- **15 FEVRIER 2020**
Notification aux auteurs
- **15 MARS 2020**
Date limite de réception des versions définitives



| Ateliers thématiques

Des ateliers thématiques seront proposés afin de mener une réflexion collective sur des sujets d'actualités.



<https://rugc20.sciencesconf.org>

| CONTACT

RUGC2020 <https://rugc2020.sciencesconf.org>

✉ rugc2020@ec-nantes.fr

Comité d'organisation

Co-présidents :

EL YOUSOUFI Moulay Said (LMGC)
LOUKILI Ahmed (GeM),

AMIRI O. (GeM)	GRONDIN F. (GeM)
AVERSENG J. (LMGC)	HILLOULIN B. (GeM)
BOUFFERA R. (UCAM)	LEHLOU K. (EHTP)
DUBÉ JF. (LMGC)	QUIRANT J. (LMGC)
EL OMARI M. (UCAM)	

Comité scientifique

Le Comité Scientifique est composé d'enseignants-chercheurs francophones sélectionnés par l'AUGC pour assurer la qualité scientifique des communications acceptées.

La liste des membres du comité scientifique se trouve sur: <https://rugc20.sciencesconf.org/>



Prix Jeunes Chercheurs/Jeunes Chercheuses "René Houpert"

Le **Prix « René Houpert »** récompense les travaux de recherche présentés par des doctorants en fin de thèse ou venant de soutenir.

La déclaration de candidature doit se faire avant le **15 janvier 2020**.

La validation et la soumission de la communication se font aux dates ci-dessous:

- **15 JANVIER 2020** Limite de soumission des résumés
- **15 FÉVRIER 2020** Notification aux auteurs
- **15 MARS 2020** Limite de réception des communications (8 pages)
- **15 AVRIL 2020** Retour des recommandations du Comité Scientifique

Contact: ouali.amiri@univ-nantes.fr



Prix du meilleur poster

Le **meilleur poster** sera récompensé par une dotation financière.

Inscriptions

Tarifs	Etudiant	Académique	Industriel	Accompagnant
Avant le 31/03/20	120€	280€	300€	150€
Après le 31/03/20	180€	350€	400€	250€

Les cotisations tiennent compte des adhésions à l'AUGC (15€ pour les doctorants et 30€ pour les enseignants-chercheurs)



Publications

Une sélection de papiers sera proposée pour publication dans le **European Journal of Environmental and Civil Engineering** et **Les Annales du BTP**.

CONTACT

RUGC2020 <https://rugc20.sciencesconf.org>

 rugc2020@ec-nantes.fr



New RILEM Technical Committees

November 2019

It is a pleasure to inform you that 3 new Technical Committees were approved by the RILEM Technical Activities Committee during the RILEM Annual Week.

On the last page, you will find an updated list of active RILEM Technical Committees and Cluster allocations.

If you wish to participate in these Technical Committees, please contact the RILEM General Secretariat at assistant@rilem.org

*Mrs. Judith Hardy
RILEM General Secretary*

1. RILEM Technical Committees approved by TAC in August 2019.

TC CCS: Early age and long-term crack width analysis in RC Structures; Cluster C

Chair: Dr. Miguel Ângelo Dias AZENHA
Deputy Chair: Dr. Fragkoulis KANAVARIS

Subject matter:

Even though reinforced concrete (RC) is one of the most used manmade materials in the world, and adequate models exist for the prediction and design of the ultimate capacity of RC structures, the prediction of service life behaviour is still not mature enough for actual design purposes. This may lead to immediate repair needs, inadequate service life behaviour even when regulatory prescriptions for design are strictly followed, or at other times to unnecessary overdesign of reinforcement, which has negative consequences on both sustainability and economic aspects. This is amplified by development of new more sustainable cements and supplementary materials since the range of material properties needed for SLS-design is considerably wider than for ULS design. The problem stems to a more fundamental set of mutually influencing factors that clearly require further development and integration: (i) lack of proper understanding of the fundamental mechanisms involved in the processes of hydration-induced temperature, shrinkage, creep and herewith caused cracking; (ii) lack of integrative developments combining material scientists and structural engineers for the relevant concerns in research; (iii) lack of definitions/recommendations for collaborative developments of field-involved stakeholders towards better behaviour (material

technologists, structural designers, contractors, material suppliers); (iv) lack of integration of experimental developments for restrained behaviour in complex reinforced systems with predictive/simulation methodologies; (v) lack of benchmarking and integration of existing methodologies for simulation/prediction of stresses and crack widths during service life, including simplified code-based approaches and advanced simulations (e.g. backed by FE method), which are able to cope with the combined effects of applied load (sustained) and restrained deformation at both early ages and in the longer term.

The TC intends to contribute to the body of knowledge regarding the above-mentioned research/industry gaps, both on material and structural level, towards a better design for serviceability of RC structures, which in turn shall contribute for an overall improved service life. The TC will join binomials of experts: (i) from material science and structural design; (ii) focused mostly in early age behavior and those focused mostly in long term performance (iii) those focused in experimental approaches and those focused in simulation, and also; (iv) from academia/research and industry.

The topic of cracking in RC structures for serviceability has been addressed in the past, but never with the integrative perspective aimed with this TC, which is expected to bring about a significant number of new insights of important benefits for researchers and practitioners.

The TC excludes extreme loading situations related to fire, cryogenic temperatures, earthquake, fatigue and blasting, for example. Cracking due to swelling reactions (e.g. alkali silica reaction, delayed ettringite formation), other deterioration mechanisms, reinforcement corrosion and any type of volume change occurring in concrete before setting is also excluded.

Proposed terms of reference:

The TC is supposed to run for 4 to 5 years and intends to systematically address the set of knowledge gaps mentioned above, in a true intent to provide the basis for a 'next generation' approach to the problems that include restrained self-imposed deformations, and their impact on serviceability of concrete structures. It intends to bring experts from different fields in academia and practice towards a better understanding of phenomena and joint endeavours that further deepen knowledge in this complex context.

Due to the inherent continuity to the subjects covered by the recently closed RILEM TC 254-CMS ('Thermal cracking of massive concrete structures'), this TC comprises a significant number of members of such TC. In fact, the TC stems from a set of activities that were set as future targets of development in the scope of the termination of TC 254-CMS. The proposed TC is also expected to have an international geographical reach, promoting an intercontinental collaboration of academics and practitioners. Right since its constitution, it includes participants from Europe, Asia, America and Africa with the intention to extend collaboration to Australia.

The work of the TC relies on the collaboration of subject matter experts, not necessarily with the same background, adding the interdisciplinary element required for approaching the complex topic of imposed strains at early age and long-term. The TC members shall be challenged for analytical and numerical benchmarking (estimation of stresses, strains, temperatures and crack widths under different conditions), as well as round robin testing (scale effect in tension). Depending on adhesion levels, which are strongly dependent on current research activity/funding of TC members, these tools might have smaller or wider reach.

The scope and aims of the TC resonate with industry needs in the field of crack control which adopts relatively unsustainable approaches to the problem, such as overdesigning or excessively repairing. The TC will also aide in identifying areas in which future research is needed.

Detailed working programme:

This TC will operate combining physical meetings and meetings in an online environment to facilitate

co-ordination of activities between members internationally.

A proposed timeline for the activities of the committee is:

Start-up meeting (Nov. 2019 - Jan. 2020): introduction of members, suggestion of new members, plan future activities.

First physical meeting and official inauguration of TC in RILEM Spring Convention in Guimarães (12-13 Mar. 2020). Agreement on book chapter and initiation of discussion of potential analytical/numerical benchmarks and round robin testing.

At least one physical meeting per year, accompanied by one-two online meetings.

Organisation of a relevant RILEM workshop (2021-2023).

Publish book on crack control by 2024 (or up to 2026 upon potential extension of TC life).

Expected achievements (deliverables) from the TC:

The following deliverables are expected to be the output of the TC:

A dedicated international RILEM workshop and workshop proceedings.

Possible doctoral course in the scope of the TC to be evaluated

Recommendations published in Materials and Structures on modelling of stresses in concrete from early ages with a thermo-chemo-mechanical approach (an ongoing process before the actual creation from this TC amongst several of its members).

Publication of a final report summarizing the main results and the general conclusions

A book on "Interdisciplinary approach to early age and long-term crack width analysis in RC Structures: from material science to structural design". The book should cover not only state of the art matters, but also a collection of personal experiences, and points to joint conclusions reached by the Technical Committee. Therefore, the book will be a textbook (to be published through RILEM/Springer).

Tentative chapter structure for the proposed book:

- Introduction
- Cracking in RC structures: relevance and phenomenology
- Experimental insights in laboratory
- In-situ evidence repository
- Code-based approaches towards prediction of cracking and crack widths

- Analytical and semi-analytical approaches towards prediction of cracking and crack widths
- Micro and meso scale simulation approaches
- FE-based simulations
- Cracking performance requirements: aesthetics, durability, leak-tightness.
- Crack repair and sustainability
- Materials/techniques towards improved cracking performance
- Integrated measures on the supply chain towards better performance

Group of users targeted by these products:

Academics working with fundamental materials properties and numerical simulation of materials properties, testing laboratories, industrialists working with e.g. materials development, scientists within engineering practice, structural designers, analysts and consultants.

Use of the results:

The outcomes of the TC will pose substantial benefit to academics who work on multiphysics simulations of hardening and hardened concrete, as well as crack control due to imposed deformations. Furthermore, relevant, leading edge guidance for engineering practice will be established which will promote a more accurate and sustainable approach to control of cracking in reinforced concrete structures.

TC MCC: Mechanical Characterization and Structural design of Textile Reinforced Concrete; Cluster C

Chair: Prof. Barzin MOBASHER

Deputy Chair: Dr. Flávio DE ANDRADE SILVA

Subject matter:

The development of textile reinforced concrete (TRC) field has generated tremendous interest in the international scientific community and several research groups in the field. TRC materials are lightweight, ductile, strong, and have the potential to be used as structural components taking tensile, cyclic and impact loads. The advancements in the textile technology specifically directed at the use in cement-based materials has also led to composites with an order of magnitude higher in strength and two orders of magnitude higher in ductility than conventional fiber reinforced concrete (FRC). The TRC are increasingly being developed using innovative fabrics, matrices and innovative manufacturing processes.

Led by the RILEM leadership, several previous committees have addressed TRC materials in the past 14 years. The first TRC committee was formed

in July 2002, the RILEM TC 201-TRC (Textile Reinforced Concrete). The work of this committee was followed by a second committee Technical Committee 232-TDT addressing Test methods and design of textile reinforced concrete, led by Professor Wolfgang Brameshuber in between 2009 to 2014. This is a new proposal to ask for formation of a new RILEM Committee on Textile Reinforced Concrete (TRC) materials to address Analysis and Design with TRC materials. One major item is the cooperation with ACI 549 – Thin concrete elements, where similar topics are also addressed. The proposed TC will continue the work in recommendations of test methods and work out a manual for design of the composites. At the beginning, the state-of-the-art-report will be updated, and the results of a round robin test conducted earlier will be incorporated in the new work plan towards the development of design tools and guides. The expected outcomes include the develop a set of recommendations and design manual.

Fabric reinforced cement composites constitute a recent addition to the family of cement based composite materials. Various research groups have developed a wealth of recent information pertaining the methodologies, properties, and areas of applications for fabric reinforced cement-based materials. The theoretical framework will address aspects of multi-scale modeling, analytical tools to predict and design components for tensile, flexural, and shear loading of TRC composite systems. The range of applications are expected to address classes of strain hardening composites that exhibit distributed cracking mechanisms and will cover materials such as textile reinforced, ferrocement, Glass fiber reinforced concrete, UHPFRC, HPFRC. Development of design models for strain hardening cement composites for structural applications requires ductility-based design guidelines to predict tensile, flexural, and shear strength. The proposed approaches may be based on conventional engineering design tools used in the building codes and include structural analysis codes, limit analysis, plastic analysis, and allowable stress-based design procedures.

The main objective of high ductility designs is based on using a rational serviceability-based approach. Applications include highly ductile fatigue and impact resistance, industrial structures, and transportation structure components. In these systems post-cracking stress capacity extends over a large strain range using a reduced stiffness parameter. Unlike cases that address fracture localization, crack propagation that is resisted by fiber bridging requires substantial energy for extension, hence secondary cracks form and for a structurally indeterminate system with multiple crack paths form hinge mechanisms in the context

of limit analysis. Design procedures are therefore based on multiple distributed cracking mechanisms and macroscopic pseudo-strain hardening behaviors.

Proposed terms of reference:

Proposed outcomes and technical reports of this committee will be communicated among the members using publications, reports, computational tools, and software. The following discussions address the various aspects of the proposed efforts:

A review of material models that take into account the tension softening and tension stiffening effect for TRC materials to address ductility-durability-serviceability measures. The STAR report will address various areas of research need and failure mechanisms and the interaction of various failure modes that need to be addressed and integrated into the design protocol.

Integration of Testing, analysis, and design procedures to use material models in structural analysis software. Both material and structural design can then be concurrently addressed. Analytical or numerical solution strategies are instrumental in design and analysis of composite systems such as beams, slabs, walls, and buried structures.

Solutions for sustainable development of infrastructure systems using blended cements, thermal energy considerations of concrete buildings, repair of existing structures, blast, impact, and high ductility required designs, use of natural fibers, and statistical process control will be showcased.

Detailed working programme:

- Literature survey and topical presentations
During each meeting, literature survey and associated presentations shall be planned. Subsequent literature will be also collected by members of the TC.

- State-of-the-art report

The results of the literature survey will be compiled in a state-of-the-art report. The results of the recent TC report will be integrated into the design procedures to address various design aspects in which areas the members are involved.

- Recommendation

At the end of the evaluation and discussion of various test procedures, recommended practices will be prepared for standardized manuals. The recommendations shall be submitted for publication in Materials & Structures.

- Workshop

Several symposia and workshops are planned for presentation of the TC's work and discussion of the recommended practices. It is hoped that other

experts who are not member of the TC will contribute to the conferences planned. The proceedings of the conferences shall be prepared, and possibly be published as the special issue of Materials & Structures.

- Literature (please see the references section)

-Previous meetings: During the last two years we have hosted two meetings in order to establish this new technical committee on TRC:

- Meeting at TU Dresden, September 17th, 2017 from 10:00 to 16:00 at the TU Dresden, Germany

- Meeting at Desenzano del Garda, July 27th, 2018 from 10:00 to 16:00 at the hotel Acquaviva del Garda in Italy.

From the meetings 5 working groups were created:

WG 1 – Materials and material systems

WG 2 – Constitutive modeling

WG 3 – New Elements

WG 4 – Retrofitting

WG 5 – Durability and sustainability

Technical environment:

This is a follow-up committee of TC 201-TRC and TC 232-TDT: Test methods and design of textile reinforced concrete. This TC is linked well with the other efforts currently under development with respect to high performance concrete materials such UHPC materials since there are currently no design methodologies available for strain hardening cement composites. In addition, close working relations with ACI Committee 549 on thin sections and ACI 544-Fiber Reinforced Concrete are essential as the members of these committees will also be serving on the proposed TC. The chair of this proposed TC also serves as the Convener of Cluster A, Chair of ACI 544 and Subcommittee Chair for Design of thin sections with ACI 549 and is committed to the proposed RILEM committee and will make every effort possible to bring more interested young researchers into this area.

Expected achievements (deliverables) from the TC:

The following achievements are promisingly expected and produced based on the past closely related TC activities:

- RILEM recommendations and recommended practices for design with TRC materials.
- Workshop proceedings, possible special issue of Materials & Structures.
- Training courses for graduate students and researchers in the TRC area, followed by the Summer courses offered at Milan Politecnico di Milano in 2013 and 2019, and Technical University of Dresden in 2015 and 2019
- Publishing standards and reports with ASTM, fib, and ACI as well as ISO.

Group of users targeted by these products:

Testing laboratories, Owners of infrastructure, Construction companies, and Universities.

Use of the results:

There is a tremendous potential for the worldwide use of textile materials for reinforcement of civil infrastructure systems such as cement composites, geotechnical-pavement, water distribution, and housing applications. This demand could be growing exponentially if the potential benefits of the system and the methodology to design and manufacture them become more widely available. TRC composites demonstrate significant improvements in strength and ductility under both static and dynamic loading. Different operating mechanisms have been implemented in the materials design as the underlying toughening mechanisms of textiles in cement products has led to better processing and optimization of structure and geometry. Presently, there are many applications for TRC materials with their superior mechanical performance. Textiles are perfectly suited with efficient production methods including filament winding, extrusion, and pultrusion. Advanced textiles and modified rheology of the matrix allow incorporation of a higher proportion of fibers thus allowing for reduced construction costs, automation of manufacturing, increased productivity, and reduction in raw materials utilization.

There are numerous life cycle cost and economic advantages of using TRC fiber composite systems in structural applications that need to be quantified and supported by the appropriate design guidelines. A key advantage is the labor and construction time reduction attributed to field constructions such as installation of layers of rebars and stirrups. As TRC is a lightweight manufactured product, time savings of several days for large to medium projects could be obtained. In cases of field installation, since the reinforcement is in the form of textiles, it can be easily placed on any curved surface and corner without the need for heavy equipment. From a safety perspective, an overall operational simplification at the jobsite significantly improves the physical and labor intensive tasks thus resulting in improved safety. From a design perspective, integration of reinforcement at the material level enhances ductility and load redistribution results in reductions in significant weight. The omission of reinforcing wire meshes or layers of rebars significantly improves mobility and safety of personnel, labor efficiency as well as serviceability and improved durability, resulting in reduced need for maintenance and repair operations. Unless, the research and practicing engineers develop appropriate design guides for

these materials, we would be unable to guarantee the future growth of this field.

TC MPA: Mechanical properties of alkali-activated concrete; Cluster C

Chair: Dr. Guang YE

Deputy Chair: Prof. Frank DEHN

Subject matter:

Alkali-activated concrete is considered as an environment-friendly construction material with a great potential for construction. In the last decade within concrete research, alkali-activated concrete is reported to be the 'hot topic'. Many research projects are being carried out world-wide on aspects like reaction and chemistry of alkali-acted materials, mechanical properties and durability. RILEM has been active within the field of alkali-activated materials, by the organisation of RILEM Technical Committees (Committee TC- 224-AAM on Alkali-activated materials chaired by Prof. Jannie van Deventer, Committee TC-247-DTA on Durability testing of alkali-activated materials chaired by Prof. John Provis, Committee TC-283-CAM on Chloride transport in alkali-activated materials chaired by Prof. Arnaud Castel).

The RILEM Committee TC 247-DTA on durability testing of alkali-activated materials is finalising its work. Within this Technical Committee, the durability testing methods of alkali-activated concrete are focused on. A few papers on this subject are being prepared for publication in journal of Materials and Structure. Following up the TC-DTA, committee TC-CAM is focused on the chloride transport in alkali-activated materials, activity starting from 2018. Although the general materials behaviour was reported in TC- 224-AAM on Alkali-activated materials, the durability testing methods are reported in TC 247-DTA and chloride transport will be reported by TC-CAM, some important issues concerning alkali-activated concrete will still remain. One main topic in this respect is related to the mechanical properties of alkali-activated concrete.

It is at this moment not fully clear whether existing design codes for structural concrete can be fully applied in case of alkali activated concrete. As the chemical composition of alkali-activated concrete differs from that of conventional concrete, and also differs substantially from one mixture to another because of different precursors and alkaline solutions used, the bond behavior, the strength gain and time dependent properties in conventional concrete and alkali-activated concrete are not the same. Although short term behaviour (28 days) might be similar, this might not be the case for the long-term behaviour and simply applying existing codes for conventional concrete to design alkali-

activated concrete structures could be problematic. As a consequence, can we still apply the traditional constitutive law as we do for traditional concrete? These are the main matters the TC will be focused on.

Another key point of focus will be the creep and shrinkage of alkali-activated concrete. When dealing with shrinkage, it is sometimes mentioned that alkali-activated concrete made of blast furnace slag as precursor is showing an increased risk on early age cracking due to a possibly increased shrinkage. However, it is also clear that early age mechanical properties of alkali-activated concrete might be developing much faster than for conventional concrete. What is the net effect on early age cracking risk due to shrinkage effects? How do we prevent early age cracking in restrained alkali-activated concrete? Can we still apply traditional creep and shrinkage laws, or do we have to include new parameters? It would be very interesting to collect the available data in this area, and with some detailed analysis and practical conclusions.

The proposed new RILEM Technical Committee on Mechanical properties of alkali-activated concrete will have to gather the available information related to mechanical properties and mechanical behaviour of alkali-activated concrete. Due attention should be given to the fact that the composition of alkali-activated concrete might be significantly different in different regions, and the mechanical properties of alkali-activated concrete are affected by the curing condition.

All relevant mechanical properties of alkali-activated concrete will be considered, like compressive strength and softening behaviour, tensile strength, flexural strength, elastic modulus, bond behaviour, shear strength, tension stiffening, creep, drying shrinkage, autogeneous shrinkage, restrained-shrinkage and early age cracking.

Proposed terms of reference:

The committee will comprise a selected membership of those organisations and research centres world-wide that have been active in searching for a basic understanding and modelling of mechanical properties of alkali-activated concrete. It will include universities, research institutes, material suppliers, contractors, building owners, public agencies, etc... The members will also be recruited from participants in international symposiums and workshops on the topic of alkali-activated concrete, and from earlier RILEM TC's dealing with alkali-activated concrete.

The state-of-the-art-report on Mechanical properties of alkali-activated concrete will be based on the following input:

Previous state-of-the-art reports related to alkali-activated concrete (like 'Alkali-activated materials AAM' and 'Durability testing methods of alkali-activated materials')

The proceedings of international symposiums on alkali-activated materials

Collection of data from relevant work, as published in international scientific journals

The committee will represent a majority of ongoing research projects in this field. The committee will gather, as far as possible, the results of relevant parts of these projects

Estimated duration of the work is 4 years. The new committee could start its activities in the begin of 2020.

Detailed working programme:

The committee will meet twice a year. The main activities of the TC will be scheduled as follows:

Year 1:

- Establishing of consensus on strategy and limitation of work
- Collection and discussion of published data
- Identification of on-going projects regarding mechanical properties of alkali-activated concrete
- Defining a table of contents of the STAR on mechanical properties of alkali-activated concrete, and identifying authors

Year 2-3:

- First draft of the different chapters of STAR, by different authors
- Discussion of the first draft
- Planning of symposium

Year 4:

- Second draft of the STAR
- Final version of STAR, in ready to print format
- Symposium

Technical environment:

The work will be an extension of the work in RILEM TC 224-AAM on Alkali-activated materials and TC 247-DTA on Durability testing of alkali-activated materials. The committee will closely collaborate with TC 283-CAM on chloride transport in alkali-activated materials and with relevant Task Group of fib. The work will provide input to relevant standardisation-work in the field of alkali-activated concrete.

Expected achievements (deliverables) from the TC:

The main deliverables are:

- State-of-the-art report on mechanical properties of alkali-activated concrete
- A symposium in the last year of the TC

Group of users targeted by these products:

- Academics working with fundamental materials behaviour and numerical simulation of materials properties
- Testing laboratories
- Industrialists working with e.g. materials development
- Structural designers and contractor

Use of the results:

The results will contribute to a more precise design of concrete and concrete structures with Alkali-activated concrete. The potential risks and opportunities related to the use of alkali-activated concrete will be made clear. This will contribute to a more advanced use of alkali-activated concrete within construction.



RILEM active TCs and Clusters allocation

Cluster A. Material Processing and Characterization (Convener: Daman Panesar)

260-RSC (2014)	Mechtcherine	Wyrzykowski	Recommendations for use of superabsorbent polymers in concrete construction
261-CCF (2014)	Serna	Cavalaro	Creep behavior in cracked sections of fiber reinforced concrete
266-MRP (2015)	Sonebi	Feys	Measuring rheological properties of cement-based materials
267-TRM (2015)	Scrivener	Snellings	Tests for reactivity of supplementary cementitious materials
275-HDB (2016)	Amziane	Collet	Hygrothermal behaviour and Durability of Bio-aggregate based building materials
276-DFC (2016)	Roussel	Lowke	Digital fabrication with cement-based materials
282-CCL (2018)	Martirena	Santhanam	Calcined Clays as Supplementary Cementitious Materials
AMC (2018)	Kenai	Otieno	Use of Agro-based Materials as Cementitious Additions in Concrete and Cement-based Materials
CEC (2018)	Liu	Jensen	Controlled expansion of concrete by adding MgO-based expansive agents taking the combined influence of composition and size of concrete elements into consideration

Cluster B. Transport and Deterioration Mechanisms (Convener: Esperanza Menéndez Méndez)

262-SCI (2014)	Angst	Geiker	Characteristics of the steel/concrete interface and their effect on initiation of chloride-induced reinforcement corrosion
281-CCC (2017)	De Belie	Bernal Lopez	Carbonation of concrete with SCMs
283-CAM (2018)	Castel	Provis	Chloride transport in alkali-activated materials
FTC (2018)	Wittmann	Zhang	Durability of Concrete under the Influence of Freeze-Thaw Cycles combined with Chloride Penetration
TMS (2018)	Miao	De Schutter	Test method for concrete durability under combined role of sulphate and chloride ions, revised proposal
GDP (2019)	Huet	Turcry	Test Methods for Gas Diffusion in Porous Media

Cluster C. Structural Performance and Design (Convener: Giovanni Plizzari)

256-SPF (2013)	Pimienta	Jansson	Spalling of concrete due to fire: testing and modelling
269-IAM (2016)	Shiotani	Aggelis	Damage assessment in Consideration of Repair/ Retrofit-Recovery in Concrete and Masonry Structures by Means of Innovative NDT
273-RAC (2015)	Xiao		Structural behaviour and innovation of recycled aggregate concrete
CCS (2019)	Azenha	Kanavaris	Early age and long-term crack width analysis in RC Structures
IEC (2018)	Di Prisco	Cadoni	Impact and Explosion
MCC (2019)	Mobasher	De Andrade Silva	Mechanical Characterization and Structural design of Textile Reinforced Concrete
MPA (2019)	Ye	Dehn	Mechanical properties of alkali-activated concrete
JCSS*	Nielsen	Li/Plizzari	Joint Committee on Structural Safety

Cluster D. Service Life and Environmental Impact Assessment (Convener: Alexandra Bertron)

258-AAA (2014)	Wigum	Lindgård	Avoiding alkali aggregate reactions in concrete - Performance based concept
270-CIM (2016)	Koenders	Imamoto	Benchmarking Chloride Ingress Models on Real-life Case Studies: Theory and Practice
CCH (2016)	Sanchez	Ridruejo	Stress Corrosion Cracking and Hydrogen Embrittlement of Concrete-Reinforcing Steels
SHE (2016)	Xing	Schlangen	Self-Healing Concrete - its efficiency and evaluation
DCM (2019)	Li	Zeng	Long-term durability of structural concretes in marine exposure conditions

Cluster E. Masonry, Timber and Cultural Heritage (Convener: Enrico Sassoni)

271-ASC (2016)	Lubelli	Rörig-Dalgaard	Accelerated laboratory test for the assessment of the durability of materials with respect to salt crystallization
274-TCE (2016)	Morel	Fabbri	Testing and characterisation of earth-based building materials and elements
277-LHS (2017)	Papayianni	Valek	Specifications for testing and evaluation of lime-based repair materials for historic Structures

IMC (2019)	Aiello	<i>Papanicolaou</i>	Durability of Inorganic Matrix Composites used for Strengthening of Masonry Constructions
------------	--------	---------------------	---

Cluster F. Bituminous Materials and Polymers (Convener: Michael Wistuba)

264-RAP (2015)	Tebaldi	<i>Dave</i>	Asphalt pavement recycling
272-PIM (2016)	Chailleux	<i>Raab</i>	Phase and Interphase behaviour of bituminous materials
278-CHA (2016)	Baaj	<i>Baglieri</i>	Crack-healing of Asphalt Pavement Materials
279-WMR (2017)	Poulikakos	<i>Hofko</i>	Valorisation of Waste and Secondary Materials for Roads
280-CBE (2017)	Graziani	<i>Carter</i>	Multiphase characterisation of cold bitumen emulsion materials