

ANNEXE A

ORGANIGRAMMES DU LOGICIEL DE CALCULS

LISTE DES FIGURES

Figure A-1 Organigramme global du programme (partie I : Fenêtres utilisateur)	364
Figure A-2 Organigramme global du programme (partie II : Moment-Courbure)	365
Figure A-3 Organigramme global du programme (partie III : Flèche transversale)	366
Figure A-4 Organigramme global du programme (partie IV : Post-pic)	367
Figure A-5 Organigramme du sous-programme « PositionArmature »	368
Figure A-6 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans le béton normal (partie I)	369
Figure A-7 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans le béton normal (partie II)	369
Figure A-8 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans les plaques d'acier (partie I)	370
Figure A-9 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans les plaques d'acier (partie II)	371
Figure A-10 Organigramme du sous-programme « ContraintesResiduelles »	372
Figure A-11 Organigramme du sous-programme « VoilementLocal »	372
Figure A-12 Organigramme du sous-programme « $\epsilon_{\text{matériau_AxeFort}}$ »	373
Figure A-13 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie I : P_i et ϕ_i)	374
Figure A-14 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie II : $P_{\max}$)	375
Figure A-15 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie III : $P_{\max}$)	376
Figure A-16 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie IV : $P = 0$)	377
Figure A-17 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie V : $P = 0$)	378
Figure A-18 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie VI : Équilibre)	379
Figure A-19 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie VII : Résultats)	379
Figure A-20 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ » (partie VIII : Pente)	380
Figure A-21 Organigramme du sous-programme « $P + e$ » (Partie I : Pente)	380
Figure A-22 Organigramme du sous-programme « $P + e$ » (Partie II : Flèche initiale)	381
Figure A-23 Organigramme du sous-programme « $P + e$ » (Partie III : Newmark)	382
Figure A-24 Organigramme du sous-programme « $P_{\text{constant}} + F_{\text{variable}}$ »	383

Figure A-25 Organigramme pour le calcul de la position du point d'inflexion et de la flèche maximale	383
Figure A-26 Organigramme du sous-programme « $P_{\text{variable}} + M_{\text{constant}}$ » (Partie I : ϕ_1 et AN_1)	384
Figure A-27 Organigramme du sous-programme « $P_{\text{variable}} + M_{\text{constant}}$ » (Partie II : $M_i < 0$)	384
Figure A-28 Organigramme du sous-programme « $P_{\text{constant}} + M_{\text{variable}}$ »	385
Figure A-29 Organigramme du sous-programme « $\epsilon_{\text{maximum}}$ »	385
Figure A-30 Organigramme du sous-programme « $M-\phi$ (PP) »	386
Figure A-31 Organigramme du sous-programme « $P + e$ (PP) » (Partie I)	386
Figure A-32 Organigramme du sous-programme « $P + e$ (PP) » (Partie II : $L_i = L/2$)	387
Figure A-33 Organigramme du sous-programme « CourbureMax (PP) »	388

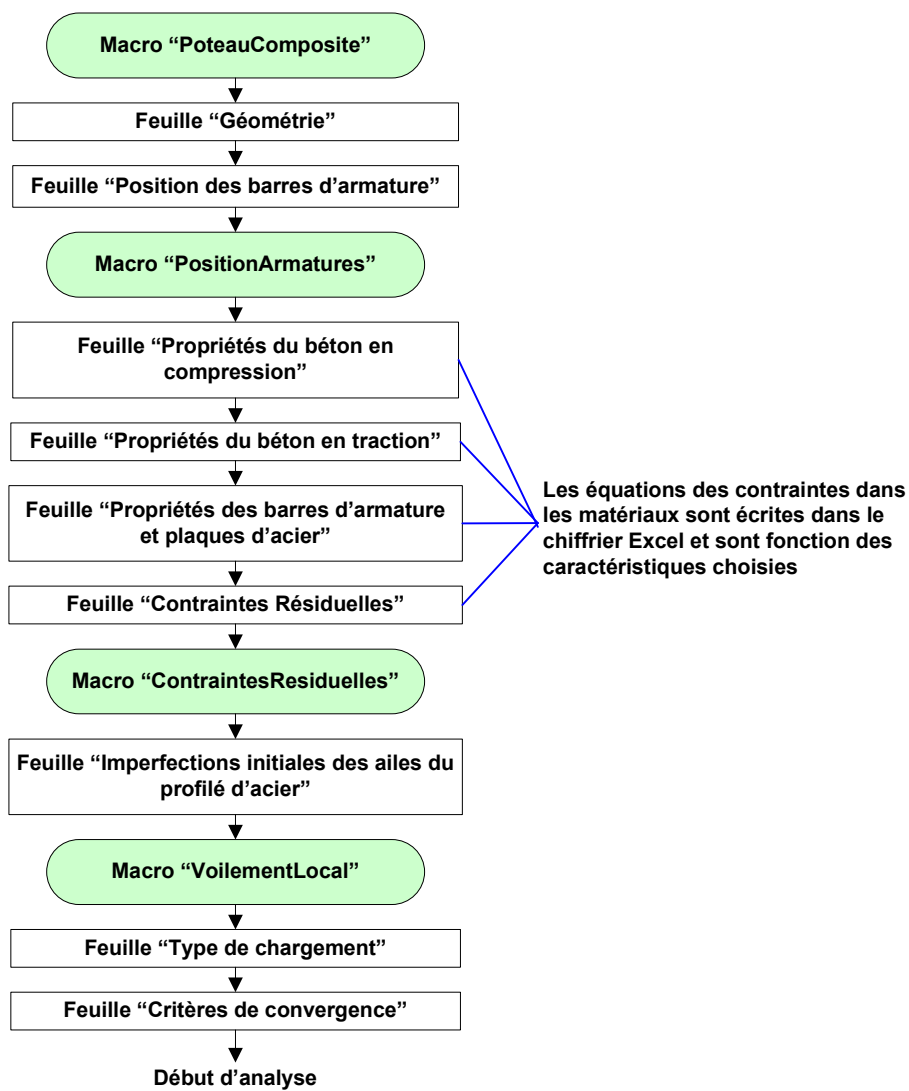


Figure A-1 Organigramme global du programme (partie I : Fenêtres utilisateur)

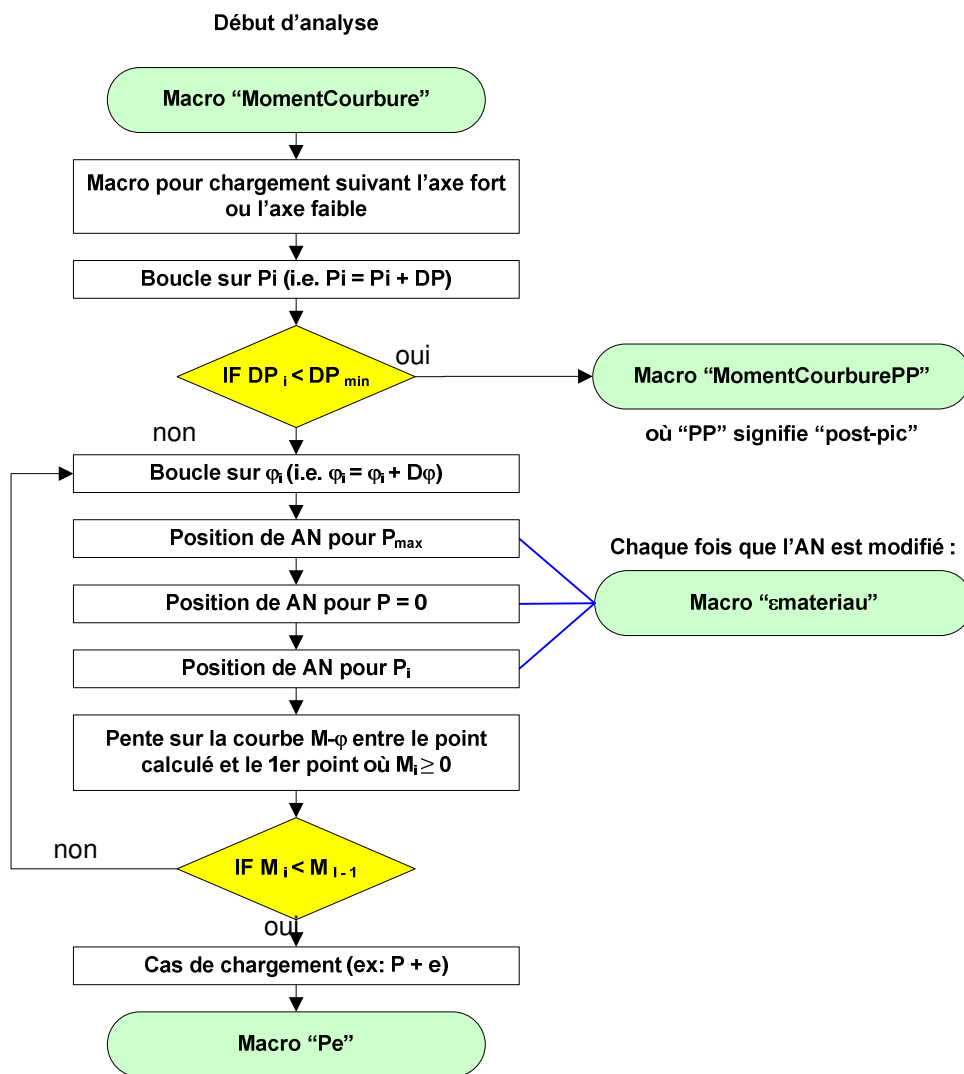


Figure A-2 Organigramme global du programme (partie II : Moment-Courbure)

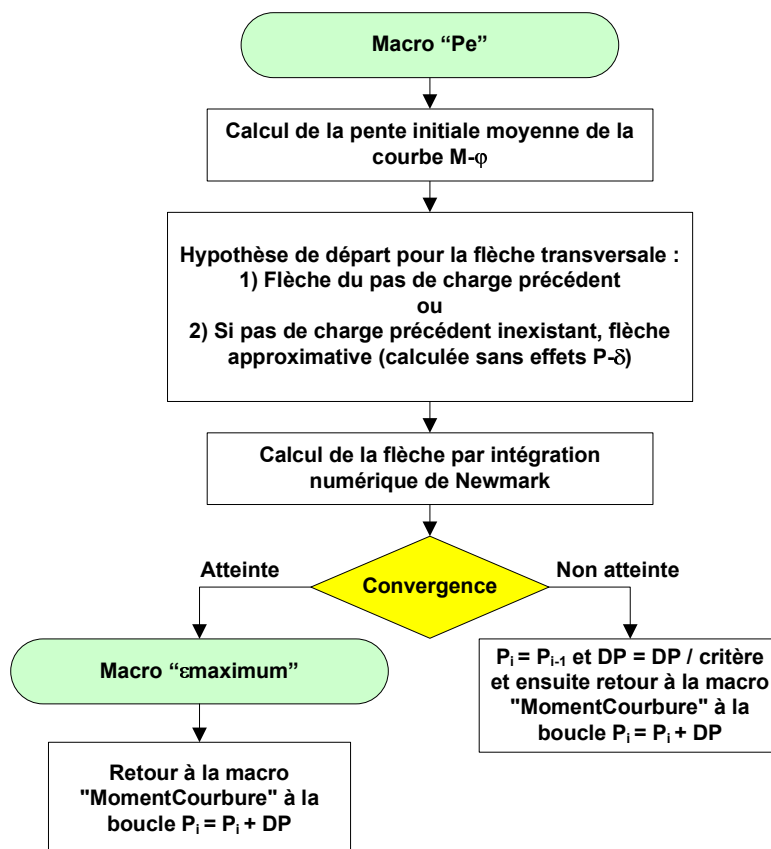


Figure A-3 Organigramme global du programme (partie III : Flèche transversale)

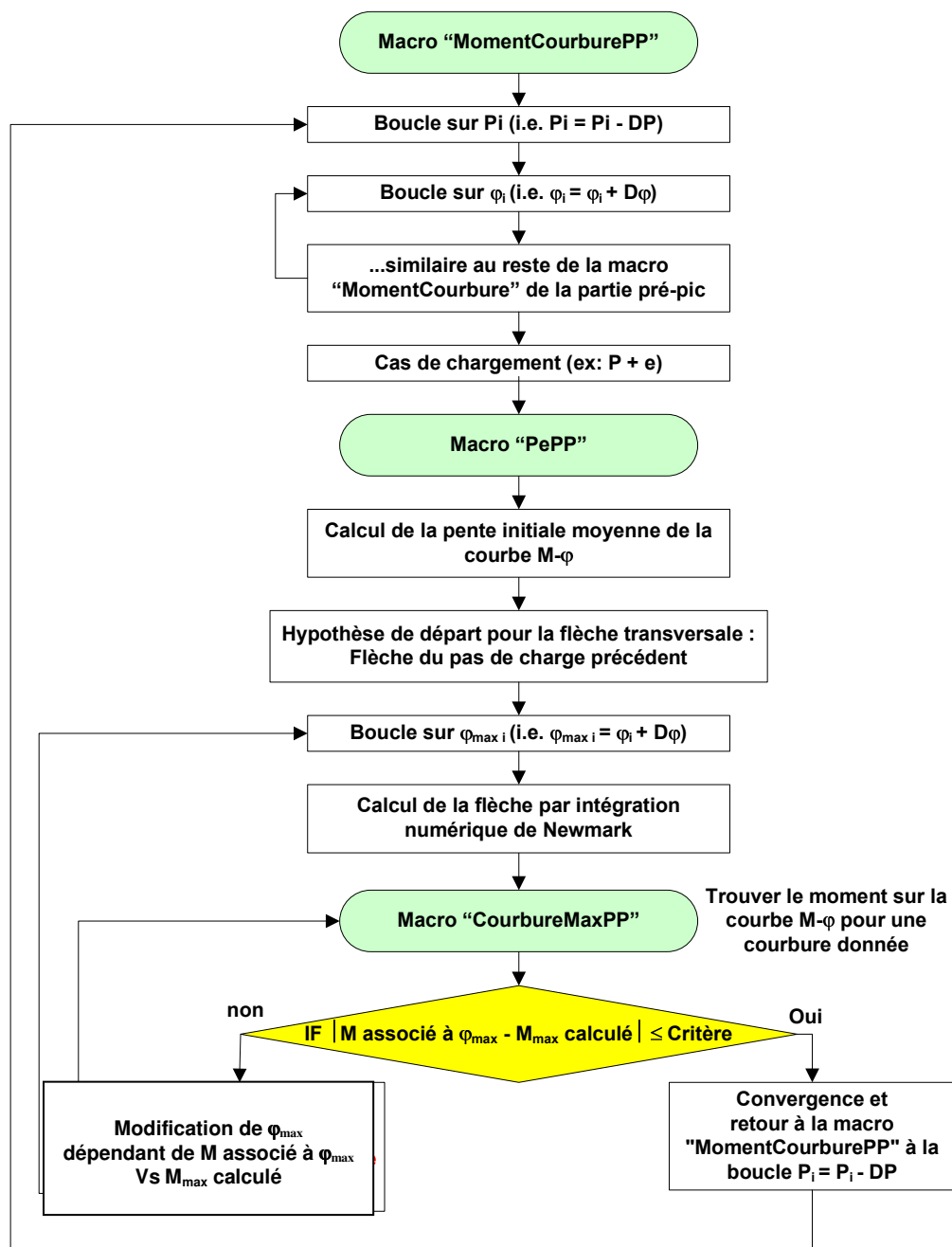


Figure A-4 Organigramme global du programme (partie IV : Post-pic)

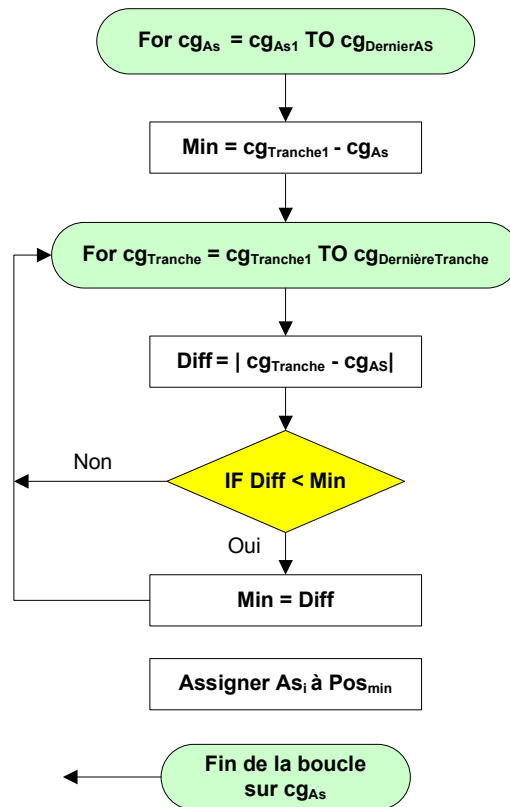


Figure A-5 Organigramme du sous-programme « PositionArmature »

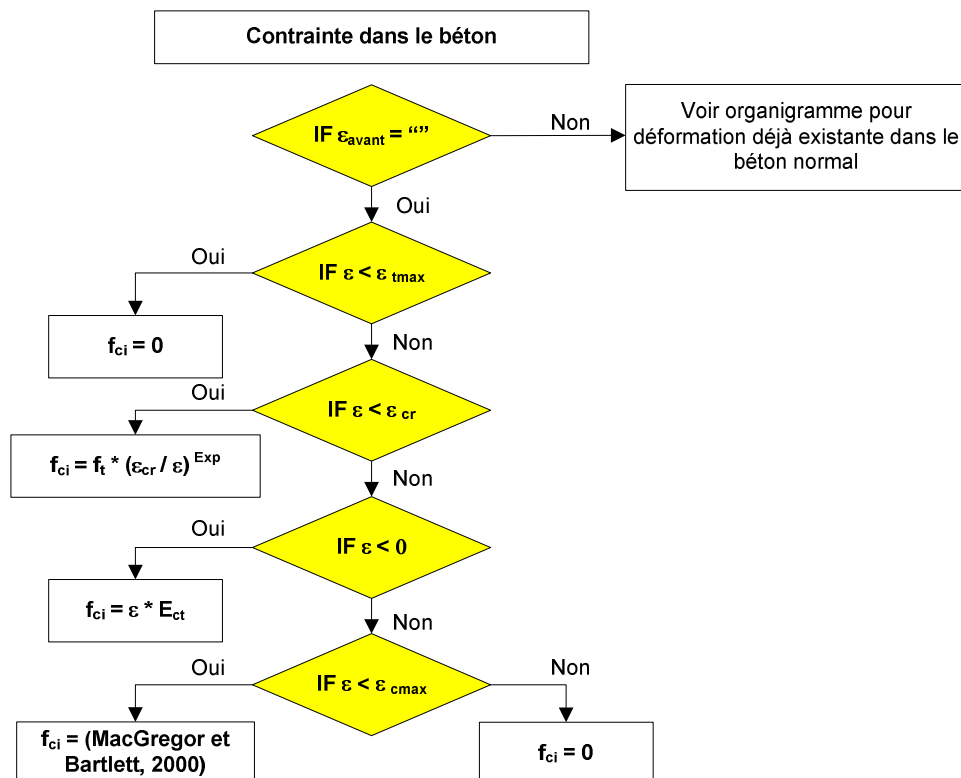


Figure A-6 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans le béton normal (partie I)

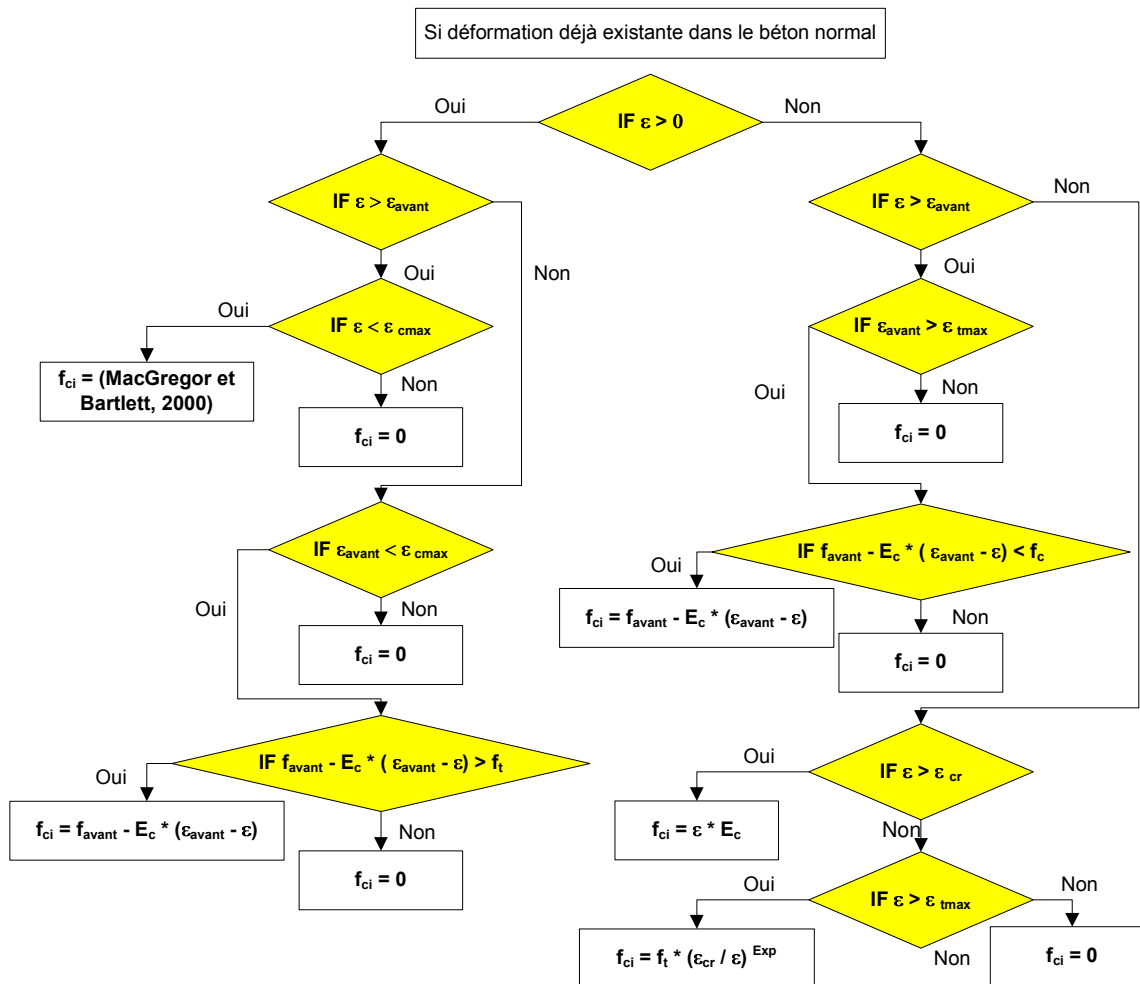


Figure A-7 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans le béton normal (partie II)

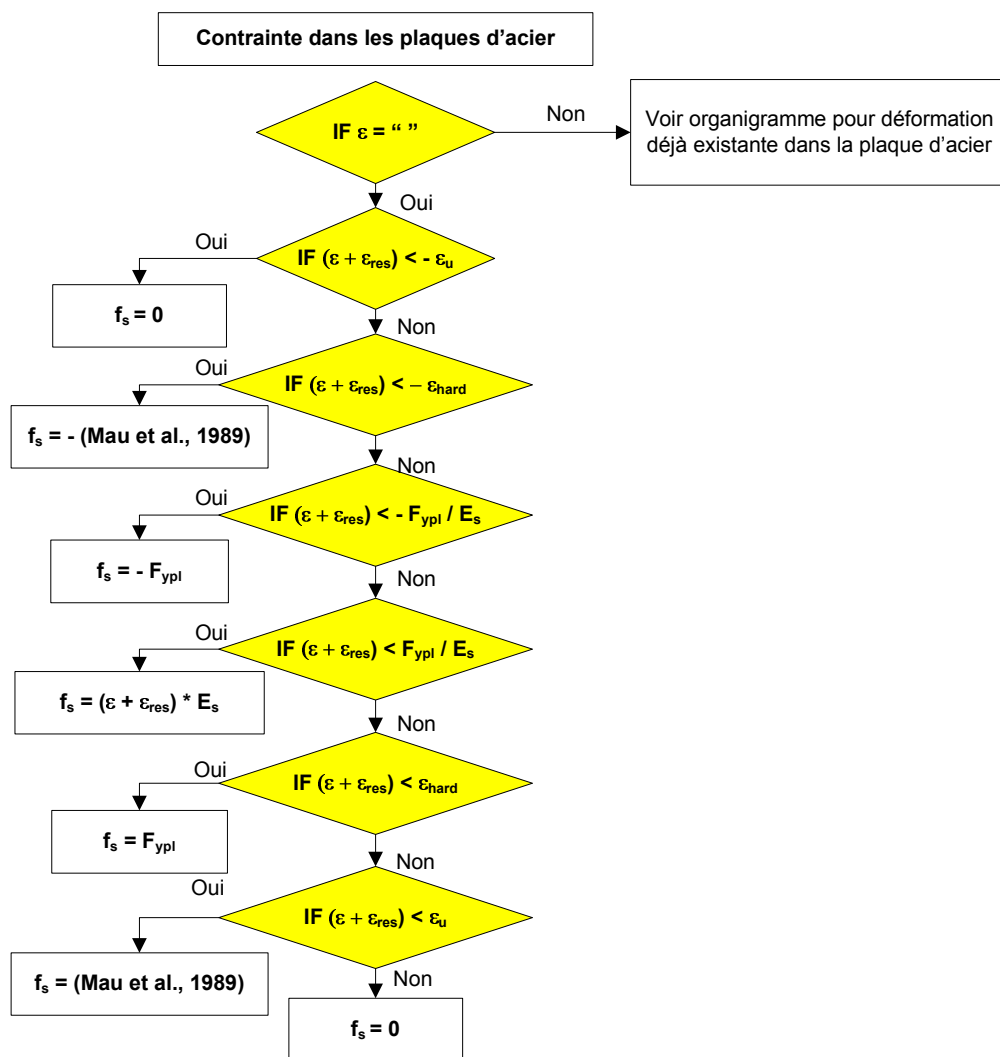


Figure A-8 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans les plaques d'acier (partie I)

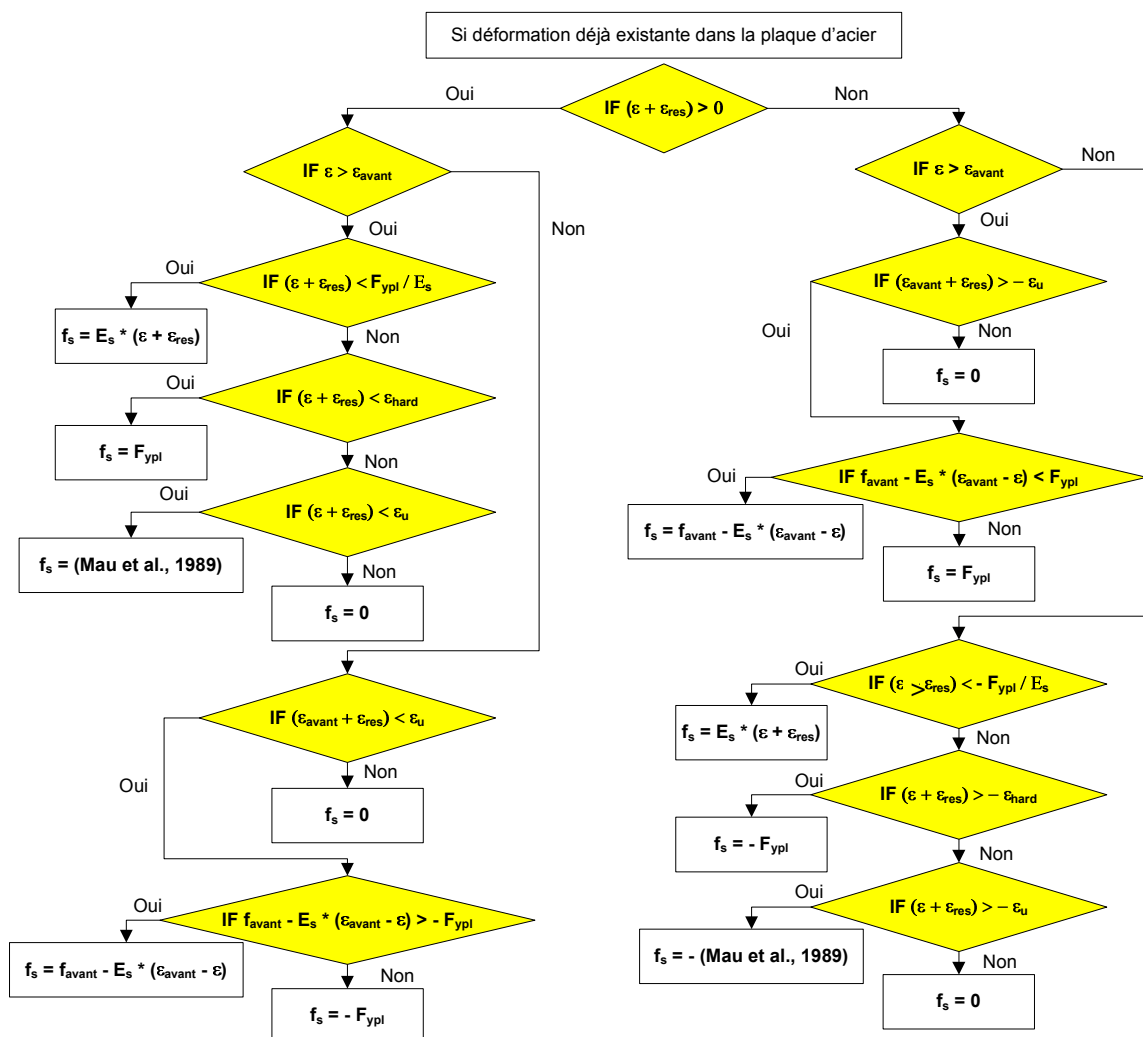


Figure A-9 Organigramme pour le calcul de la contrainte dans les plaques d'acier (partie II)

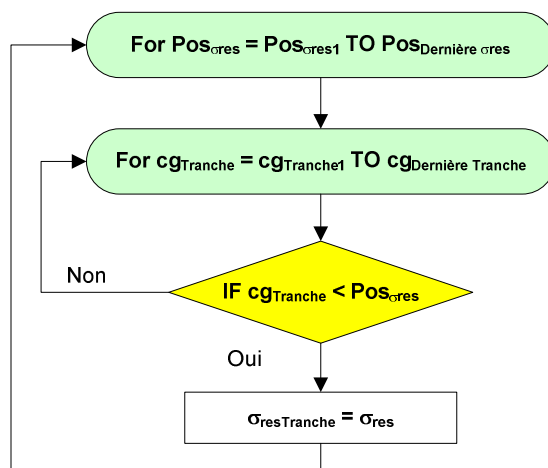


Figure A-10 Organigramme du sous-programme « ContraintesResiduelles »

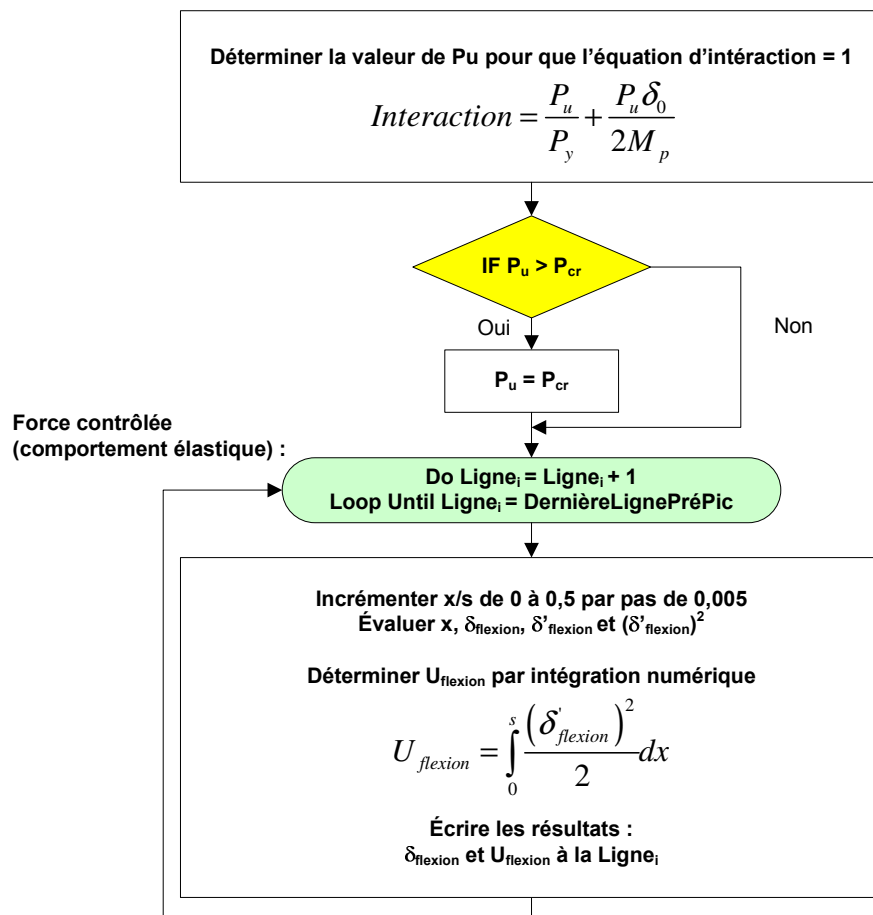


Figure A-11 Organigramme du sous-programme « VoilementLocal »

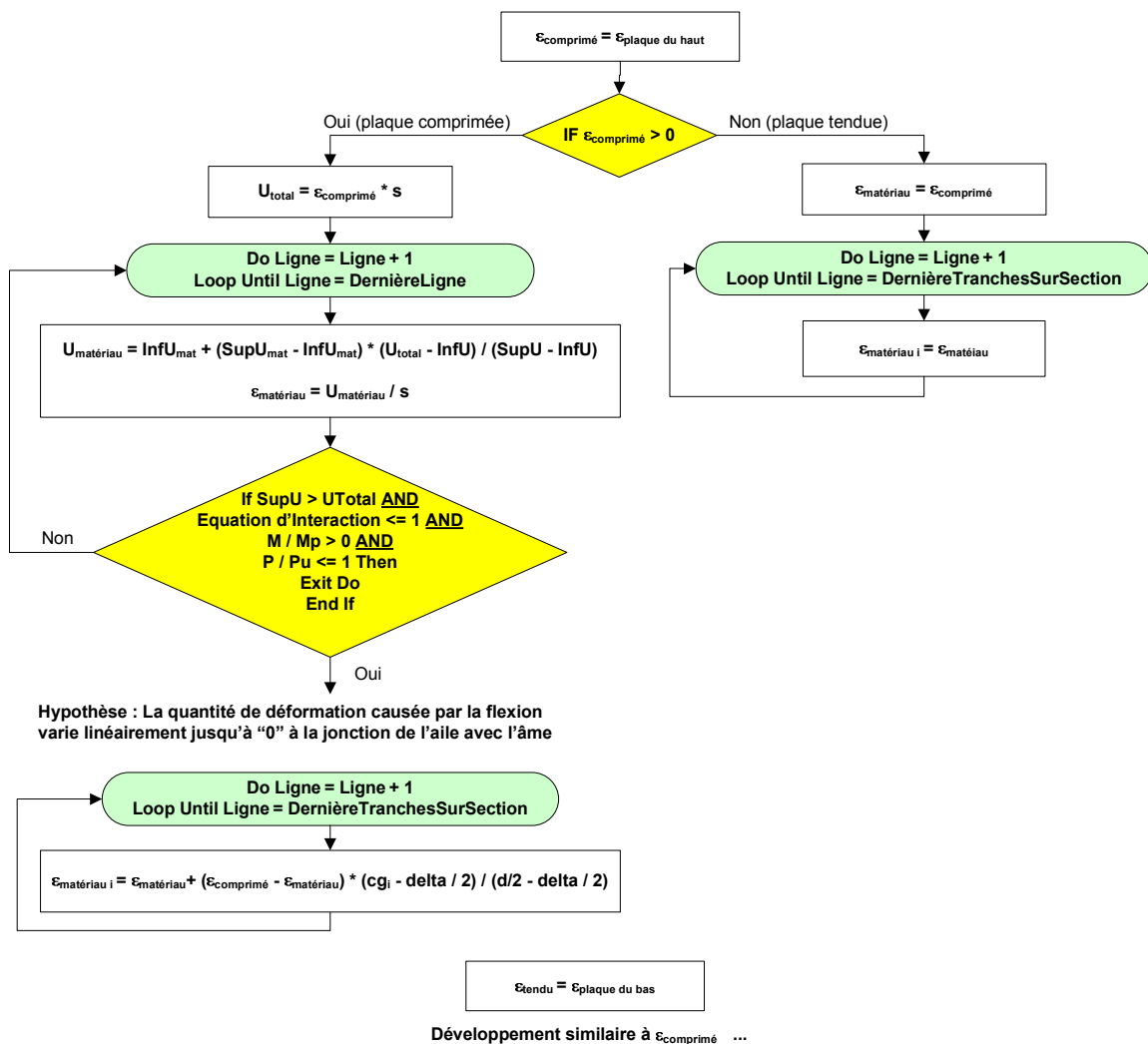


Figure A-12 Organigramme du sous-programme « $\epsilon_{matériau_AxeFort}$ »

Boucle sur la charge "Pi" appliquée

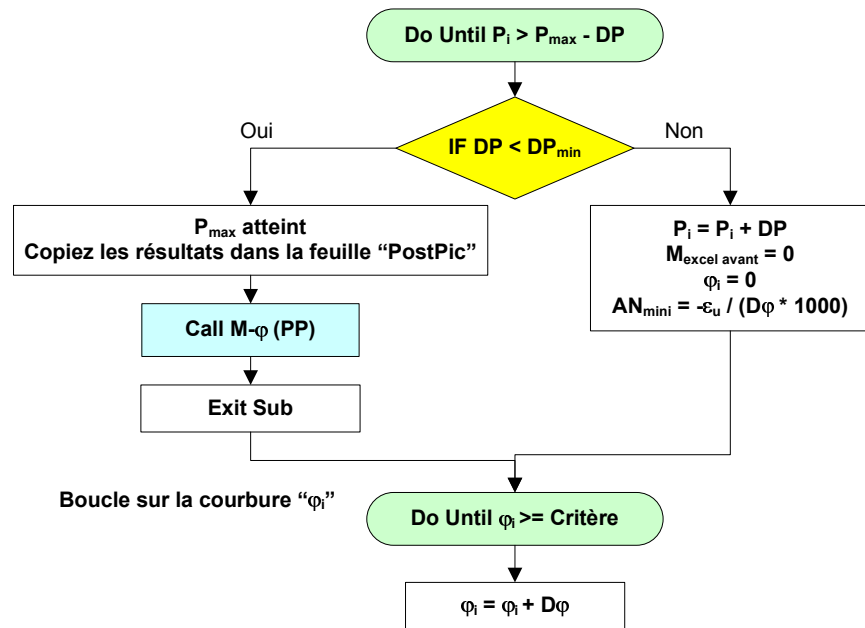


Figure A-13 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie I : P_i et φ_i)

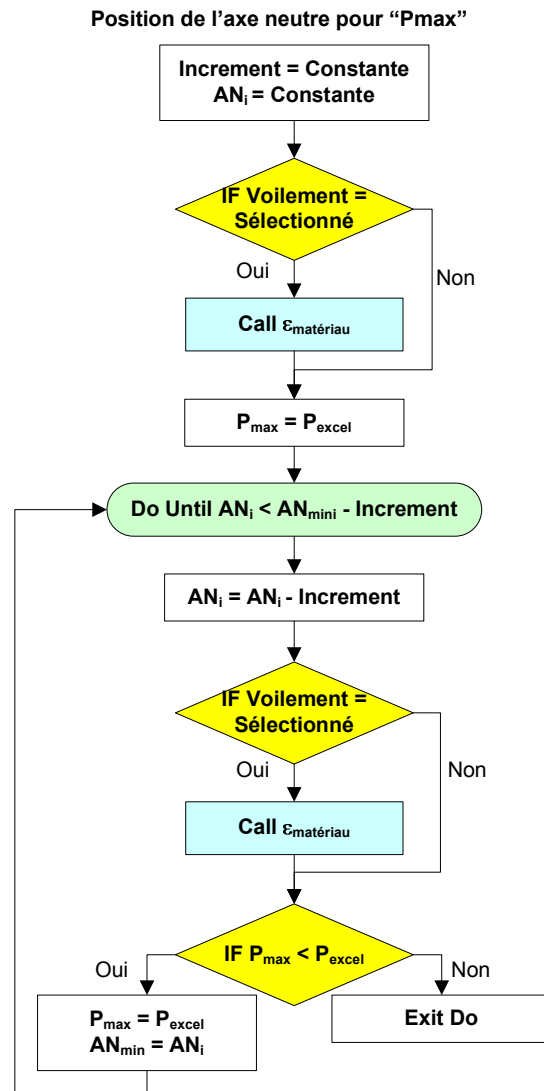


Figure A-14 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie II : P_{max})

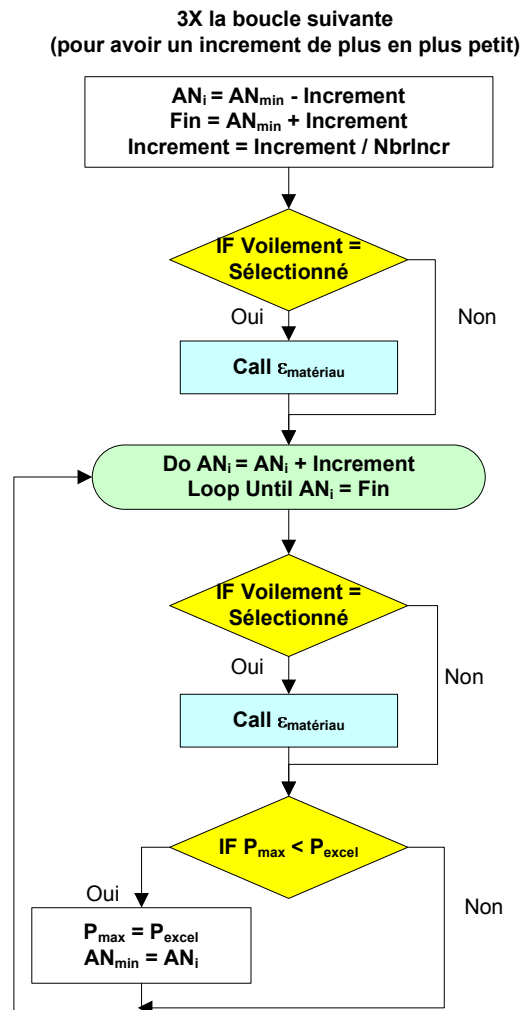


Figure A-15 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie III : P_{max})

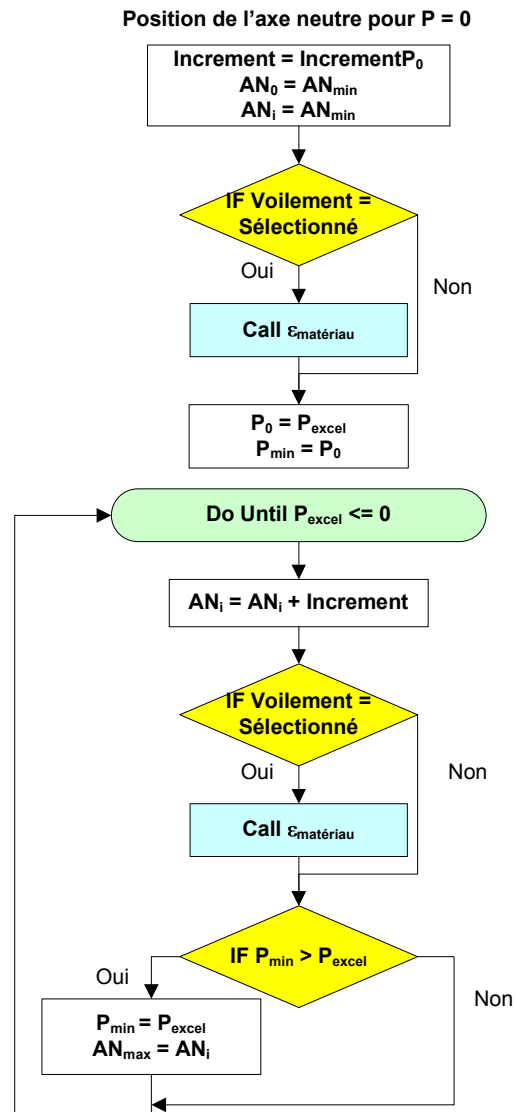


Figure A-16 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie IV : $P = 0$)

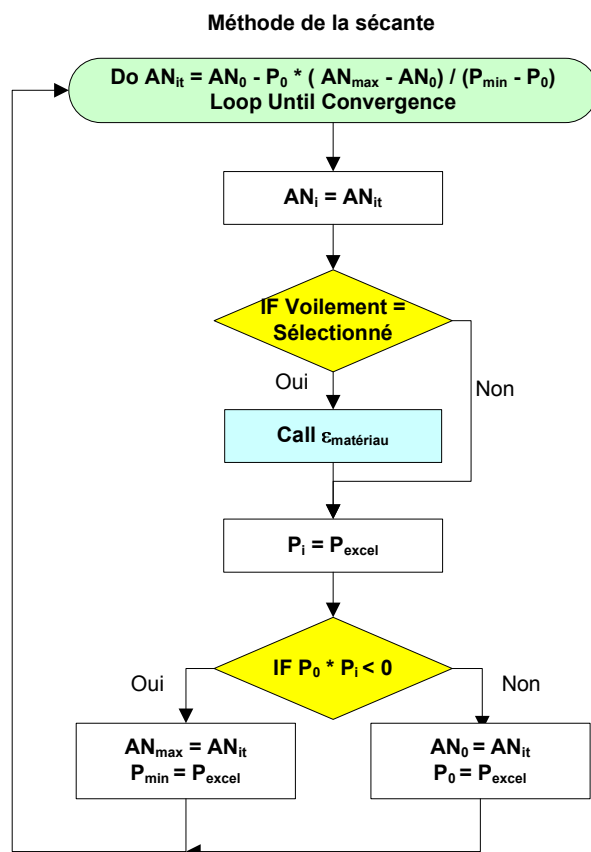
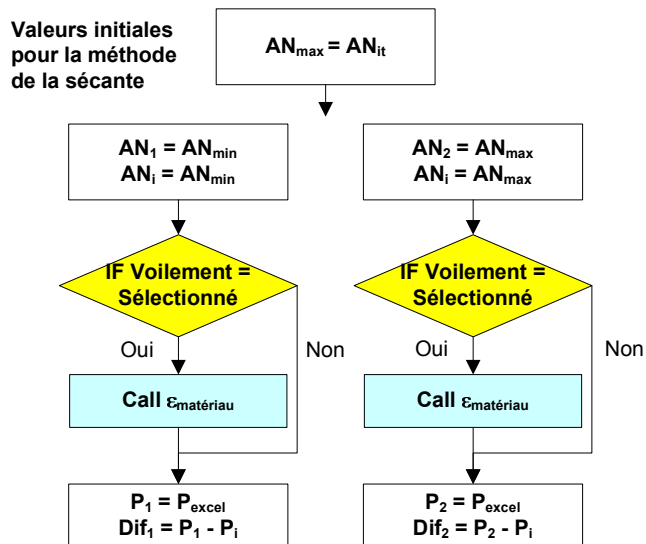


Figure A-17 Organigramme du sous-programme « M- ϕ » (partie V : P = 0)

Position de l'axe neutre afin d'avoir
l'équilibre pour " P_i " et " ϕ_i " donnés



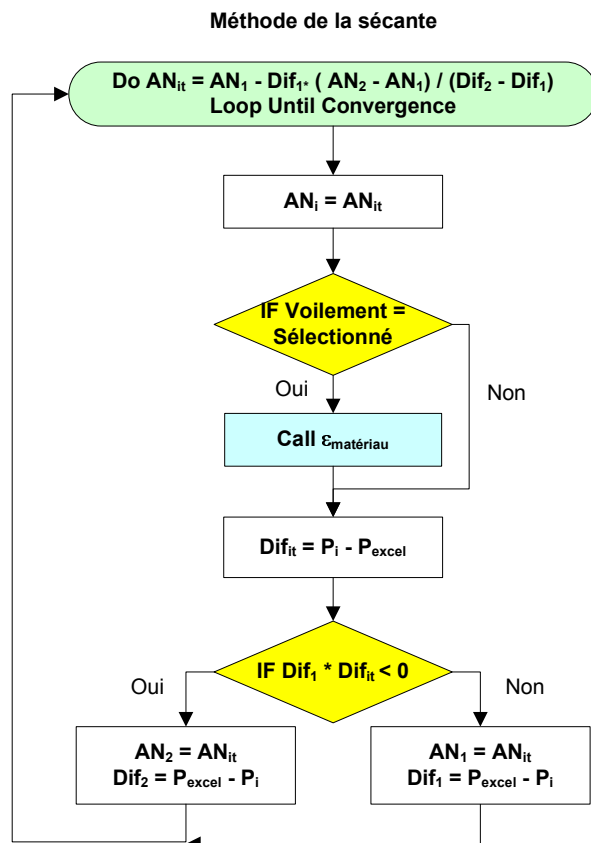


Figure A-18 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie VI : Équilibre)

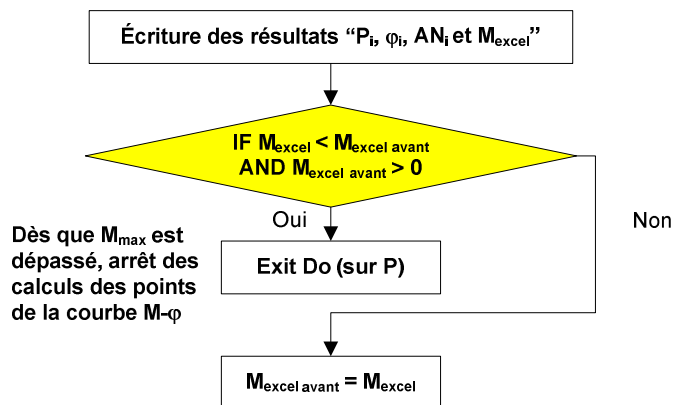


Figure A-19 Organigramme du sous-programme « M-φ » (partie VII : Résultats)

Pente entre le point calculé et le premier point calculé ayant $M_{\text{excl}} > 0$

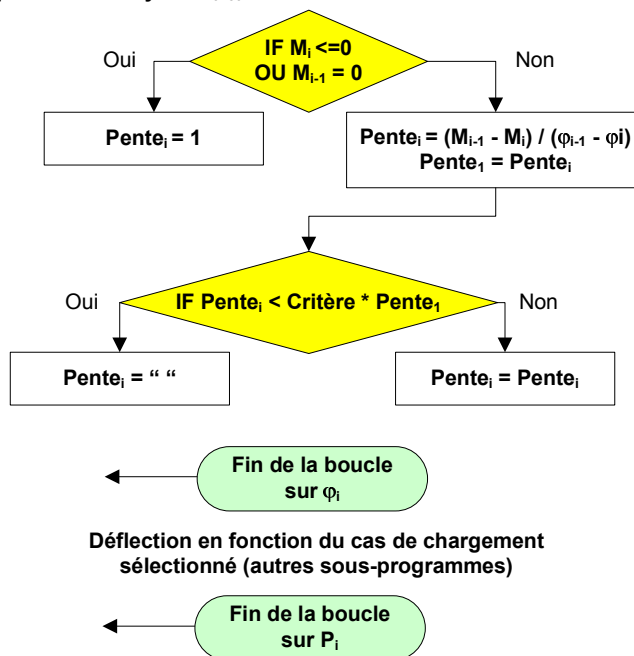


Figure A-20 Organigramme du sous-programme « M- φ » (partie VIII : Pente)

Calcul de la pente initiale

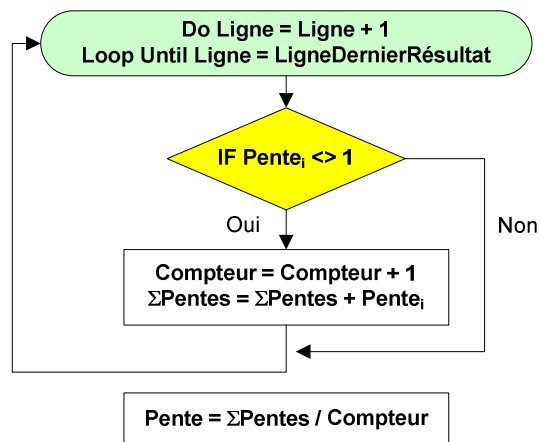


Figure A-21 Organigramme du sous-programme « P + e » (Partie I : Pente)

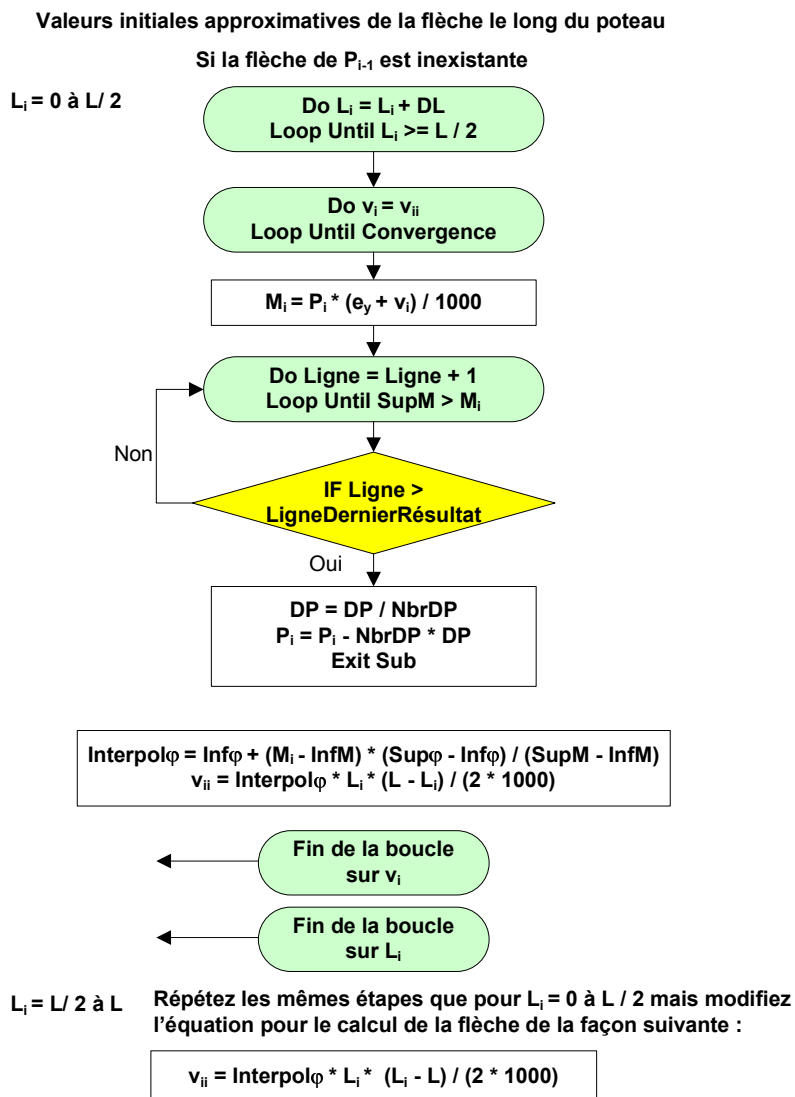


Figure A-22 Organigramme du sous-programme « P + e » (Partie II : Flèche initiale)

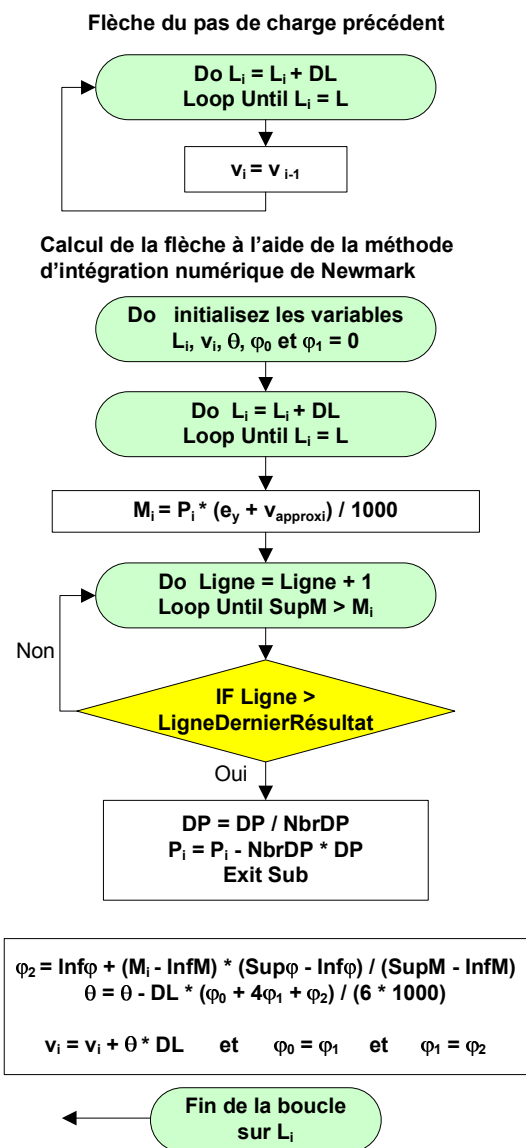


Figure A-23 Organigramme du sous-programme « P + e » (Partie III : Newmark)

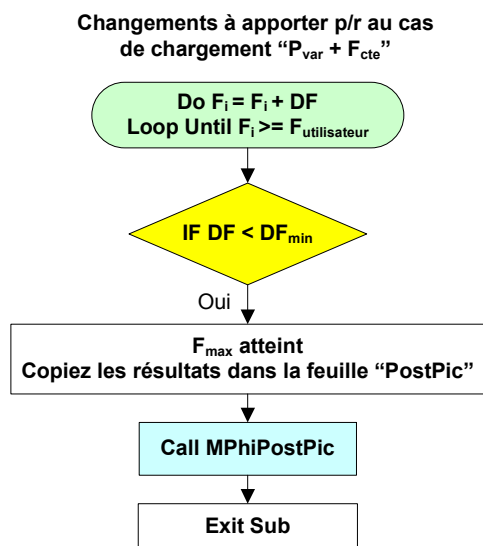


Figure A-24 Organigramme du sous-programme « $P_{constant} + F_{variable}$ »

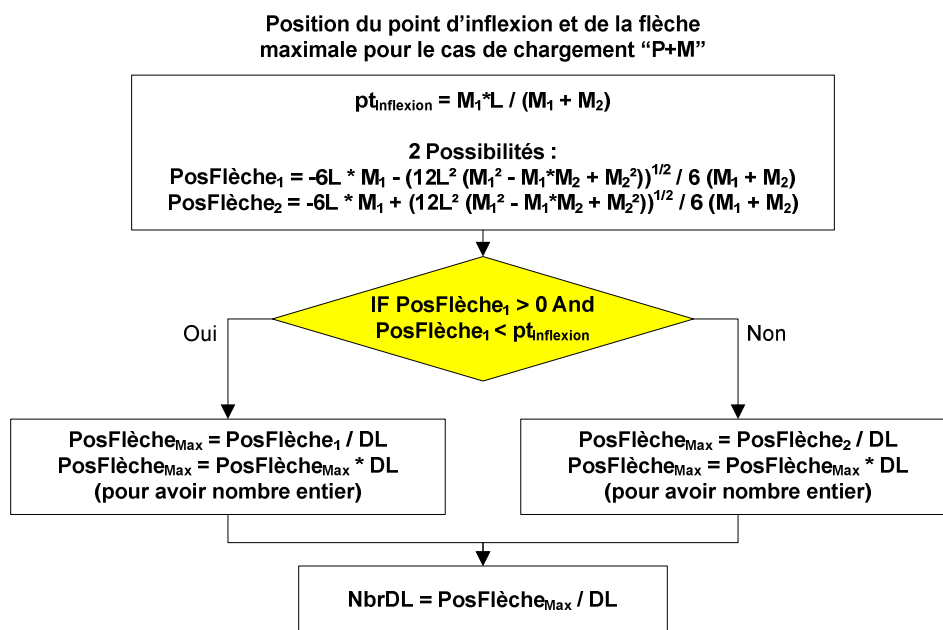


Figure A-25 Organigramme pour le calcul de la position du point d'inflexion et de la flèche maximale

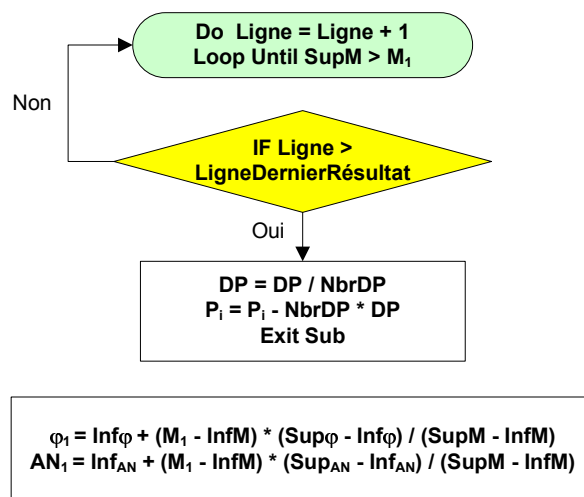


Figure A-26 Organigramme du sous-programme « P_{variable} + M_{constant} » (Partie I : φ₁ et AN₁)

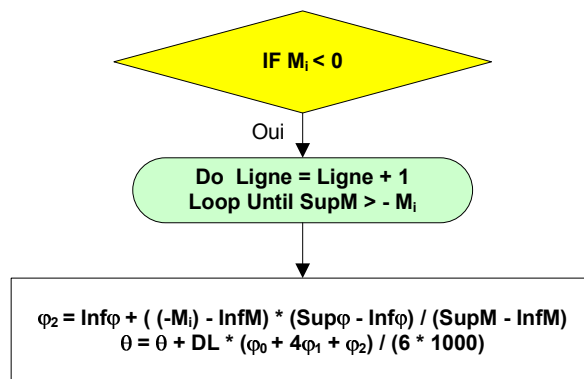


Figure A-27 Organigramme du sous-programme « P_{variable} + M_{constant} » (Partie II : M_i < 0)

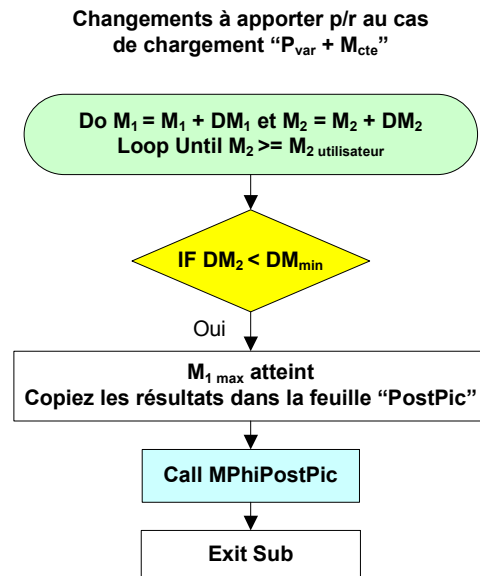


Figure A-28 Organigramme du sous-programme « $P_{constant} + M_{variable}$ »

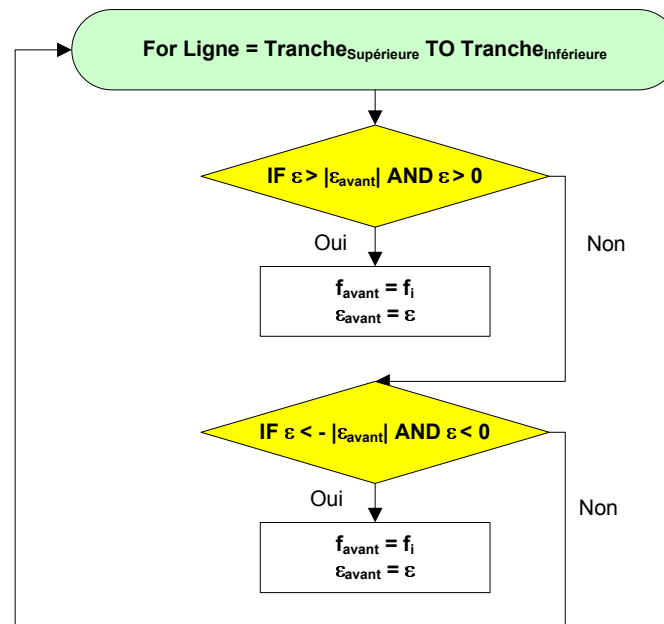


Figure A-29 Organigramme du sous-programme « $\epsilon_{maximum}$ »

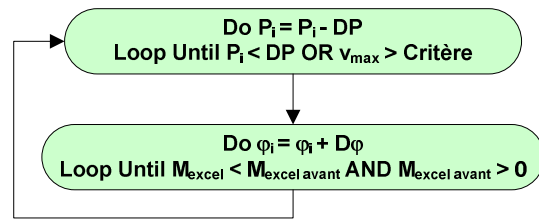


Figure A-30 Organigramme du sous-programme « M- ϕ (PP) »

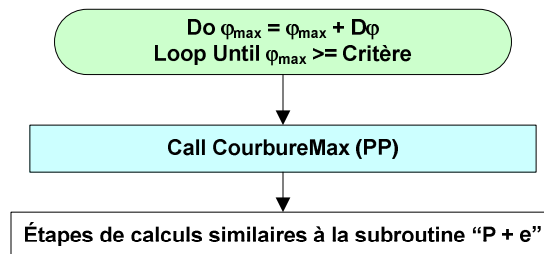


Figure A-31 Organigramme du sous-programme « P + e (PP) » (Partie I)

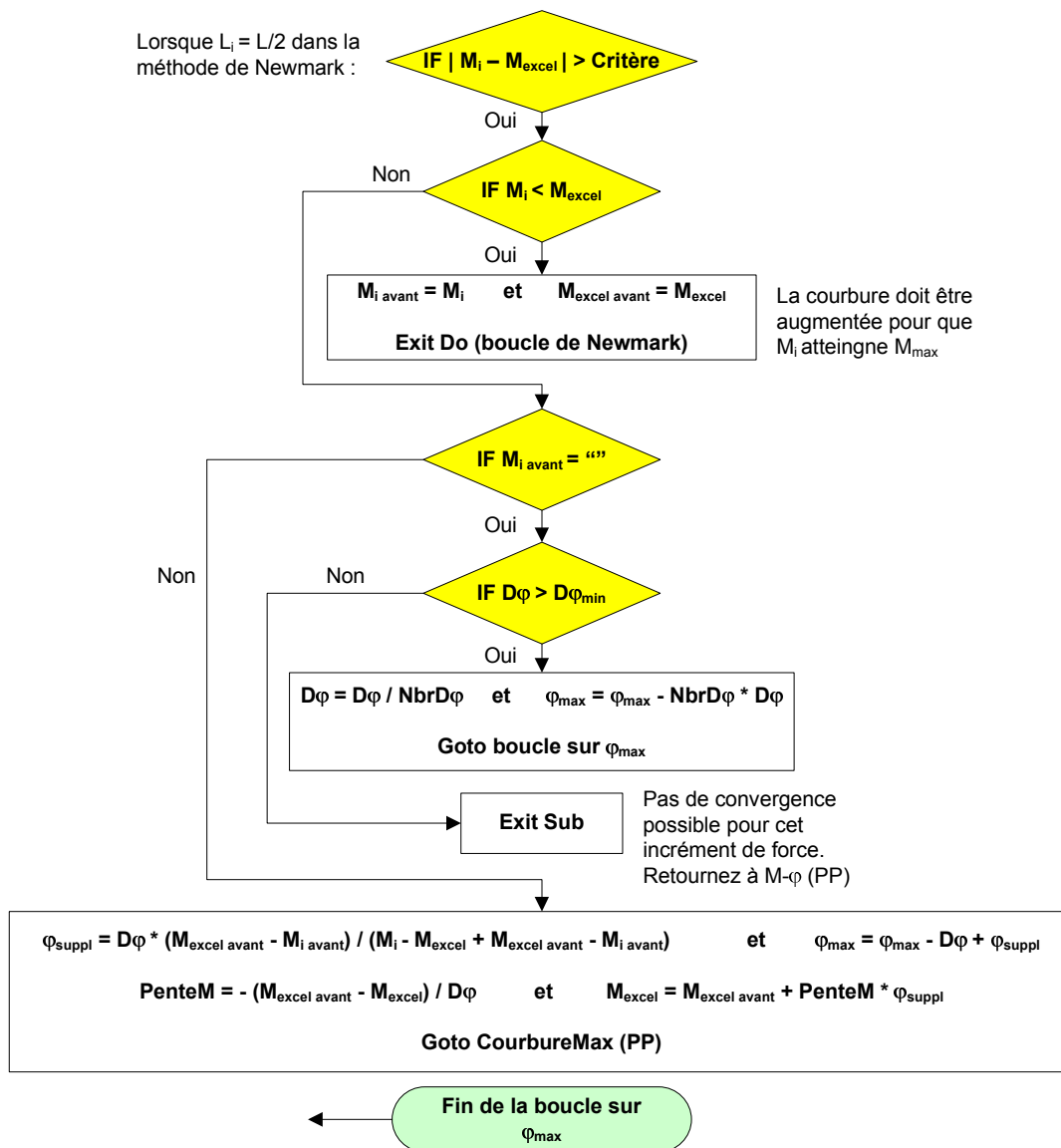


Figure A-32 Organigramme du sous-programme « P + e (PP) » (Partie II : $L_i = L/2$)

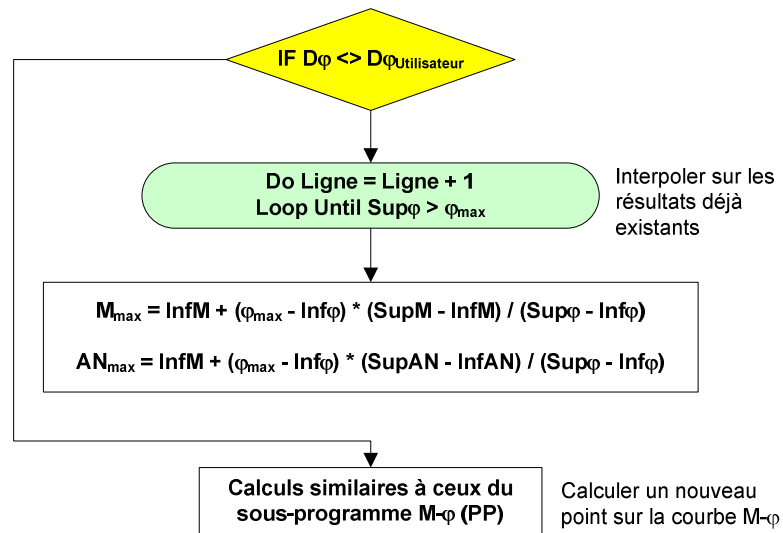


Figure A-33 Organigramme du sous-programme « CourbureMax (PP) »

ANNEXE B

INTERFACES VISUELLES POUR LES UTILISATEURS DU LOGICIEL DE CALCULS

LISTE DES FIGURES

Figure B-1 Fenêtre frontispice du programme d'analyse des poteaux composites.....	391
Figure B-2 Fenêtre d'avertissement pour l'utilisateur du programme d'analyse	392
Figure B-3 Fenêtre utilisateur pour caractériser la géométrie du poteau composite	393
Figure B-4 Fenêtre utilisateur pour indiquer la disposition des barres d'armature	394
Figure B-5 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés du béton normal en compression	395
Figure B-6 Fenêtre utilisateur pour montrer deux courbes contrainte-déformation typiques utilisées pour le béton en compression	396
Figure B-7 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés du béton en traction.....	397
Figure B-8 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés des aciers.....	398
Figure B-9 Fenêtre utilisateur pour indiquer les contraintes résiduelles.....	399
Figure B-10 Fenêtre utilisateur pour indiquer l'imperfection initiale maximale des plaques d'acier.....	400
Figure B-11 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (M- Phi).....	401
Figure B-12 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (Cas de chargement)	402
Figure B-13 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (Phi Post-pic).....	403
Figure B-14 Fenêtre utilisateur pour indiquer le type et les caractéristiques du chargement à appliquer	404
Figure B-15 Sous-fenêtre pour le cas de chargement de type « P + F »	405
Figure B-16 Sous-fenêtre pour le cas de chargement de type « P + M »	405



Figure B-1 Fenêtre frontispice du programme d'analyse des poteaux composites

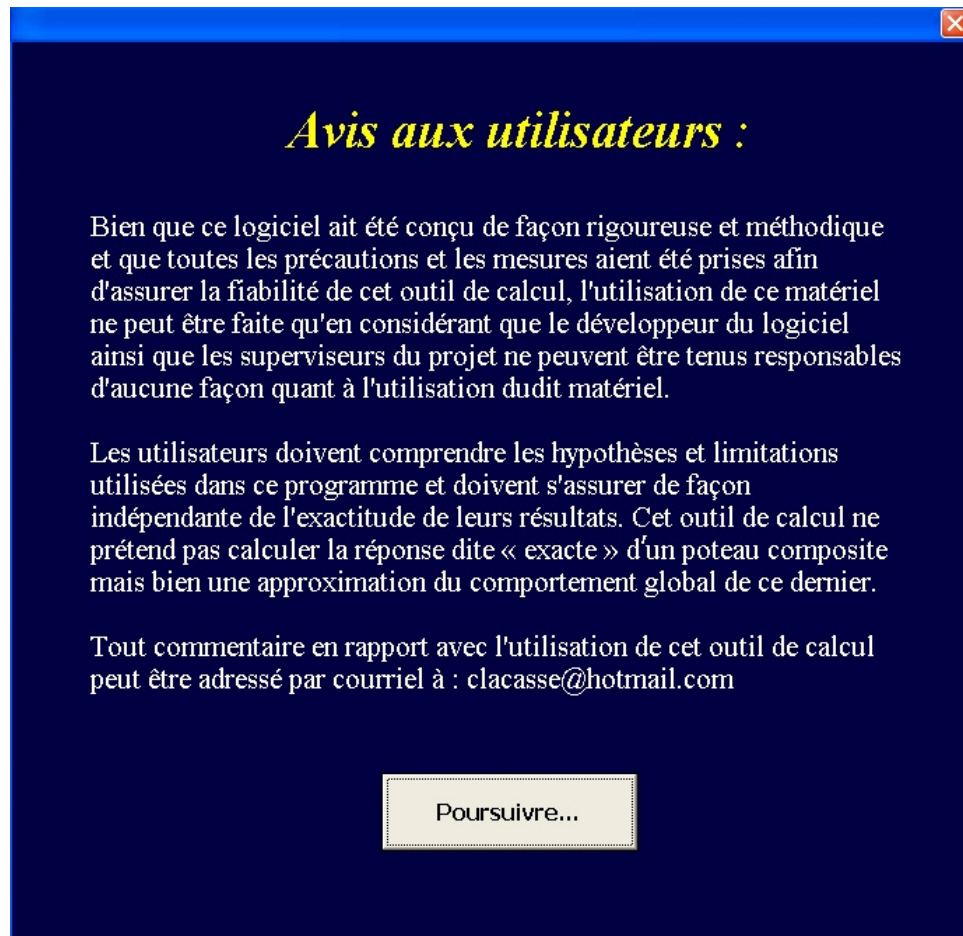


Figure B-2 Fenêtre d'avertissement pour l'utilisateur du programme d'analyse

Géométrie de la section

Caractéristiques de la section :

Largeur du poteau (b) : mm

Profondeur du poteau (d) : mm

Épaisseur des ailes de la section d'acier (t) : mm

Épaisseur de l'âme de la section d'acier (w) : mm

Autres caractéristiques du poteau :

Hauteur du poteau (L) : mm

Incrément sur la hauteur (DL) : mm

Compression-flexion du poteau-poutre selon : ☒ **Axe Fort** ou ☐ **Axe Faible**

N.B. Section de béton armé

Ce logiciel permet également de faire l'analyse de poteau en béton armé.

Pour ce faire, veuillez indiquer "0" pour les dimensions "t" et "w".

De la même façon, en indiquant "t" = 0, la section analysée n'aura pas d'ailes, et en indiquant "w" = 0, la section analysée n'aura pas d'âme.

Poursuivre...

Si force axiale appliquée à "ey"
 .. flexion suivant axe fort

Si force axiale appliquée à "ex"
 .. flexion suivant axe faible

Figure B-3 Fenêtre utilisateur pour caractériser la géométrie du poteau composite

Disposition des aciers d'armature du poteau composite
X

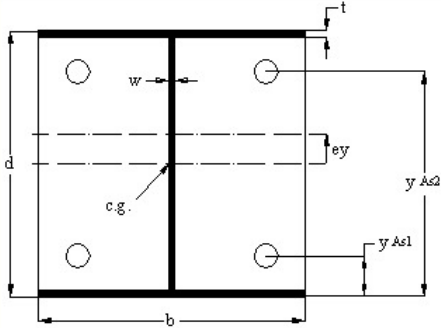
Position des barres d'armature :

c.g. des barres p/r à la fibre tendue (mm)	Aire des barres d'armature (mm ²)
y_{As} ou x_{As}	A_s

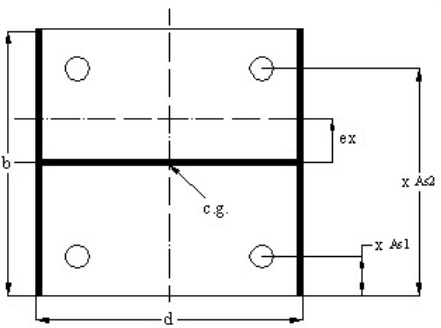
N.B. Inscrivez la position de vos barres selon que le poteau composite est chargé en compression-flexion suivant son axe faible ou son axe fort tel qu'indiqué par la figure montrée ci-dessous...

Poursuivre...

... Retour en arrière



Si flexion suivant l'axe fort



Si flexion suivant l'axe faible

Figure B-4 Fenêtre utilisateur pour indiquer la disposition des barres d'armature

Propriétés des matériaux du poteau composite

Caractéristiques à compléter | Graphique

Propriétés du béton en compression :

Masse volumique : kg / m³
 Si cette valeur est connue, l'inscrire ici à la place de la valeur de 2300 kg / m³ utilisée par défaut.

Résistance maximale spécifiée (f'c) : MPa
 Facteur de réduction de la résistance du béton (F1) :
 La valeur suggérée par la norme CSA A23.3-04 art. 10.1.6 est de 0.9
 Facteur d'augmentation de la résistance (F2) :
 La valeur suggérée par la norme CSA A23.3-04 art. 8.6.2.2 est de 1.15

Module élastique (Ec) : MPa
 Si cette valeur est connue, l'inscrire ici. Sinon, indiquez "0" pour que le module soit calculé suivant l'art. 8.6.2.2 de la norme CSA A23.3-04.

Déformation au pic (ε_{pc}) : με
 Si cette valeur est connue, l'inscrire ici. Sinon, indiquez "0" pour que cette déformation soit calculée selon le modèle de MacGregor et Bartlett (2000).

Déformation maximale (ε_{max}) : με
 Si cette valeur est connue pour un béton normal, l'inscrire ici. Sinon, acceptez la déformation inscrite par défaut.
 Indiquez "0" s'il s'agit d'un béton renforcé de fibres d'acier afin que cette déformation soit déterminée selon le modèle de Ramesh, Seshu et Prabhakar (2003).

Quel type de béton est utilisé pour le poteau ?
☐ Béton normal
☒ Béton renforcé de fibres

Caractéristiques des fibres

Fraction volumique des fibres (V_f) : %
 Ratio Longueur / diamètre des fibres ("Aspect ratio") :
 Fraction massique des fibres :
 $W_f = V_f * 7850 / \text{masse volumique du béton}$
 Indice de renforcement :
 $RI = \text{Aspect ratio} * W_f$

Poursuivre...

... Retour en arrière

Figure B-5 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés du béton normal en compression

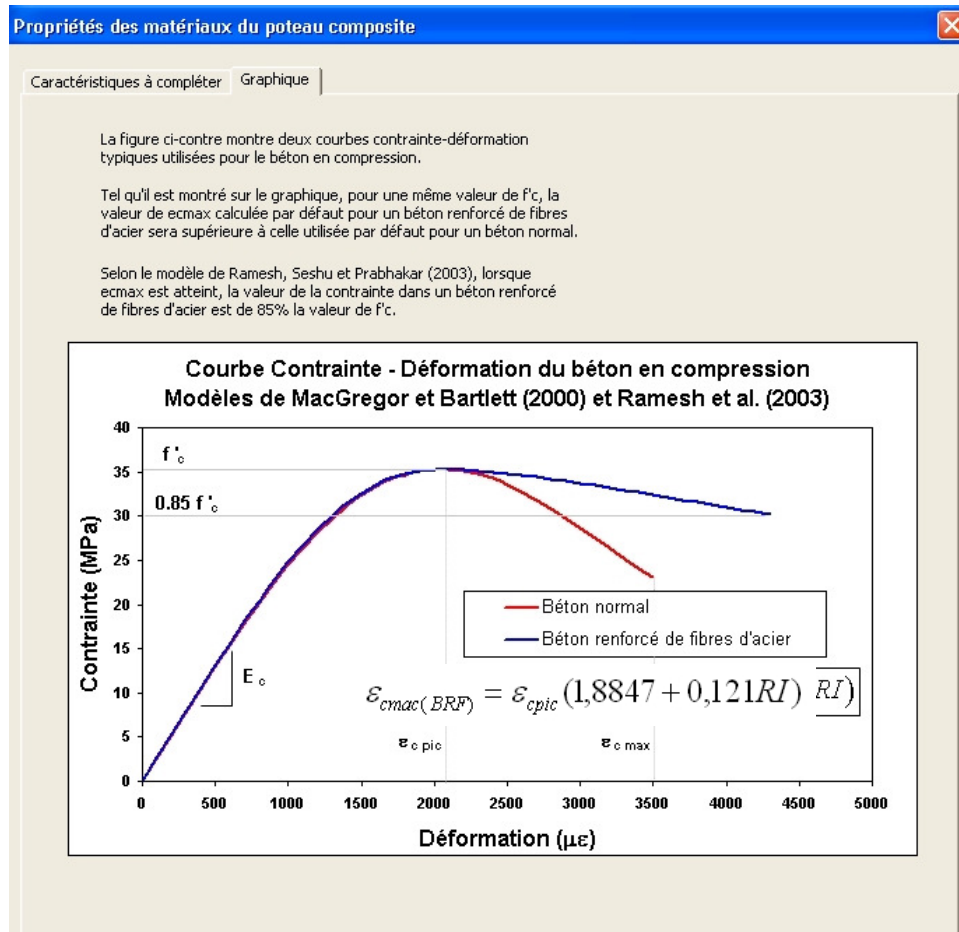


Figure B-6 Fenêtre utilisateur pour montrer deux courbes contrainte-déformation typiques utilisées pour le béton en compression

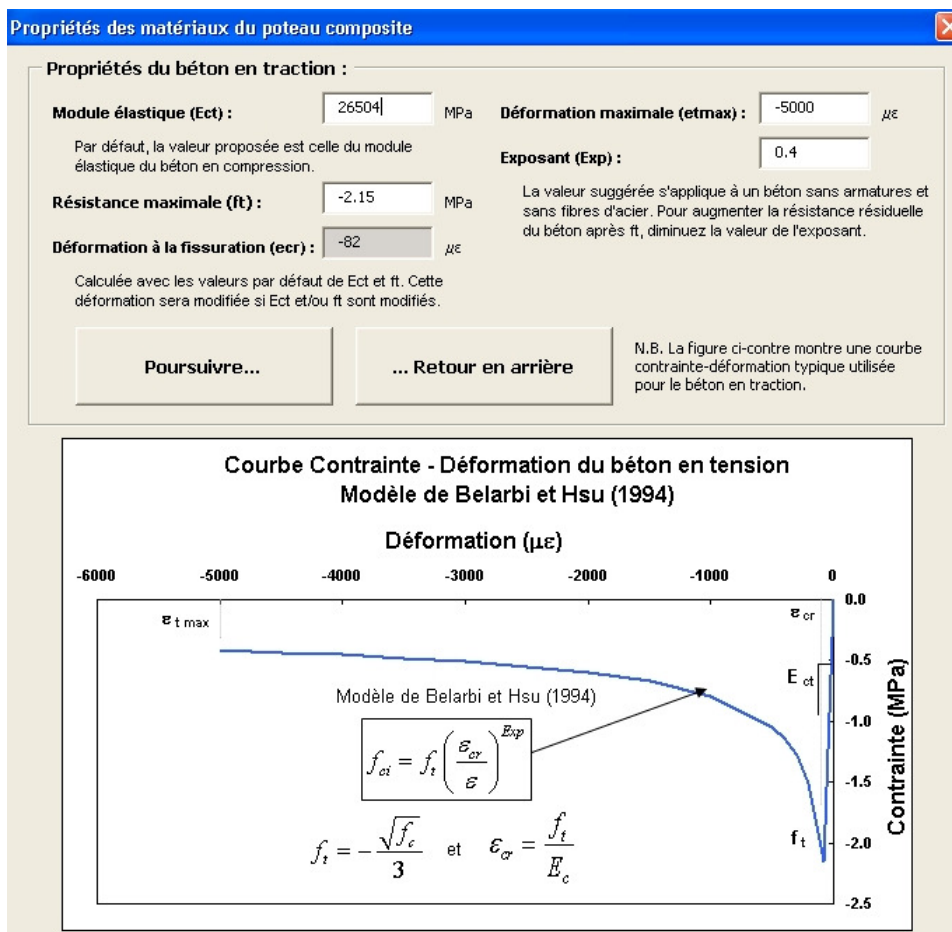


Figure B-7 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés du béton en traction

Propriétés des matériaux des poteaux composites

Propriétés de l'acier des plaques

Module élastique (Es) : 200000 MPa

Limite élastique (Fypl) : 358 MPa

Déformation à l'écroutissage (ehard) : 18700 $\mu\epsilon$

Module tangent à l'écroutissage (Eh) : 4000 MPa

Déformation à la limite ultime (eu) : 152000 $\mu\epsilon$

Limite ultime (Fupl) : 549 MPa

Propriétés de l'acier des barres d'armature

Module élastique (Esa) : 200000 MPa

Limite élastique (Fya) : 497 MPa

Déformation à l'écroutissage (eharda) : 18700 $\mu\epsilon$

Module tangent à l'écroutissage (Eha) : 4000 MPa

Déformation à la limite ultime (eua) : 152000 $\mu\epsilon$

Limite ultime (Fua) : 669 MPa

N.B. La figure ci-contre montre une courbe contrainte-déformation typique utilisée pour l'acier des plaques.

Le même modèle de matériau est utilisé pour les barres d'armature. Seul le nom des paramètres changent.

Poursuivre...

... Retour en arrière

Courbes Contrainte - Déformation des aciers

Modèle de Mau et El-Mabsout (1989)

$$f_s = F_u + (F_y - F_u) \left[\frac{\epsilon_u - \epsilon}{\epsilon_u - \epsilon_{hard}} \right]^D \leq F_u$$

$$D = E_k \left(\frac{\epsilon_u - \epsilon_{hard}}{F_u - F_y} \right)$$

Figure B-8 Fenêtre utilisateur pour indiquer les propriétés des aciers

Imperfections initiales entre les liens transversaux du profilé d'acier

Caractéristiques géométriques

Espacement des étriers (s) :

300

mm

"s" maximal recommandé par la norme S16-2001 à l'art. 18.3.1.1 correspond au minimum de : $(2/3) * d$, $(2/3) * b$ ou 500 mm.

Imperfection initiale maximale :

1.5

mm

Si aucune imperfection n'est spécifiée, l'art. 18.3.1.1 de la norme S16-2001 indique que l'imperfection maximale permise lors de la fabrication du profilé d'acier correspond à $0.5\% * s$.

Calcul du voilement local

Souhaitez-vous que le programme fasse le calcul du comportement du poteau-poutre en tenant compte du voilement local des ailes du profilé d'acier ?

☒ Oui, avec voilement

☐ Non, sans voilement

Notez que cette option augmente le temps de calcul par un facteur d'environ 10 !

N.B. Comme montré ci-bas, l'imperfection réelle est dirigée vers l'intérieur. Cependant, lors de l'analyse le logiciel pose l'hypothèse que l'imperfection initiale est dirigée vers l'extérieur.

Poursuivre...

... Retour en arrière

Ailes

Âme

s

δ_o

A

A

Coupe A-A

d

b

δ_o

Figure B-10 Fenêtre utilisateur pour indiquer l'imperfection initiale maximale des plaques d'acier

Critères de convergence et constantes utilisées dans le code de programmation

M-Phi | Cas de chargement | Phi Post-Pic

ATTENTION : Contenu à modifier par utilisateur averti et/ou programmeur seulement !

Courbes Moment-Courbure jusqu'à Pmax :

Incrément de courbure pour tracer les courbes (DPhi) rad / m

Courbure maximale pouvant être calculée (PhiMax) rad / m

Incrément minimal de force axiale appliquée (DPMIn) % P

Dernière rangée admissible des feuilles de calcul de Moment-Courbure (Dernligne)

Pmax :

Boucle 1) Incrément sur la position de l'axe neutre (Incr1) mm

Plus haute position de l'axe neutre admissible (ANmax) mm

Boucle 2) Nombre d'incrément maximal (NIncr2)

Boucle 3) Nombre d'incrément maximal (NIncr3)

Boucle 4) Nombre d'incrément maximal (NIncr4)

Pmin :

Incrément sur la position de l'axe neutre (IncrPmin) mm

Critère de convergence sur la valeur de Pmin (ConvergePmin) près de "0" kN

Méthode de la sécante :

Critère de sortie sur (Pmin - Pi) (SortiePmin) près de "0" kN

Critère de convergence sur la valeur de P (ConvergeP) % Pi

% d'écart accepté entre la pente calculée et la pente initiale, pour le calcul de la pente moyenne initiale (PenteOK) %

N.B.

Les critères de convergences et les constantes données ci-haut sont celles qui sont recommandées et qui sont utilisées par défaut par le programme.

Débuter l'analyse !

... Retour en arrière

Figure B-11 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (M-Phi)

Critères de convergence et constantes utilisées dans le code de programmation

M-Phi | Cas de chargement | Phi Post-Pic |

ATTENTION : Contenu à modifier par utilisateur averti et/ou programmeur seulement !

Cas de chargement :

Facteur de diminution de la charge axiale appliquée si non convergence (NombreDP)

Critère de convergence sur la flèche (ConvergeFleche) % vi

Critère de convergence sur les ratios de flèches (méthode de Newmark) (ConvergeRatio)

Post-Pic :

Nombre de points à calculer après la charge axiale maximale atteinte (NombrePpp)

Limite sur la flèche maximale à calculer (FlecheMax) = L / ?

Facteur de déviation entre le moment calculé et celui à la rotule plastique (EcartM) % Mi

Facteur de diminution de la pente précédente pour détermination de la courbure initiale d'une courbe M-Phi (DimPenteAvant)

Nombre d'itérations maximal pour les calculs de sécante (NbrIterations)

Modification temporaire des critères de convergence lorsque "NbrIteration" est dépassé pour :

"ConvergePmin" (ConvergePminMax") près de "0" kN

"ConvergeP" (ConvergePMax) % Pi

Charge axiale + Force transversale (P + F) :

Incrément minimal de force transversale appliquée (DFMin) % F

Facteur de diminution de la force transversale appliquée si non convergence (NombreDF)

Post-Pic :

Nombre de points à calculer après la force transversale maximale atteinte (NombreFpp)

Figure B-12 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (Cas de chargement)

Critères de convergence et constantes utilisées dans le code de programmation

M-Phi | Cas de chargement | **Phi Post-Pic**

ATTENTION : Contenu à modifier par utilisateur averti et/ou programmeur seulement !

Cas de chargement (suite) :

Charge axiale + Moments d'extrémité (P + M) :

Incrément minimal des moments appliqués (DMmin) % M1

Facteur de diminution des moments appliqués si non convergence (NombreDM)

Post-Pic :

Nombre de points à calculer après le moment "M1" maximal atteint (NombreMpp)

Courbures Post-Pic :

Incrément de courbure VARIABLE (DPhiPP) rad/m

Incrément de courbure initial pour le calcul de la courbure à la rotule plastique (DPhiPPc) rad/m

Incrément de courbure pour grandes déformations (si > DPhiMax) (DPhiPP2) rad/m

Facteur de diminution de la courbure si non convergence (NombreDPhi)

Plus petit incrément de courbure utilisé pour itérer (DPhiMin) rad/m

Courbure maximale pouvant être calculée (PhiMaxPP) rad/m

N.B.

Les critères de convergences et les constantes données ci-haut sont celles qui sont recommandées et qui sont utilisées par défaut par le programme.

Figure B-13 Fenêtre utilisateur pour indiquer les constantes et critères de convergence (Phi Post-pic)

Type de chargement du poteau-poutre

Choisir 1 cas de chargement parmi les 3 cas proposés ci-dessous :

☒ Force axiale appliquée avec une excentricité p/r au c.g. du poteau

☐ Force axiale appliquée au c.g. du poteau + Forces transversales

☐ Force axiale appliquée au c.g. du poteau + Moments d'extrémité

P + excentricité

Excentricité "e" de la force axiale p/r au c.g. de la section : mm

Force axiale max. à appliquer "P" : kN

Incrément de force : % P

N.B.

Donnez une force axiale maximale que vous êtes certain de ne pas dépasser. À titre indicatif, la valeur donnée par défaut est la résistance axiale d'un poteau court soumis à une charge axiale appliquée au centre de gravité de la section ("Cp" norme S16-2001, art. 18.3.2)

Poursuivre... ... Retour en arrière

Figure B-14 Fenêtre utilisateur pour indiquer le type et les caractéristiques du chargement à appliquer

P + F

Choisir 1 des 2 options :

☐ F constant et P varie

☐ F varie et P constant

Force axiale max. à appliquer "P" : kN

Force transversale max. à appliquer "F" : kN

Incrément de force (force qui varie) : % P ou % F

Portée de cisaillement "A" : mm

Figure B-15 Sous-fenêtre pour le cas de chargement de type « P + F »

P + M1 + M2

Choisir 1 des 2 options :

☐ P constant et M1-M2 varient

☐ P varie et M1-M2 constants

Force axiale max. à appliquer "P" : kN

Moment d'extrémité max. "M1" : kN.m

Moment d'extrémité max. "M2" : kN.m

Incrément de force (ou de moment) : % P
ou
% M

Figure B-16 Sous-fenêtre pour le cas de chargement de type « P + M »

ANNEXE C

VALIDATION DU LOGICIEL DE CALCULS EXTRAITS DES FEUILLES DE CALCULS EXCEL

LISTE DES FIGURES

Figure C-1 Extrait de la feuille Excel effectuant la distribution de l'acier d'armature dans les tranches de calcul de la section du poteau composite (flexion suivant l'axe fort)	409
Figure C-2 Extrait de la feuille Excel montrant le choix des contraintes résiduelles à distribuer dans les tranches de calcul de la section du poteau composite (flexion suivant l'axe fort)	410
Figure C-3 Extrait de la feuille Excel effectuant la distribution des contraintes résiduelles dans les tranches de calcul de la section du poteau composite (flexion suivant l'axe fort)	412
Figure C-4 Extrait de la feuille Excel effectuant le calcul des courbes moment-courbure pour chaque incrément de force (flexion suivant l'axe faible)	414
Figure C-5 Extrait de la feuille Excel effectuant le calcul du voilement local	415

Position des barres d'armature :

c.g. des barres p/r fibre tendue (mm)	As (max mm ² / rang) 1898 (mm ²)
145	600
305	600

Disposer les armatures !

Dans ce poteau,
4 barres d'armature
longitudinales 20M
ont été utilisées.

Leur disposition est
montrée à la Figure 8-1
de Bouchereau et Toupin
(2003).

Poteau chargé en compression-flexion suivant l'axe fort ("e_y")

Section discrétisée en 100 rangées selon l'axe fort
Distance c/c des rangées de béton suivant la profondeur "d" du poteau :
 δ 4.4 mm

	c.g. des tranches p/r fibre tendue (mm)	Diff. (mm)	As (mm ²)
Pl. comprimée (N1)	445.2		
Fibre extr. Béton (C1)	440.5		
N2	438.3	438.3	0
N3	433.9	433.9	0
N4	429.5	429.5	0
N5	425.1	425.1	0
N6	420.7	420.7	0
N7	416.3	416.3	0
N8	411.9	411.9	0
N9	407.5	407.5	0
N10	403.1	403.1	0
N11	398.7	398.7	0
N12	394.3	394.3	0
N13	389.9	389.9	0
N14	385.5	385.5	0
N15	381.1	381.1	0
N16	376.7	376.7	0
N17	372.3	372.3	0
N18	367.9	367.9	0
N19	363.5	363.5	0
N20	359.1	359.1	0
N21	354.7	354.7	0
N22	350.3	350.3	0
N23	345.9	345.9	0
N24	341.5	341.5	0
N25	337.1	337.1	0
N26	332.7	332.7	0
N27	328.3	328.3	0
N28	323.9	323.9	0
N29	319.5	319.5	0
N30	315.1	315.1	0
N31	310.7	310.7	0
N32	306.4	306.4	600
N33	302.0	302.0	0
N34	297.6	297.6	0
N35	293.2	293.2	0
N36	288.8	288.8	0
N37	284.4	284.4	0
N38	280.0	280.0	0
N39	275.6	275.6	0
N40	271.2	271.2	0
N41	266.8	266.8	0
N42	262.4	262.4	0
N43	258.0	258.0	0
N44	253.6	253.6	0
N45	249.2	249.2	0
N46	244.8	244.8	0
N47	240.4	240.4	0
N48	236.0	236.0	0

N49	231.6	231.6	0
N50	227.2	227.2	0
N51	222.8	222.8	0
N52	218.4	218.4	0
N53	214.0	214.0	0
N54	209.6	209.6	0
N55	205.2	205.2	0
N56	200.8	200.8	0
N57	196.4	196.4	0
N58	192.0	192.0	0
N59	187.6	187.6	0
N60	183.2	183.2	0
N61	178.8	178.8	0
N62	174.4	174.4	0
N63	170.0	170.0	0
N64	165.6	165.6	0
N65	161.2	161.2	0
N66	156.8	156.8	0
N67	152.4	152.4	0
N68	148.0	148.0	0
N69	143.6	143.6	600
N70	139.3	139.3	0
N71	134.9	134.9	0
N72	130.5	130.5	0
N73	126.1	126.1	0
N74	121.7	121.7	0
N75	117.3	117.3	0
N76	112.9	112.9	0
N77	108.5	108.5	0
N78	104.1	104.1	0
N79	99.7	99.7	0
N80	95.3	95.3	0
N81	90.9	90.9	0
N82	86.5	86.5	0
N83	82.1	82.1	0
N84	77.7	77.7	0
N85	73.3	73.3	0
N86	68.9	68.9	0
N87	64.5	64.5	0
N88	60.1	60.1	0
N89	55.7	55.7	0
N90	51.3	51.3	0
N91	46.9	46.9	0
N92	42.5	42.5	0
N93	38.1	38.1	0
N94	33.7	33.7	0
N95	29.3	29.3	0
N96	24.9	24.9	0
N97	20.5	20.5	0
N98	16.1	16.1	0
N99	11.7	11.7	0
Fibre extr. Béton (C100)	9.5		
Pl. tendue (N100)	4.8		

Figure C-1 Extrait de la feuille Excel effectuant la distribution de l'acier d'armature dans les tranches de calcul de la section du poteau composite (flexion suivant l'axe fort)

Contraintes résiduelles**(+ : Compression)**

Hypothèses :

- Disposition symétrique (âme et ailes)
- Équilibre des contraintes assuré aux extrémités (âme et ailes)

Spécimen et/ou Contraintes choisies :**R-2** Maranda (1998)

d 450 mm

t 9.7 mm

L 1800 mm

Équilibre 63 kN (vs -18)

	Position (mm)	Intervalle rel. (mm)	Contrainte résiduelle (MPa)
Ailes	0	225	-281.8
		212.5	-281.8
	25	212.5	-119.7
		187.5	-119.7
	50	187.5	30.6
		150	30.6
	100	150	24.7
		100	24.7
	150	100	24.7
		50	24.7
Âme	200	50	39.2
		0	39.2
	0	215.3	33.8
		196.5	33.8
	57	196.5	32.8
		139	32.8
	115	139	26.4
		77.5	26.4
	180	77.5	-56.0
		0	-56.0

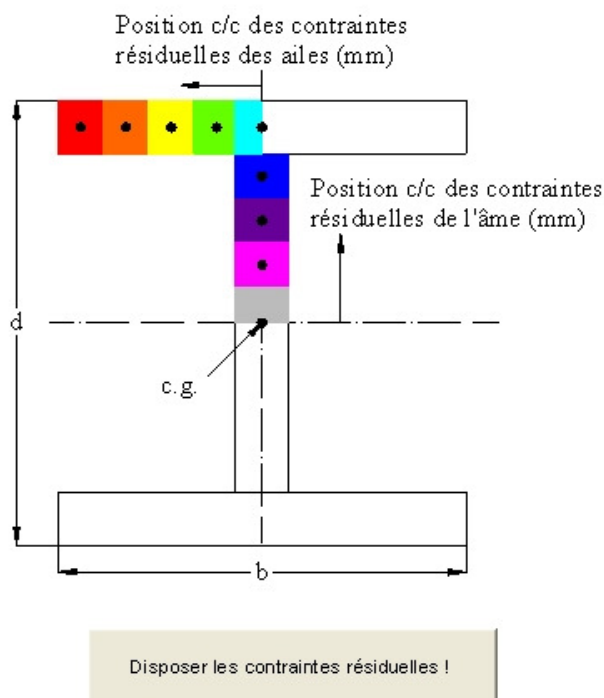


Figure C-2 Extrait de la feuille Excel montrant le choix des contraintes résiduelles à distribuer dans les tranches de calcul de la section du poteau composite (flexion suivant l'axe fort)

Poteau chargé en compression-flexion suivant l'axe fort ("e_y")

Section discrétisée en 100 rangées selon l'axe fort

Distance c/c des rangées de béton suivant la profondeur "d" du poteau :

c.g. des tranches (d ^{tt} ou t ^{tg})							c.g. des tranches						
ÂME	p/r fibre tendue (mm)	σ _{res} (MPa)	As pl. (mm ²)	Force (kN)	Force corrigée (kN)	σ _{res corr} (MPa)	AILE	p/r fibre tendue (mm)	σ _{res} (MPa)	As pl. (mm ²)	Force (kN)	Force corrigée (kN)	σ _{res corr} (MPa)
Pl. comprimée (N1)	445.2						Fibre extr. Béton (C1)	450.0					
Fibre extr. Béton (C1)	440.5						N1	447.8	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N2	438.3	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N2	443.4	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N3	433.9	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N3	439.0	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N4	429.5	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N4	434.6	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N5	425.1	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N5	430.2	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N6	420.7	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N6	425.8	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N7	416.3	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N7	421.4	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N8	411.9	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N8	417.0	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N9	407.5	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N9	412.6	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N10	403.1	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N10	408.2	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N11	398.7	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N11	403.8	39.2	42.0	1.6	1.7	40.5
N12	394.3	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N12	399.3	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N13	389.9	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N13	394.9	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N14	385.5	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N14	390.5	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N15	381.1	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N15	386.1	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N16	376.7	-56.0	41.9	-2.3	-2.3	-54.7	N16	381.7	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N17	372.3	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N17	377.3	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N18	367.9	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N18	372.9	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N19	363.5	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N19	368.5	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N20	359.1	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N20	364.1	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N21	354.7	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N21	359.7	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N22	350.3	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N22	355.3	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N23	345.9	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N23	350.9	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N24	341.5	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N24	346.5	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N25	337.1	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N25	342.1	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N26	332.7	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N26	337.7	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N27	328.3	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N27	333.3	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N28	323.9	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N28	328.9	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N29	319.5	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N29	324.5	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N30	315.1	26.4	41.9	1.1	1.2	27.7	N30	320.1	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N31	310.7	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N31	315.7	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N32	306.4	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N32	311.3	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N33	302.0	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N33	306.8	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N34	297.6	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N34	302.4	24.7	42.0	1.0	1.1	26.0
N35	293.2	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N35	298.0	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N36	288.8	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N36	293.6	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N37	284.4	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N37	289.2	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N38	280.0	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N38	284.8	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N39	275.6	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N39	280.4	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N40	271.2	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N40	276.0	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N41	266.8	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N41	271.6	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N42	262.4	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N42	267.2	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N43	258.0	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N43	262.8	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N44	253.6	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N44	258.4	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N45	249.2	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N45	254.0	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N46	244.8	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N46	249.6	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N47	240.4	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N47	245.2	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N48	236.0	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N48	240.8	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N49	231.6	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N49	236.4	-281.8	42.0	-11.8	-11.8	-280.5
N50	227.2	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N50	232.0	-281.8	42.0	-11.8	-11.8	-280.5
N51	222.8	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	Pl. Centre	225.0	-281.8	90.8	-25.6	-25.6	-280.5
N52	218.4	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N51	218.0	-281.8	42.0	-11.8	-11.8	-280.5
N53	214.0	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N52	213.6	-281.8	42.0	-11.8	-11.8	-280.5
N54	209.6	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N53	209.2	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N55	205.2	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N54	204.8	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N56	200.8	33.8	41.9	1.4	1.5	35.1	N55	200.4	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N57	196.4	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N56	196.0	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N58	192.0	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N57	191.6	-119.7	42.0	-5.0	-5.0	-118.4
N59	187.6	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N58	187.2	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N60	183.2	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N59	182.8	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N61	178.8	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N60	178.4	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N62	174.4	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N61	174.0	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N63	170.0	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N62	169.6	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N64	165.6	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N63	165.2	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9
N65	161.2	32.8	41.9	1.4	1.4	34.1	N64	160.8	30.6	42.0	1.3	1.3	31.9

Axe faible :

Position "y" de l'axe neutre : 185 mm

P_{it} : 1000 kN φ_{it} : 3.00E-03 rad / m

	y mm	As pl. mm ² (d ^{tt} ou 2 ^{tt} *s)	As arm. mm ²	Ac mm ² (d ^{ts} - As)	μE + C et - T (Δ sembl.)	μE_{mat}	μE $\sigma_{res. Pl.}$ (σ/E_s)*1E6	$\sigma_{c nominal}$ MPa	$\sigma_{c BRP}$ MPa	C _c kN ($\sigma_c * A_c$)
Fibre extr. Béton (C1)	400	0	0	0	644			21.8	21.8	
N1	398	65	0	1500	638	575	0	21.6	21.6	32
N2	394	65	0	1500	626	567	0	21.2	21.2	32
N3	390	65	0	1500	615	558	0	20.8	20.8	31
N4	386	65	0	1500	603	550	0	20.4	20.4	31
N5	382	65	0	1500	591	541	0	20.1	20.1	30
N6	378	65	0	1500	579	532	0	19.7	19.7	30
N7	374	65	0	1500	568	523	0	19.3	19.3	29
N8	370	65	0	1500	556	514	0	18.9	18.9	28
N9	367	65	0	1500	544	504	0	18.5	18.5	28
N10	363	65	0	1500	532	495	0	18.1	18.1	27
N11	359	65	0	1500	521	485	0	17.7	17.7	27
N12	355	65	0	1500	509	476	0	17.3	17.3	26
N13	351	65	0	1500	497	466	0	17.0	17.0	25
N14	347	65	0	1500	485	456	0	16.6	16.6	25
N15	343	65	0	1500	474	446	0	16.2	16.2	24
N16	339	65	0	1500	462	436	0	15.8	15.8	24
N17	335	65	0	1500	450	425	0	15.4	15.4	23
N18	331	65	0	1500	438	415	0	15.0	15.0	22
N19	327	65	0	1500	427	405	0	14.6	14.6	22
N20	323	65	0	1500	415	394	0	14.2	14.2	21
N21	320	65	0	1500	403	384	0	13.8	13.8	21
N22	316	65	0	1500	391	373	0	13.4	13.4	20
N23	312	65	0	1500	380	362	0	13.0	13.0	19
N24	308	65	0	1500	368	352	0	12.6	12.6	19
N25	304	65	0	1500	356	341	0	12.2	12.2	18
...										
N90	41	65	0	1500	-432	-432	0	0.4	0.4	1
N91	37	65	0	1500	-444	-444	0	0.4	0.4	1
N92	33	65	0	1500	-456	-456	0	0.4	0.4	1
N93	29	65	0	1500	-467	-467	0	0.4	0.4	1
N94	25	65	0	1500	-479	-479	0	0.4	0.4	1
N95	22	65	0	1500	-491	-491	0	0.4	0.4	1
N96	18	65	0	1500	-503	-503	0	0.4	0.4	1
N97	14	65	0	1500	-514	-514	0	0.4	0.4	1
N98	10	65	0	1500	-526	-526	0	0.4	0.4	1
N99	6	65	0	1500	-538	-538	0	0.4	0.4	1
N100	2	65	0	1500	-550	-550	0	0.4	0.4	1
Fibre extr. Béton (C100)	0	0	0	0	-555			0.4	0.4	

	σ_s pt. MPa (voir $\sigma - \varepsilon$)	σ_s am. MPa (voir $\sigma - \varepsilon$)	F_s kN ($\Sigma \sigma_s A_s$)	P kN ($C_c + F_s$)	M_c kNm ($C_c * (y-d/2)$)	M_s kNm ($F_s * (y-d/2)$)	M kNm ($M_c + M_s$)
Fibre extr. Béton (C1)			0	0	0	0	0
N1	114	128	7	40	6	1	8
N2	113	125	7	39	6	1	8
N3	111	123	7	38	6	1	7
N4	109	121	7	38	6	1	7
N5	108	118	7	37	5	1	7
N6	106	116	7	36	5	1	6
N7	104	114	7	36	5	1	6
N8	102	111	7	35	5	1	6
N9	100	109	7	34	5	1	6
N10	98	106	6	34	4	1	5
N11	97	104	6	33	4	1	5
N12	95	102	6	32	4	1	5
N13	93	99	6	31	4	1	5
N14	91	97	6	31	4	1	5
N15	89	95	6	30	3	1	4
N16	87	92	6	29	3	1	4
N17	85	90	5	29	3	1	4
N18	83	88	5	28	3	1	4
N19	80	85	5	27	3	1	3
N20	78	83	5	26	3	1	3
N21	76	81	5	26	2	1	3
N22	74	78	5	25	2	1	3
N23	72	76	5	24	2	1	3
N24	70	74	5	23	2	0	3
N25	68	71	4	23	2	0	2
...							
N90	-86	-86	-6	-5	0	1	1
N91	-88	-89	-6	-5	0	1	1
N92	-91	-91	-6	-5	0	1	1
N93	-93	-93	-6	-5	0	1	1
N94	-95	-96	-6	-6	0	1	1
N95	-98	-98	-6	-6	0	1	1
N96	-100	-101	-6	-6	0	1	1
N97	-102	-103	-7	-6	0	1	1
N98	-105	-105	-7	-6	0	1	1
N99	-107	-108	-7	-6	0	1	1
N100	-109	-110	-7	-7	0	1	1
Fibre extr. Béton (C100)			0	0	0	0	0
			1000		163		
			Somme des forces		Somme des moments		

Figure C-4 Extrait de la feuille Excel effectuant le calcul des courbes moment-courbure pour chaque incrément de force (flexion suivant l'axe faible)

Flambement local - Segment critique :Espacement des étriers (s) : **240** mmOption voilement : **1** (1 = oui, 0 = non)**Caractéristiques du segment de plaque critique :**Imperfection initiale (δ_0) : **0.62** mmAire du segment : **32** mm²Moment plastique ($Z = bh^2 / 4$) : **67** mm³Moment d'inertie ($I = bh^3 / 12$) : **185** mm⁴**Flambement du segment critique :** P_u (voir macro) : **11.41** kNÉq. d'interaction : **1.00** $P_y = A_s F_{ypl}$: **13.1** kN $P_e = \Pi^2 E_s I / s^2$: **6.3** kN $M_p = Z F_{ypl}$: **0.03**

$$\frac{P_u}{P_y} + \frac{P_u \delta_0}{2 M_p} = 1$$

P / Pu	P	δ (mm) macro ($s^* \sin(\theta_p)/2$)	u_{mat} (P_s/AE_s) (mm)	$u_{flexion}$ (mm) macro ($s^*(1-\cos(\theta_p))$)	u_{total} (mm)	P / Py	M / Mp ($P\delta / 2M_p$)	Interaction	θ_p (rad)
0.00	0.0	0.6	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0
0.01	0.1	0.6	0.00	0.00	0.01	0.01	0.00	0.01	0
0.02	0.2	0.6	0.01	0.00	0.01	0.02	0.00	0.02	0
0.03	0.3	0.6	0.01	0.00	0.02	0.03	0.00	0.03	0
0.04	0.5	0.7	0.02	0.00	0.02	0.03	0.01	0.04	0
0.05	0.6	0.7	0.02	0.00	0.03	0.04	0.01	0.05	0
0.06	0.7	0.7	0.03	0.00	0.03	0.05	0.01	0.06	0
0.07	0.8	0.7	0.03	0.00	0.03	0.06	0.01	0.07	0
0.08	0.9	0.7	0.03	0.00	0.04	0.07	0.01	0.08	0
0.09	1.0	0.7	0.04	0.00	0.04	0.08	0.01	0.09	0
0.10	1.1	0.7	0.04	0.01	0.05	0.09	0.02	0.10	0
0.11	1.3	0.7	0.05	0.01	0.05	0.10	0.02	0.11	0
0.12	1.4	0.7	0.05	0.01	0.06	0.10	0.02	0.12	0
0.13	1.5	0.8	0.06	0.01	0.06	0.11	0.02	0.13	0
0.14	1.6	0.8	0.06	0.01	0.07	0.12	0.02	0.14	0
0.15	1.7	0.8	0.06	0.01	0.07	0.13	0.02	0.16	0
0.16	1.8	0.8	0.07	0.01	0.07	0.14	0.03	0.17	0
0.17	1.9	0.8	0.07	0.01	0.08	0.15	0.03	0.18	0
0.18	2.1	0.8	0.08	0.01	0.08	0.16	0.03	0.19	0
0.19	2.2	0.9	0.08	0.01	0.09	0.17	0.03	0.20	0
0.20	2.3	0.9	0.08	0.01	0.09	0.17	0.04	0.21	0
0.21	2.4	0.9	0.09	0.01	0.10	0.18	0.04	0.22	0
0.22	2.5	0.9	0.09	0.01	0.10	0.19	0.04	0.23	0
0.23	2.6	0.9	0.10	0.01	0.11	0.20	0.05	0.25	0
0.24	2.7	1.0	0.10	0.01	0.11	0.21	0.05	0.26	0
0.25	2.9	1.0	0.11	0.01	0.12	0.22	0.05	0.27	0
0.26	3.0	1.0	0.11	0.01	0.12	0.23	0.06	0.28	0
0.27	3.1	1.1	0.11	0.01	0.13	0.23	0.06	0.29	0
0.28	3.2	1.1	0.12	0.01	0.13	0.24	0.06	0.31	0
0.29	3.3	1.1	0.12	0.01	0.14	0.25	0.07	0.32	0
0.30	3.4	1.2	0.13	0.01	0.14	0.26	0.07	0.33	0
0.31	3.5	1.2	0.13	0.01	0.15	0.27	0.08	0.35	0
0.32	3.7	1.2	0.13590	0.01469	0.15059	0.28	0.08	0.36	0
0.33	3.8	1.3	0.14015	0.01585	0.15600	0.29	0.09	0.38	0
0.34	3.9	1.3	0.14	0.02	0.16	0.30	0.10	0.39	0
0.35	4.0	1.4	0.15	0.02	0.17	0.30	0.10	0.41	0

Figure C-5 Extrait de la feuille Excel effectuant le calcul du voilement local

ANNEXE D

**RÉSULTATS GRAPHIQUES DES POTEAUX
B1-X-3, B1-Y-1, B1-Y-3, B2-X-1, B2-X-3, B2-Y-1, B2-Y-3,
B1-AXIAL, B2-AXIAL, C1-POUTRE ET C2-POUTRE**

LISTE DES FIGURES

Figure D-1 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-X-3	419
Figure D-2 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-X-3, incluant la flèche transversale expérimentale corrigée.....	420
Figure D-3 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-X-3	422
Figure D-4 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-X-3	423
Figure D-5 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Y-1	424
Figure D-6 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-Y-1	425
Figure D-7 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-Y-1	426
Figure D-8 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Y-3	427
Figure D-9 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-Y-3	427
Figure D-10 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-Y-3	428
Figure D-11 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-X-1.....	429
Figure D-12 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-X-1	430
Figure D-13 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-X-1	431
Figure D-14 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-X-3.....	432
Figure D-15 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-X-3	433
Figure D-16 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-X-3	434
Figure D-17 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Y-1.....	435

Figure D-18 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-Y-1	436
Figure D-19 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-Y-1	437
Figure D-20 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Y-3.....	438
Figure D-21 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-Y-3	439
Figure D-22 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-Y-3	440
Figure D-23 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Axial.....	441
Figure D-24 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Axial.....	442
Figure D-25 Graphique de la charge transversale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau C1-Poutre	443
Figure D-26 Graphique de la charge transversale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau C2-Poutre	444

Poteau composite B1-X-3

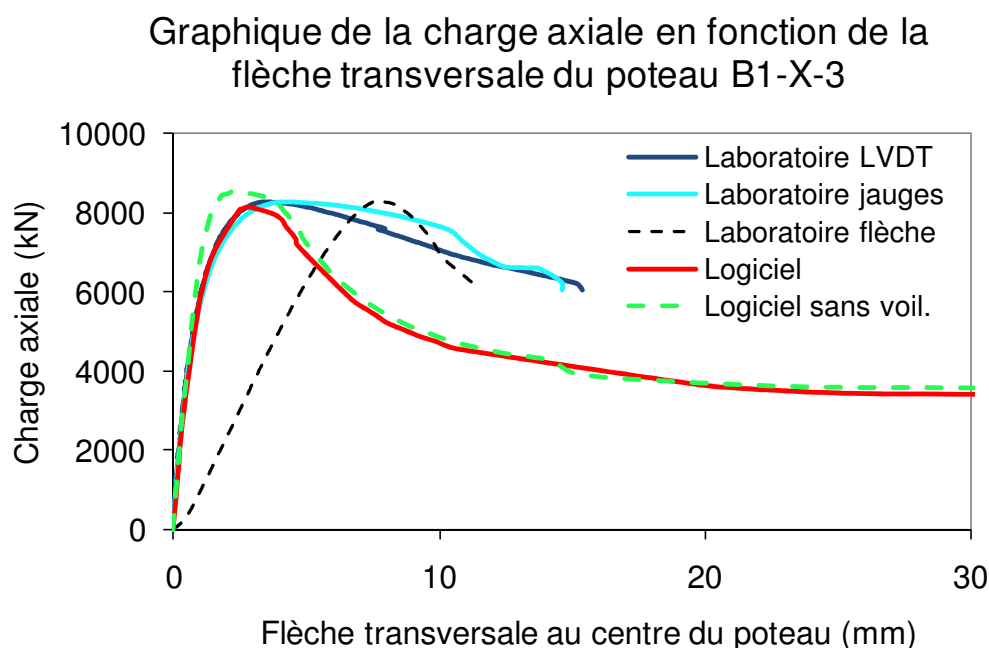


Figure D-1 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-X-3

Ce graphique indique que la rigidité du poteau composite obtenue à l'aide du logiciel correspond très bien à celle obtenue à l'aide des LVDT et des jauges comparativement aux lectures obtenues de la flèche transversale à l'aide du potentiomètre à corde.

Un facteur principal peut expliquer la différence entre les résultats expérimentaux obtenus des LVDT et des jauges par rapport aux résultats expérimentaux obtenus de la mesure de la flèche transversale. Pour les essais de Bouchereau et Toupin (2003), les données pouvant permettre de corriger la lecture de la flèche transversale pour tenir compte du déplacement transversal causé par la rotation des appareils d'appui n'étaient pas disponibles. Il y a également un risque que le potentiomètre à corde ait été mal calibré lors des essais et que cela soit passé inaperçu car c'est dans le présent rapport que les résultats du potentiomètre à corde sont montrés graphiquement pour la première fois pour les poteaux testés en compression ou en compression-flexion et analysés dans le Chapitre 4. Dans un cas comme dans l'autre, cela a causé donc une surestimation de la flèche transversale pour une même charge axiale appliquée.

Afin d'évaluer de combien la flèche mesurée aurait dû être réduite afin que les rigidités initiales du poteau soient équivalentes, une évaluation de la correction de la flèche requise a été réalisée. Il en ressort que moins les poteaux étaient sollicités en flexion, moins la mesure de la flèche transversale avait besoin d'être corrigée. Par exemple :

- La flèche transversale des poteaux B1-Axial et B2-Axial devait être réduite de l'ordre de 90 % afin que la rigidité initiale obtenue soit comparable à celles obtenues des LVDT et des jauges;
- La flèche transversale des poteaux B1-X-3, B1-Y-3, B2-X-3 et B2-Y-3 devait être réduite de l'ordre de 70 % afin que la rigidité initiale obtenue soit comparable à celles obtenues des LVDT et des jauges;
- La flèche transversale des poteaux B1-X-1, B1-Y-1, B2-X-1 et B2-Y-1 devait être réduite de l'ordre de 40 % afin que la rigidité initiale obtenue soit comparable à celles obtenues des LVDT et des jauges.

La Figure D-2 montre la superposition de la flèche ainsi corrigée sur la Figure D-1.

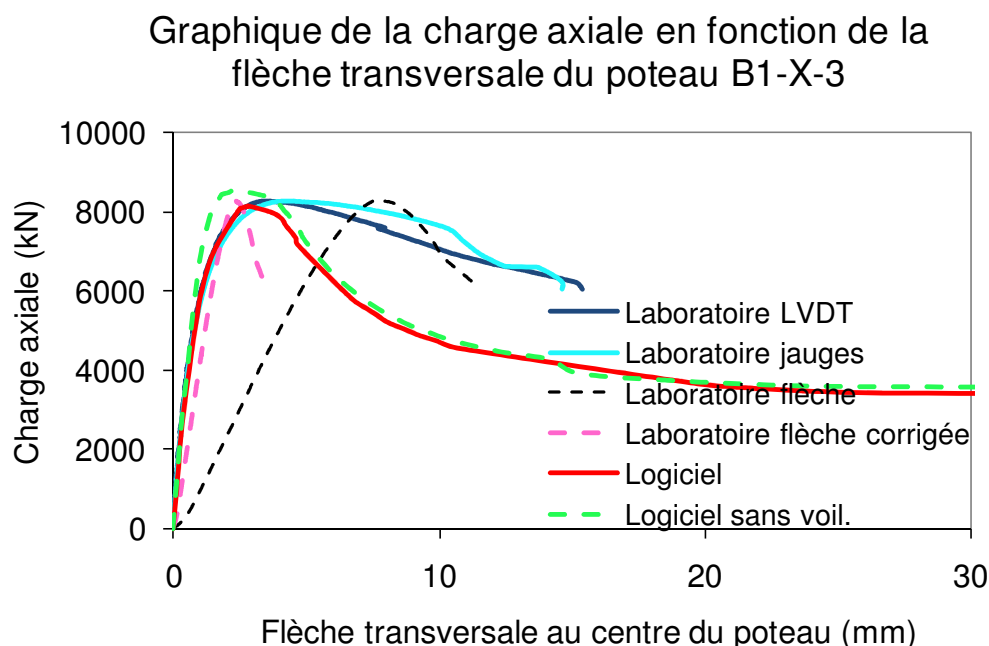


Figure D-2 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-X-3, incluant la flèche transversale expérimentale corrigée

À noter que les résultats des analyses réalisées sur les poteaux composites testés dans le cadre du présent projet de recherche montrent une correspondance de loin meilleure entre les résultats obtenus des LVDT, des jauges et du potentiomètre à corde (voir Chapitre 6 et Annexe E).

Par conséquent, tous les prochains graphiques de l'annexe D présentant la charge axiale en fonction de la flèche transversale montreront également la flèche corrigée de cette façon afin de mieux évaluer les résultats obtenus expérimentalement par rapport à ceux obtenus à l'aide du logiciel de calculs.

De plus, le logiciel tend à être beaucoup plus conservateur par rapport à la capacité axiale résiduelle dans la partie post-pic du poteau composite comparativement aux lectures obtenues à l'aide des LVDT et des jauges. Étant donné que la rupture des poteaux composites est rarement survenue en plein centre des poteaux, le comportement post-pic devrait ressembler plus à la forme générale suggérée par les lectures de la flèche transversale qu'au comportement indiqué par les LVDT et les jauges. Les LVDT et les jauges captent plus les comportements locaux, potentiellement non soumis ou seulement partiellement soumis aux phénomènes conduisant à la perte graduelle de la résistance axiale résiduelle.

L'explication précédente qui porte sur la différence entre les résultats expérimentaux s'applique à tous les graphiques de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau montré dans l'Annexe D.

Les différences entre les charges axiales maximales atteintes à l'aide du logiciel de calculs et celles atteintes en laboratoire sont expliquées au Chapitre 4 à la Section 4.1.5.

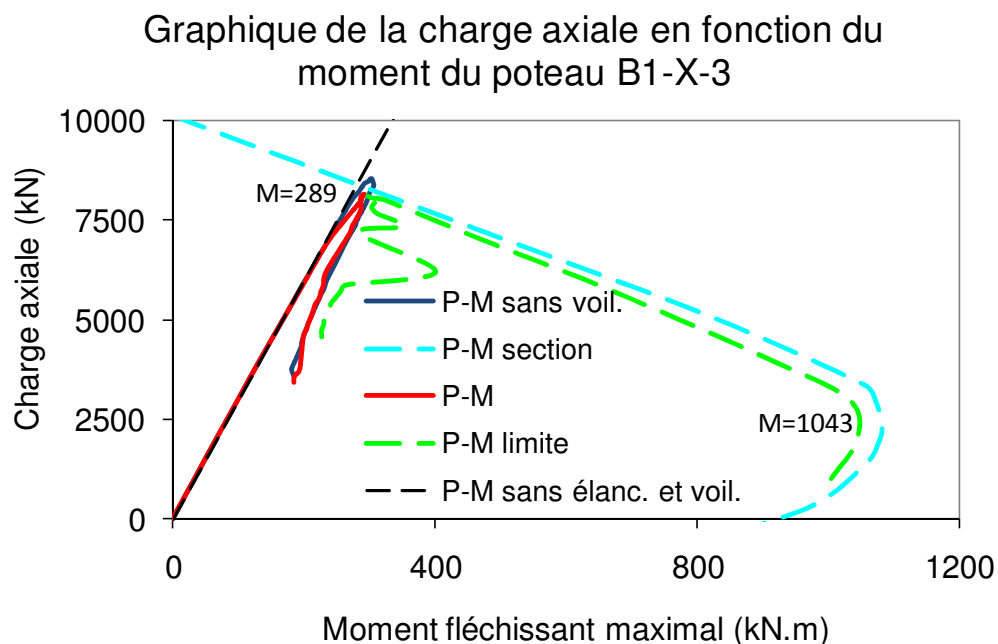


Figure D-3 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-X-3

Les explications des figures présentant la charge axiale en fonction du moment fléchissant ont été données à la [Section 4.1.2](#) du Chapitre 4. Les courbes montrées sur ce type de graphique sont obtenues à l'aide du logiciel de calculs. Ce type de graphique permet de faire des observations concernant l'évolution des moments maximaux sur le poteau par rapport aux moments maximaux permis sur la section. Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 3.6, i.e. $1043 / 289$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*. Ce rapport est une bonne indication de l'aire sous la courbe du moment maximal permis. Cette surface permet d'évaluer la capacité d'un poteau-poutre à résister à plusieurs combinaisons possibles de charges axiales et moments fléchissants.

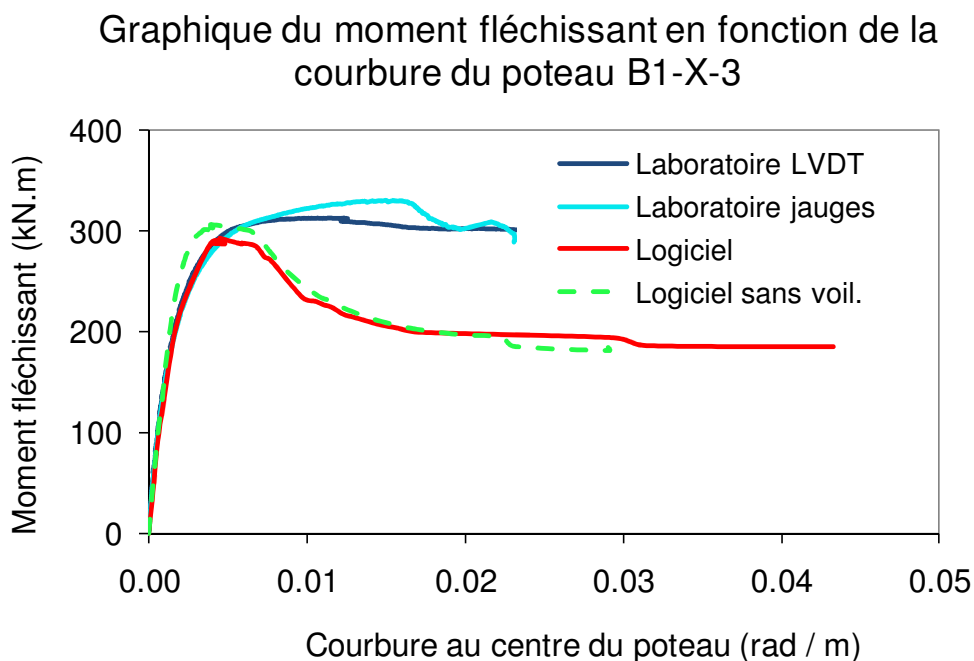


Figure D-4 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-X-3

Tout comme avec les graphiques de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau, les graphiques du moment fléchissant en fonction de la courbure au centre du poteau obtenus à l'aide du logiciel de calculs montrent que la résistance post-pic diminue plus rapidement que les résultats obtenus en laboratoire à l'aide des LVDT et des jauges.

À noter également que les résultats obtenus des LVDT dans la partie post-pic sont plus fiables que ceux obtenus des jauges car ces dernières étaient beaucoup plus sensibles à des phénomènes locaux pouvant se produire directement sous les jauges (fissures, voilement ou autres).

Poteau composite « B1-Y-1 »

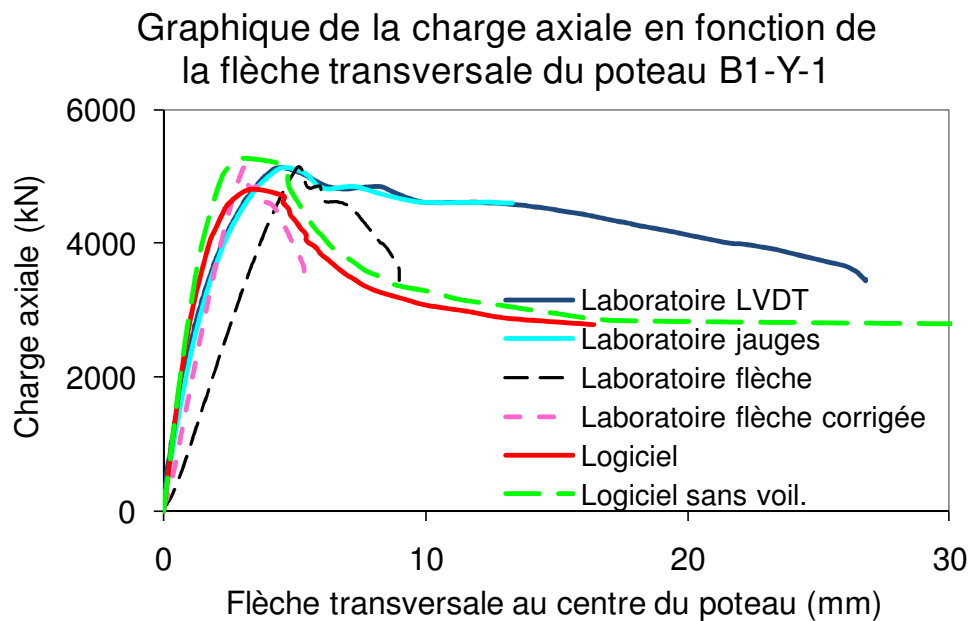


Figure D-5 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Y-1

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

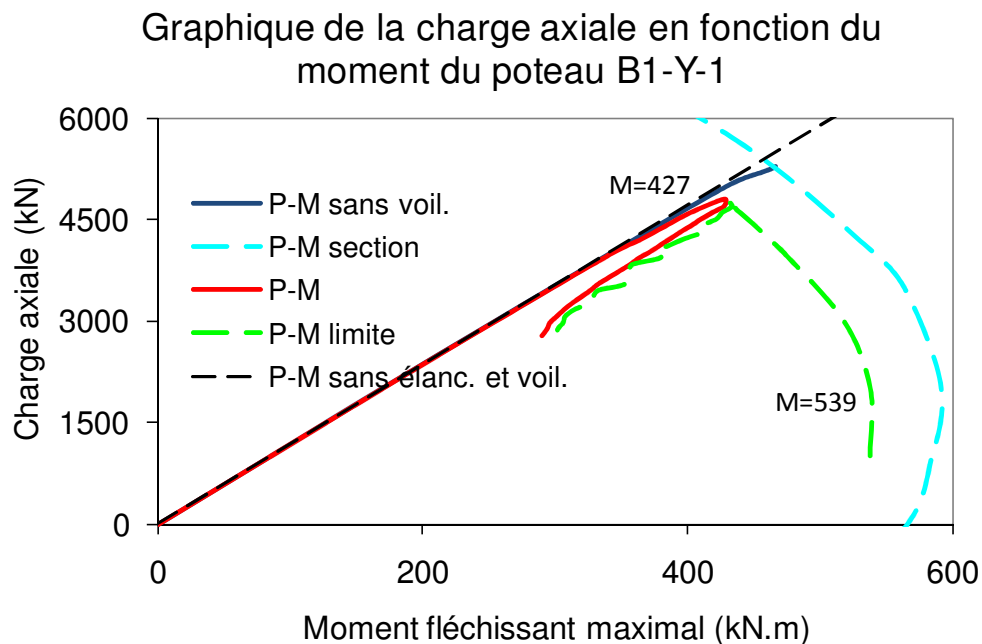


Figure D-6 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-Y-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 1.3, i.e. $539 / 427$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

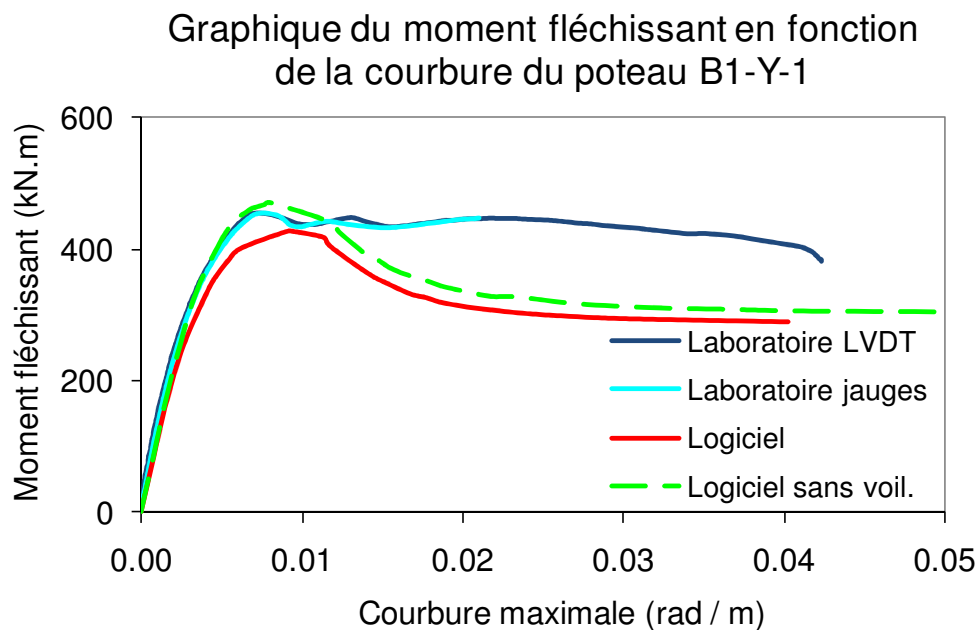


Figure D-7 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-Y-1

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B1-Y-3 »

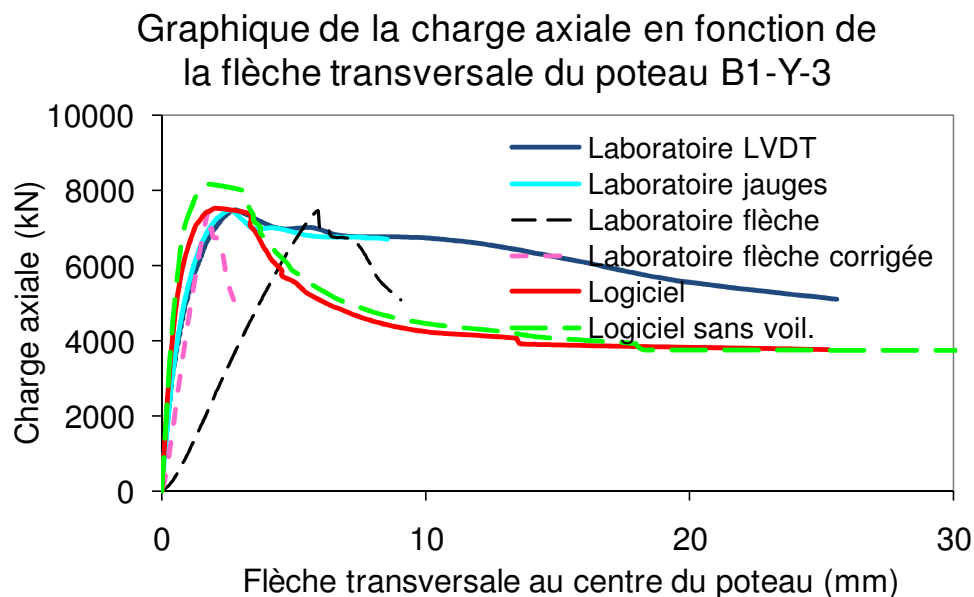


Figure D-8 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Y-3

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

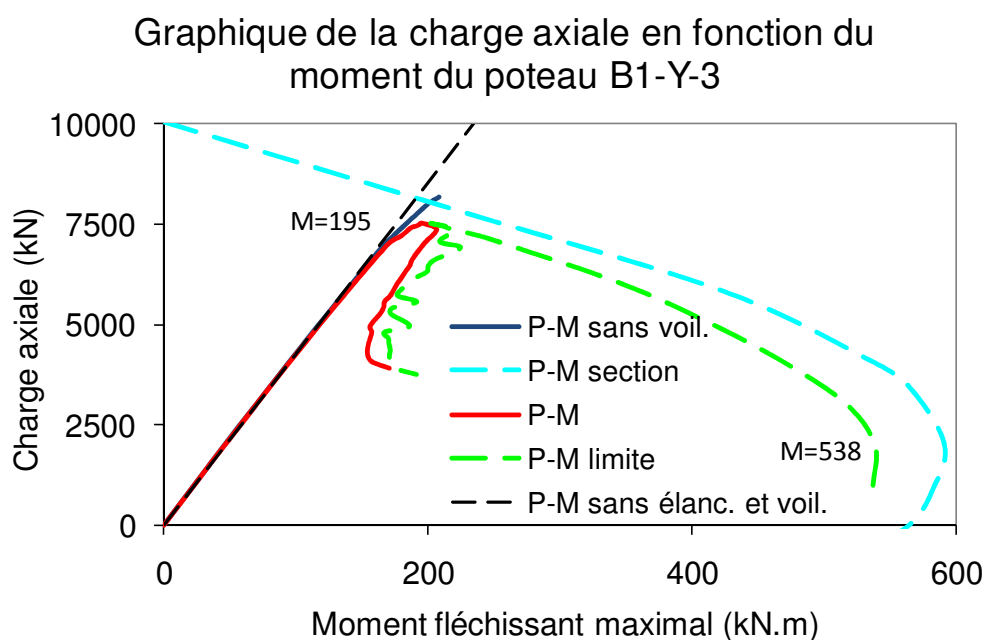


Figure D-9 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B1-Y-3

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 2.8, i.e. 538 / 195 avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

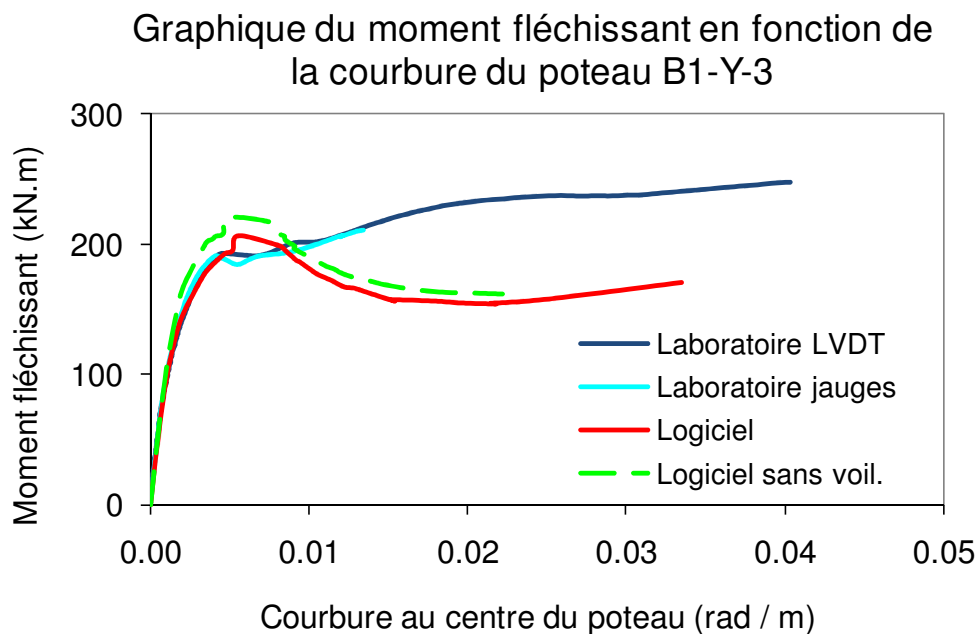


Figure D-10 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B1-Y-3

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B2-X-1 »

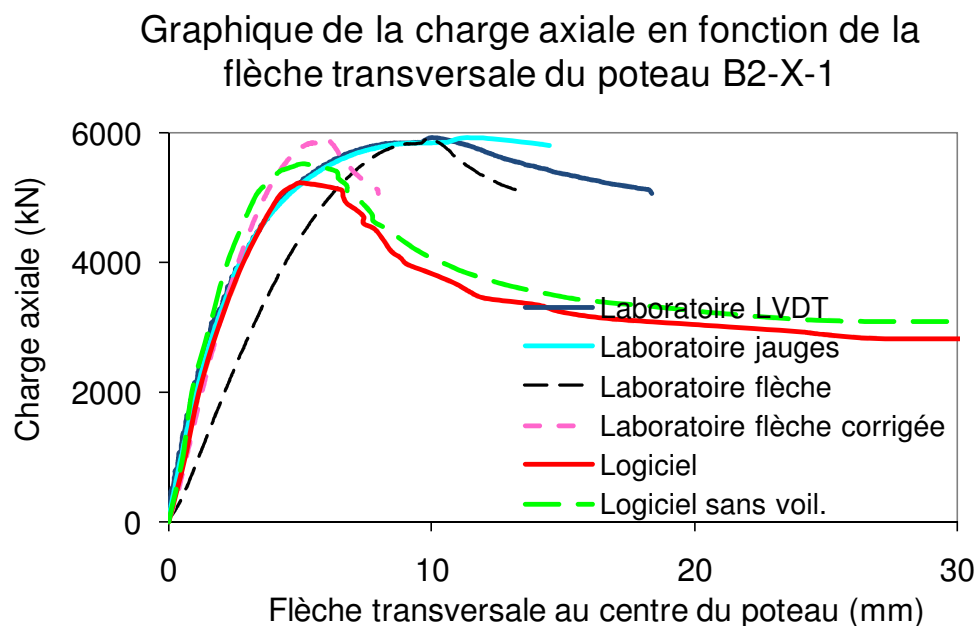


Figure D-11 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-X-1

Mis à part la valeur de la charge axiale maximale atteinte, ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

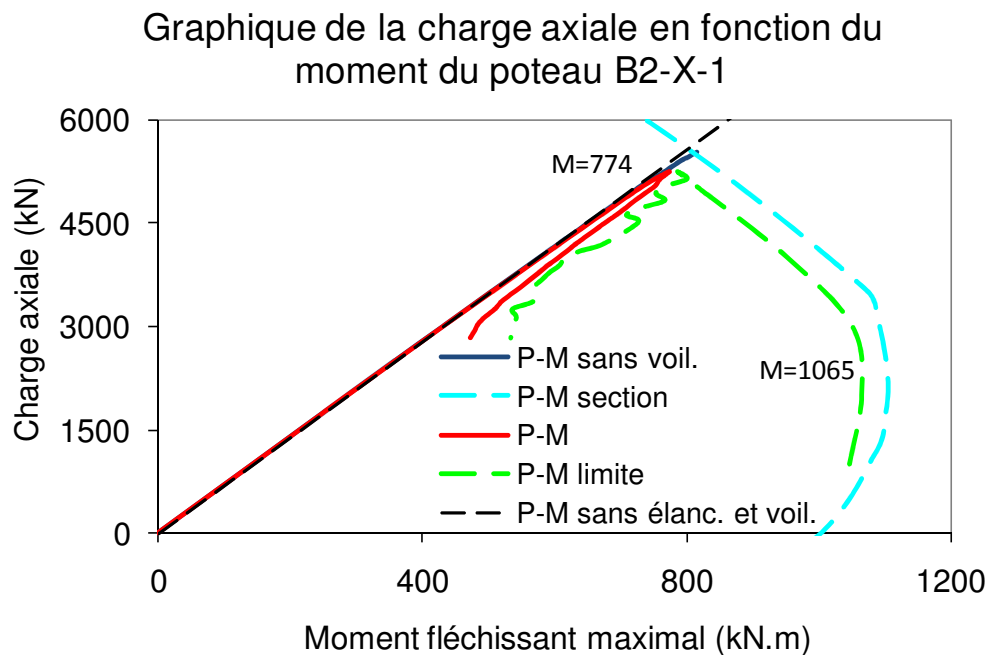


Figure D-12 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-X-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 1.4, i.e. $1065 / 774$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

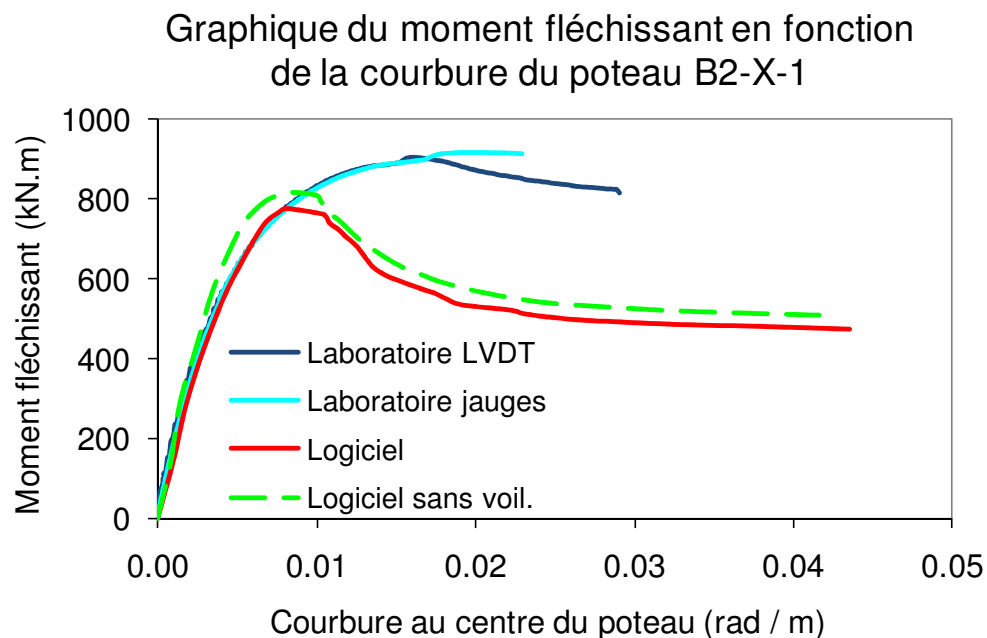


Figure D-13 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-X-1

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B2-X-3 »

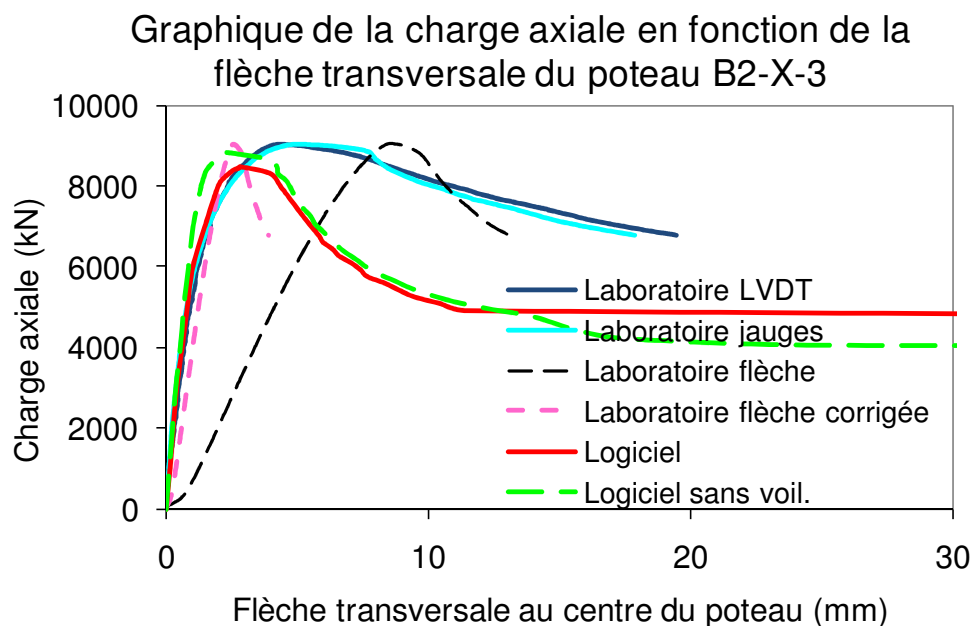


Figure D-14 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-X-3

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

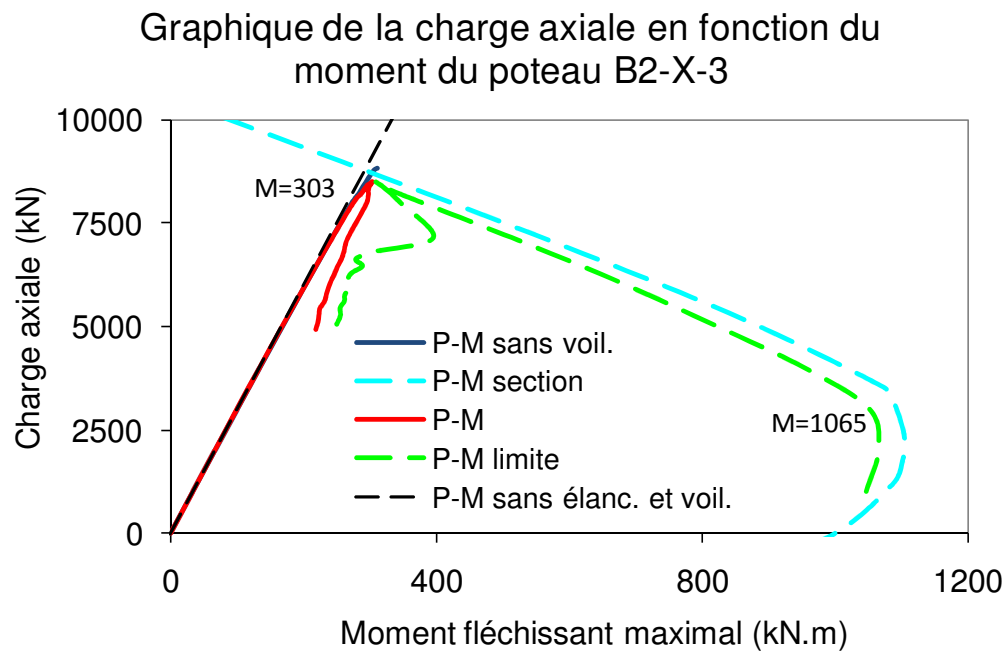


Figure D-15 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-X-3

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 3.5, i.e. $1065 / 303$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

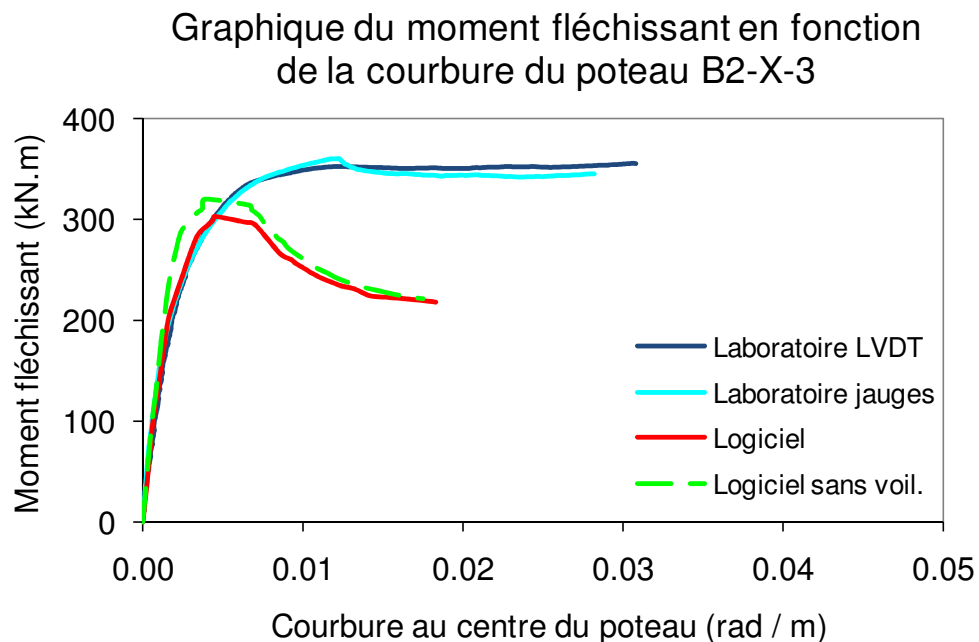


Figure D-16 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-X-3

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B2-Y-1 »

Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale du poteau B2-Y-1

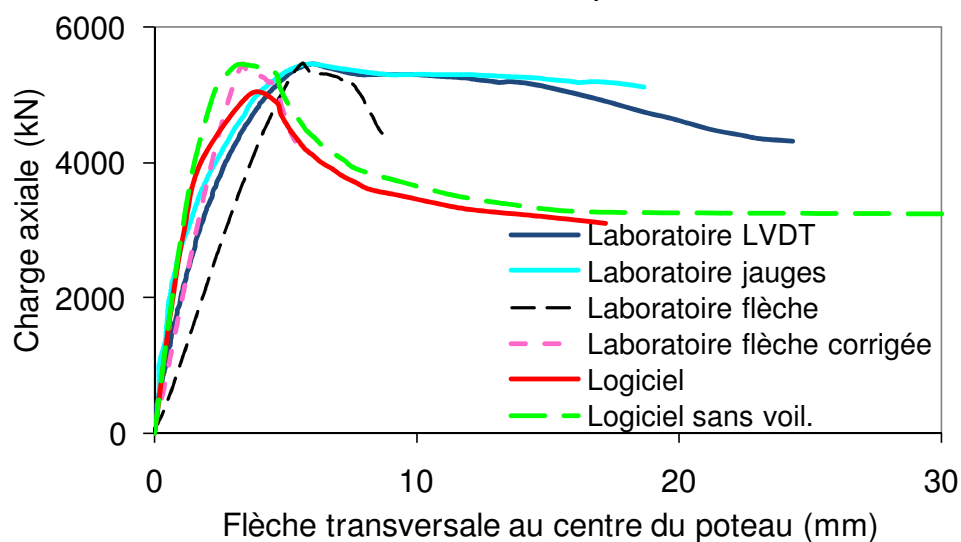


Figure D-17 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Y-1

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

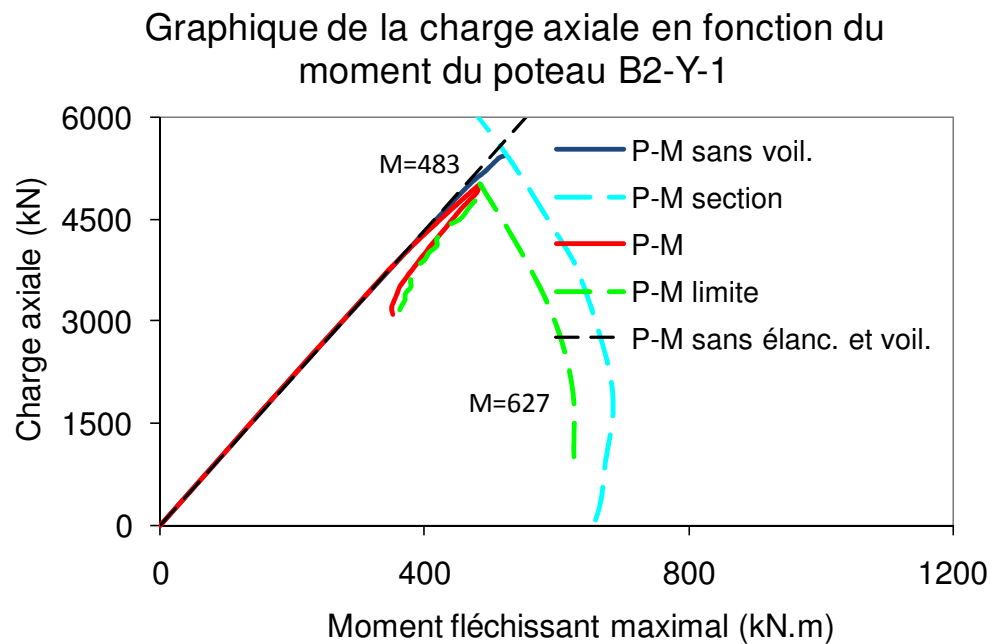


Figure D-18 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-Y-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 1.3, i.e. $627 / 483$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

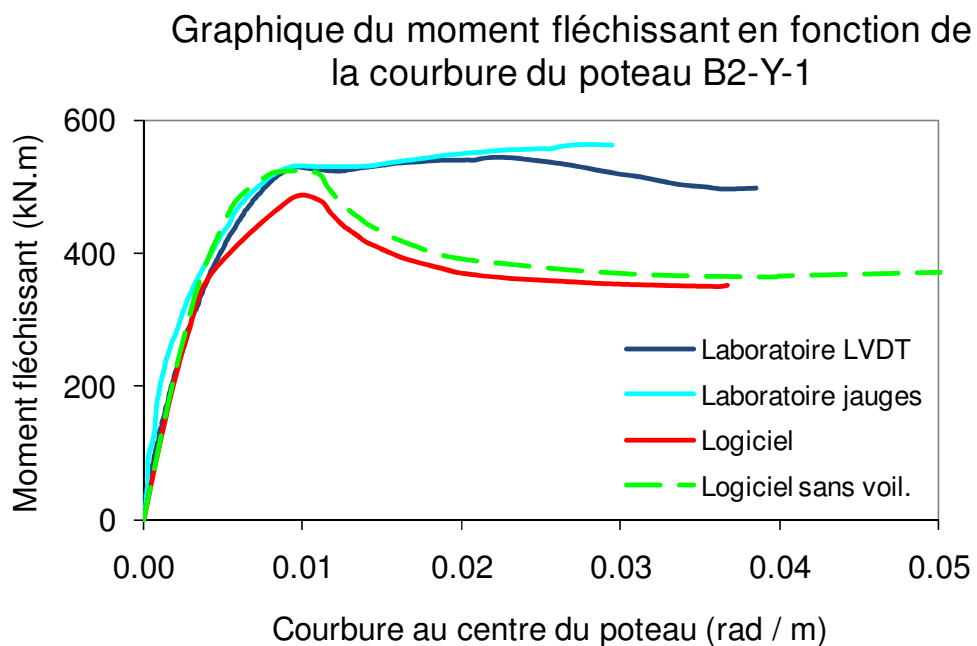


Figure D-19 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-Y-1

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B2-Y-3 »

Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale du poteau B2-Y-3

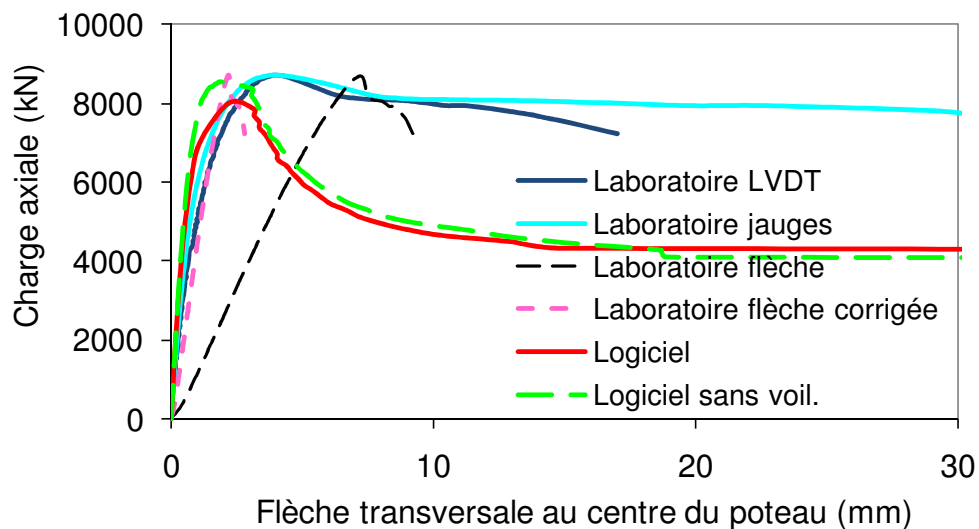


Figure D-20 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Y-3

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

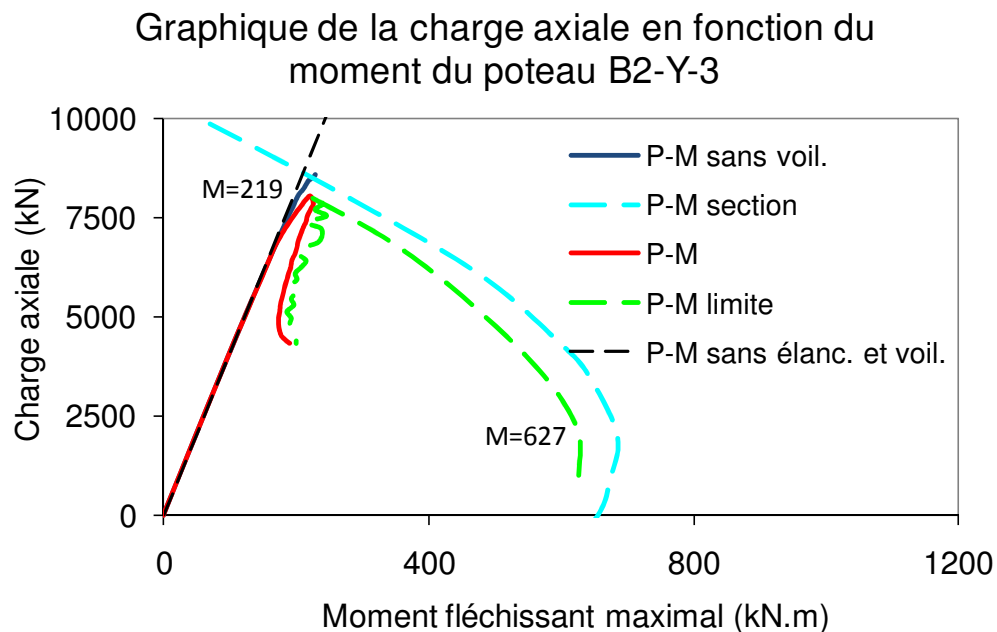


Figure D-21 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau B2-Y-3

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau permet de comparer les poteaux entre eux. Ici, ce rapport est de 2.9, i.e. $627 / 219$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

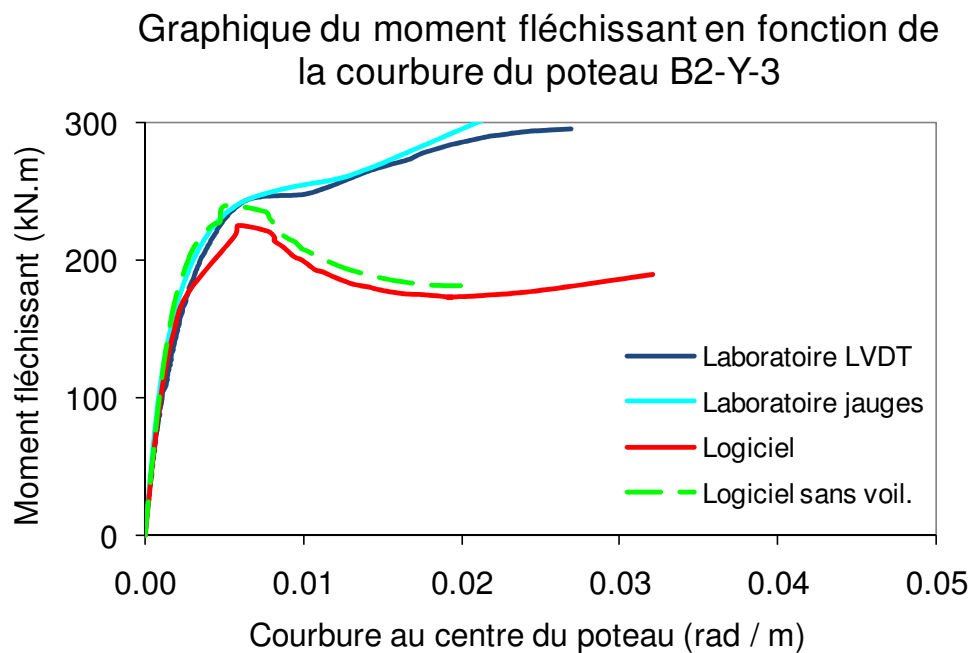


Figure D-22 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau B2-Y-3

Considérant les explications déjà décrites pour le poteau B1-X-3, on peut affirmer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite « B1-Axial »

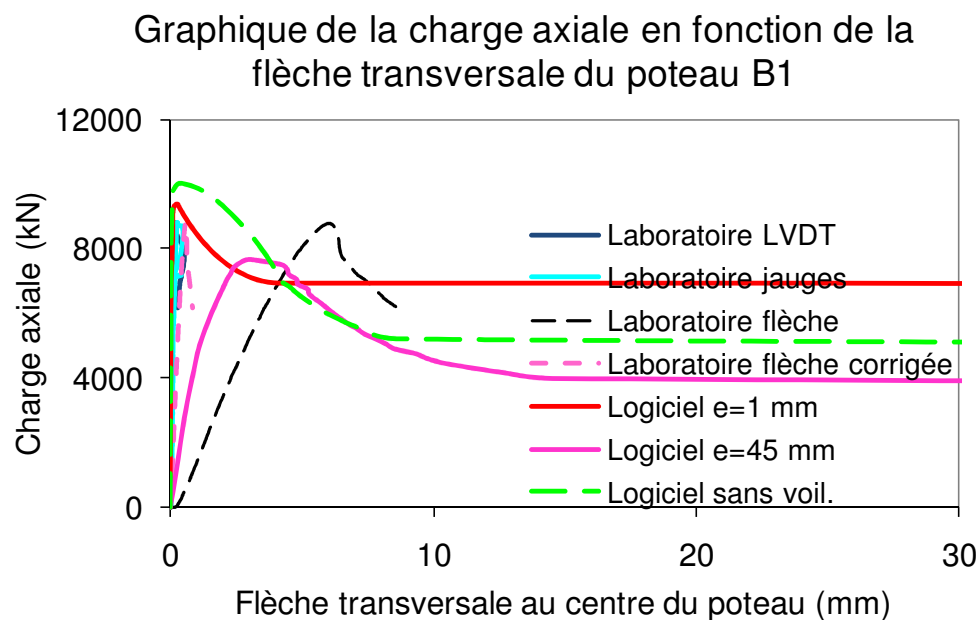


Figure D-23 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B1-Axial

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. La charge axiale était appliquée sans excentricité. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

Poteau composite « B2-Axial »

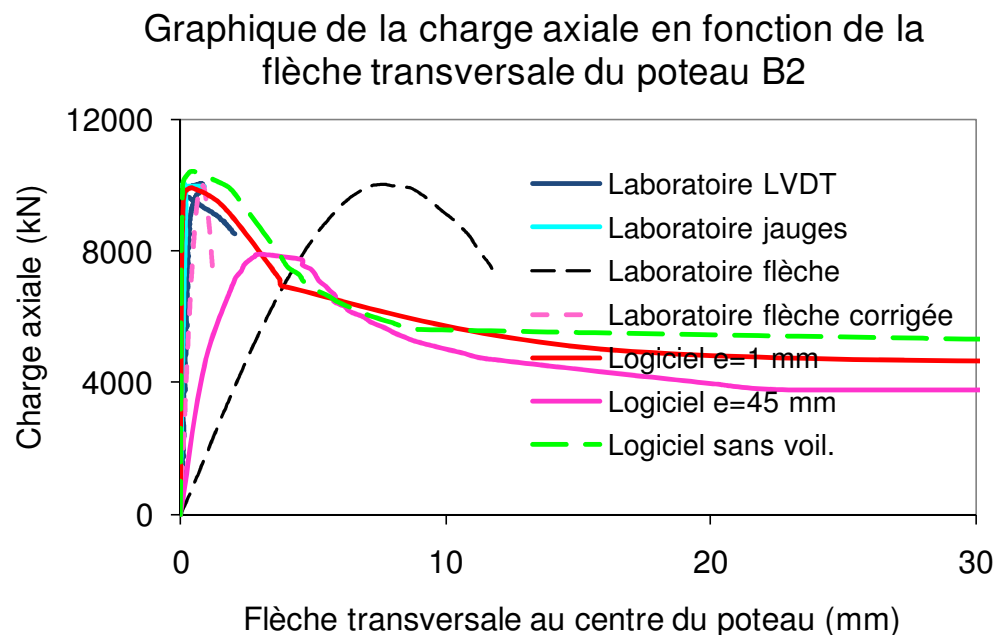


Figure D-24 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau B2-Axial

Ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire. La charge axiale était appliquée sans excentricité. Voir également les explications données pour le poteau B1-X-3.

Poteau composite « C1-Poutre »

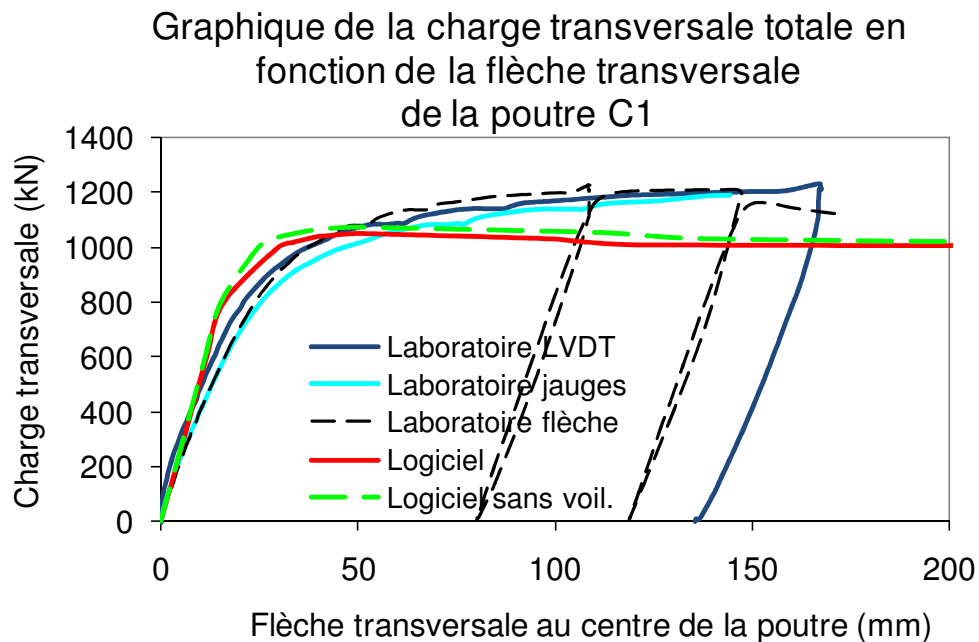


Figure D-25 Graphique de la charge transversale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau C1-Poutre

Mis à part la valeur de la charge transversale maximale atteinte, ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire.

Poteau composite « C2-Poutre »

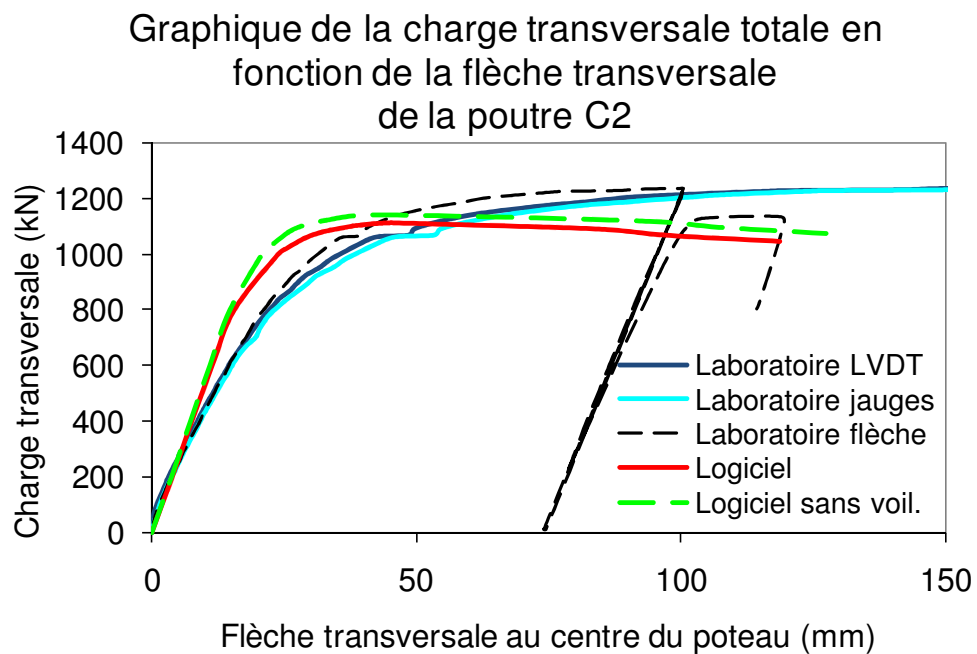


Figure D-26 Graphique de la charge transversale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau C2-Poutre

Mis à part la valeur de la charge transversale maximale atteinte, ce graphique montre une bonne corrélation entre les résultats obtenus par analyses et ceux obtenus en laboratoire.

ANNEXE E

RÉSULTATS GRAPHIQUES DES POTEAUX

N-C, NF-C, N-1, NF-1, NF-2,

H-1, HF-1, H-2 ET HF-2

LISTE DES FIGURES

Figure E-1 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau N-C	448
Figure E-2 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau N-C.....	449
Figure E-3 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau N-C.	450
Figure E-4 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-C.....	451
Figure E-5 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-C	452
Figure E-6 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-C	453
Figure E-7 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau N-1	454
Figure E-8 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau N-1.....	455
Figure E-9 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau N-1 .	456
Figure E-10 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-1	457
Figure E-11 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-1	458
Figure E-12 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-1	459
Figure E-13 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-2	460
Figure E-14 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-2	461
Figure E-15 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-2	462
Figure E-16 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau H-1	463
Figure E-17 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau H-1	464
Figure E-18 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau H-1	465
Figure E-19 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau HF-1	466

Figure E-20	Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau HF-1	467
Figure E-21	Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-1	468
Figure E-22	Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau H-2	469
Figure E-23	Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau H-2	470
Figure E-24	Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau H-2	471
Figure E-25	Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau HF-2	472
Figure E-26	Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau HF-2	473
Figure E-27	Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-2	474

Poteau composite N-C

**Graphique de la charge axiale en fonction de la
flèche transversale du poteau N-C**

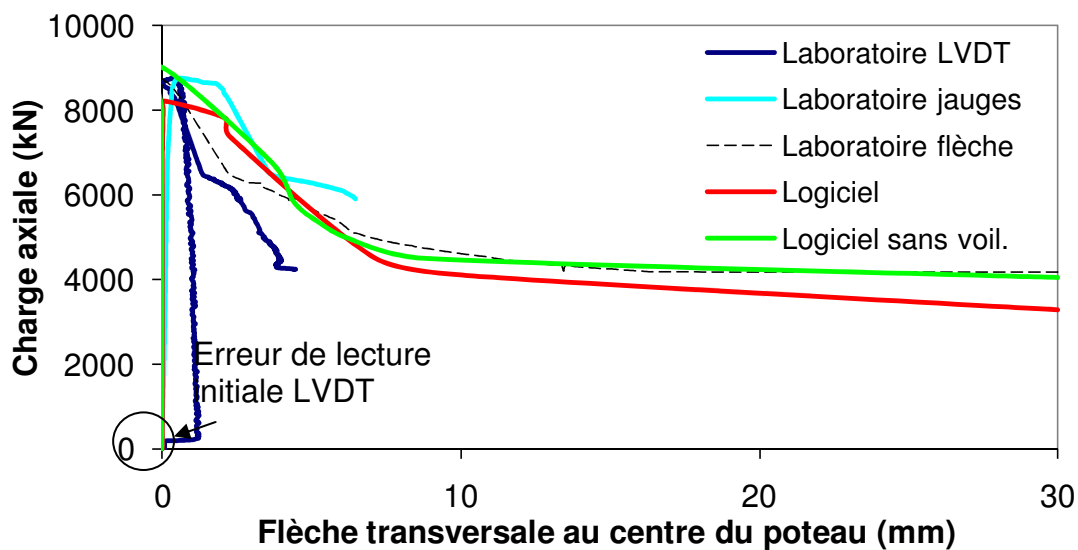


Figure E-1 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau N-C

La Figure E-1 indique une très bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire et ceux obtenus à l'aide du logiciel.

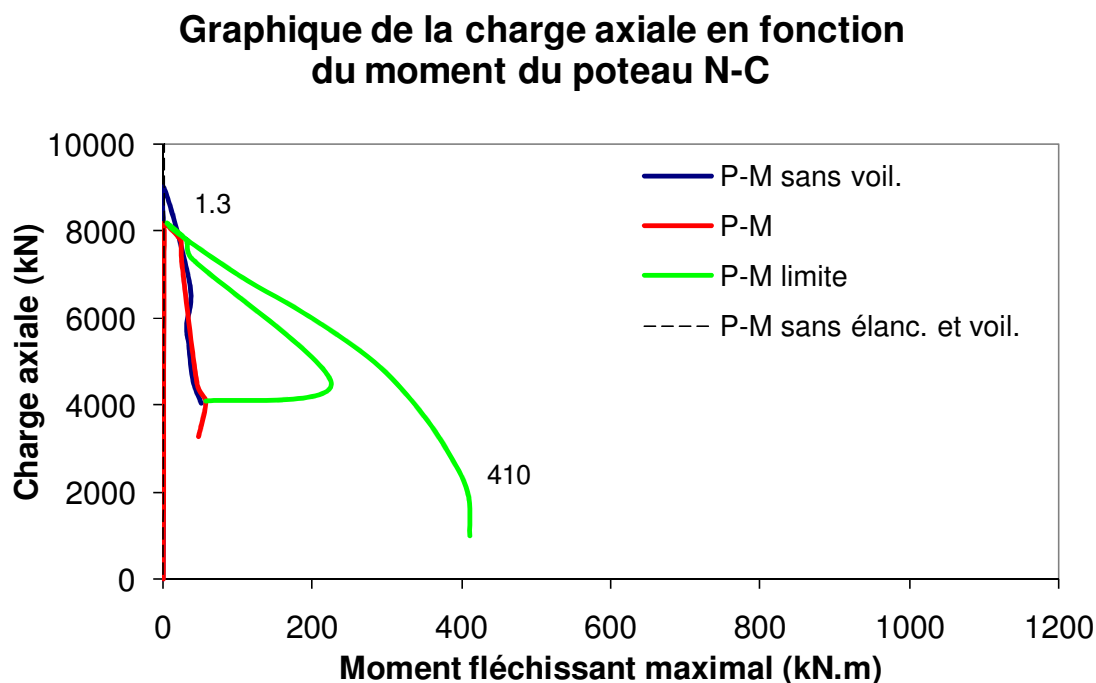


Figure E-2 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau N-C

Les explications des figures présentant la charge axiale en fonction du moment fléchissant ont été données à la Section 4.1.2 du Chapitre 4. Les courbes montrées sur ce type de graphique sont obtenues à l'aide du logiciel de calculs. Ce type de graphique permet de faire des observations concernant l'évolution des moments maximaux sur le poteau par rapport aux moments maximaux permis sur la section. Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 315, i.e. $410 / 1.3$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*. Ce rapport est une bonne indication de l'aire sous la courbe du moment maximal permis. Cette surface permet d'évaluer la capacité d'un poteau-poutre à résister à plusieurs combinaisons possibles de charges axiales et moments fléchissants.

Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau N-C

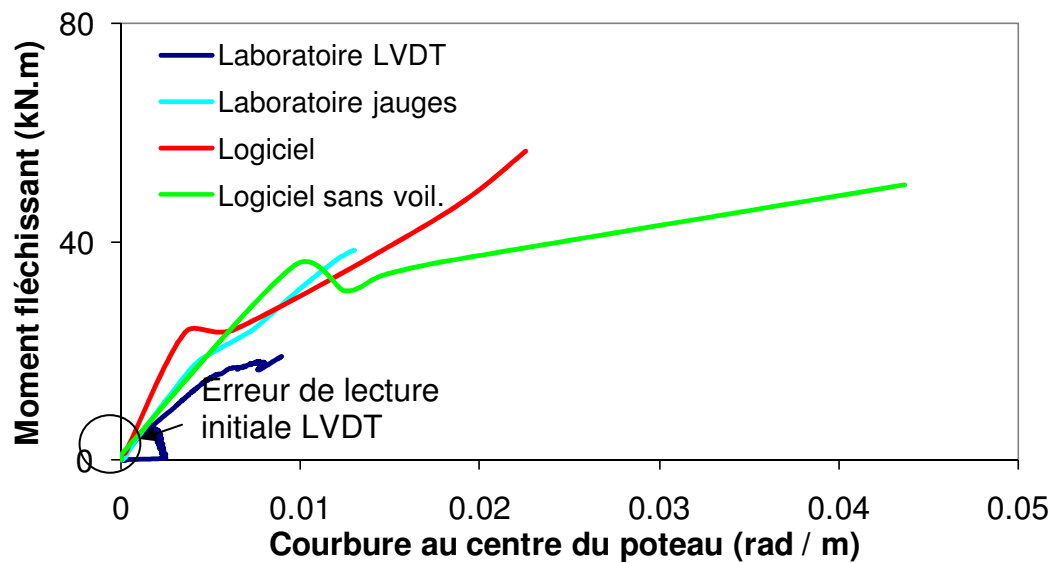


Figure E-3 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau N-C

Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite NF-C

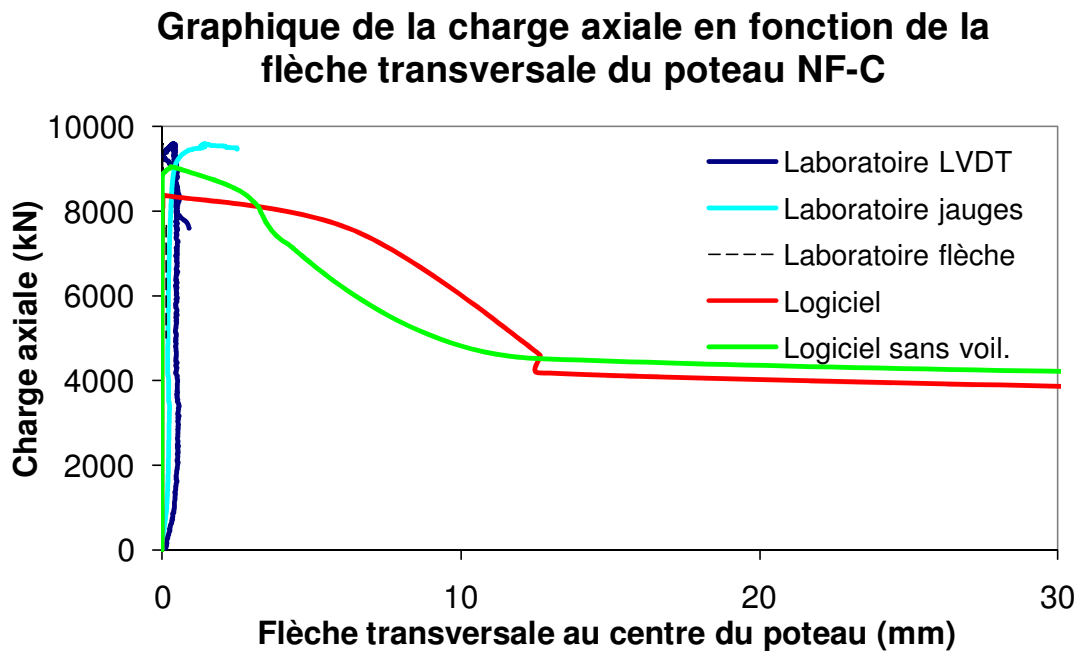


Figure E-4 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-C

La Figure E-4 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire et ceux obtenus à l'aide du logiciel.

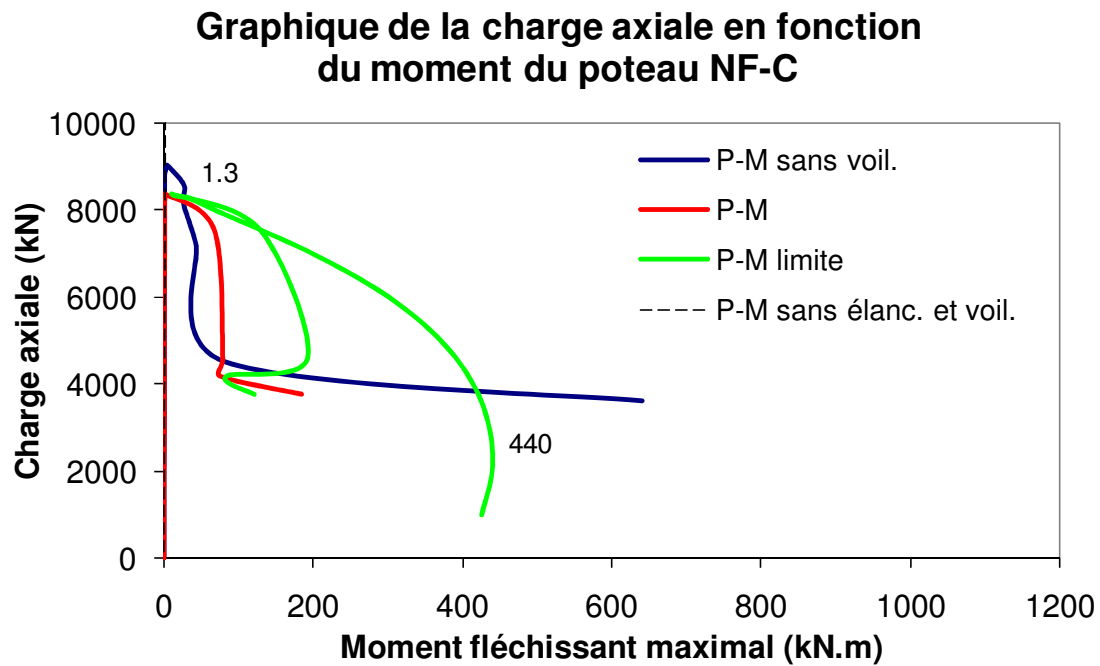


Figure E-5 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-C

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 338, i.e. $440 / 1.3$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

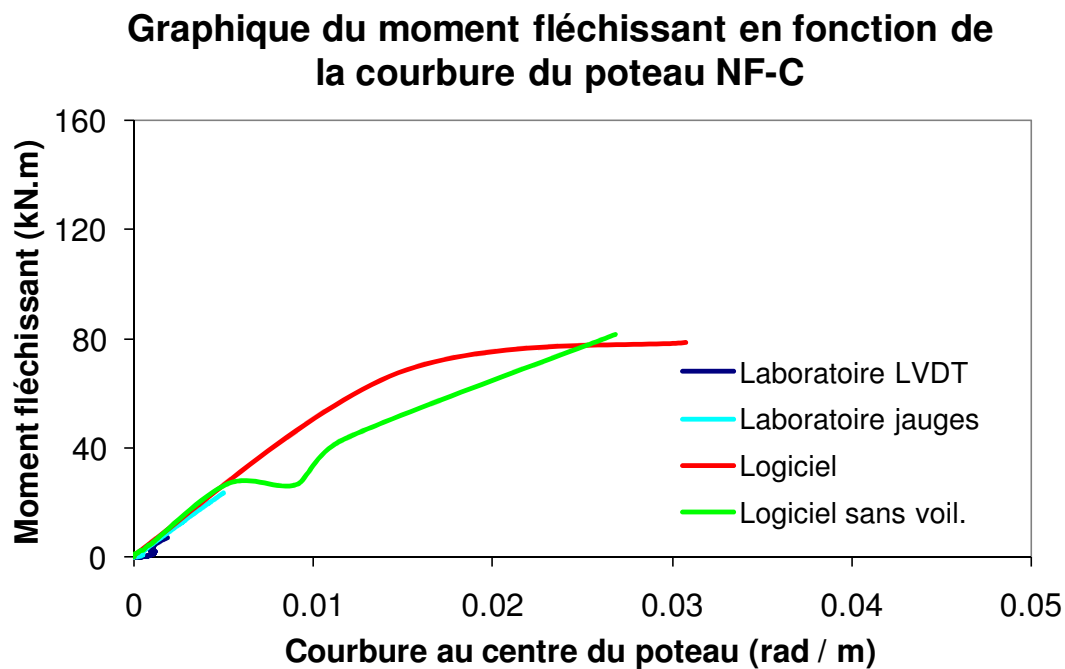


Figure E-6 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-C

Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite N-1

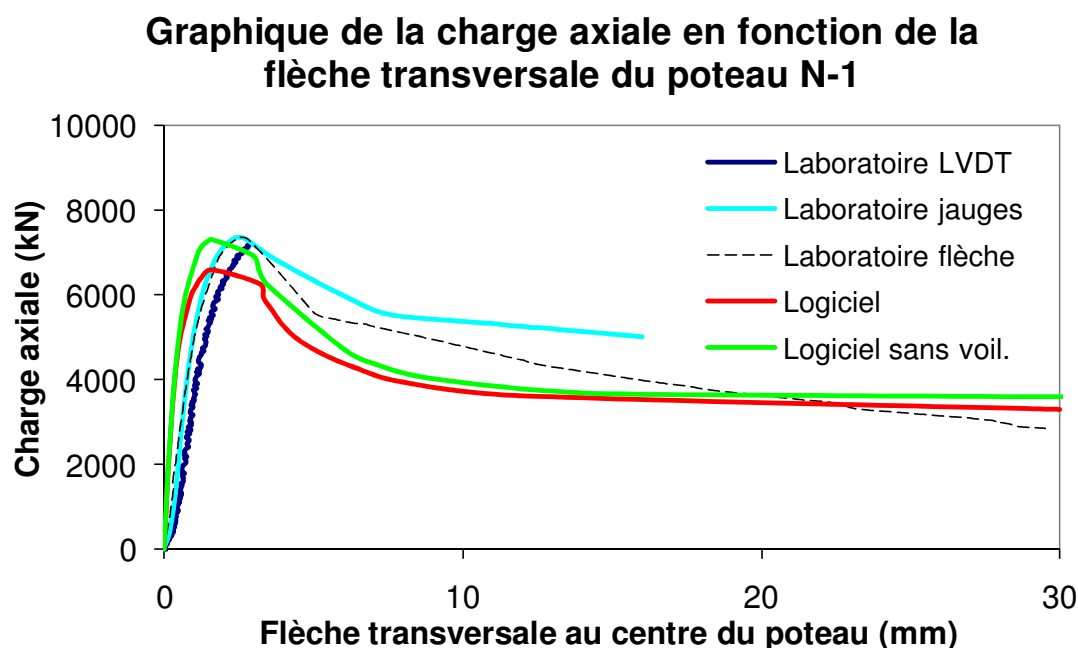


Figure E-7 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau N-1

La Figure E-7 indique une très bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire et ceux obtenus à l'aide du logiciel. Toutefois, le logiciel surestime un peu la rigidité du poteau composite par rapport aux résultats expérimentaux. La charge axiale était appliquée selon une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.85P_r$.

Comme il a été fait mention à l'Annexe D, le logiciel tend à être beaucoup plus conservateur par rapport à la capacité axiale résiduelle dans la partie post-pic du poteau composite par rapport aux lectures obtenues à l'aide des LVDT et des jauges. Étant donné que la rupture des poteaux composites est rarement survenue en plein centre des poteaux, le comportement post-pic devrait se rapprocher davantage des lectures de la flèche transversale qu'au comportement indiqué par les LVDT et les jauges. Les LVDT et les jauges captent plus les comportements locaux, potentiellement non soumis ou seulement partiellement soumis aux phénomènes conduisant à la perte graduelle de la résistance axiale résiduelle.

L'explication précédente, qui porte sur la différence entre les résultats expérimentaux, s'applique à pratiquement tous les graphiques qui suivent de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau montrés dans l'Annexe E.

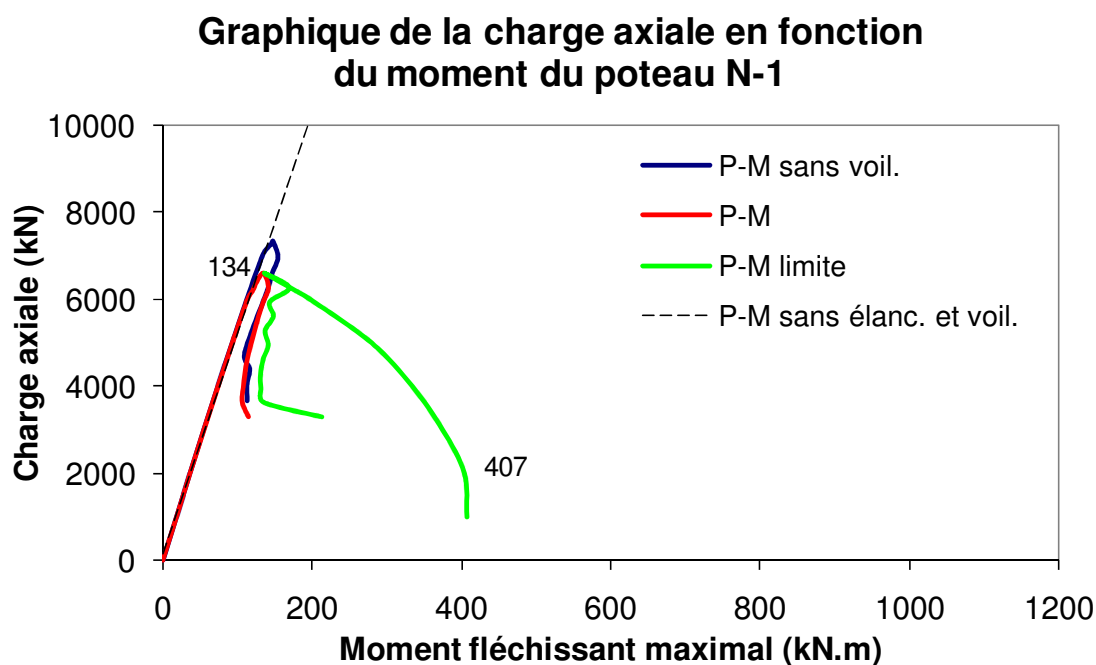


Figure E-8 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau N-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 3.0, i.e. $407 / 134$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

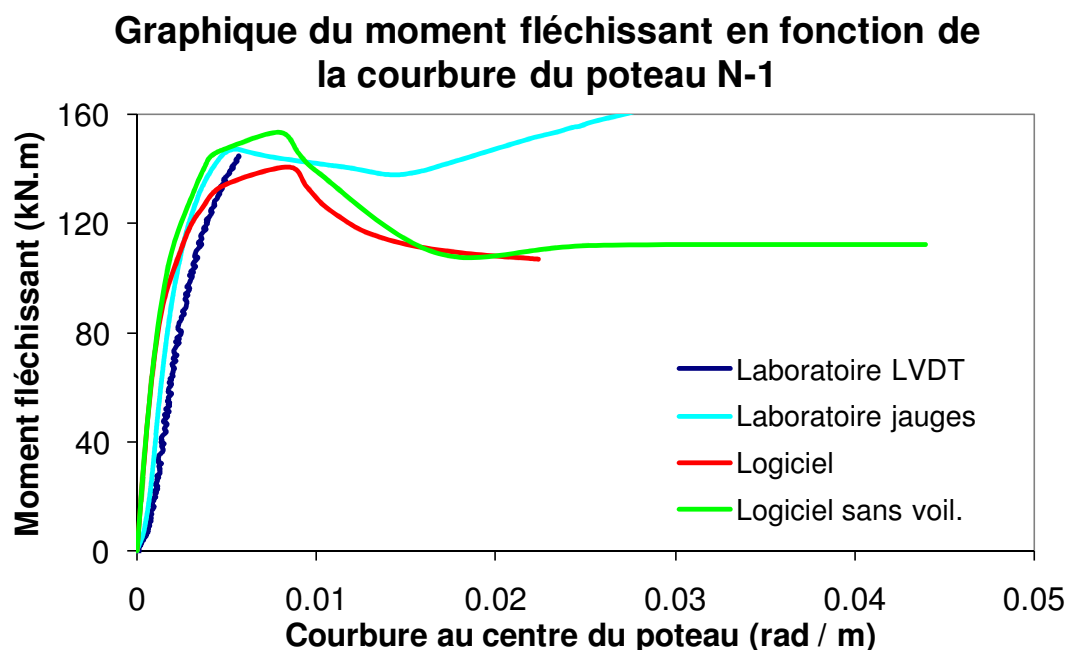


Figure E-9 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau N-1

La Figure E-9 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-7). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Tout comme avec les graphiques de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau, les graphiques du moment fléchissant en fonction de la courbure au centre du poteau obtenus à l'aide du logiciel de calculs montrent que la résistance post-pic diminue plus rapidement que les résultats obtenus en laboratoire à l'aide des LVDT et des jauges. À noter également que les résultats obtenus des LVDT dans la partie post-pic sont plus fiables que ceux obtenus des jauges car ces dernières étaient beaucoup plus sensibles à des phénomènes locaux pouvant se produire directement sous les jauges (fissures, voilement ou autres).

Poteau composite NF-1

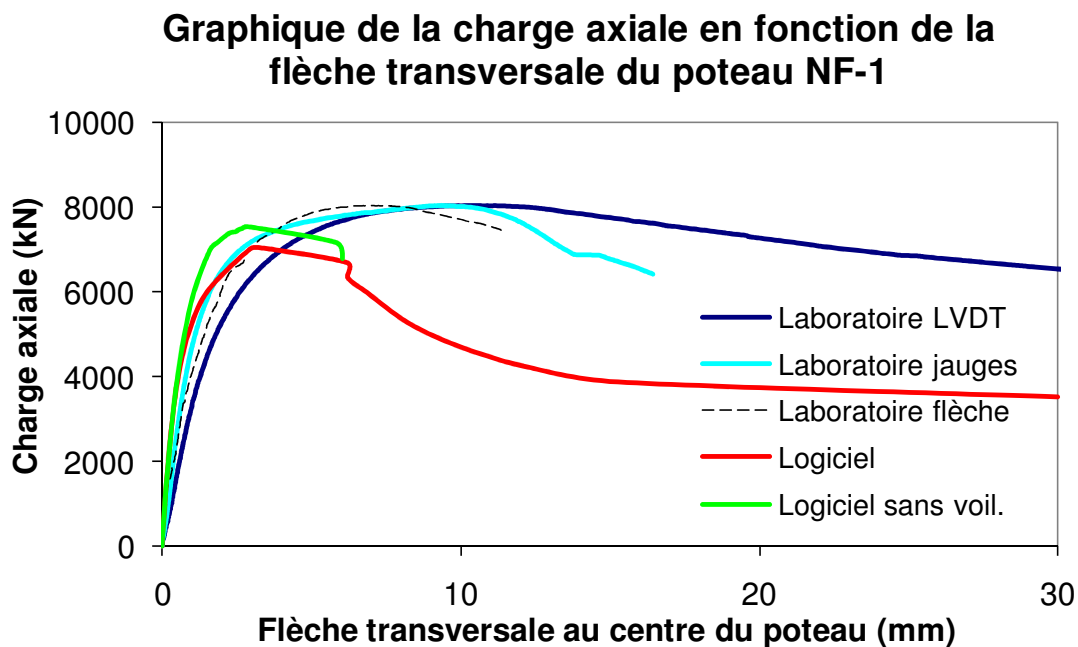


Figure E-10 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-1

La Figure E-10 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire avec la mesure de la flèche transversale et ceux obtenus à l'aide du logiciel. Toutefois, le logiciel surestime la rigidité du poteau composite par rapport aux résultats expérimentaux dérivés des mesures prises à l'aide des *LVDT* et des jauges. La charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.85P_r$.

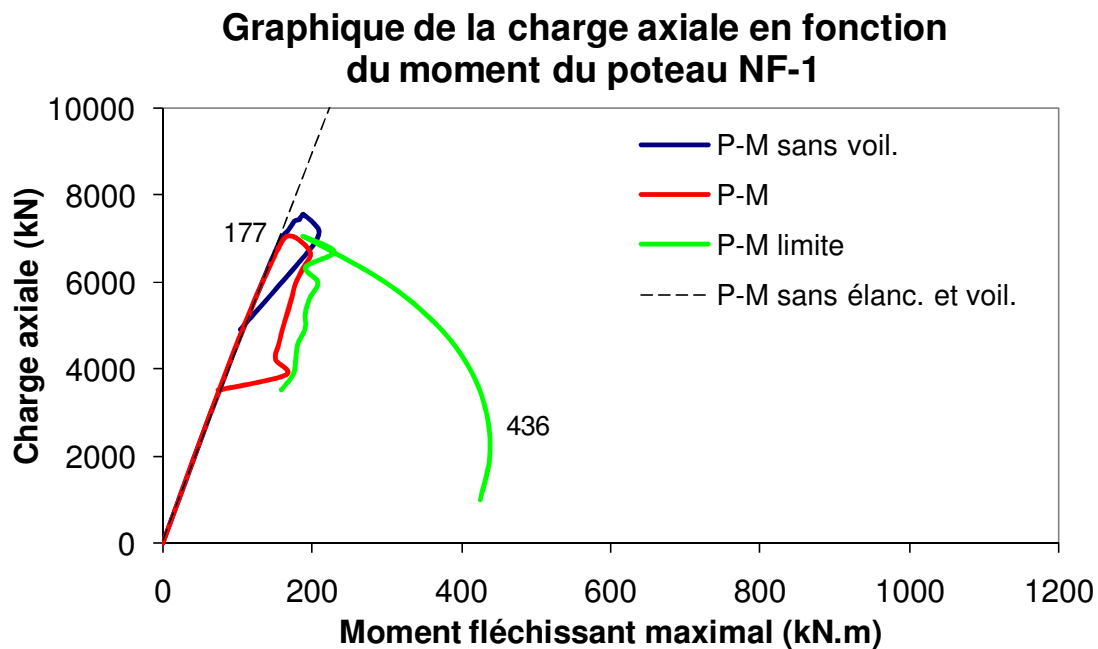


Figure E-11 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 2.5, i.e. $436 / 177$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-1

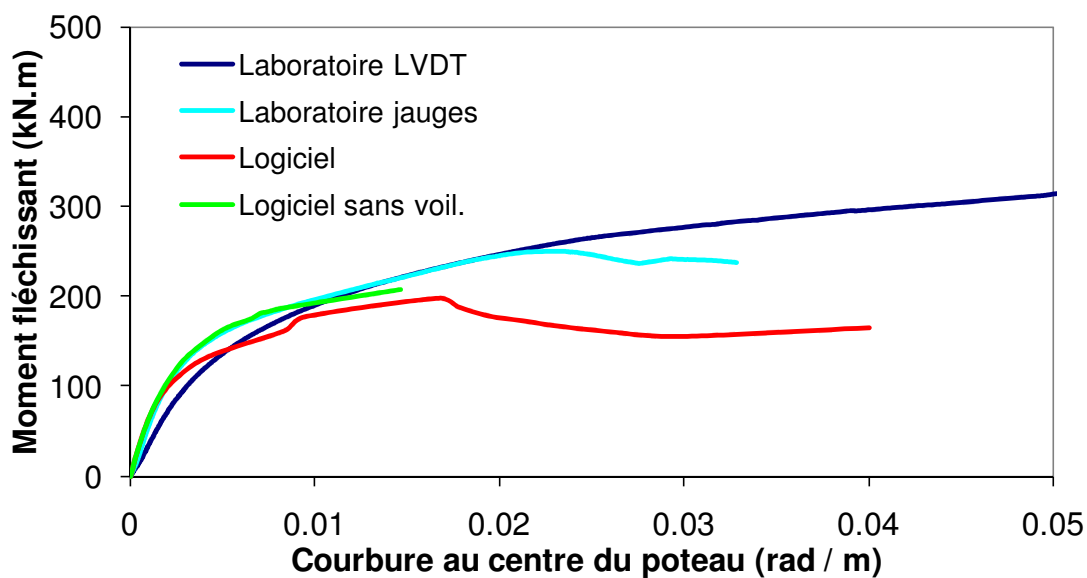


Figure E-12 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-1

La Figure E-12 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-10). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite NF-2

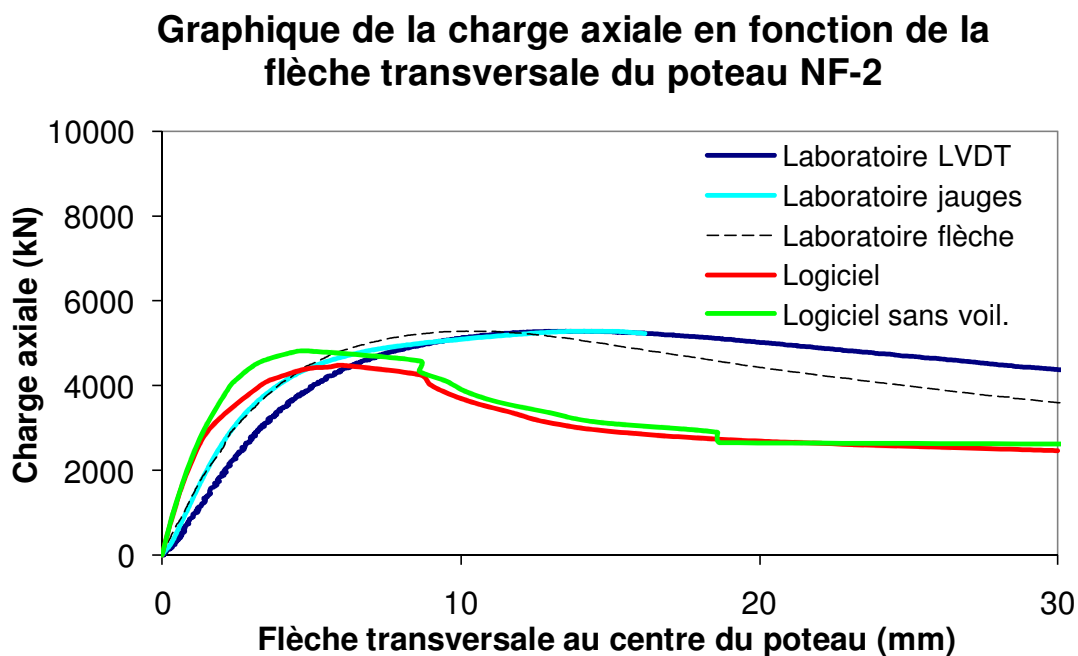


Figure E-13 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau NF-2

La Figure E-13 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire avec ceux dérivés des mesures prises à l'aide des *LVDT* et des jauges. À noter que la charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.55P_r$.

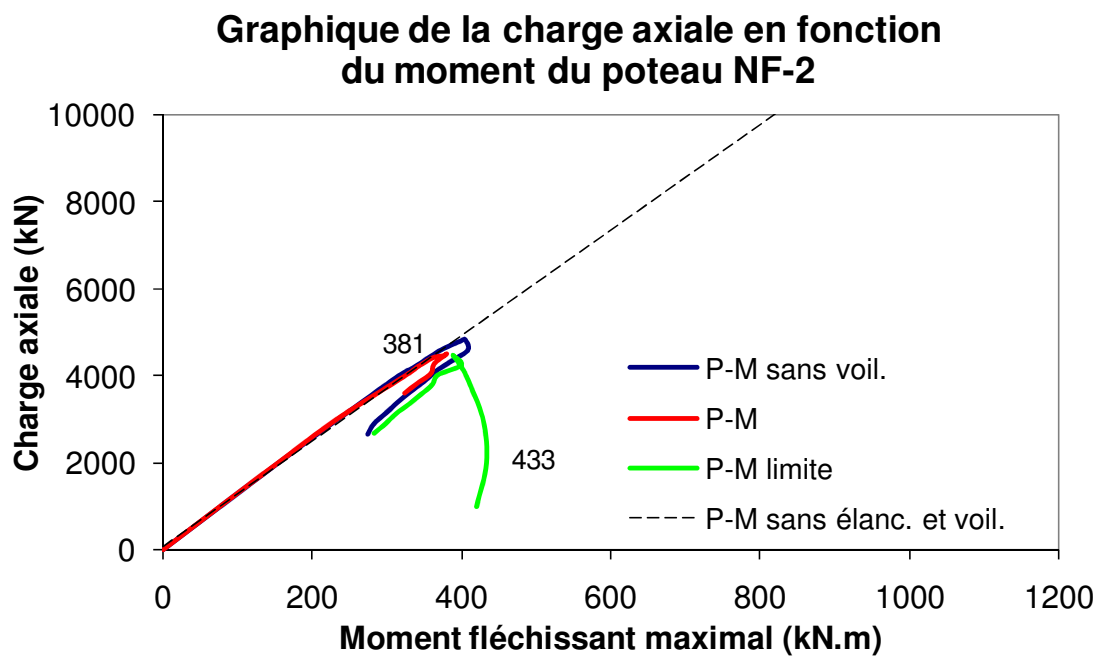


Figure E-14 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau NF-2

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 1.14, i.e. $433 / 381$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

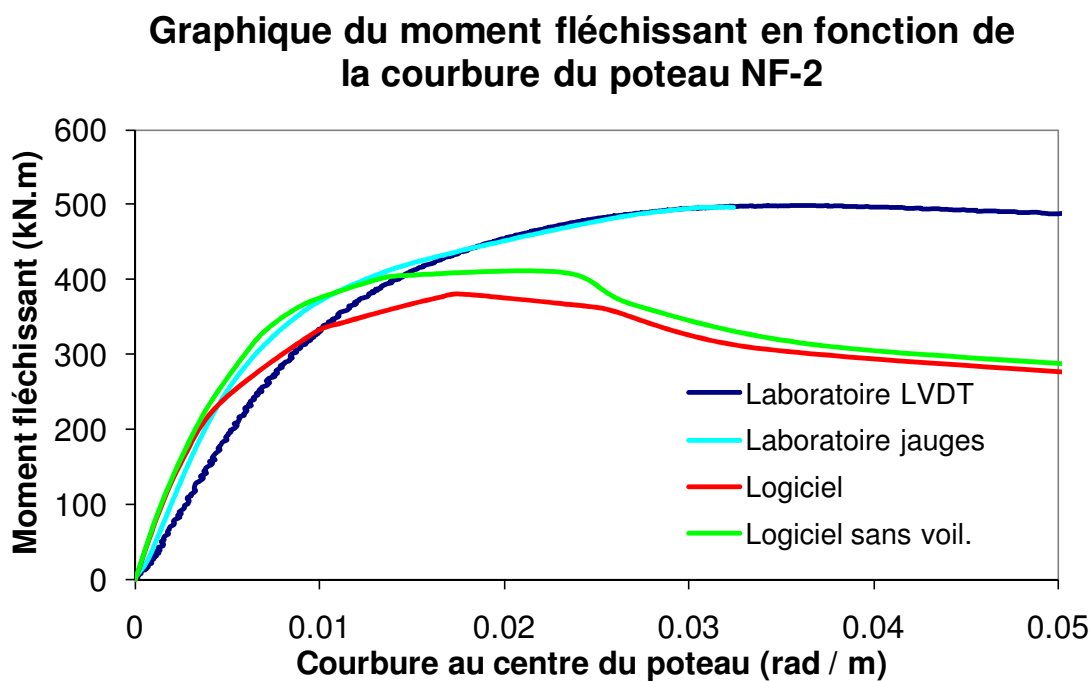


Figure E-15 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau NF-2

La Figure E-15 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-13). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite H-1

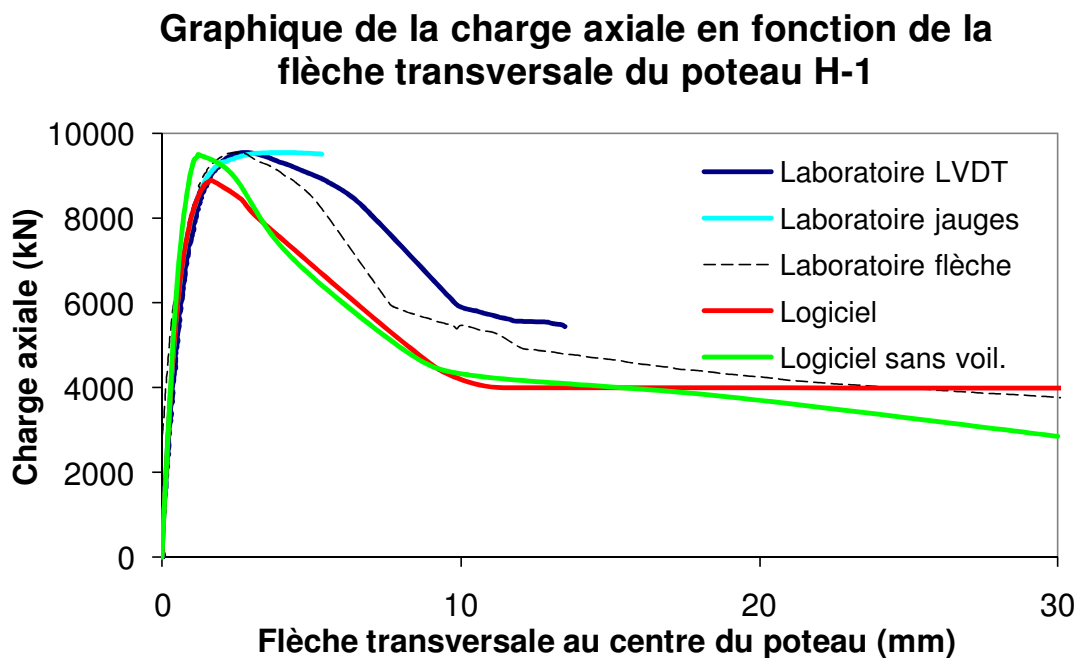


Figure E-16 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau H-1

La Figure E-16 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire avec la mesure de la flèche transversale et ceux obtenus à l'aide du logiciel. Toutefois, le logiciel surestime la rigidité du poteau composite par rapport aux résultats expérimentaux dérivés des mesures prises à l'aide des *LVDT* et des jauges. La charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.85P_r$.

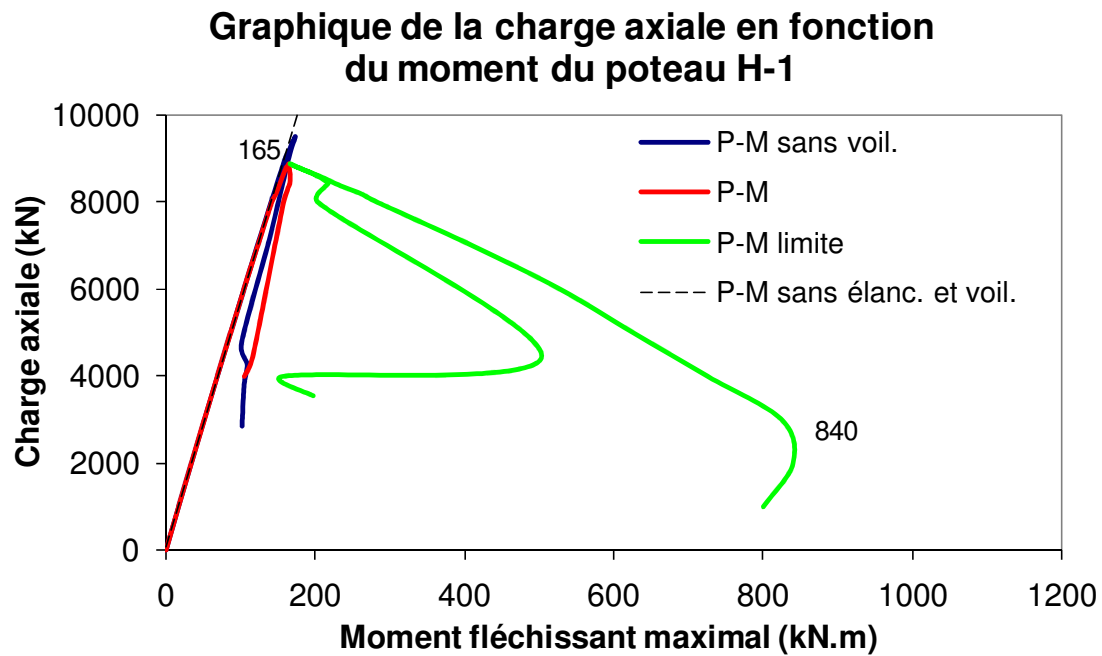


Figure E-17 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau H-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 5.1, i.e. $840 / 165$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau H-1

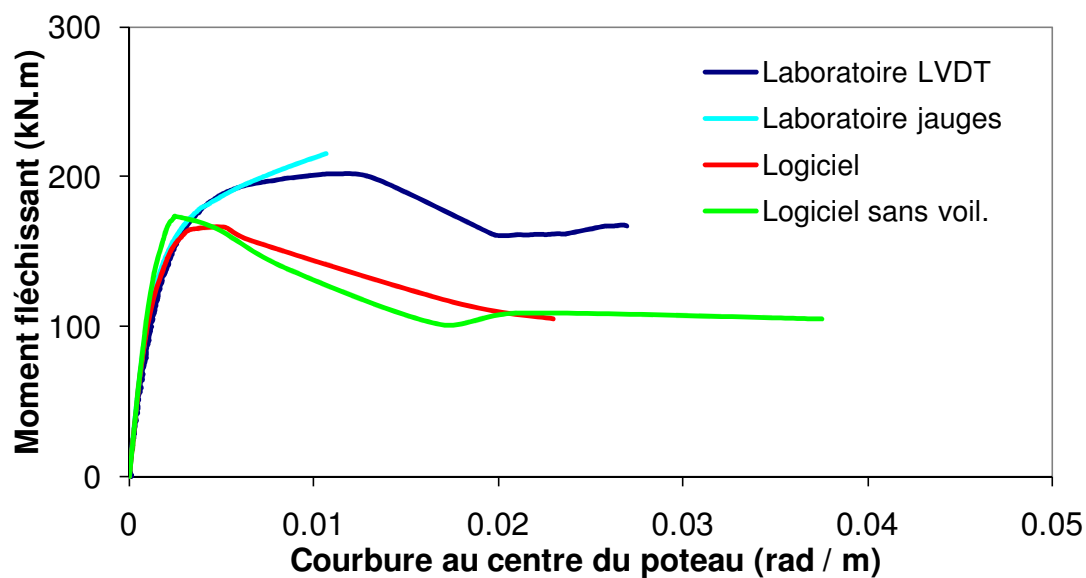


Figure E-18 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau H-1

La Figure E-18 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-16). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite HF-1

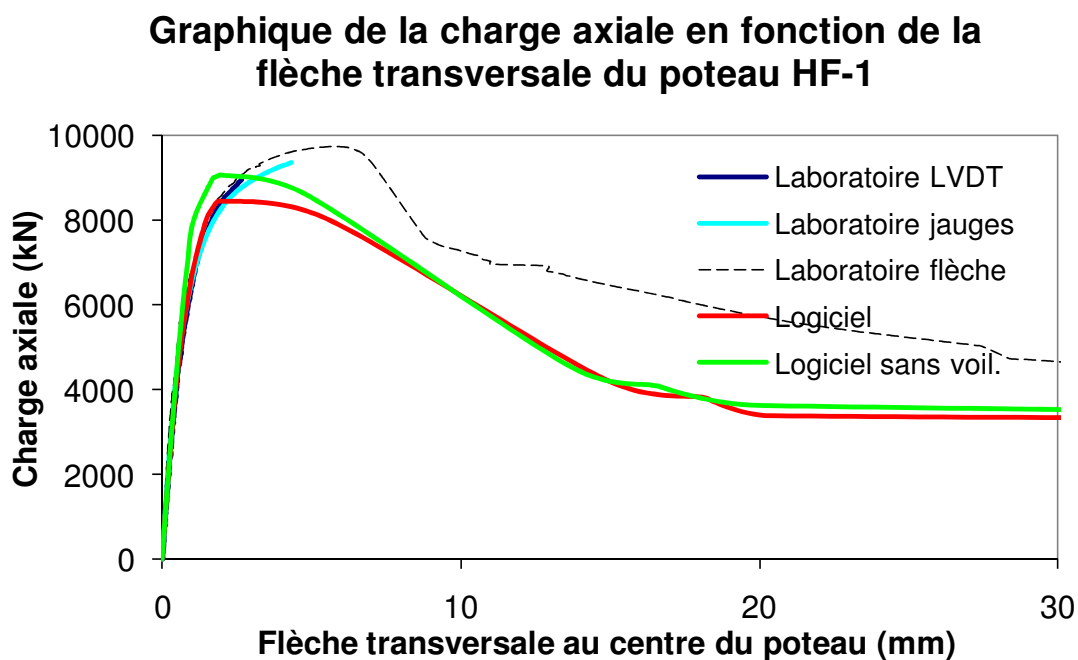


Figure E-19 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau HF-1

La Figure E-19 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire avec la mesure de la flèche transversale et ceux obtenus à l'aide du logiciel. Toutefois, le logiciel surestime la rigidité du poteau composite par rapport aux résultats expérimentaux dérivés des mesures prises à l'aide des *LVDT* et des jauges. La charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.85P_r$.

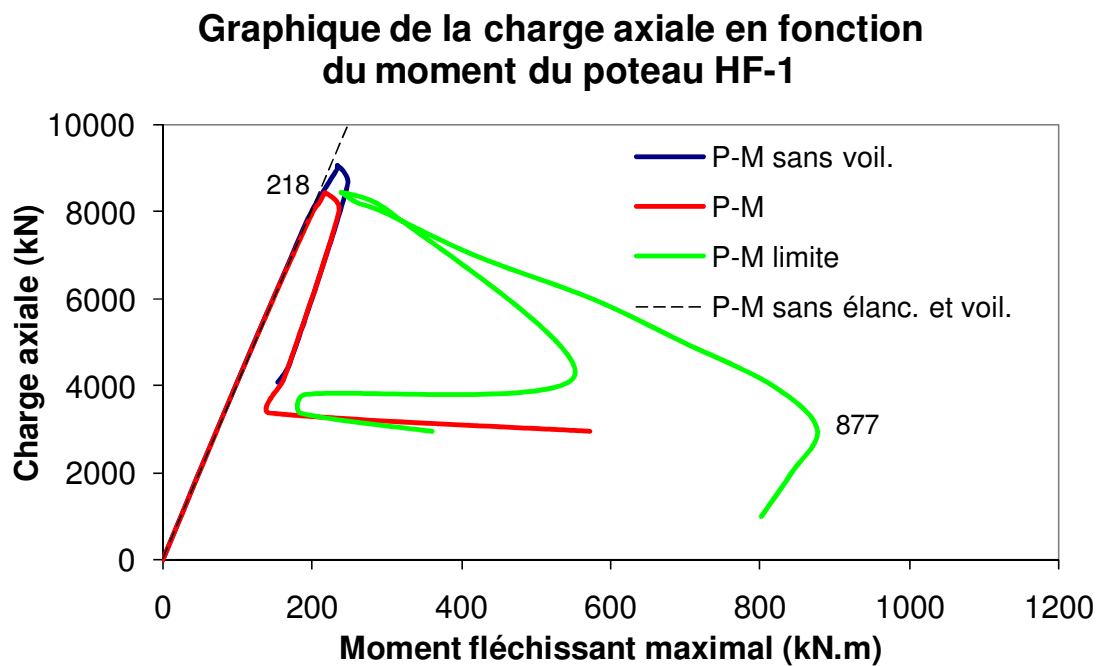


Figure E-20 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau HF-1

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 4.0, i.e. $877 / 218$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-1

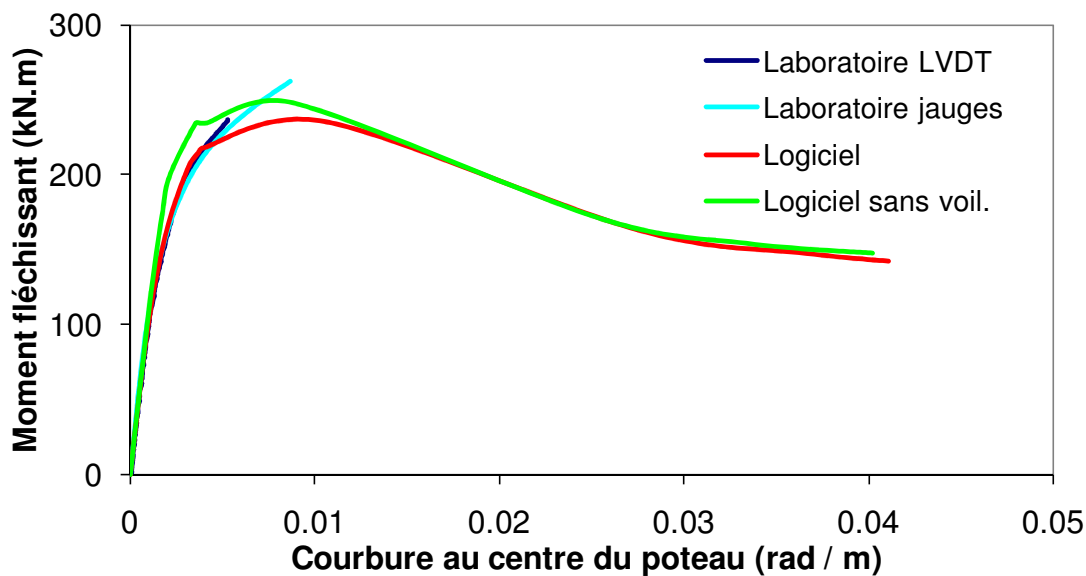


Figure E-21 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-1

La Figure E-21 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-19). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite H-2

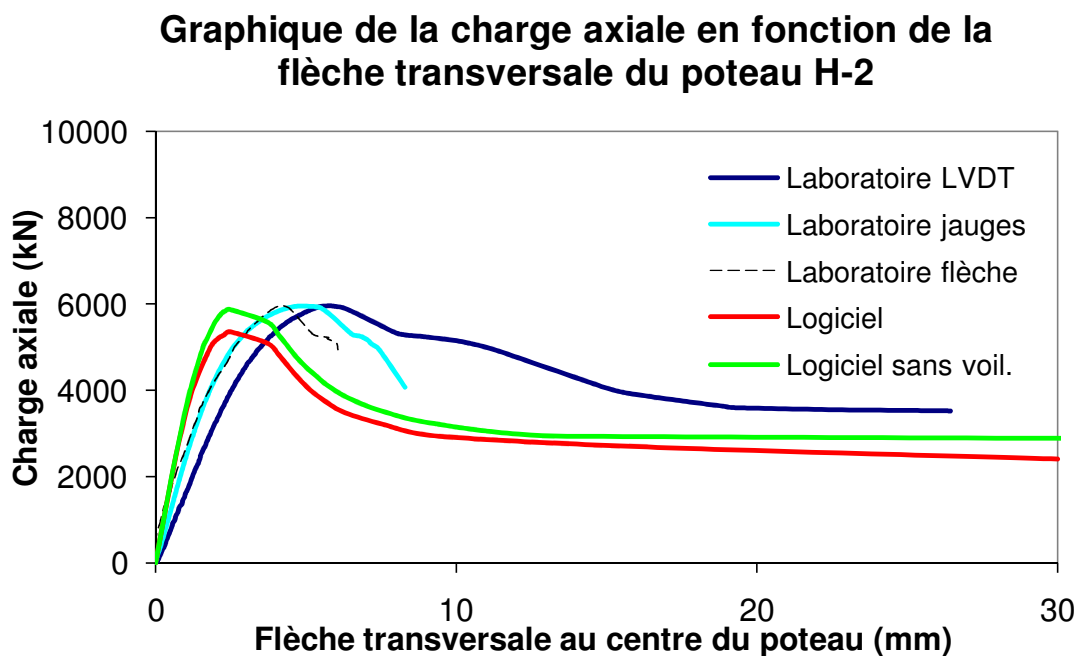


Figure E-22 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau H-2

La Figure E-22 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire et ceux obtenus à l'aide du logiciel. La charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.55P_r$.

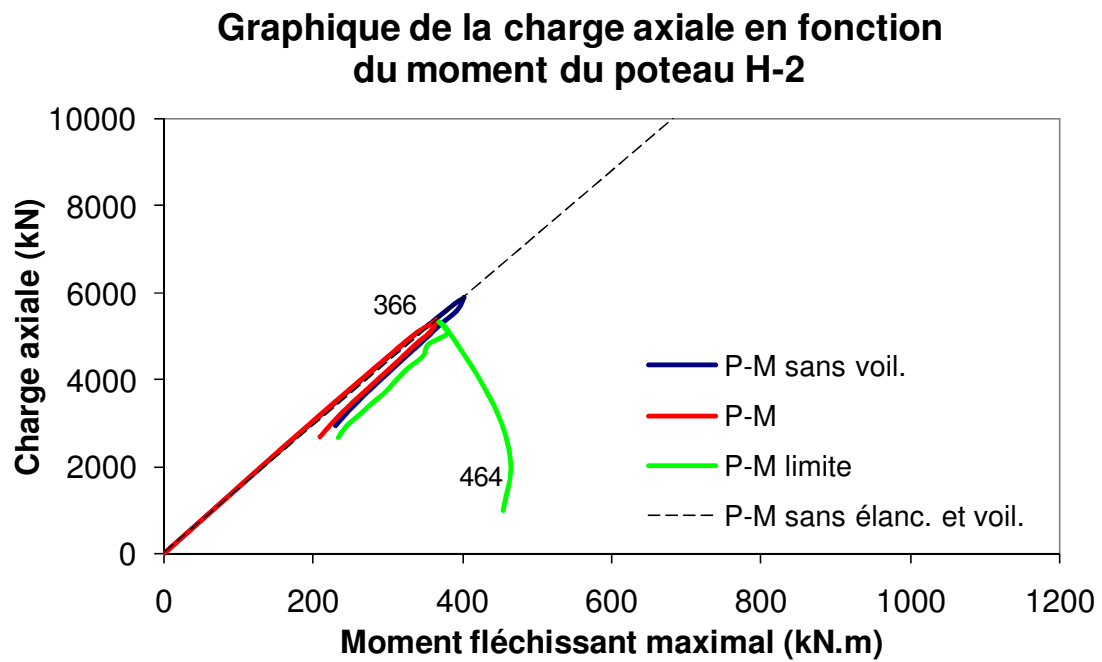


Figure E-23 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau H-2

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 1.3, i.e. $464 / 366$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

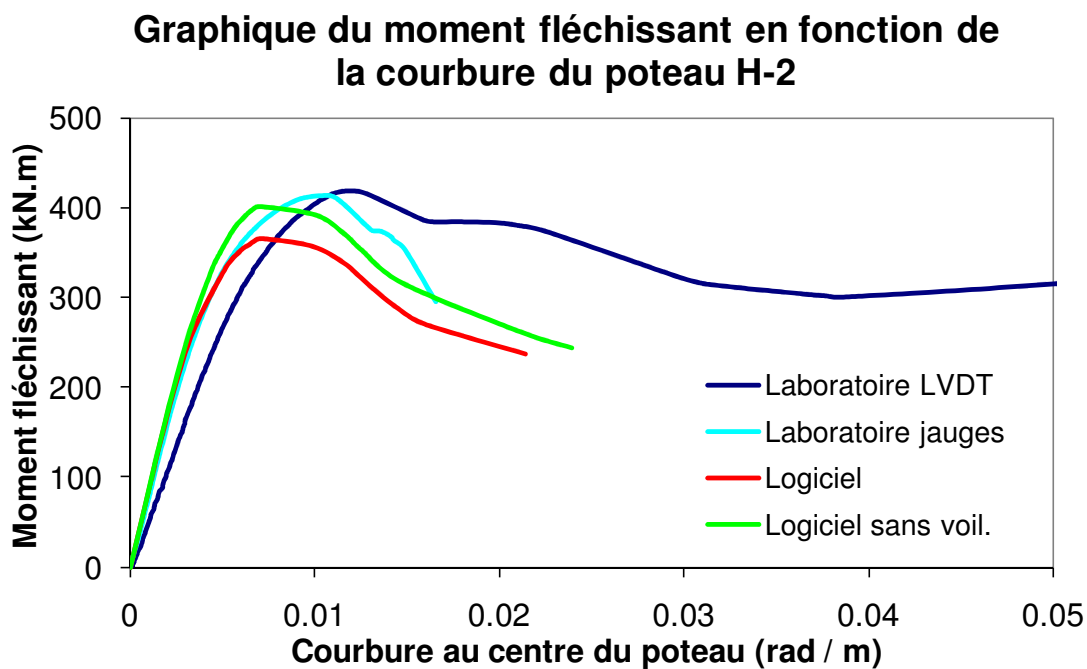


Figure E-24 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau H-2

La Figure E-24 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-22). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

Poteau composite HF-2

Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale du poteau HF-2

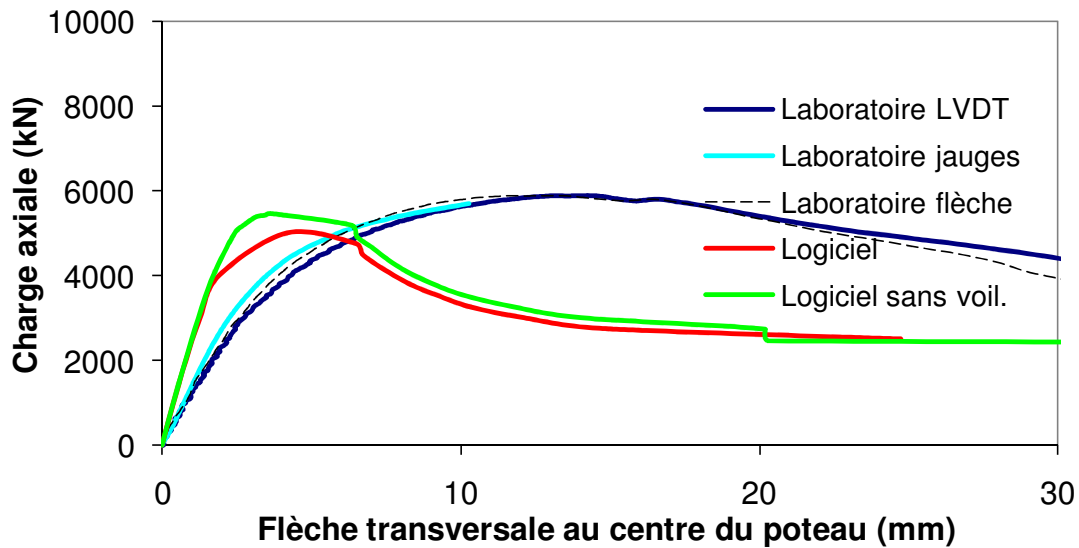


Figure E-25 Graphique de la charge axiale en fonction de la flèche transversale au centre du poteau HF-2

La Figure E-25 indique une bonne corrélation entre les résultats obtenus en laboratoire dérivés des mesures prises à l'aide des *LVDT* et des jauges et ceux obtenus à l'aide du logiciel. La charge axiale était appliquée suivant une faible excentricité permettant au poteau d'atteindre $0.55P_r$.

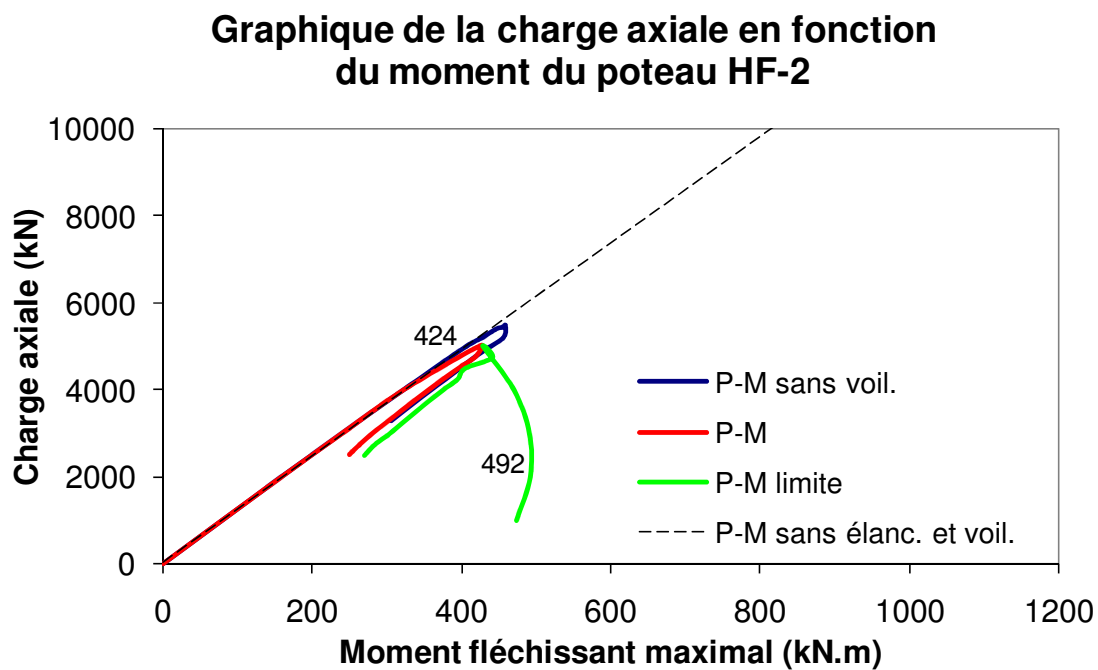


Figure E-26 Graphique de la charge axiale en fonction du moment du poteau HF-2

Le rapport du moment permis maximal (ou limite) sur la section sur le moment maximum atteint par le poteau est de 1.16, i.e. $492 / 424$ avec les moments maximaux de la courbe *P-M limite* et de la courbe *P-M*.

Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-2

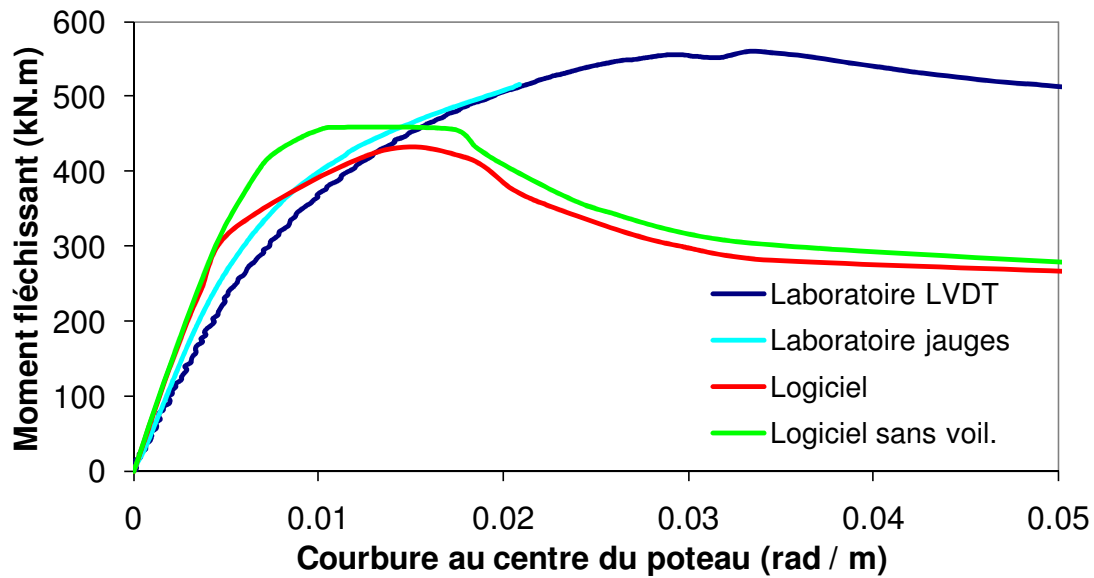


Figure E-27 Graphique du moment fléchissant en fonction de la courbure du poteau HF-2

La Figure E-27 montre que le moment de flexion en fonction de la courbure adopte un comportement similaire à celui observé sur le graphique de la force axiale en fonction de la flèche transversale (voir la Figure E-25). Étant donné les explications déjà décrites à l'Annexe D, on peut considérer que le comportement du poteau composite déterminé par analyse est semblable au comportement obtenu en laboratoire.

ANNEXE F

GRAPHIQUES DE LA DISPERSION DES RÉSULTATS ANALYTIQUES EN FONCTION DES FACTEURS b/t , s/d , f'_c et λ

LISTE DES FIGURES

- Figure F-1** Graphiques des rapports A_{se}/A_s et b_e/b en fonction du rapport b/t des poteaux.
Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure. 479
- Figure F-2** Graphiques des rapport A_{se}/A_s et b_e/b en fonction du rapport s/d des poteaux.
Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure. 481
- Figure F-3** Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction de l'élancement λ des poteaux.
Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure. 482
- Figure F-4** Graphiques du rapport b_e/b en fonction des rapports b/t , s/d et de l'élancement des poteaux pour montrer l'effet des différents types de béton. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure. 485
- Figure F-5** Graphiques du rapport b_e/b en fonction des rapports b/t , s/d et de l'élancement des poteaux pour montrer l'effet d'échelle. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure. 486
- Figure F-6** Graphiques du rapport b_e/b en fonction du rapport s/d des poteaux pour comparaer les résultats analytiques et expérimentaux. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés. 488
- Figure F-7** Graphiques des rapports b_e/b_f en fonction des rapport b/t , s/d et λ_p des poteaux.
Résultats expérimentaux. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement.....490

Figure F-8 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction du rapport b/t des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.	491
Figure F-9 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction du rapport s/d des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.	492
Figure F-10 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction de l'élancement λ des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.	493
Figure F-11 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction du rapport b/t	495
Figure F-12 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction du rapport b/t	495
Figure F-13 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentales sur analytique (sans voilement local) en fonction du rapport s/d	496
Figure F-14 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentales sur analytique (avec voilement local) en fonction du rapport s/d	496
Figure F-15 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau	497
Figure F-16 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau	497
Figure F-17 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction de la résistance du béton	498
Figure F-18 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction de la résistance du béton	498
Figure F-19 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytique sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction du rapport b/t	499

Figure F-20 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytique sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction du rapport b/t	499
Figure F-21 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction du rapport s/d	501
Figure F-22 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction du rapport s/d	501
Figure F-23 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction de λ	502
Figure F-24 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction de λ	502
Figure F-25 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction du rapport b/t	503
Figure F-26 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction du rapport b/t	503
Figure F-27 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction du rapport s/d	504
Figure F-28 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction du rapport s/d	504
Figure F-29 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau	505
Figure F-30 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau	505
Figure F-31 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction de la résistance du béton	506
Figure F-32 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction de la résistance du béton	506

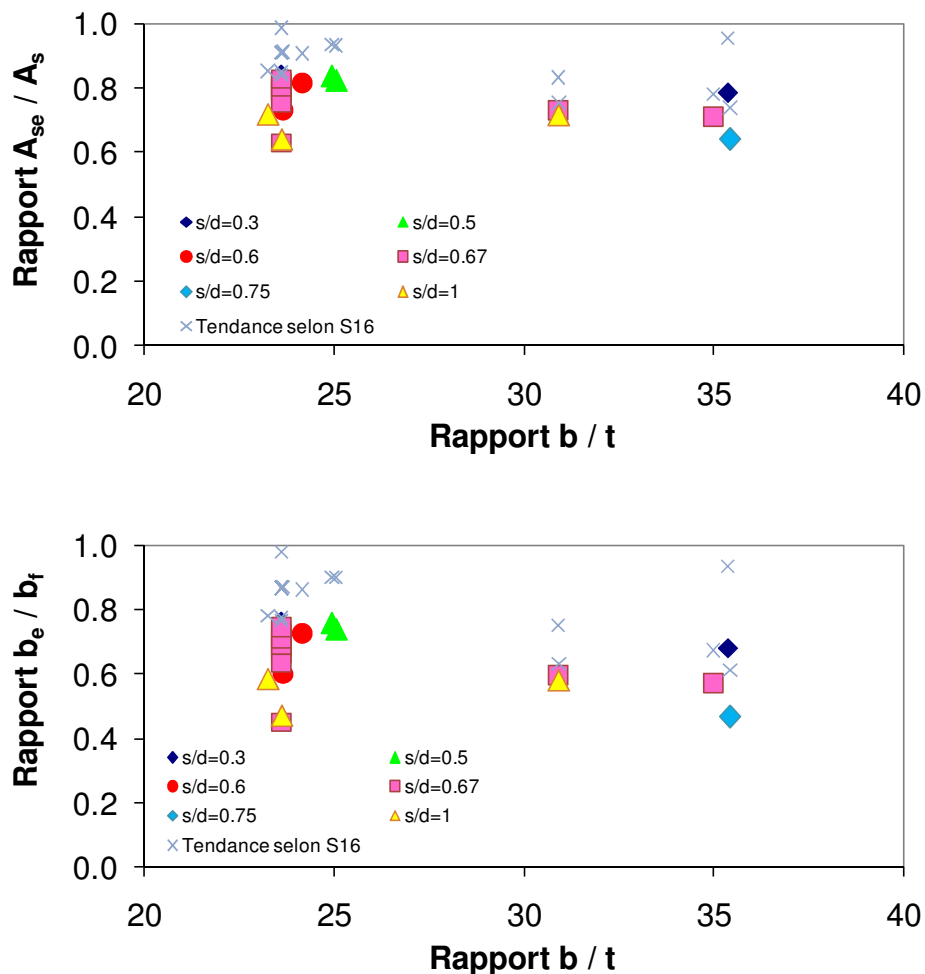


Figure F-1 Graphiques des rapports A_{se}/A_s et b_e/b_t en fonction du rapport b/t des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

Comme il a été décrit à la Section 4.5.3, la valeur de A_{se} est évaluée comme suit :

$$A_{se} = (P_{anal.} - F_1 A_c f'_c - A_r F_{yr}) / F_y$$

où $F_1 = 0.9$ dans les analyses des Chapitres 4 et 6 (F- 1)

et

$$b_e = (A_{se} - F_y t (d - 2t)) / 2t F_y$$
(F- 2)

Comparativement à la norme CAN/CSA-S16 qui évalue A_{se} de la façon qui suit (voir Section 2.2.3.1.2) :

$$A_{se} = (d - 2t + 2b_e)t \quad (\text{F-3})$$

où
$$b_e = \frac{b_f}{(1 + \lambda_p^3)^{1/1.5}} \leq b_f \quad (\text{F-4})$$

La Figure F-1 indique que l'élancement des semelles des profilés d'acier a une influence sur la portion d'acier qui participe à la résistance du poteau composite. Pour des valeurs identiques du rapport s/d , les rapports A_{se}/A_s et b_e/b_f diminuent légèrement lorsque le rapport b/t augmente. C'est donc dire que l'élancement des semelles des profilés d'acier ne peut pas être un paramètre négligé lors de l'élaboration d'équations de conception de poteaux composites partiellement enrobés de béton.

La moyenne des rapports $A_{se}/A_s = 0.76$ et $b_e/b_f = 0.64$ pour les résultats analytiques. Les écarts-types sont respectivement de 0.07 et 0.10 pour les rapports A_{se}/A_s et b_e/b_f .

À noter que pour tous les graphiques de cette annexe qui juxtaposent les résultats obtenus des équations de la norme CAN/CSA-S16, le facteur de réduction de la résistance du béton, F_l , utilisé est de 0.8 alors que les analyses ont été réalisées avec un facteur F_l de 0.9. Il y a donc un décalage normal entre les différents résultats obtenus. La présentation des résultats obtenus de la norme sert surtout à valider si les tendances générales observées avec les résultats analytiques et expérimentaux se suivent. Par conséquent, il est donc normal qu'avec un facteur F_l plus petit, les valeurs de A_{se} et de b_e soient plus grandes.

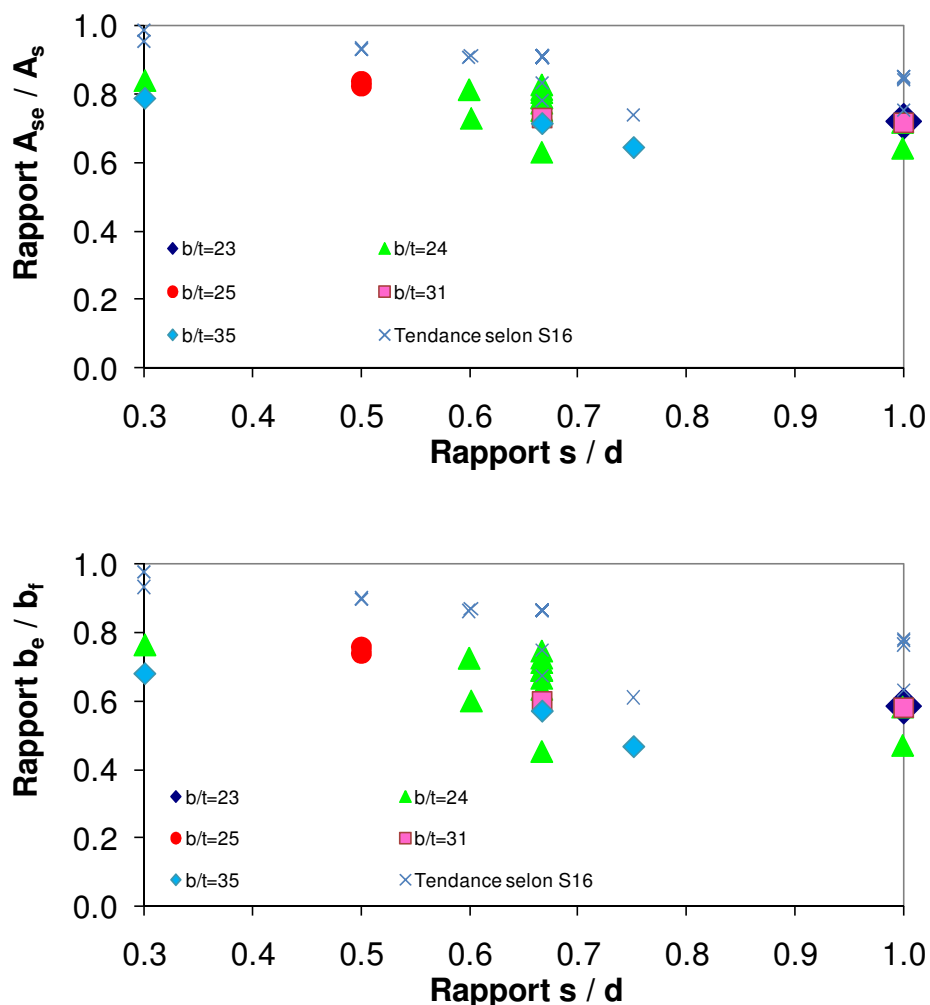


Figure F-2 Graphiques des rapport A_{se}/A_s et b_e/b_f en fonction du rapport s/d des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

La Figure F-2 indique que le rapport s/d des profilés d'acier a également une influence sur la portion d'acier qui participe à la résistance du poteau composite. Pour des valeurs identique du rapport b/t , les rapports A_{se}/A_s et b_e/b_f diminuent légèrement lorsque le rapport s/d augmente. C'est donc dire que le rapport s/d est un paramètre à ne pas négliger lors de l'élaboration d'équations de conception de poteaux composites.

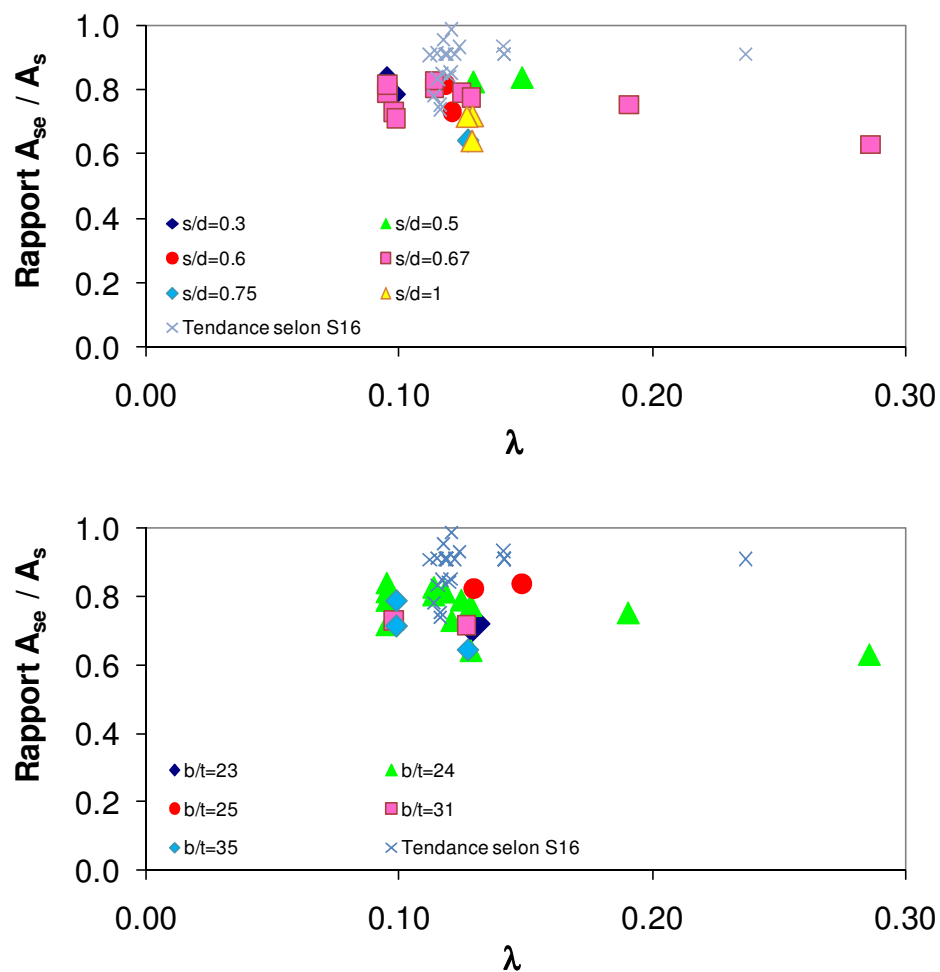


Figure F-3 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction de l'élancement λ des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

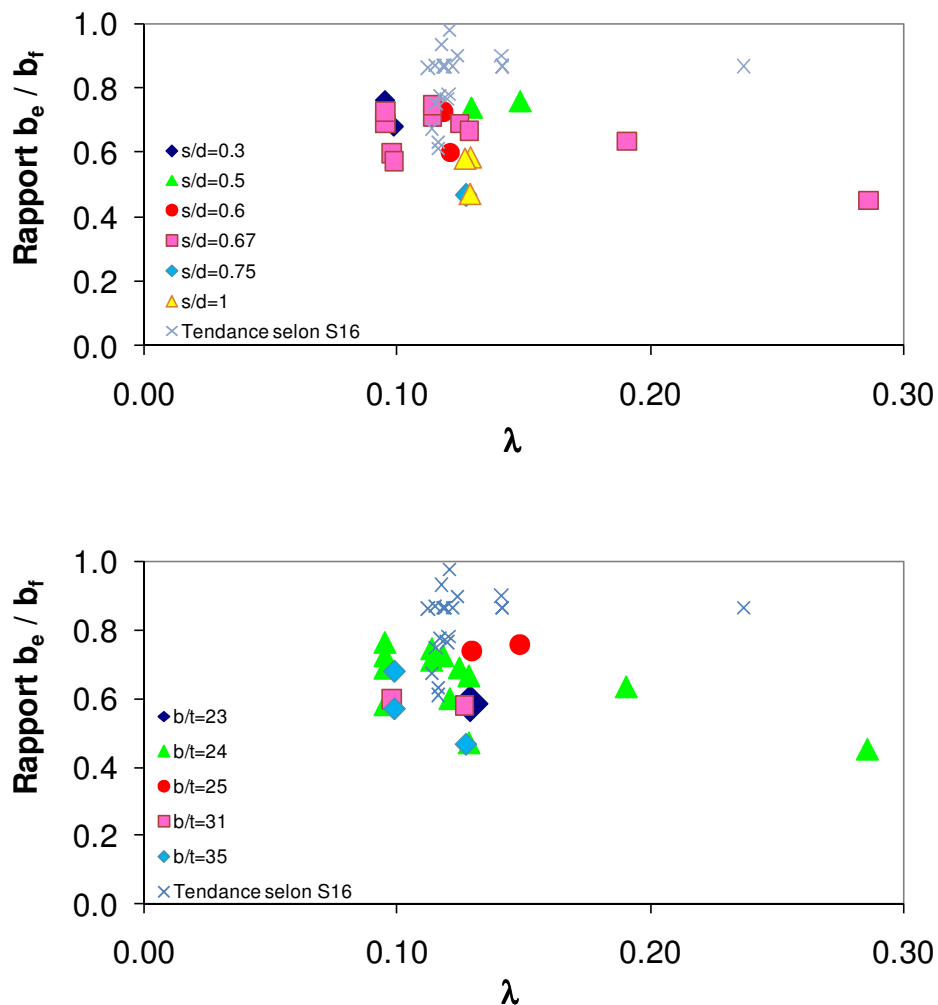


Figure F-3 (suite) Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction de l'élancement λ des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

Le facteur d'élancement λ a été défini à la Section 2.2.3.1.1 et est réécrit ici :

$$\lambda = \sqrt{\frac{C_p}{C_{ec}}} \quad (\text{F-5})$$

où $C_p = C_{rc}$ calculé avec ϕ , ϕ_c et $\phi_r = 1.0$ et $\lambda = 0$

$$C_{ec} = \frac{\pi^2 EI_e}{(KL)^2} \quad (\text{F-6})$$

$$C_{rc} = (\phi A_{se} F_y + F_1 \phi_c A_c f'_c + \phi_r A_r F_{yr}) (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \quad (\text{F-7})$$

La norme CAN/CSA-S16 donne $F_1 = 0.8$

Alors que le facteur λ_p a été défini à la Section 2.2.3.1.2 comme suit :

$$\lambda_p = \frac{b_f}{t} \sqrt{\frac{F_y}{720000k}} \quad (\text{F-8})$$

$$\text{où} \quad k = \frac{0.9}{(s/b_f)^2} + 0.2(s/b_f)^2 + 0.75 \quad (\text{F-9})$$

Les graphiques de la Figure F-3 indiquent que l'élancement λ des poteaux composites a aussi une influence sur la portion d'acier qui participe à la résistance du poteau composite. Pour des valeurs identiques des rapports b/t et s/d , les rapports A_{se}/A_s et b_e/b_f diminuent légèrement lorsque l'élancement λ augmente. L'élancement λ est un paramètre à tenir compte lors de l'élaboration d'équations de conception de poteaux composites.

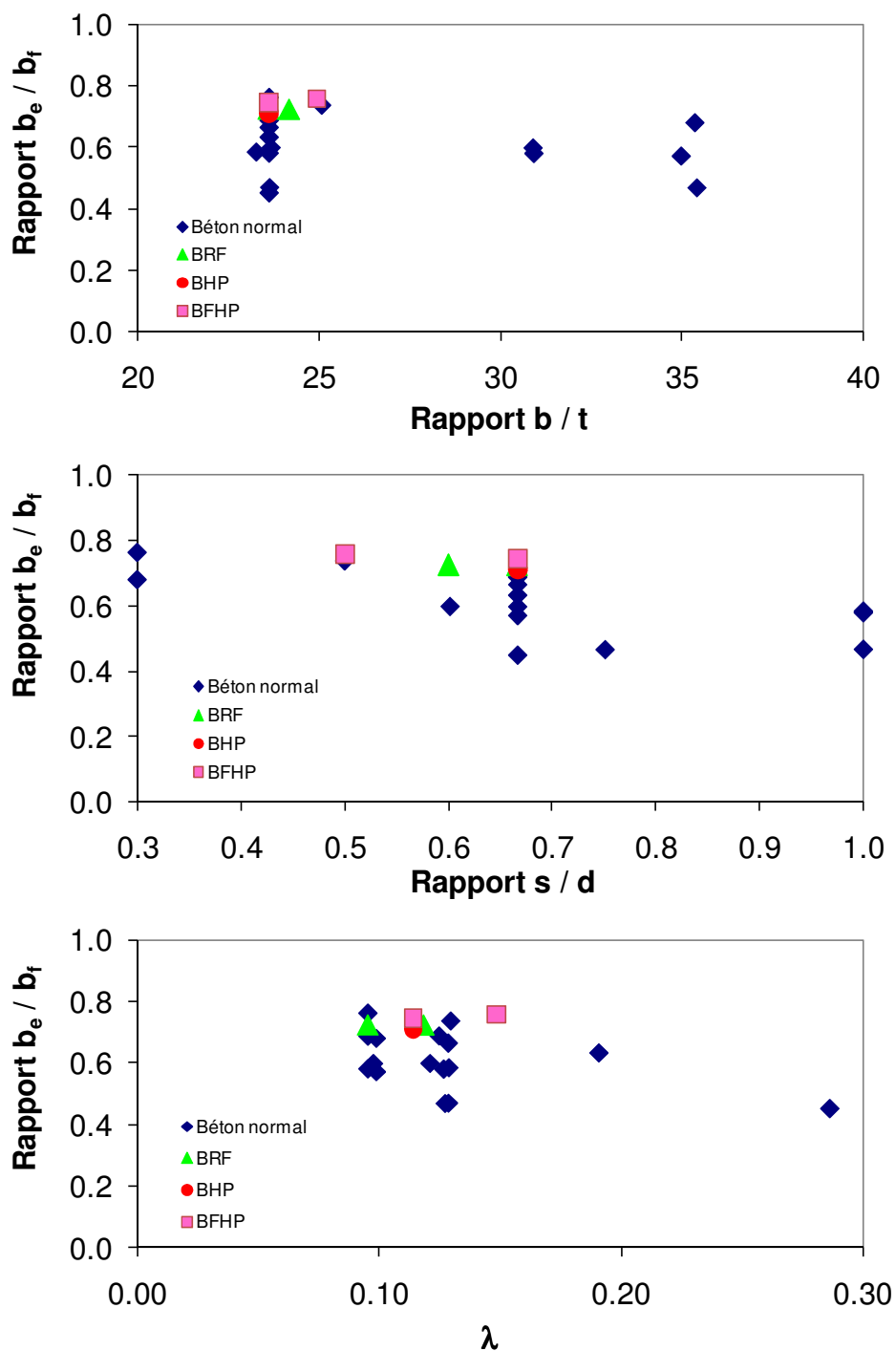


Figure F-4 Graphiques du rapport b_e/b en fonction des rapports b/t , s/d et de l'élancement des poteaux pour montrer l'effet des différents types de béton. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

Les graphiques de la Figure F-4 semblent indiquer que la largeur de l'aile effective qui participe à la résistance axiale du poteau augmente lorsque le béton est additionné de fibres et lorsque la

résistance du béton augmente. C'est plutôt le fait d'utiliser un même facteur de réduction de la résistance du béton F_l qui peut faire en sorte que la section effective d'acier semble plus élevée pour ces bétons. Le Chapitre 7 présentera des variantes du facteur F_l pour déterminer la résistance des poteaux composites.

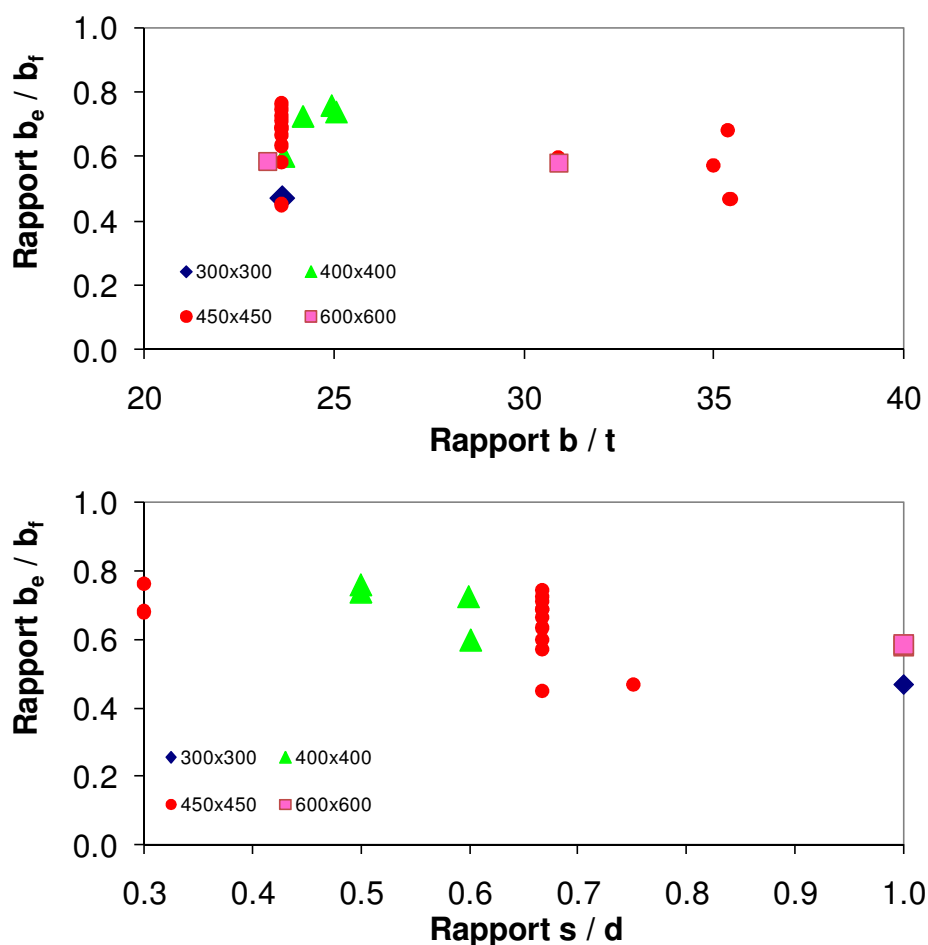


Figure F-5 Graphiques du rapport b_e/b en fonction des rapports b/t , s/d et de l'élancement des poteaux pour montrer l'effet d'échelle. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

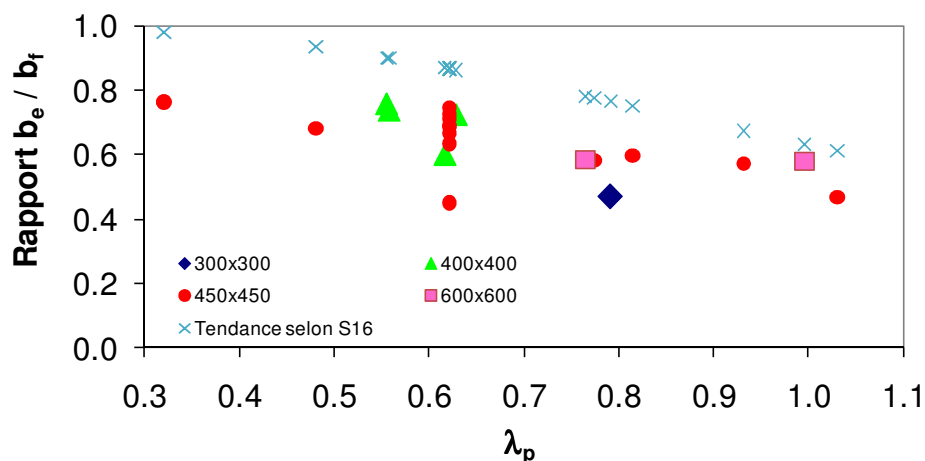


Figure F-5 (suite) Graphiques du rapport b_e/b en fonction des rapports b/t , s/d et de λ_p pour montrer l'effet d'échelle. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés, et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

Les graphiques de la Figure F-5 ne permettent pas de constater de tendance claire concernant l'effet d'échelle sur la résistance axiale des poteaux composites. D'une part, le poteau ayant la plus petite section montre une largeur effective des ailes plus importante mais d'autre part, il en va de même pour les deux poteaux composites ayant la plus grande section. D'autres comparaisons devront être réalisées au Chapitre 7 pour établir l'effet d'échelle sur le comportement des poteaux composites.

En général, l'évaluation de la largeur effective des ailes du profilé d'acier déterminée par analyse encadre bien la largeur effective déterminée expérimentalement. La Figure F-6 illustre que les résultats expérimentaux se situent entre les résultats obtenus des analyses réalisées en tenant compte du voilement local et les analyses qui ont négligé ce paramètre.

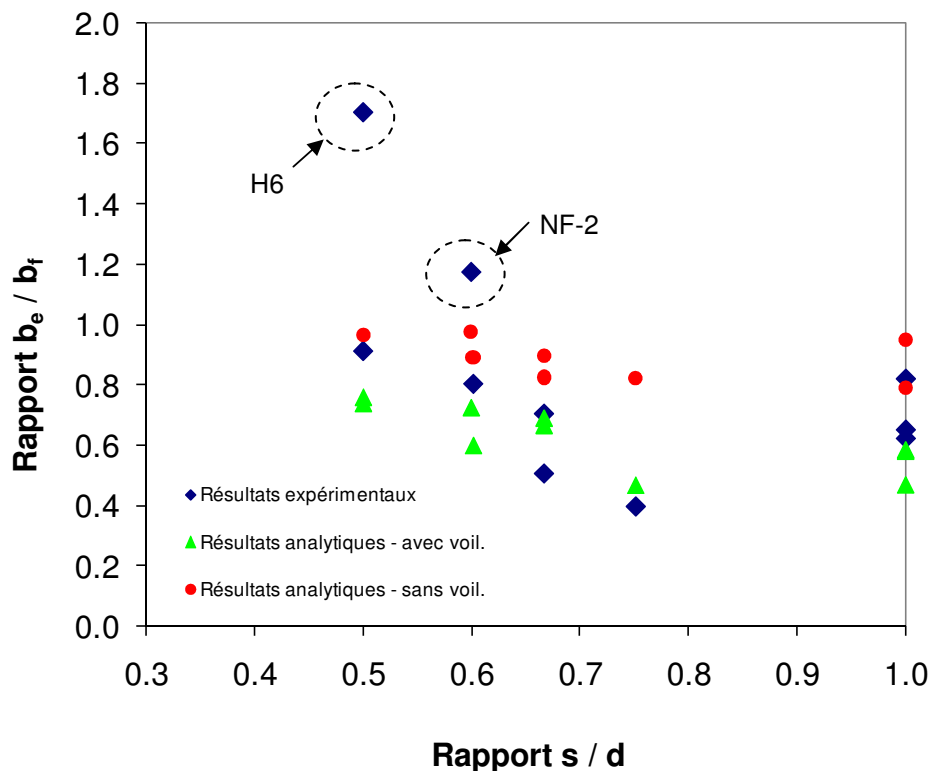


Figure F-6 Graphiques du rapport b_e/b_f en fonction du rapport s/d des poteaux pour comparaer les résultats analytiques et expérimentaux. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement et ayant été analysés.

Deux résultats expérimentaux un peu surprenants donnent des valeurs de largeur effective des ailes du profilé d'acier qui dépassent les largeurs réelles des poteaux. Il s'agit des poteaux H6 (Prickett, et al., 2006) et du poteau NF-2 du présent projet de recherche. Il s'agit des deux seuls poteaux faits de béton renforcé de fibres métalliques. Comme il sera expliqué au Chapitre 7, les résultats obtenus pour le poteau composite H6 ne seront pas considérés dans les comparaisons effectuées dans la présente annexe étant donné que les résultats expérimentaux s'éloignent beaucoup des résultats analytiques et numériques (Begum, 2007) présentés au Chapitre 4 (voir Section 4.4). En fait, même si le facteur de réduction de la résistance du béton avait été omis pour les analyses numériques de Begum (2007), les capacités axiales de ces deux poteaux ont dépassé de beaucoup les résultats numériques.

Le facteur de réduction de la résistance du béton, F_l , semble tout de même influencé par la présence de fibres métalliques dans le mélange de béton. En augmentant la valeur de F_l , le rapport b_e/b_f diminue.

Toutefois, l'écart très important du poteau H6 ne se justifie pas seulement par un ajustement du facteur F_I et semble potentiellement attribuable à une erreur expérimentale.

À titre comparatif, les Figures F-1, F-2 et F-5 montrant b_e/b_f en fonction de b/t , s/d et λ_p sont reprises ici à la Figure F-7 en remplaçant les résultats analytiques par les résultats expérimentaux (en prenant $F_I = 0.9$ dans le calcul de b_e). En comparant les résultats analytiques et expérimentaux, on constate une bonne correspondance entre les résultats ainsi obtenus. La moyenne des rapports $b_e/b_f = 0.64$ pour les résultats analytiques incluant le voilement local alors qu'elle est de 0.73 pour les résultats expérimentaux. Les écarts-types sont respectivement de 0.10 et 0.23 pour les résultats analytiques et expérimentaux.

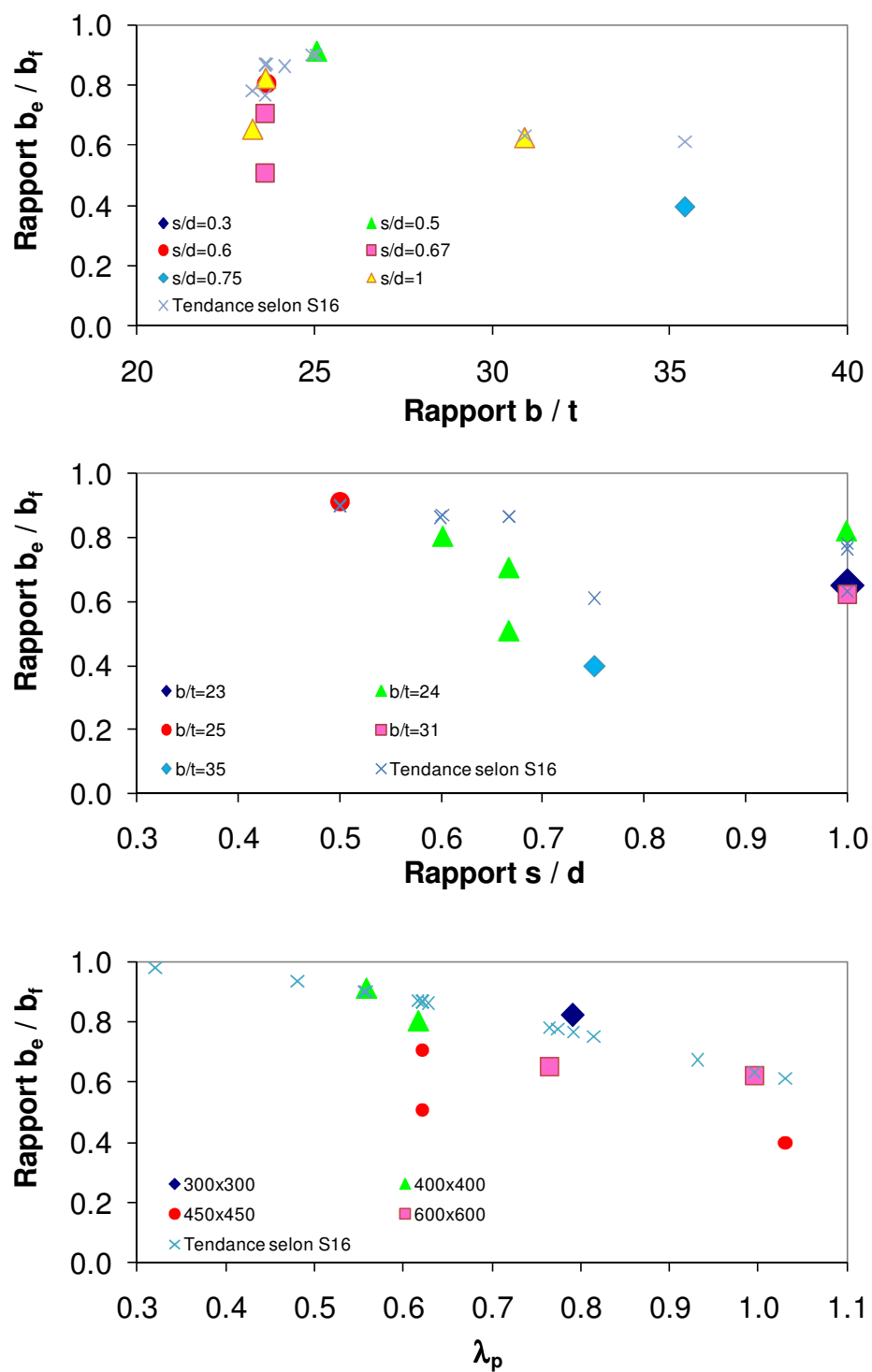


Figure F-7 Graphiques des rapports b_e/b_f en fonction des rapport b/t , s/d et λ_p des poteaux. Résultats expérimentaux. Poteaux ayant fait l'objet de tests en chargement axial seulement

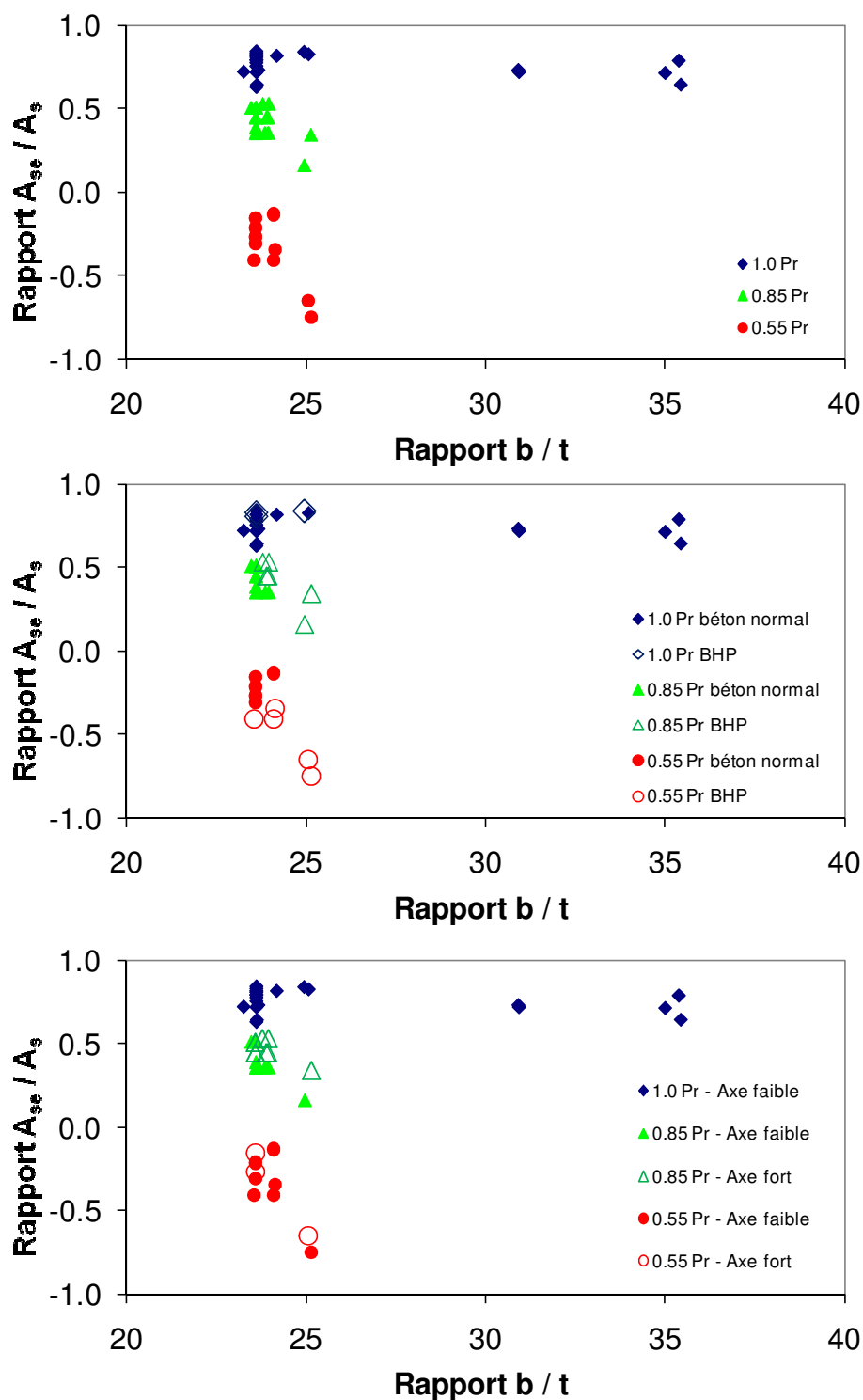


Figure F-8 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction du rapport b/t des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

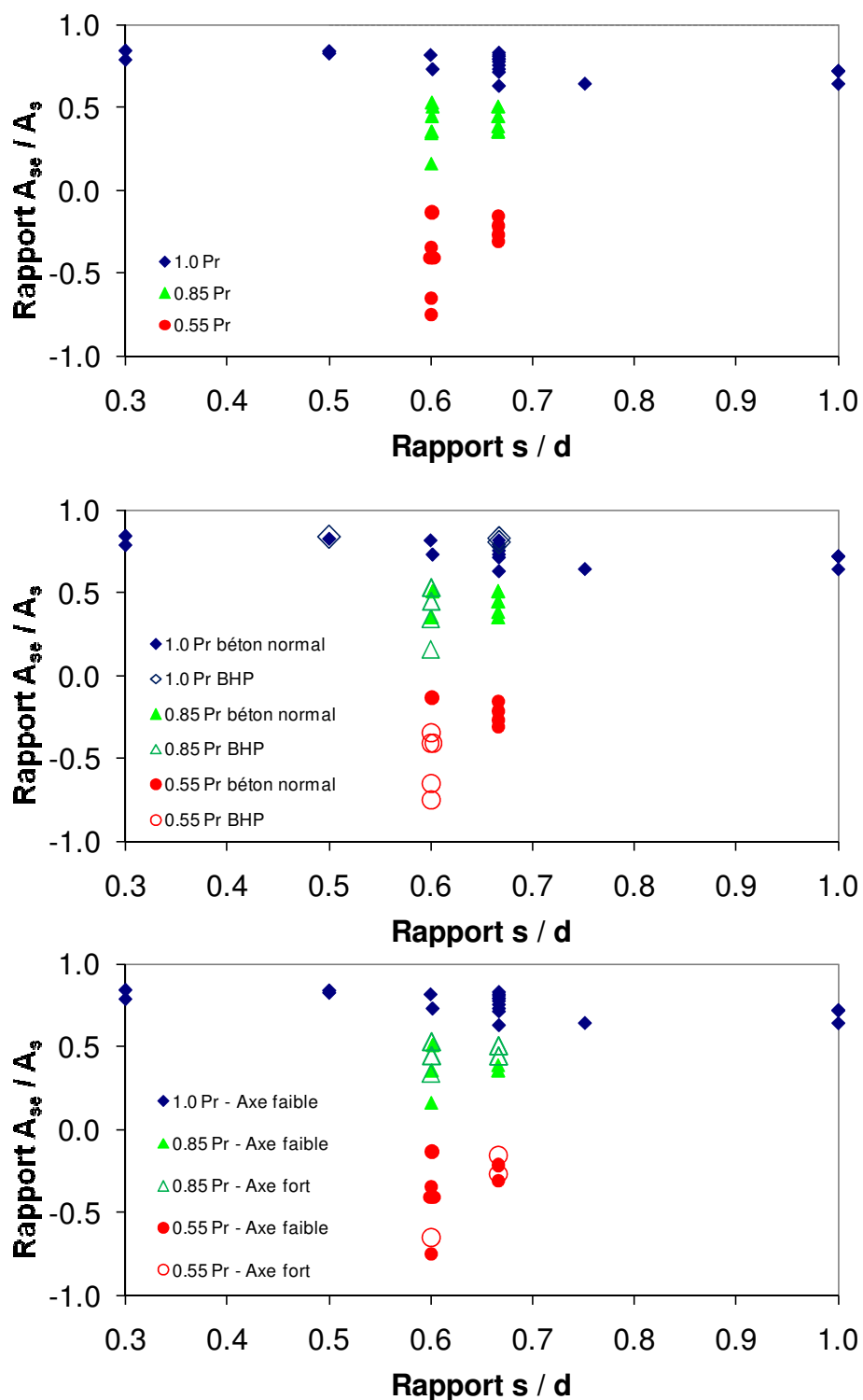


Figure F-9 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction du rapport s/d des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

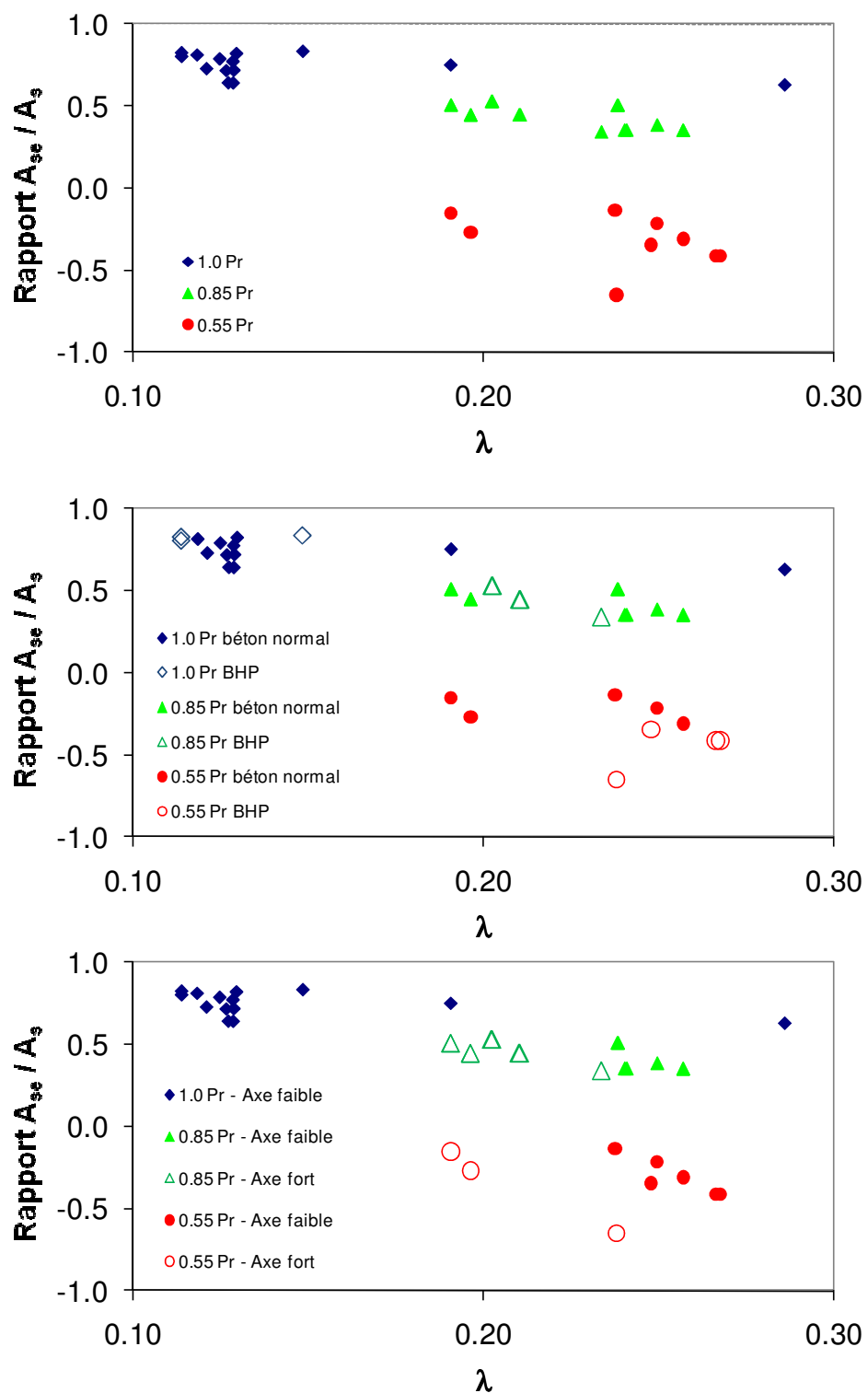


Figure F-10 Graphiques du rapport A_{se}/A_s en fonction de l'élancement λ des poteaux. Résultats analytiques incluant l'effet du voilement local. Poteaux ayant fait l'objet de tests et ayant été analysés et analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sollicités en compression pure.

Les Figures F-8 à F-10 avaient pour but de reprendre les graphiques montrés aux Figures F-1 à F-3 mais en y ajoutant les résultats des poteaux composites ayant été testés en compression-flexion et ayant fait l'objet d'analyse. Les trois graphiques permettent également de mettre en relief l'effet du chargement suivant l'axe fort et l'axe faible et ils permettent aussi de voir l'influence du type de béton utilisé sur le rapport A_{se}/A_s .

De plus, le fait de solliciter les poteaux suivant l'axe fort ou l'axe faible a une influence importante. Toutefois, étant donné que l'élancement se calcule différemment selon l'axe de flexion, il est difficile de le voir directement sur ces graphiques mais le rapport A_{se}/A_s diminue si les poteaux sont sollicités en compression-flexion suivant l'axe faible. Évidemment, le calcul des poteaux composites soumis à des efforts de compression-flexion devra être adapté selon que la flexion soit réalisée suivant l'axe fort ou l'axe faible.

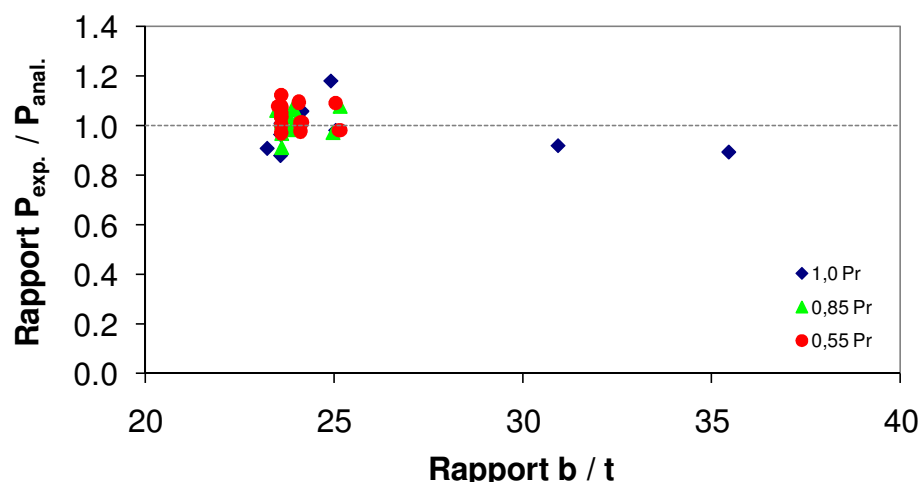


Figure F-11 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction du rapport b/t

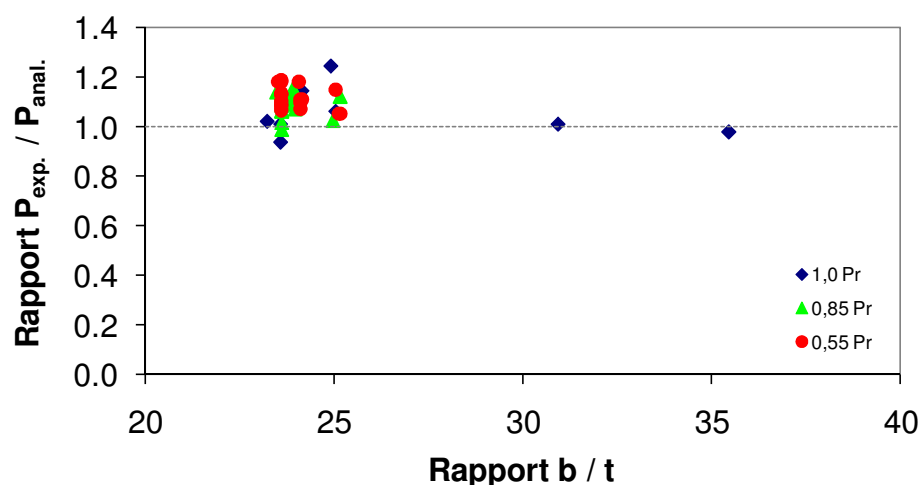


Figure F-12 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction du rapport b/t

Les Figures F-11 et F-12 illustrent que les résultats obtenus du logiciel de calculs ne semblent pas ou semblent peu affectés différemment des résultats des tests par la variation du rapport b/t des poteaux composites. Toutefois, ces graphiques montrent que tenir compte ou non du voilement local dans les analyses affecte beaucoup le comportement des poteaux composites, et ce, de façon très conservatrice (voir Section 6.2). La moyenne des rapports $P_{exp.}/P_{anal.} = 1.10$ sans voilement local et 1.02 avec voilement local. L'écart-type des rapports $P_{exp.}/P_{anal.} = 0.06$ sans voilement local et 0.06 avec voilement local

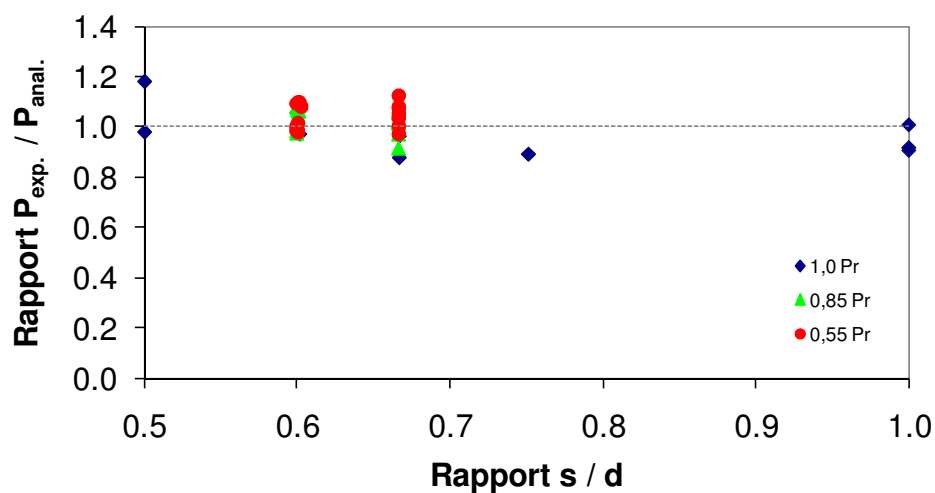


Figure F-13 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentales sur analytiques (sans voilement local) en fonction du rapport s/d

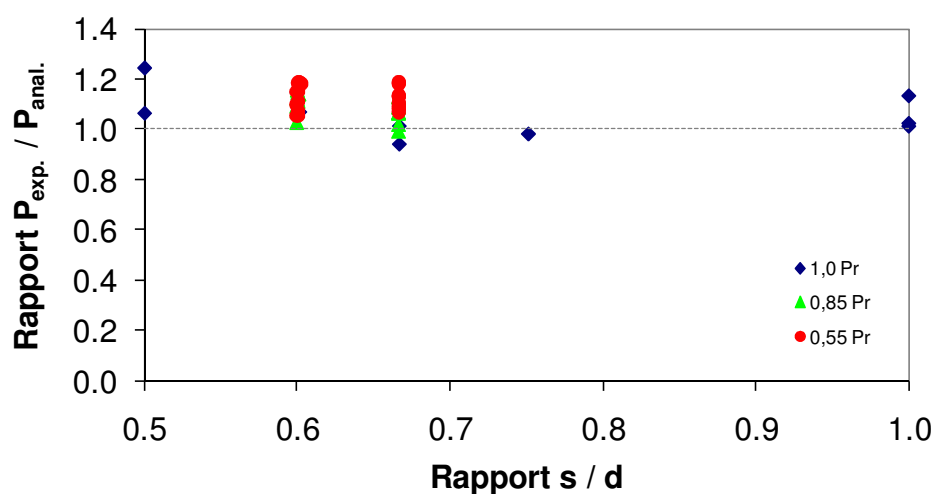


Figure F-14 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentales sur analytiques (avec voilement local) en fonction du rapport s/d

Les Figures F-13 et F-14 illustrent également que les résultats obtenus du logiciel de calculs ne semblent pas ou semblent peu affectés différemment des résultats des tests par le rapport s/d des poteaux composites et que le voilement local affecte beaucoup les résultats des analyses des poteaux composites (voir Section 6.2).

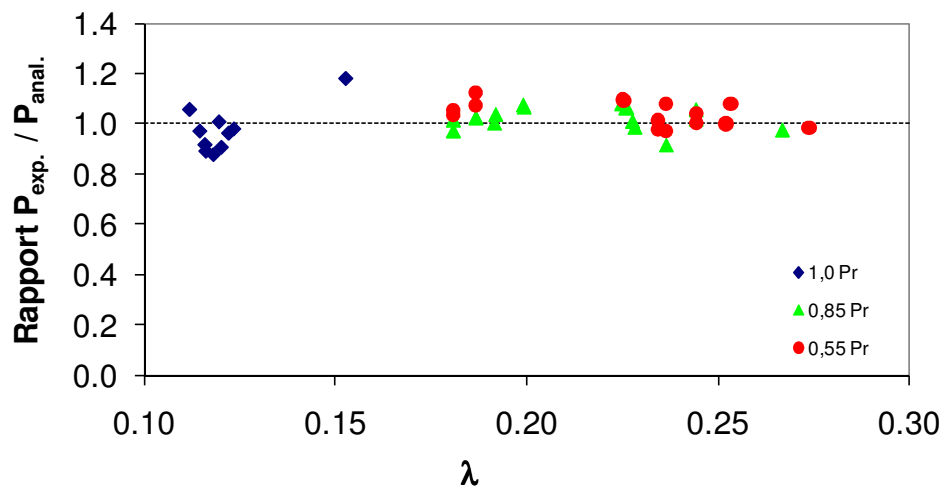


Figure F-15 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau

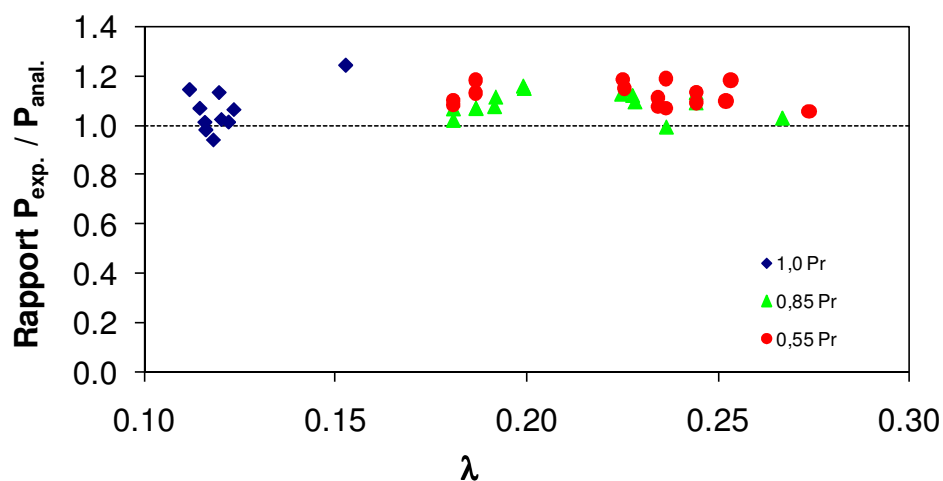


Figure F-16 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau

Les Figures F-15 et F-16 illustrent aussi que les résultats obtenus du logiciel de calculs ne semblent pas affectés différemment des résultats des tests en fonction de l'élancement λ des poteaux.

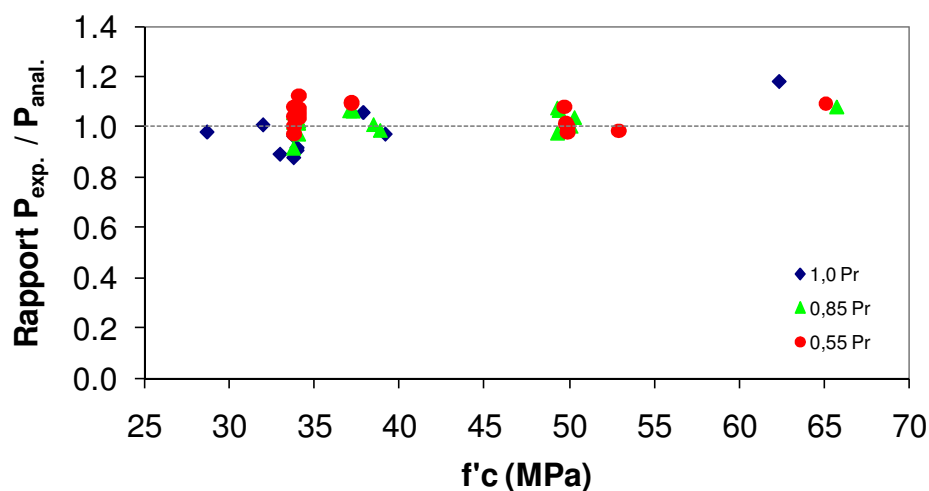


Figure F-17 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (sans voilement local) en fonction de la résistance du béton

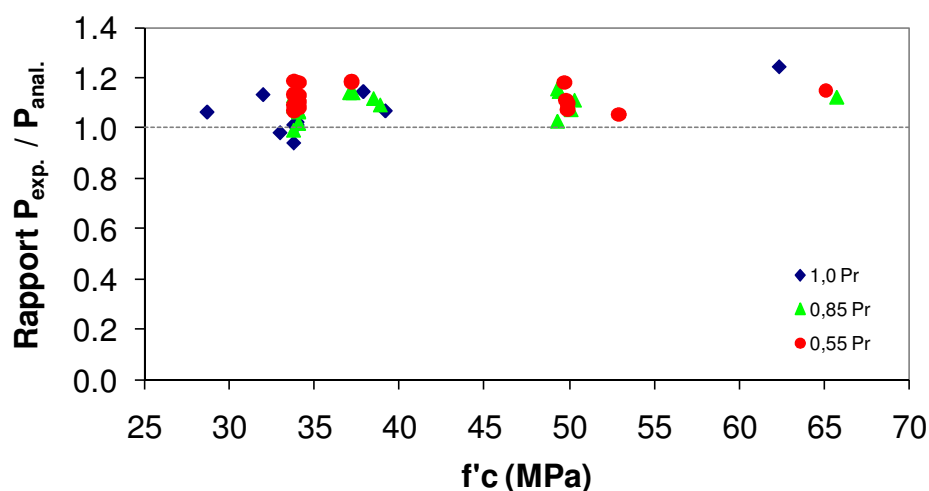


Figure F-18 Graphique du rapport des charges axiales maximales expérimentale sur analytique (avec voilement local) en fonction de la résistance du béton

Finalement, les Figures F-17 et F-18 illustrent aussi que les résultats obtenus du logiciel de calculs semblent un peu affectés différemment des résultats des tests en fonction de la résistance du béton. C'est le fait d'utiliser un même facteur de réduction de la résistance du béton F_l qui peut faire en sorte que le rapport $P_{exp.}/P_{anal.}$ semble augmenter avec l'augmentation de f'_c du béton. Le Chapitre 7 présentera des variantes du facteur F_l pour déterminer la résistance des poteaux composites.

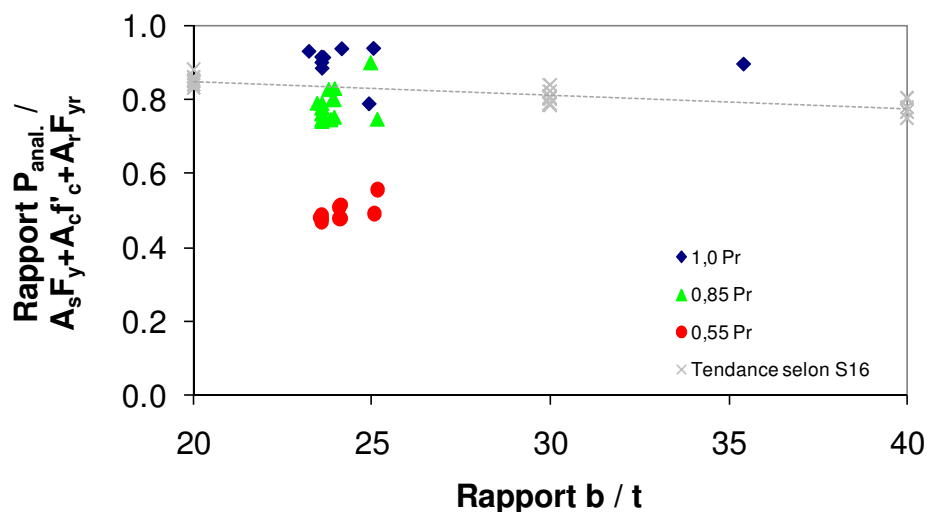


Figure F-19 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytique sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction du rapport b/t

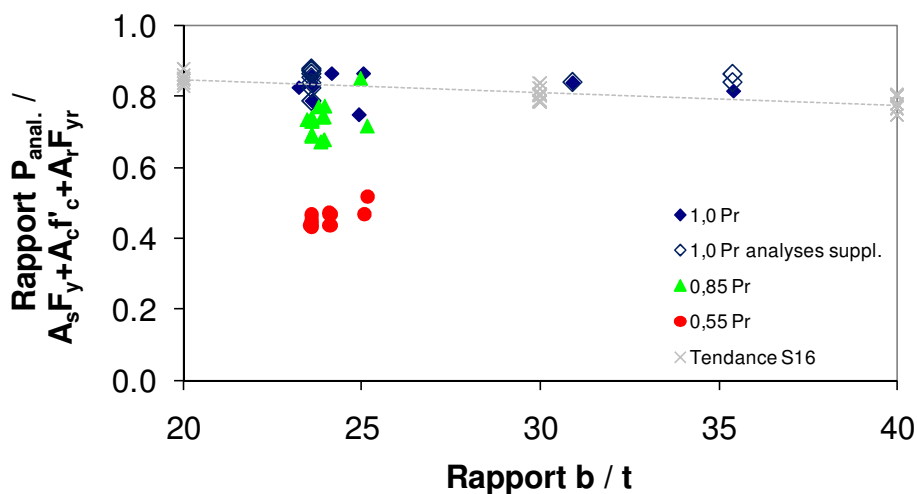


Figure F-20 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytique sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction du rapport b/t

Les Figures F-19 et F-20 montrent une ligne pointillée représentant la droite de tendance du rapport de la charge axiale maximale seulement, pouvant être atteinte par un poteau composite selon la norme CAN/CSA-S16-01, sur l'addition des résistances plastiques des matériaux.

Cette droite a été tracée suite au calcul de la charge axiale maximale de 108 différents poteaux composites pour lesquels les paramètres qui suivent étaient modifiés :

- Section du poteau : 400x400 mm et 600x600 mm;
- Résistance du béton, f'_c : 30 MPa et 60 MPa;
- Rapport b/t : 20, 30 et 40;

- Rapport s/d : 0.5, 0.75 et 1.0;
- Rapport L/d : $5d$, $10d$ et $15d$ (paramètre λ variant de 0.11 à 0.41).

Les graphiques ne montrent pas les distinctions entre les résultats des 108 poteaux car les droites de tendance étaient pratiquement les mêmes lorsqu'elles étaient superposées.

De plus, afin de pouvoir comparer plus de points avec la tendance du comportement des poteaux défini selon la norme CAN/CSA-S16, des points d'analyses supplémentaires réalisées sur des poteaux sous chargement axial en faisant varier le rapport b/t , s/d et λ sont également montrés ainsi que des analyses supplémentaires sur des poteaux faits de *BRF*, *BHP* et *BFHP*.

Les résultats indiquent une légère diminution de la capacité axiale des poteaux composites avec l'augmentation du rapport b/t . Toutefois, il est évident que les poteaux soumis à un chargement en compression-flexion donnent des résultats qui s'écartent des autres étant donné que les résultats sont comparés à une addition des résistances plastiques des matériaux. Comme pour tous les graphiques de l'Annexe F, les graphiques sont montrés par paire afin de visualiser l'effet de tenir compte ou non du voilement local dans les analyses.

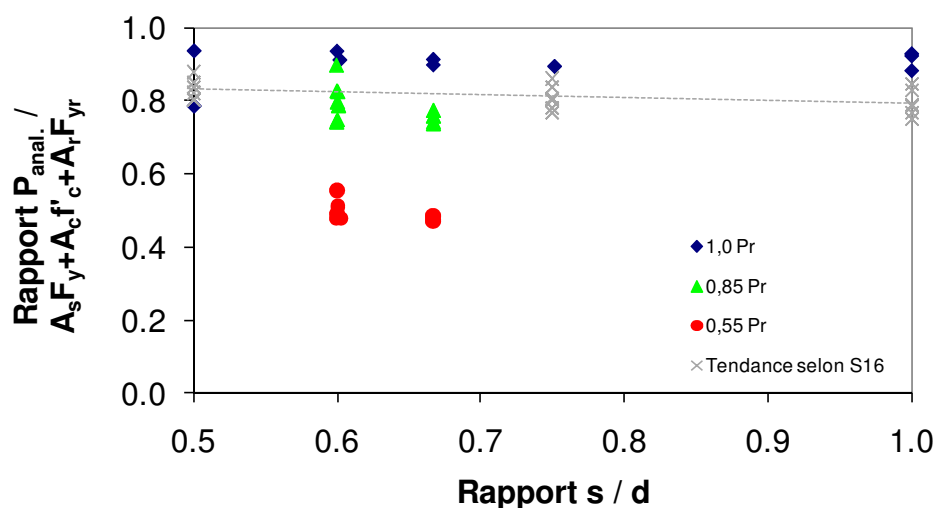


Figure F-21 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction du rapport s/d

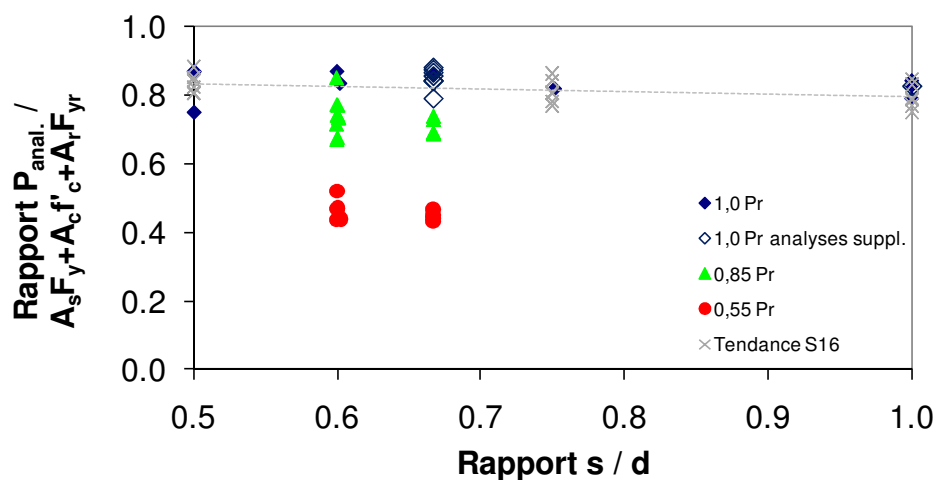


Figure F-22 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction du rapport s/d

Les Figures F-21 et F-22 montrent que le comportement des poteaux composites adopte une tendance similaire avec le rapport s/d que celle observée aux Figures F-19 et F-20 avec le rapport b/t . Rappelons que la droite de tendance de la norme CAN/CSA-S16 est donnée pour un chargement en compression pure seulement.

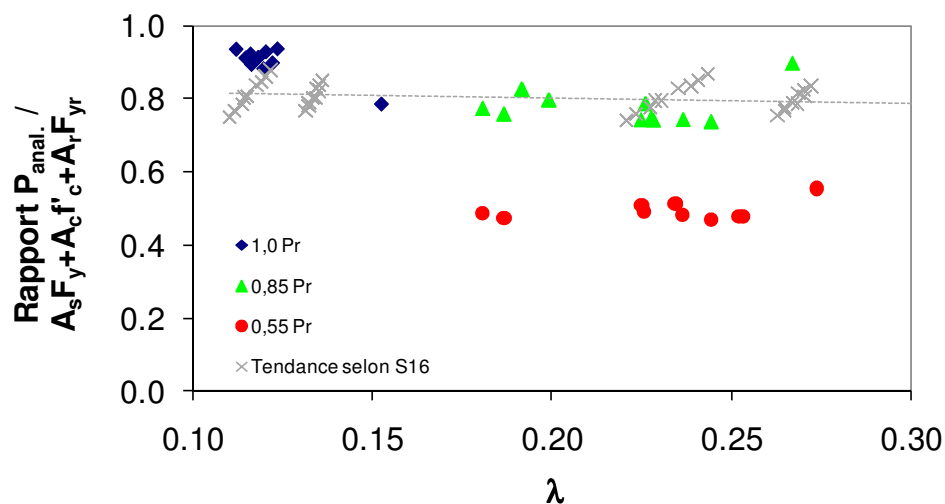


Figure F-23 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (sans voilement local) en fonction de λ

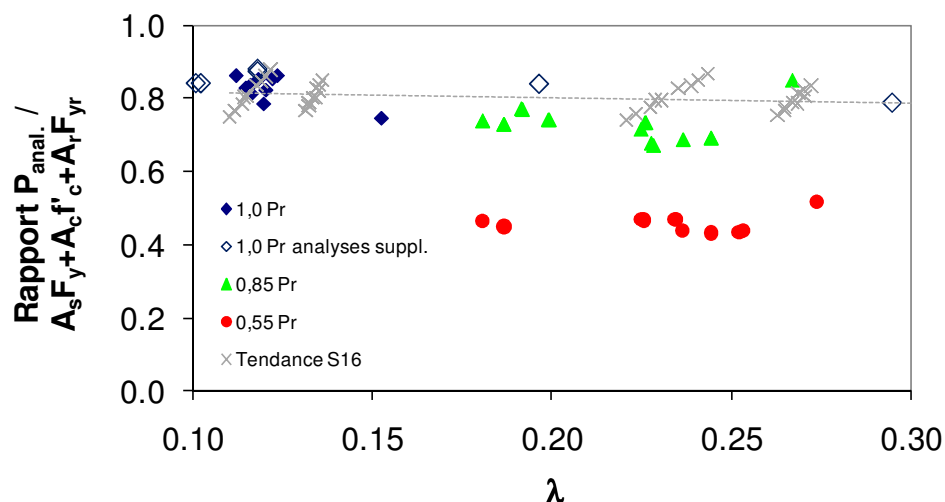


Figure F-24 Graphique du rapport des charges axiales maximales analytiques sur l'addition des résistances plastiques des matériaux (avec voilement local) en fonction de λ

Les Figures F-23 et F-24 montrent que le comportement des poteaux composites adopte une tendance similaire avec l'élancement λ que celle observée aux Figures F-19 à F-22 avec les rapports b/t et s/d . Rappelons que la droite de tendance de la norme CAN/CSA-S16 est donnée pour un chargement en compression pure seulement.

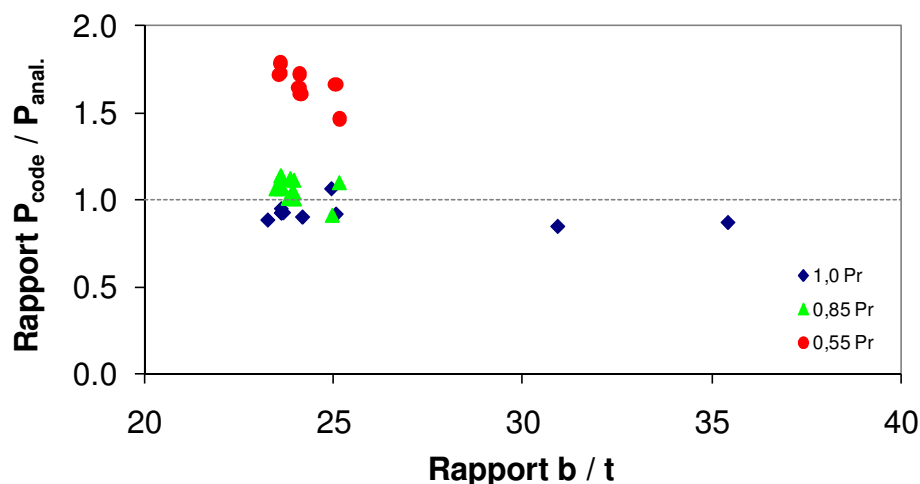


Figure F-25 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction du rapport b/t

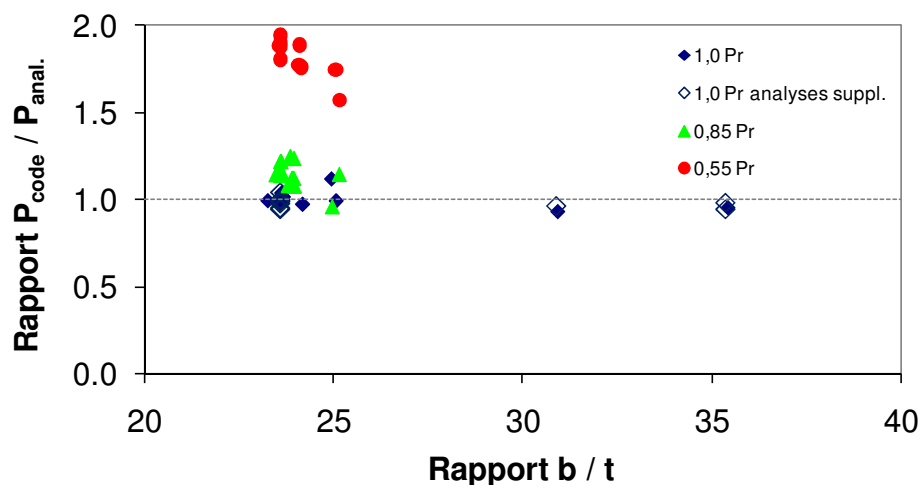


Figure F-26 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction du rapport b/t

À noter que la variable P_{code} indiquée sur les graphiques est équivalent à la valeur de C_{rc} décrite à l'Équation F-7 et réécrite ici :

$$C_{rc} = (\phi A_{se} F_y + F_1 \phi_c A_c f'_c + \phi_r A_r F_{yr}) (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \quad (\text{F-10})$$

Les Figures F-25 et F-26 indiquent que les résultats obtenus des analyses sont légèrement supérieurs à ceux obtenus de la norme S16-01 (P_{code}). Le facteur de réduction de la résistance du béton ($F_l = 0.8$ dans la norme comparativement à $F_l = 0.9$ dans les analyses) et le fait de tenir compte ou non du voilement local jouent un rôle important. Les résultats obtenus des analyses

des poteaux soumis à un chargement en compression-flexion sont montrés à titre indicatif seulement car P_{code} est la charge axiale maximale pouvant être atteinte en compression pure.

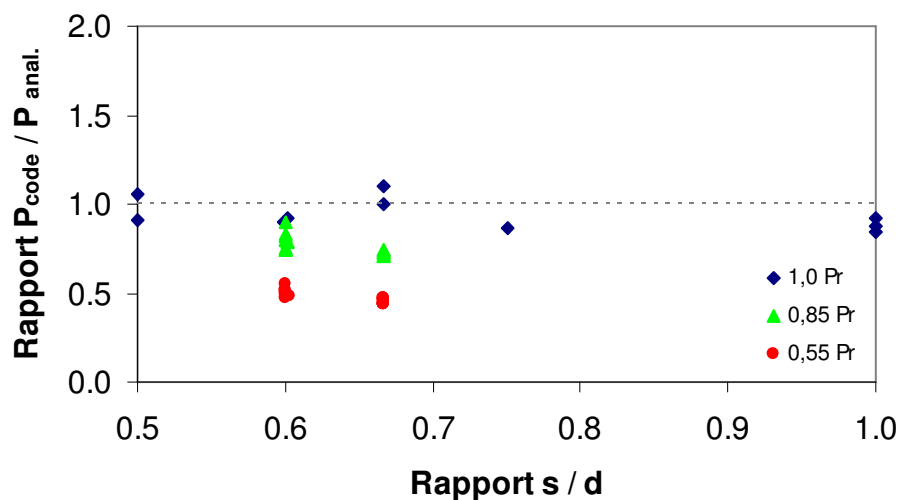


Figure F-27 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction du rapport s/d

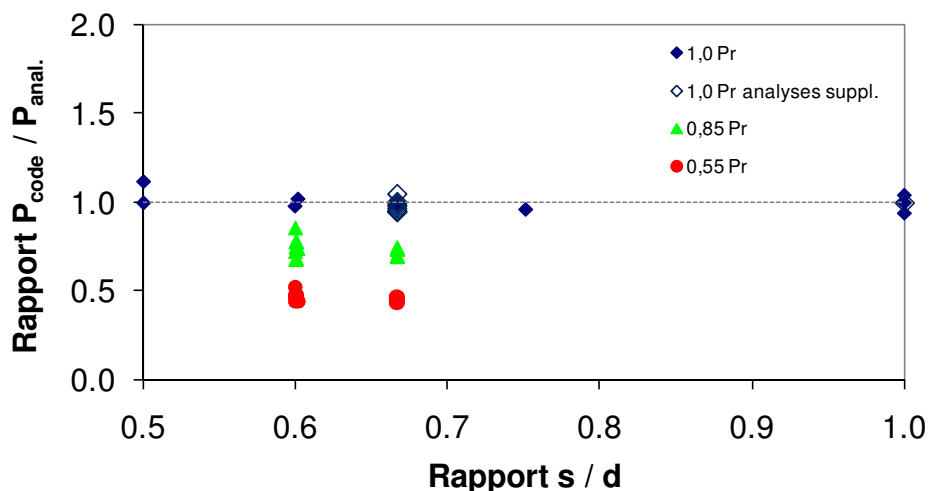


Figure F-28 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction du rapport s/d

Les commentaires des Figures F-25 et F-26 s'appliquent également aux Figures F-27 et F-28.

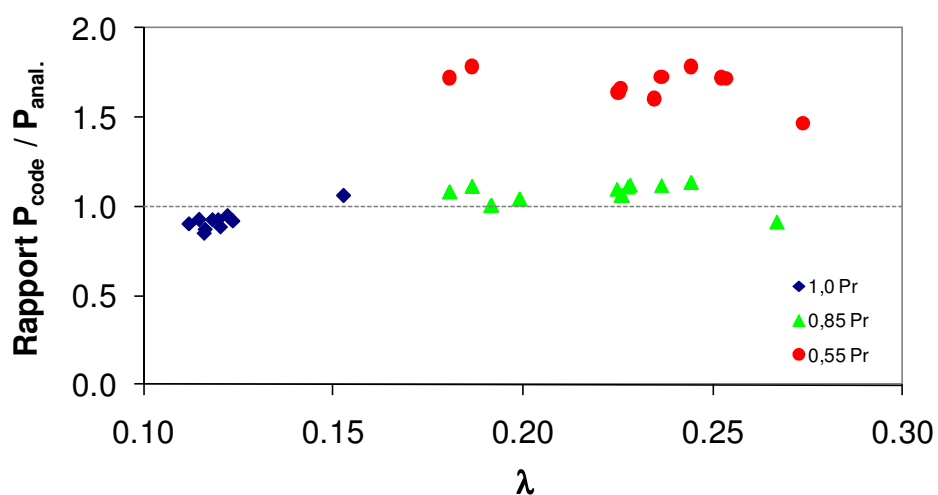


Figure F-29 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau

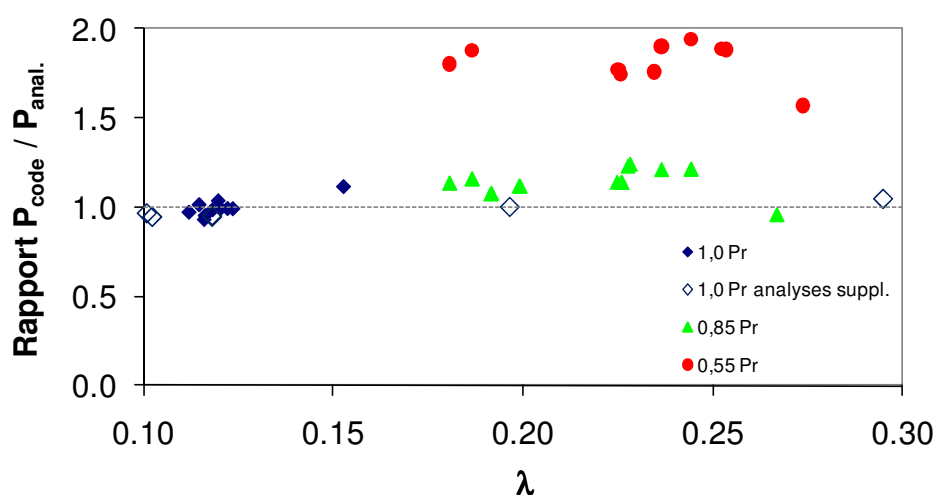


Figure F-30 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction de l'élancement λ du poteau

Les commentaires des Figures F-25 et F-26 s'appliquent également aux Figures F-29 et F-30.

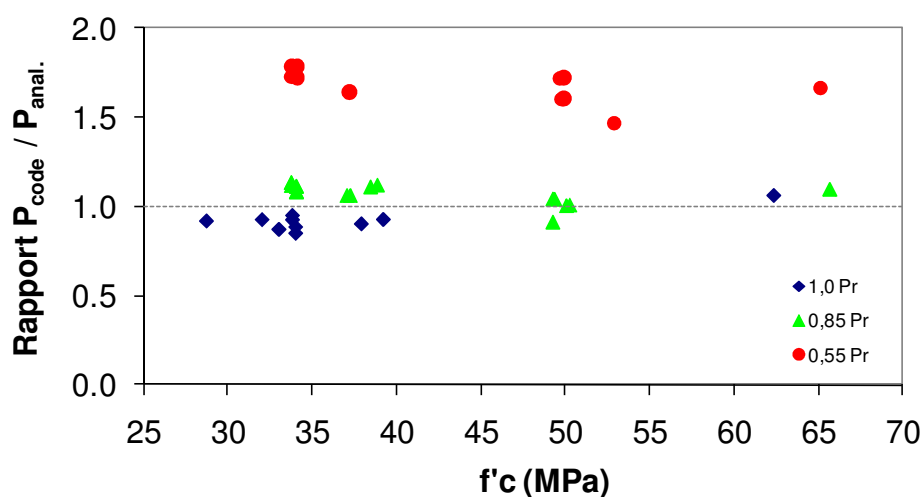


Figure F-31 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (sans voilement local) en fonction de la résistance du béton

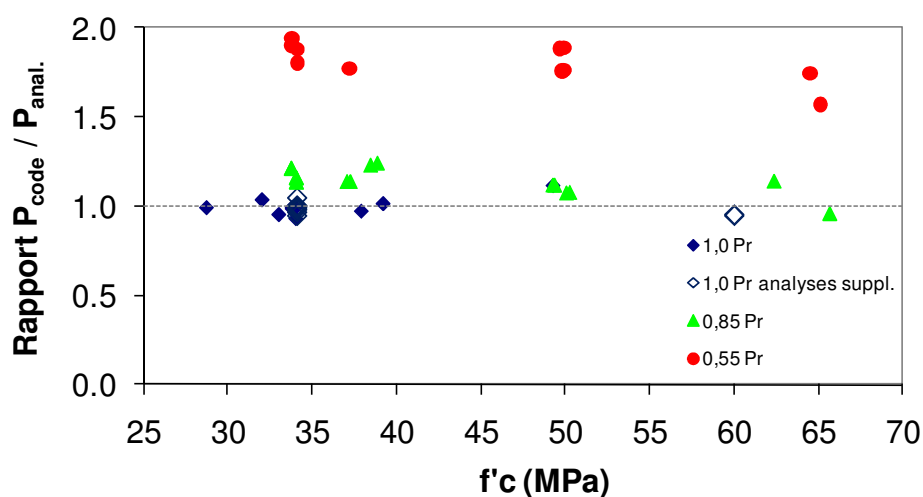


Figure F-32 Graphique du rapport des charges axiales maximales de la norme S16-01 sur l'analytique (avec voilement local) en fonction de la résistance du béton

Les commentaires des Figures F-25 et F-26 s'appliquent également aux Figures F-31 et F-32.

ANNEXE G

GRAPHIQUES DE LA DISPERSION DES RÉSULTATS DES ÉQUATIONS DE CONCEPTION PROPOSÉES EN FONCTION DES PARAMÈTRES ÉTUDIÉS

LISTE DES FIGURES

Figure G-1 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 0.8$ et $\psi = 1.0$	510
Figure G-2 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 0.8$ et $\psi = 1.0$	510
Figure G-3 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception proposées par Chicoine (2001) avec $F_I = 0.92$ ψ	511
Figure G-4 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception proposées par Chicoine (2001) avec $F_I = 0.92$ ψ	511
Figure G-5 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 0.934$ et $\psi = 1.0$	512
Figure G-6 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 0.934$ et $\psi = 1.0$	512
Figure G-7 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 1.030$ ψ	513
Figure G-8 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 1.030$ ψ	513
Figure G-9 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 1.025$ ψ et $F_I = 1.155$ ψ si béton renforcé de fibres métalliques	514

Figure G-10 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 1.025 \psi$ et $F_I = 1.155 \psi$ si béton renforcé de fibres métalliques 514

Figure G-11 Répartition graphique des capacités axiales et des résistances en flexion correspondantes, normalisées par rapport aux résultats expérimentaux, des poteaux composites testés en laboratoire en fonction des différents types de chargement - Équations de conception adaptées de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 0.8$ 515

Figure G-12 Répartition graphique des capacités axiales et des résistances en flexion correspondantes, normalisées par rapport aux résultats expérimentaux, des poteaux composites testés en laboratoire en fonction des différents types de chargement - Équations de conception adaptées de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_I = 1.025 \psi$ pour béton normal et $F_I = 1.155 \psi$ pour *BRF* et réduction du moment résistant suivant l'axe faible avec $F_M = 0.79$ 516

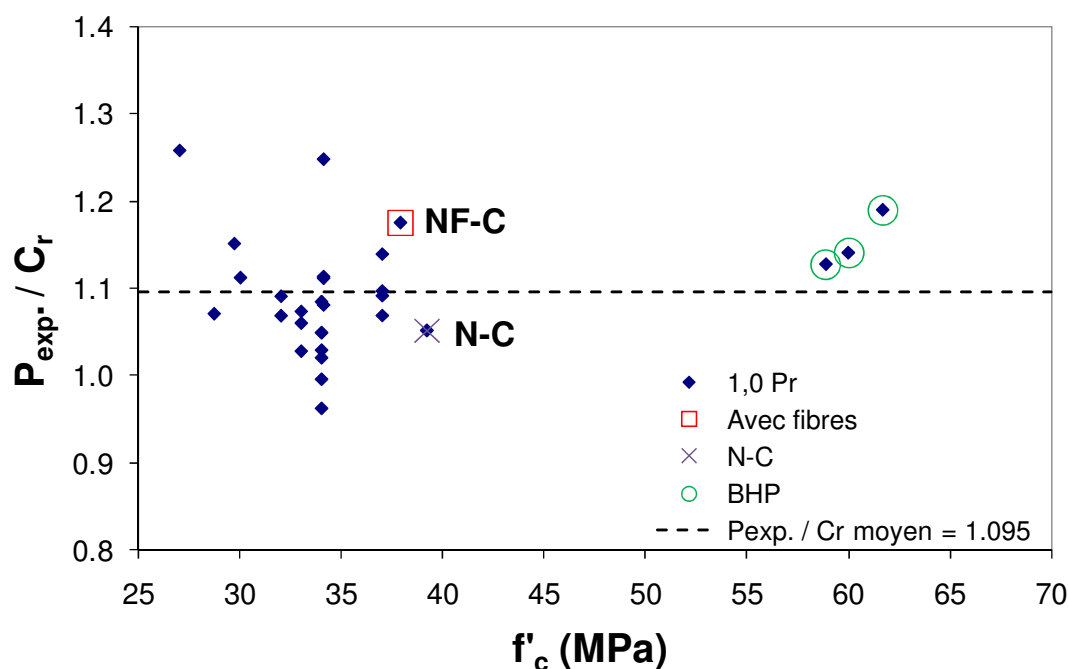


Figure G-1 Répartition graphique des valeurs de $P_{max exp} / C_r = I$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 0.8$ et $\psi = 1.0$

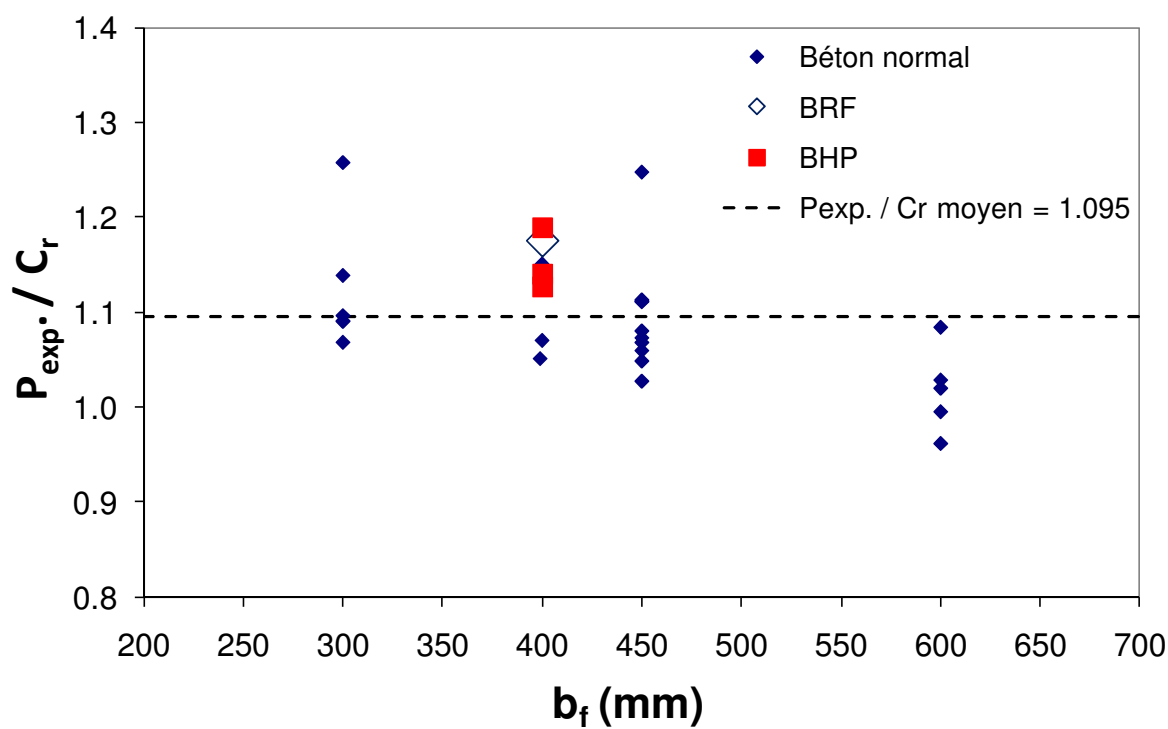


Figure G-2 Répartition graphique des valeurs de $P_{max exp} / C_r = I$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 0.8$ et $\psi = 1.0$

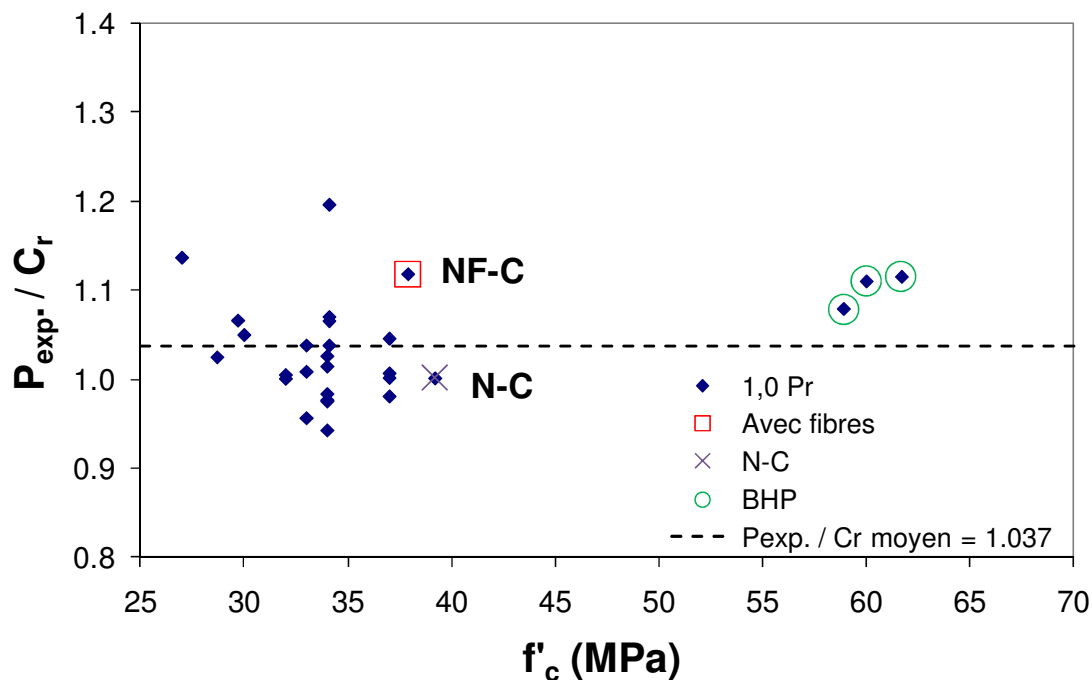


Figure G-3 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = I$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception proposées par Chicoine (2001) avec $F_I = 0.92 \psi$

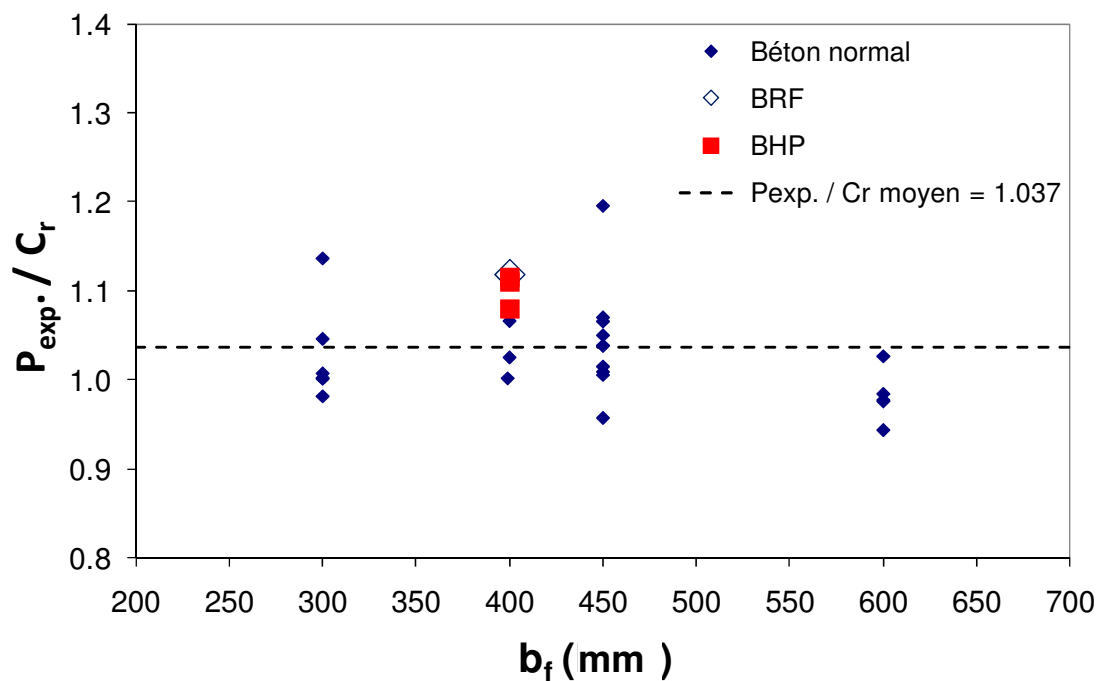


Figure G-4 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = I$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception proposées par Chicoine (2001) avec $F_I = 0.92 \psi$

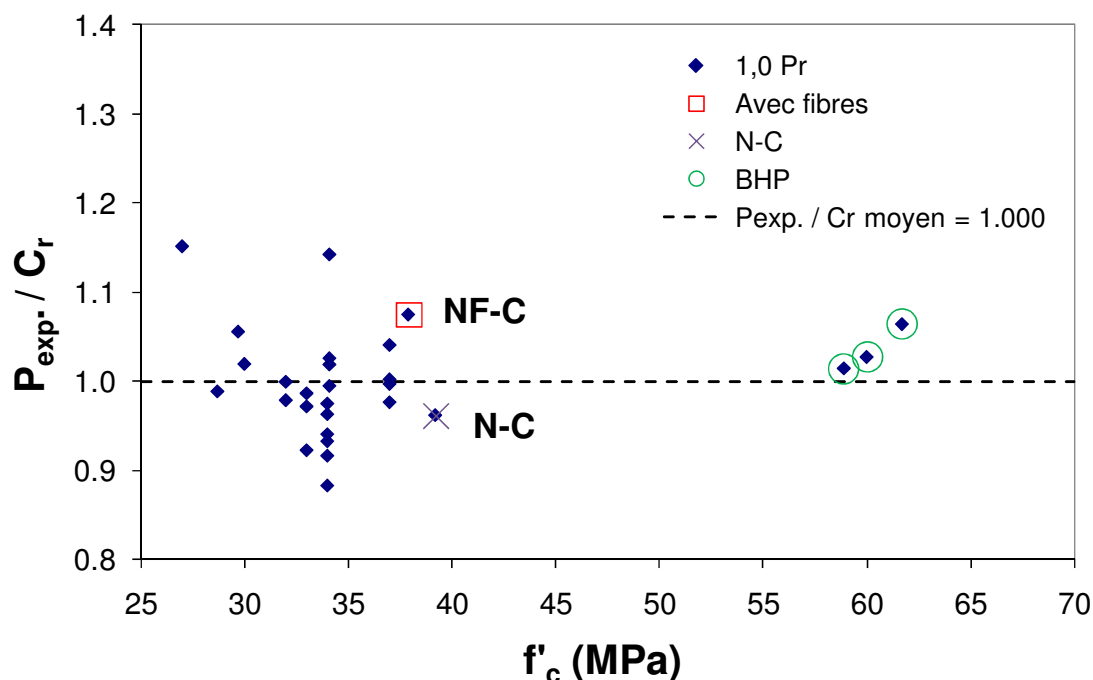


Figure G-5 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 0.934$ et $\psi = 1.0$

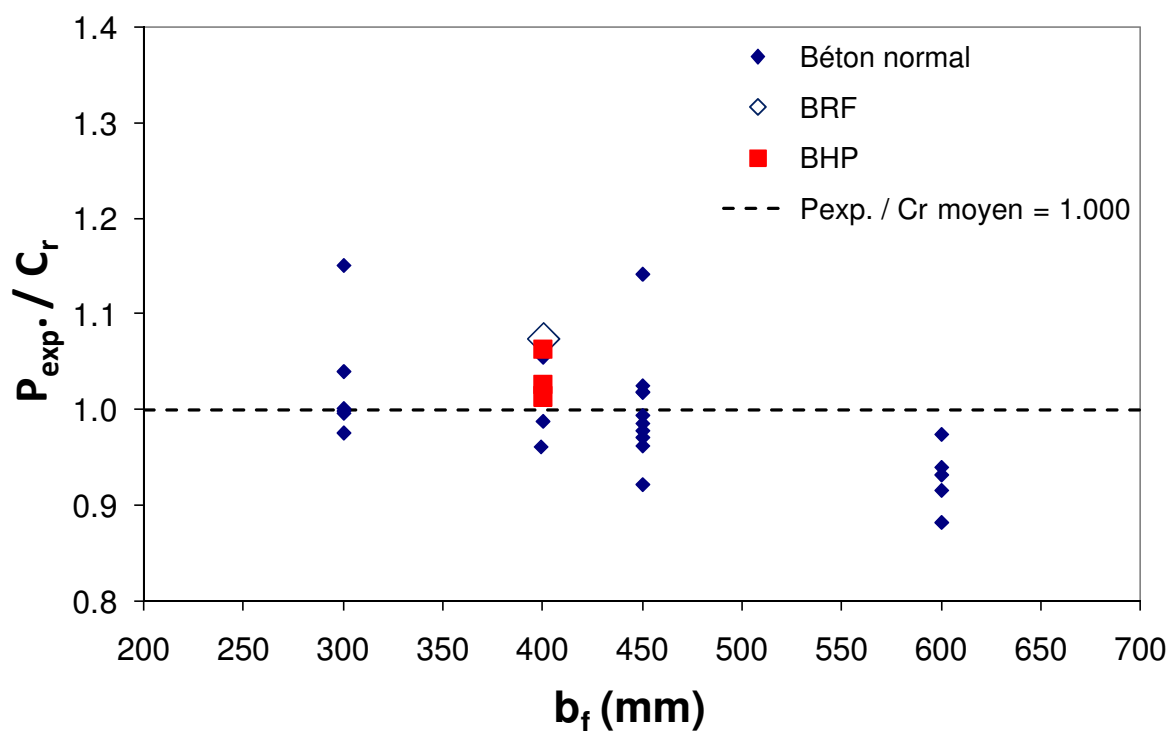


Figure G-6 Répartition graphique des valeurs de $P_{max\ exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 0.934$ et $\psi = 1.0$

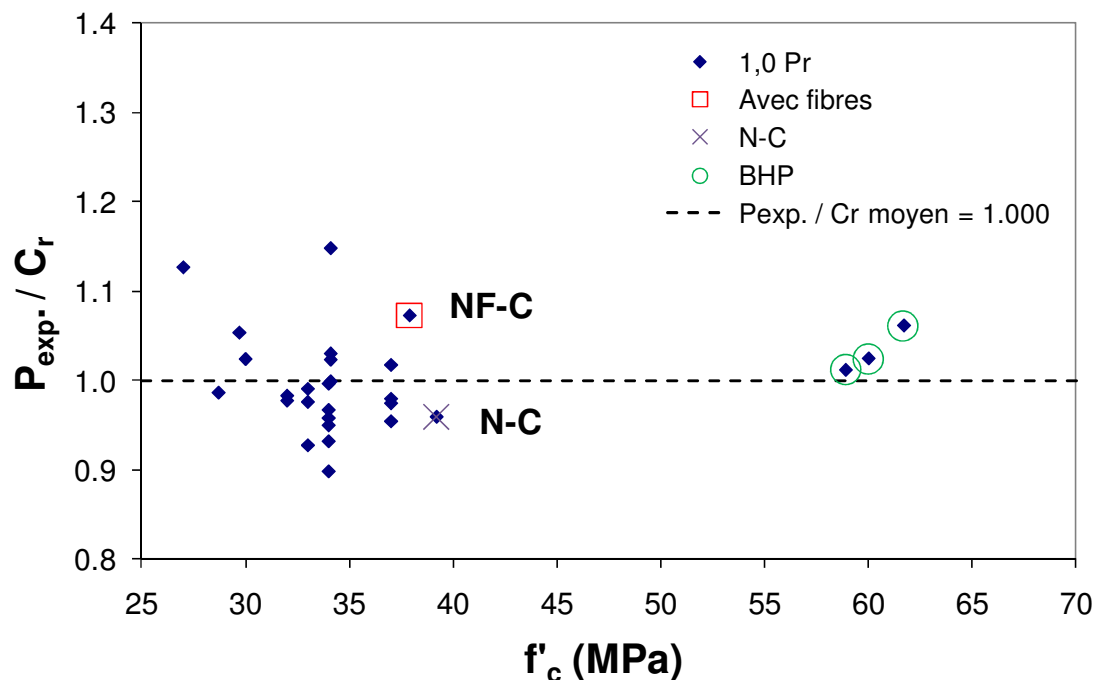


Figure G-7 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = I$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 1.030 \psi$

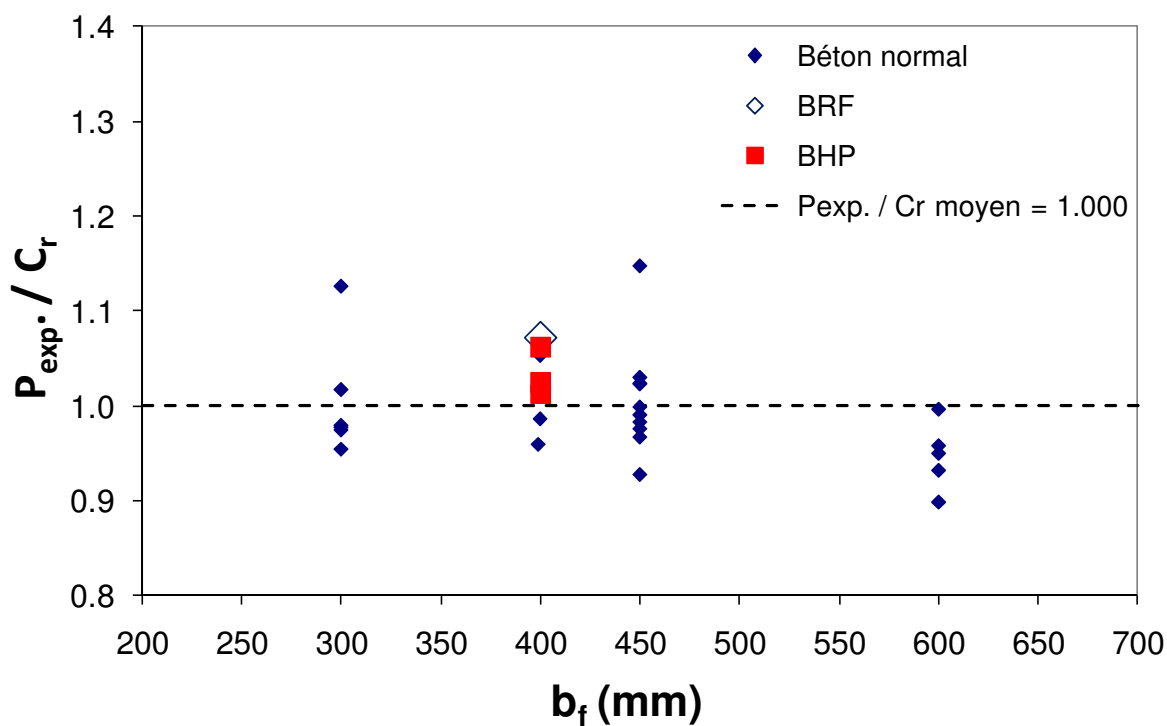


Figure G-8 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = I$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 1.030 \psi$

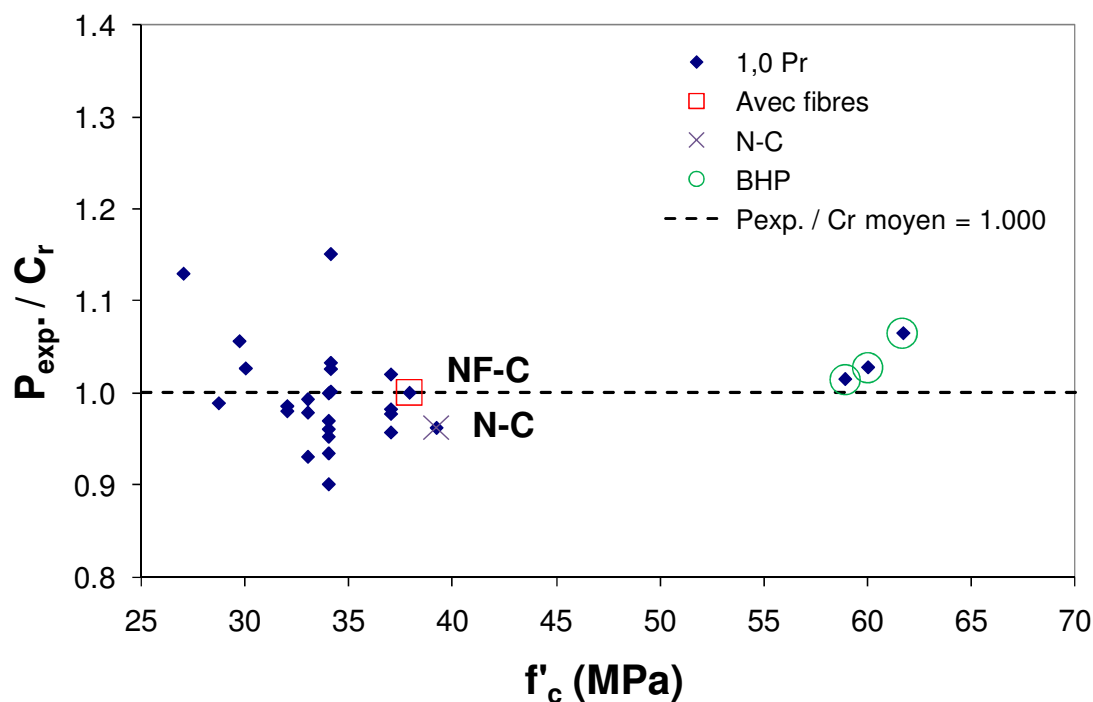


Figure G-9 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = 1$, en fonction de f'_c des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_t = 1.025\psi$ et $F_1 = 1.155\psi$ si béton renforcé de fibres métalliques

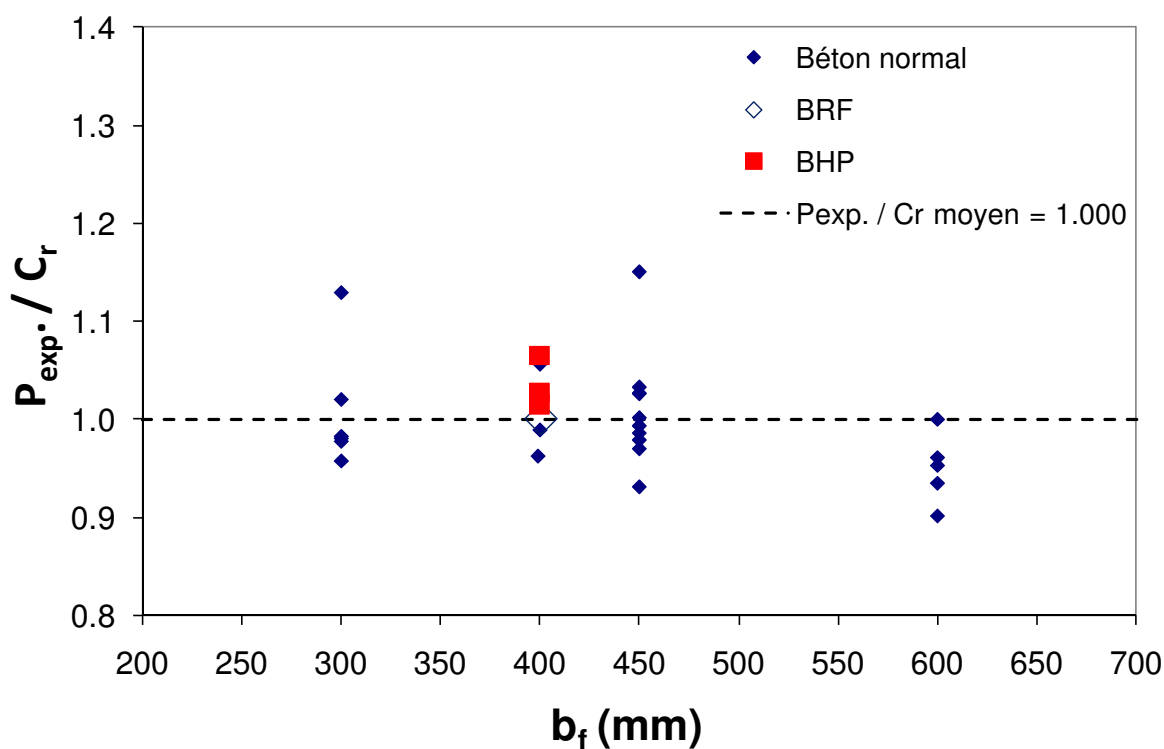


Figure G-10 Répartition graphique des valeurs de $P_{\max \exp} / C_r = 1$, en fonction de b_f des poteaux testés en compression pure - Équations de conception de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_t = 1.025\psi$ et $F_1 = 1.155\psi$ si béton renforcé de fibres métalliques

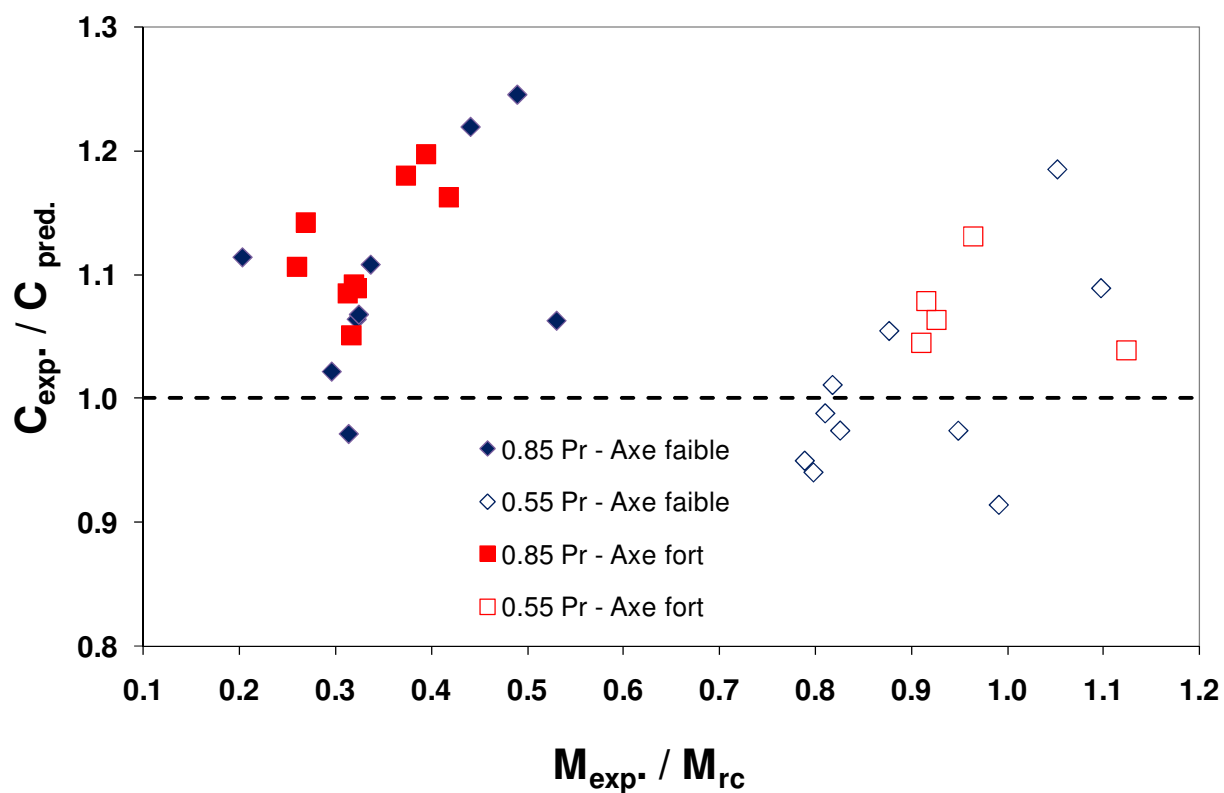


Figure G-11 Répartition graphique des capacités axiales et des résistances en flexion correspondantes, normalisées par rapport aux résultats expérimentaux, des poteaux composites testés en laboratoire en fonction des différents types de chargement - Équations de conception adaptées de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 0.8$

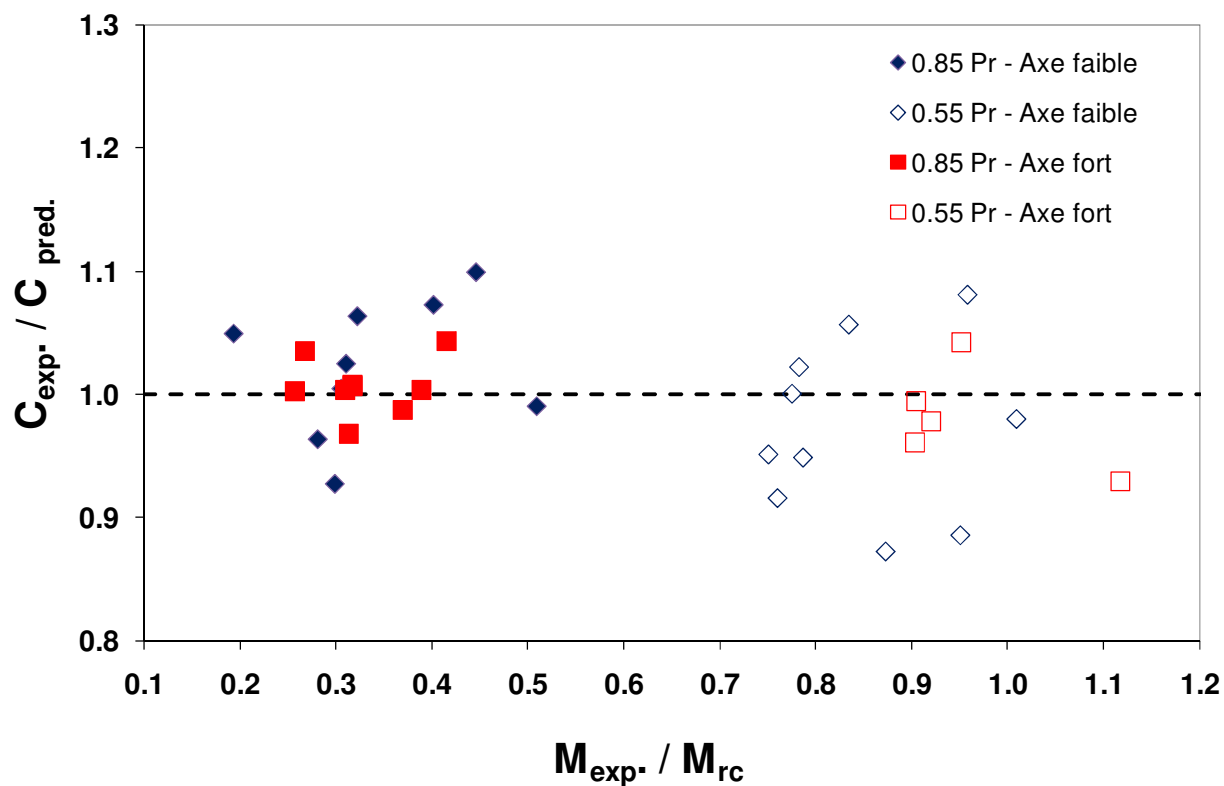


Figure G-12 Répartition graphique des capacités axiales et des résistances en flexion correspondantes, normalisées par rapport aux résultats expérimentaux, des poteaux composites testés en laboratoire en fonction des différents types de chargement - Équations de conception adaptées de la norme CAN/CSA-S16 avec $F_l = 1.025\psi$ pour béton normal et $F_l = 1.155\psi$ pour BRF et réduction du moment résistant suivant l'axe faible avec $F_M = 0.79$

ANNEXE H

**DESCRIPTION DES PROJETS DE FILLION (1998), MARANDA (1998),
CHICOINE (2001), BOUCHEREAU ET TOUPIN (2003), PRICKETT (2006)
ET BEGUM (2007)**

TABLE DES MATIÈRES

H.1	Étude expérimentale de Fillion (1998)	519
H.2	Étude numérique de Maranda (1998)	521
H.3	Étude expérimentale et numérique de Chicoine (2001)	524
H.3.1	Essais expérimentaux à court terme	524
H.3.2	Essais expérimentaux à long terme.....	526
H.3.3	Modélisation par éléments finis.....	528
H.3.4	Prédiction de la capacité axiale des poteaux composites	531
H.4	Étude expérimentale de Bouchereau et Toupin (2003)	533
H.5	Étude expérimentale de Prickett et al. (2006)	538
H.6	Étude numérique de Begum et al. (2007).....	541

Parmi les nombreuses recommandations proposées aux Sections H.1 à H.6, celles qui sont soulignées indiquent des aspects qui ont été sélectionnés pour être étudiés plus en détails dans le cadre du présent projet de recherche.

H.1 Étude expérimentale de Fillion (1998)

L'objectif principal de la recherche réalisée par Isabelle Fillion (1998) était d'étudier le comportement de poteaux composites de deux grandeurs différentes.

Les caractéristiques principales des poteaux composites étudiés dans le programme de recherche expérimentale étaient :

- Les tirants d'acier (section et espacement);
- La largeur et l'épaisseur des plaques d'acier composant l'âme et les ailes du profilé (épaisseur des plaques).

Les principales conclusions concernant les essais réalisés sont les suivantes :

- **Section des tirants d'acier** : L'augmentation du diamètre des tirants d'acier n'a pas augmenté la résistance des poteaux. Il semble que les tirants plus gros ont introduit de plus gros défauts dans le béton et ainsi, mené à une diminution de la résistance axiale des poteaux.
- **Espacement des tirants d'acier** : Plus l'espacement des tirants était petit, plus grande était la résistance des poteaux. Par exemple, les poteaux de 450x450x9.53 mm ont montré un gain en résistance de 8 % lorsque l'espacement des tirants était d'une demi-profondeur du poteau, $d/2$, comparativement au même poteau comportant des tirants espacés à d .
- **Épaisseur des plaques d'acier du profilé** : Plus les plaques d'acier étaient épaisses, meilleure était la résistance axiale des poteaux. Par exemple, le poteau de

450x450x9.53 mm a montré une capacité 27 % plus élevée que le même poteau comportant des plaques de 6.35 mm d'épaisseur.

- **Effets de taille :** Aucun effet n'a été observé.
- **Capacité maximale des poteaux :** Évidemment, les résistances des poteaux composites se sont avérées plus élevées que les poteaux d'acier correspondant. Par exemple, les poteaux composites de 450x450x9.53 mm étaient en moyenne 150 % plus résistants que les poteaux d'acier seul.
- **Modes de rupture :** La rupture des poteaux composites s'est produite par la combinaison de la plastification de l'acier, de l'écrasement du béton et le voilement local des ailes du profilé d'acier.

H.2 Étude numérique de Maranda (1998)

L'objectif principal des analyses par éléments finis réalisées par Richard Maranda (1998) était de reproduire des résultats expérimentaux obtenus dans le programme de recherche expérimentale de Fillion (1998).

Le logiciel d'éléments finis qui a été utilisé pour modéliser le comportement des poteaux composites était MEF (Méthode des Éléments Finis). Comme précisé par Chicoine (2001), plus de détails au sujet de ce logiciel sont disponibles dans la référence Bouzaïene et Massicotte (1997).

La double symétrie des poteaux a permis de modéliser seulement un quart de la section sur une hauteur d'un espacement de tirant d'acier.

Le modèle comportait quatre différents types d'élément :

- L'élément plaque DLTP (« Discrete Kirchhoff Linear Strain Triangular Plus ») : Il a été utilisé pour l'âme et les ailes du profilé d'acier. Il s'agit d'un élément triangulaire comportant 6 nœuds et 27 degrés de liberté.
- L'élément volumétrique : Le béton a été modélisé en utilisant cet élément. C'est un élément cubique de 20 nœuds, avec 3 degrés de liberté par nœud. Cet élément emploie le modèle de béton développé par Bouzaïene (1995).
- L'élément poutre : Il a été utilisé pour modéliser les tirants d'acier. C'est un élément linéaire comportant 2 nœuds et 6 degrés de liberté.

Les modèles par éléments finis tenaient compte des non-linéarités qui suivent :

- Le comportement non linéaire des matériaux;
- Les contraintes résiduelles dans le profilé d'acier;
- Les imperfections initiales des ailes du profilé d'acier entre les tirants d'acier;

- L'interaction béton-acier et les degrés de liberté spéciaux utilisés pour créer le contact entre les deux;
- Les grandes rotations dans la solution.

Les principales constatations faites à partir des analyses sont les suivantes :

- **Comportement post-pic :** Une fois la charge axiale maximale atteinte, des problèmes de convergence ont été observés dans les analyses et le comportement post-pic n'a pu être examiné. Les problèmes de convergence ont été observés pour les spécimens présentant des modes de rupture complexe (en courbure double) en laboratoire. Les modes de rupture simple (courbure simple) sont plus faciles à atteindre numériquement car les spécimens sont moins rigides et le taux de déformation augmente graduellement jusqu'à la capacité axiale maximale. Pour les spécimens plus rigides, le taux de déformation est constant jusque près de la capacité axiale maximale où il augmente ensuite très rapidement. Ce phénomène ne permet pas à la méthode de pilotage du logiciel d'analyse MEF de converger.
- **Prédiction de la capacité axiale des poteaux :** Toutes les capacités déterminées numériquement se sont avérées supérieures aux résultats expérimentaux d'en moyenne 5 % et d'au plus 9 %.
- **Déformations transversales :** Bien que les déformations de l'âme aient été semblables à celles obtenues lors des essais en laboratoire, les déformations du béton et des tirants ont montré de grandes différences avec les résultats expérimentaux. Le fait d'utiliser un coefficient de Poisson moyen plutôt qu'une relation du 3^e degré pour caractériser les déformations transversales du béton (Bouzaiene, 1995) peut expliquer les différences de comportement rencontrées à ce niveau. Ce type de relation ne pouvait toutefois pas être intégré dans le modèle numérique utilisé dans le projet de Maranda (1998).
- **Expansion volumétrique :** Il semble que l'utilisation d'un coefficient de Poisson constant au lieu d'un variable et non symétrique tel qu'utilisé dans le modèle de béton de

Bouzaïene (1995) pourrait être une des raisons qui explique les différences dans les déformations transversales.

Malheureusement, les éléments plaques ne pouvaient pas soutenir la matrice de rigidité non symétrique imposée par le modèle de Bouzaïene. Un logiciel d'éléments finis capable d'incorporer ce modèle de béton devrait permettre de surmonter ce problème.

H.3 Étude expérimentale et numérique de Chicoine (2001)

Les objectifs principaux du projet de recherche de Thierry Chicoine (2001) étaient d'étudier le comportement des poteaux composites de grande échelle soumis à des charges à court terme et long terme au moyen d'études expérimentales et numériques.

H.3.1 Essais expérimentaux à court terme

Les caractéristiques principales des poteaux composites qui ont été étudiés dans ce programme d'essai étaient (Chicoine et al., 2000; Chicoine et al., 2002) :

- L'effet d'échelle;
- L'ajout d'acier d'armature comme renforcement longitudinal additionnel;
- Les contraintes transversales dans le profilé d'acier et les contraintes axiales dans les tirants d'acier.

Les principales conclusions tirées des résultats d'essai sont les suivantes :

- **Renforcement additionnel** : Il a amélioré la réponse en ductilité et le comportement post-pic des poteaux composites mais aucun gain n'a été observé sur la capacité des poteaux à cause de l'effet de confinement.
- **Contraintes transversales dans le profilé d'acier** : Elles étaient égales à environ 2 % seulement des contraintes longitudinales et ont eu un effet négligeable sur la capacité axiale des poteaux composites.
- **Contraintes axiales dans les tirants d'acier** : Les contraintes étaient plus élevées dans les tirants que dans l'âme du profilé d'acier. Les contraintes étaient typiquement deux fois plus élevées pour des espacements de tirants deux fois moins grands.

Par exemple, la contrainte maximale enregistrée dans le poteau avec des tirants espacés de d était d'environ 150 MPa, comparativement environ à 300 MPa lorsque l'espacement du tirant passait à $d/2$. Les tirants d'acier plus rapprochés ont augmenté la ductilité des

poteaux composites mais n'ont pas augmenté de façon significative la capacité axiale des poteaux composites.

- **Effets d'échelle :** Le mode de rupture des poteaux composites de 600x600 mm était similaire à celui des poteaux composites de 450x450 mm étudiés dans les projets de recherche précédents. Toutefois, les poteaux composites de plus petites sections (300x300 mm et 450x450 mm) ont démontré un comportement post-pic plus ductile que les poteaux composites de plus grandes sections (600x600 mm). Cette observation semble être attribuable à un meilleur confinement du béton pour les petits poteaux composites ainsi qu'à la plus grande probabilité d'observer des défauts dans le béton sur une plus grande section.

De plus, comme la résistance axiale des poteaux composites tend à diminuer avec l'augmentation des sections, un facteur de réduction de la résistance du béton en compression qui varie selon les dimensions de la section est proposé pour remplacer le facteur de 0.90 suggéré à l'article 10.1.6 de la norme CAN/CSA-A23.3 :

$$\psi = 0.85 \left(0.96 + \frac{22}{b_f / 2} \right) \quad \text{avec } 0.85 \leq \psi \leq 0.97 \quad (\text{H-1})$$

- **Modes de rupture :** Les poteaux composites avec un espacement des tirants de $d/2$ n'ont pas subi de voilement local avant d'atteindre la charge axiale maximale et ont subi une rupture plus ductile et progressive. Pour tous les poteaux composites, la rupture s'est produite par une combinaison de voilement local et d'écrasement du béton.

Les déformations à la charge axiale maximale ont excédé de manière importante la limite élastique de l'acier car le voilement local avait lieu près de la charge axiale maximale, en raison des imperfections initiales des ailes du profilé d'acier qui étaient dirigées vers l'intérieur des poteaux.

Après avoir fait ces observations, voici des recommandations proposées par Chicoine (2001) :

- Les tirants d'acier devraient être espacés selon la demi-profondeur des poteaux composites ou moins :

$$s \leq \frac{d}{2} \quad (\text{H-2})$$

- La section des tirants d'acier devrait être égale ou plus grande que :

$$A \geq 0.025dt \quad (\text{H-3})$$

et $A \geq 100\text{mm}^2 \quad (\text{H-4})$

où d est la profondeur du profilé d'acier
 t est l'épaisseur du profilé d'acier

- Comme aucun gain en confinement n'a été observé avec l'utilisation de barres d'armature additionnelles, les barres d'armature longitudinales et les étriers en U peuvent être omis à moins que les poteaux aient besoin d'une plus grande capacité résiduelle après l'atteinte de la charge axiale maximale ou pour satisfaire d'autres critères relatifs à la ductilité.
- Réaliser des essais supplémentaires sur des spécimens soumis à des efforts de compression-flexion;
- Des essais supplémentaires devraient être réalisés sur des poteaux composites faits de béton haute performance.

H.3.2 Essais expérimentaux à long terme

Les caractéristiques principales qui ont été étudiées dans ce programme d'essai (Chicoine et al., 2003; Chicoine et al., 2001) sont les suivantes :

- Les chargements durant la construction et à long terme;
- Les effets du fluage et du retrait du béton;
- Les déformations à long terme.

Voici la séquence de chargement fait sur les 4 spécimens soumis au chargement à long terme :

- **Étape 1 :** Chargement du profilé d'acier jusqu'à l'obtention d'une contrainte axiale de 100 MPa pour simuler des charges de construction.
- **Étape 2 :** Coulée du béton.
- **Étape 3 :** 14 jours après la coulée du béton, appliquer une charge équivalente à la charge permanente plus la moitié de la charge vive et la maintenir pendant 150 jours pour simuler les charges de service à long terme. Ces charges appliquées transmettaient des contraintes totales de 170 MPa à la section d'acier et de 10 MPa pour le béton (contraintes respectivement évaluées selon les modules d'élasticité différents des deux matériaux).
- **Étape 4 :** Chargement jusqu'à la rupture.

Les principaux résultats des essais sont :

- **Comportement à long terme :** Après 150 jours, l'augmentation des contraintes de compression dans l'acier due au retrait du béton était de 7 MPa. Le retrait et le fluage ont produit environ 1/5 et 4/5 des contraintes à long terme mesurées dans l'acier. Par exemple, les contraintes dans l'acier du poteau composite P-3 sont passées de 172 MPa à 215 MPa au cours du chargement à long terme pendant que les contraintes dans le béton sont passées de 9.7 MPa à 6.8 MPa.
- **Contraintes transversales dans l'acier :** Près de la charge axiale maximale, l'expansion du béton peut induire des contraintes transversales de traction dans l'âme du profilé d'acier pouvant réduire la capacité axiale du poteau car l'effet de Poisson fait en sorte que la traction transversale crée de la compression longitudinale dans l'acier. Toutefois, étant donné que par comparaison le chargement à long terme impose des contraintes transversales de compression beaucoup plus importantes dans l'acier, l'effet néfaste de l'expansion du béton sur la capacité axiale devient négligeable. L'effet de Poisson pour le

chargement à long terme fait en sorte que la traction longitudinale crée de la compression transversale dans l'acier.

- **Contraintes axiales dans les tirants :** Les déformations des tirants d'acier suivaient celles du béton (expansion transversale) et ne semblent pas avoir été influencées par l'effet du fluage causé par le chargement à long terme.
- **Modes de rupture :** Ils ont été les mêmes que pour les essais à court terme. Le retrait et le fluage du béton n'ont eu aucun effet significatif sur le mode de rupture et la capacité axiale des poteaux composites.

Suite à l'analyse des résultats de ces essais, voici certaines des recommandations proposées par Chicoine :

- Les équations basées sur les essais de chargement à court terme peuvent être utilisées sans modifications pour calculer la capacité axiale à long terme, si les contraintes dans le profilé d'acier sous les charges à long terme de service n'excèdent pas 230 MPa, incluant les effets de la séquence de construction, du retrait et du fluage du béton.

Ainsi, l'effet de confinement du béton, des contraintes transversales de traction dans le profilé d'acier causées par l'expansion du béton, la séquence de construction et le chargement à long terme peuvent être négligés dans le calcul de la capacité axiale des poteaux composites.

H.3.3 Modélisation par éléments finis

Pour modéliser les poteaux composites, le logiciel d'éléments finis ABAQUS, version 5.8 (HKS, 2000) a été utilisé. La double symétrie a permis de modéliser seulement un quart de la section sur la hauteur d'un espacement de tirant.

Les principales caractéristiques qui ont été étudiées dans ces modèles étaient les suivantes (Chicoine et al., 2002; Chicoine et al., 2001) :

- Le comportement non linéaire des matériaux;
- Les contraintes résiduelles dans le profilé d'acier;
- Les imperfections initiales des ailes du profilé d'acier entre les tirants d'acier;
- L'interaction béton-acier et les degrés de liberté spéciaux utilisés pour créer le contact entre les deux;
- Les grandes rotations dans la solution.

Les poteaux composites ont été modélisés avec 4 différents types d'éléments (HKS, 2002) :

- Élément plaque (S8R) : Il a été utilisé pour modéliser les ailes et l'âme du profilé d'acier. Il s'agit d'un élément quadratique quadrilatéral de 8 nœuds avec intégration réduite car seulement 4 nœuds sont des nœuds d'intégration comportant 6 degrés de liberté chacun.
- Élément solide (C3D20R) : Le béton a été modélisé en utilisant cet élément quadratique solide de 20 nœuds avec intégration réduite car seulement 8 nœuds sont des nœuds d'intégration comportant 3 degrés de liberté chacun.
- Élément poutre (B32) : Il a été utilisé pour modéliser les tirants en acier. C'est un élément quadratique de 2 nœuds comportant 6 degrés de liberté chacun.
- Élément de ressort : L'élément de ressort de 2 nœuds a été utilisé à chaque nœud entre le béton et la face opposée en acier. Cet élément a 6 degrés de liberté.

Les observations principales des résultats d'analyse sont les suivantes :

- **Contraintes transversales dans l'acier** : Les contraintes transversales dans l'âme du profilé d'acier étaient de compression au début de l'analyse, et de traction à la charge axiale maximale parce que l'expansion transversale du béton était plus petite que celle de

l'acier jusqu'à 70 % f'_c , après quoi, le coefficient de Poisson du béton est devenu plus grand que celui de l'acier.

- **Contraintes résiduelles** : La diminution de la capacité axiale des poteaux composites associée aux contraintes résiduelles varie de 1 à 8 %.
- **Imperfections initiales des semelles** : La perte de capacité axiale des poteaux composites causée par les imperfections initiales s'est avérée être de l'ordre de 3 %.
- **Effets à long terme** : Une augmentation à long terme de la contrainte dans le profilé d'acier de 69 MPa a été déterminée en adaptant les modèles disponibles pour le fluage et le retrait du béton de l'ACI Committee 209 (1992). Ces caractéristiques n'ont affecté la résistance axiale maximale que d'environ 1 %. Cela indique que la séquence de chargement et les chargements à long terme n'ont pas d'influence significative sur la capacité maximale axiale des poteaux composites et peuvent être négligés lors de la conception.
- **Rapport de la charge axiale maximale numérique à la charge axiale maximale expérimentale** : Ce rapport était très près de 1. Cela indique qu'il n'y a pas de gain significatif au niveau de la capacité axiale causé par le confinement du béton.
- **Modes de rupture** : La rupture de tous les spécimens testés en laboratoire et analysés numériquement s'est produite par une combinaison d'écrasement du béton et de voilement local au même endroit.

Suite à ces analyses par éléments finis d'élément, voici quelques recommandations proposées par Chicoine (2001) :

- Améliorer la modélisation de l'augmentation rapide du coefficient de Poisson près de la rupture;

- Assigner des valeurs plus réalistes pour modéliser le contact entre le béton et l'acier que des valeurs très élevées ou très petites de rigidité du ressort;
- Résoudre l'incapacité de modéliser l'imperfection initiale dirigée vers l'intérieur du poteau composite;
- Réaliser des études paramétriques pour élargir le champ d'application des poteaux composites;
- Effectuer des analyses numériques de poteaux composites sollicités en compression-flexion.

H.3.4 Prédiction de la capacité axiale des poteaux composites

Dans la norme canadienne CAN/CSA-S16, on calcule la capacité axiale des poteaux composites en additionnant la capacité axiale de l'acier et du béton agissant indépendamment. Cette approche est trop conservatrice, puisque les poteaux composites sont plus rigides. La méthode consistant à déterminer le moment d'inertie de la section transformée des poteaux composites élancés, tel que proposé dans l'Eurocode prEN 1994-2:2005 (E), a été considérée ici pour évaluer la résistance au flambement.

Les nouvelles équations proposées par Tremblay et al. (2000) référées par Chicoine (2001) permettent de déterminer la charge axiale maximale pour un poteau dont la hauteur est inférieure à $5d$ (ou 5 fois la profondeur du profilé d'acier), de la façon suivante :

$$P_{ult.pred.} = A_c f'_{ce} + A_{se} F_y + A_r F_{yr} \quad (\text{H-5})$$

où A_c et f'_{ce} sont la section du béton et la résistance effective du béton

$$f'_{ce} = 0.92\psi f'_c \quad (\text{H-6})$$

où ψ est un facteur qui tient compte du volume de béton du poteau calculé (voir Équation H-1)

A_r et f_{yr} sont la section d'acier d'armature longitudinale et la limite élastique de l'acier d'armature

A_{se} est la section efficace du profilé d'acier qui tient compte du voilement local

$$A_{se} = (d - 2t + 4b_e)t \quad (\text{H-7})$$

où b_e est toute la largeur efficace d'une aile du profilé d'acier

$$\frac{b_e}{b} = \left(1 + \lambda_{fl}^{2n}\right)^{(-1/n)} \quad (\text{H-8})$$

où $n = 1.5$ (recommandé)

b est la demi-largeur d'une aile du profilé d'acier, ou $b_f / 2$

λ_{fl} est le rapport d'élancement de l'aile du profilé d'acier :

$$\lambda_{fl} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)F_y}{\pi^2 E k_{fl}}} \quad (\text{H-9})$$

k_{fl} est le coefficient de flambement d'une plaque, dérivé empiriquement d'analyses élastiques de flambement par éléments finis. Il donne une plus petite valeur que la relation précédente proposée par Tremblay et al. (1998) tel que référé par Chicoine (2001).

$$k_{fl} = \frac{3.6}{(s/b)^2} + 0.05(s/b)^2 + 0.75 \quad (\text{H-10})$$

où $1 \leq s/b \leq 2$ et $b = b_f / 2$

H.4 Étude expérimentale de Bouchereau et Toupin (2003)

Les principaux objectifs du projet de recherche expérimentale réalisé par Bouchereau et Toupin (2003) étaient les suivants :

- Étudier l'influence des poteaux composites construits avec des matériaux de haute résistance comparativement aux matériaux de résistance normale;
- Évaluer la grandeur des moments de flexion imposés aux poteaux composites et les effets des chargements cycliques sur les poteaux composites, et réaliser des essais expérimentaux en conséquence;
- Développer une courbe d'interaction de la charge axiale en fonction du moment fléchissant pour les poteaux composites et simuler les comportements typiques expérimentalement.

Bien que les charges axiales soient la source principale des contraintes dans les poteaux composites, la majeure partie du temps, les poteaux sont soumis à différentes combinaisons de charges. Ces autres chargements peuvent être causés par :

- Des charges de traction dans les éléments d'extrémité de systèmes de contreventements ou de murs de refend;
- Des efforts de flexion causés par : des assemblages poteau-poutre qui créent des excentricités au niveau des charges axiales, des déplacements inter-étages ou encore des contraintes secondaires développées par les murs de refend;
- Des concentrations de charges dans les assemblages poteau-poutre ou dans les assemblages entre les diagonales de contreventements et les poteaux.

Une étude comparative a été réalisée pour examiner l'effet de l'utilisation de matériaux de haute résistance sur la quantité requise et le coût des matériaux. La conception des poteaux composites

pour les charges gravitaires et les charges latérales reprises dans les contreventements a été faite pour deux bâtiments typiques de 16 et 24 planchers chacun. Les combinaisons suivantes de résistance nominale à la compression du béton et la limite élastique de l'acier ont été utilisées, f'_c / f_y (MPa / MPa) : 30/350, 30/480, 60/350 et 60/480. Tous les poteaux composites ont été conçus selon leur capacité axiale seulement.

Les coûts unitaires utilisés pour les matériaux sont :

- Béton 30 MPa = 105.00\$/m³;
- Béton 60 MPa = 200.00\$/m³;
- Acier 350 MPa = 0.55\$/kg;
- Acier 480 MPa = 0.64\$/kg.

L'étude comparative n'a pas tenu compte des paramètres qui suivent :

- Les coûts d'installation des poteaux;
- La disponibilité des matériaux;
- Les critères de flèche;
- Les interactions compression-flexion.

En dépit de ces paramètres qui ont été négligés, les conclusions principales de cette analyse comparative sont les suivantes :

- Pour soutenir des charges de gravité, les poteaux composites les plus économiques sont ceux faits à partir de béton et d'acier dont le rapport f'_c / f_y (MPa / MPa) est de 60/350;
- Les poteaux composites des contreventements les plus économiques sont ceux dont le rapport f'_c / f_y (MPa / MPa) est de 60/350 et 60/480. Toutefois, il convient de noter que le gain obtenu à utiliser l'acier de 480 MPa était petit et ne justifie probablement pas le coût causé par l'augmentation de la complexité de production en usine (différents types d'acier, procédés de soudage différents, etc.).

Les analyses réalisées ont défini 4 conditions de charges principales qui peuvent être observées dans un bâtiment typique. Ces conditions de charges sont exprimées ici en termes de capacité axiale maximum des poteaux, i.e. par rapport à P_r :

- **0.95 P_r** : Poteaux principalement sollicités en compression;
- **0.85 P_r** : Poteaux principalement sollicités en compression mais présentant des moments de flexion significatifs;
- **0.70 P_r** : Poteaux sollicités à la fois en compression et en flexion, avec des moments de flexion principalement causés par les charges sismiques (charge axiale constante et moment de flexion inférieur à M_r);
- **0.55 P_r** : Poteaux sollicités à la fois en compression et en flexion.

Des essais ont ensuite été réalisés sur 22 poteaux composites et 2 poutres composites, et les conclusions principales des résultats obtenus sont :

- **Modes de rupture** : L'initiation de la rupture des poteaux composites s'est amorcée soit par le voilement local des ailes du profilé d'acier soit par l'écrasement du béton; ces deux phénomènes survenant pratiquement simultanément.

Généralement, les poteaux fléchis suivant leur axe faible ont montré une rupture plus fragile que ceux fléchis suivant leur axe fort. Ce comportement était plus prononcé lorsque les poteaux n'avaient pas d'acier d'armature longitudinal.

- **Contribution de l'acier d'armature** : L'acier d'armature longitudinal a augmenté la ductilité des poteaux composites à la rupture. C'est en particulier le cas pour les poteaux sollicités suivant leur axe faible. Il y a eu une augmentation de l'ordre de 8 % de la résistance axiale des poteaux présentant de l'acier d'armature alors que l'ajout seul de l'acier d'armature augmente théoriquement d'environ 4 % la résistance des poteaux. Les poteaux avec acier d'armature ont démontré un comportement plus ductile et la moyenne des déformations axiales à la rupture a été d'environ 16 % supérieure à celle des poteaux sans acier d'armature.

- **Effet des charges cycliques** : Aucun effet significatif n'a été observé dans le comportement à la rupture des poteaux ayant subi au préalable un chargement cyclique. Les déformations étaient légèrement plus importantes que pour les poteaux sollicités de façon mono-statique, mais cette tendance s'est atténuée après un grand nombre de cycles. Une faible augmentation de l'ordre de 4 % de la résistance axiale des poteaux soumis au préalable à un chargement cyclique a été observée. Les charges cycliques n'ont donc pas eu d'effets négatifs sur la résistance des poteaux. Il semble que les charges cycliques n'induisent pas de dommages aux matériaux constitutifs (béton et acier) des poteaux pouvant réduire la capacité de ces derniers.
- **Courbes d'interaction $P-M$** : La feuille de calcul réalisée dans le but de faire des analyses simplifiées de poteaux-poutres a donné de bons résultats mis à part pour deux spécimens dont la résistance axiale avait été surestimée de 10 et 15 % par rapport aux résultats expérimentaux (voir explication possible dans les recommandations proposées pour les essais en compression-flexion suivant l'axe faible).

La méthode proposée par Bouchereau et Toupin (2003) permet de faire une analyse sur une section de poteau composite (courbe $P-M$ avec calcul sur la section uniquement). Toutefois, la méthode ne tient pas compte : de l'élancement du poteau, du voilement local des semelles du profilé d'acier, des contraintes résiduelles, des contraintes transversales dans l'acier, du confinement du béton, de l'utilisation de béton renforcé de fibres métalliques, de la résistance du béton en traction, de l'écrouissage de l'acier et du déchargement des matériaux.

Certaines des recommandations proposées sont énumérées ici :

- Une étude plus détaillée devrait être réalisée pour comparer l'utilisation des matériaux traditionnels aux matériaux de haute résistance dans la fabrication des poteaux composites;

- La feuille de calcul permettant d'établir des courbes d'interaction devrait être améliorée pour tenir compte du voilement local, des contraintes résiduelles et des contraintes transversales dans l'acier;
- Réaliser d'autres essais en compression-flexion suivant l'axe faible afin de vérifier si le mode de rupture est aussi fragile qu'il semble l'être et si les capacités axiales de ces poteaux sont atteintes car deux des poteaux testés n'ont pas atteint la capacité prédite. Il semble que les essais en flexion suivant l'axe faible soient plus sensibles s'il n'y a pas d'acier d'armature longitudinale, s'il y a une légère excentricité dans l'application des charges axiales de compression causée par une erreur d'installation ou s'il y a des défauts de fabrication des poteaux;
- Procéder à des analyses plus en profondeur des résultats expérimentaux obtenus dans le cadre de ce projet de recherche.

H.5 Étude expérimentale de Prickett et al. (2006)

Comme il est indiqué au Tableau 2-2 du Chapitre 2, les essais expérimentaux ont consisté à soumettre 11 poteaux composites à des chargements axiaux pour 7 d'entre eux (H1 à H7) et à des combinaisons de charges de type « compression-flexion » pour les poteaux H8 à H11. À noter que les poteaux H8 et H9 étaient fléchis suivant leur axe fort alors que les poteaux H10 et H11 étaient fléchis suivant leur axe faible.

Les chargements en compression-flexion correspondaient aux conditions étudiées par Bouchereau et Toupin (2003), i.e. que les poteaux étaient soumis à une charge axiale selon une excentricité leur permettant d'atteindre des capacités de l'ordre de 85 % P_r et 55 % P_r respectivement.

De plus, différents types de béton étaient à l'étude et l'espacement des tirants d'acier était également un paramètre qui variait dans les spécimens :

- Les poteaux H1 et H2 étaient faits de béton normal;
- Les poteaux H3 à H11 étaient faits de béton haute performance;
- Le béton des poteaux H6 et H7 était renforcé de 1.0 % de fibres métalliques.

Les principales conclusions tirées de cette étude sont :

- **Mode de rupture :** Le mode de rupture de tous les poteaux est survenu par une combinaison d'écrasement du béton et de voilement local des ailes du profilé d'acier.

Les poteaux composites faits de béton haute performance ont démontré des ruptures plus fragiles que les poteaux faits de béton normal. Les graphiques de la charge axiale en fonction de la déformation montrent qu'une fois la charge axiale maximale de compression atteinte, les poteaux composites faits de béton haute performance perdent environ 50 % de leur résistance à des déformation comprises entre 4000 et 4500 $\mu\epsilon$ alors que pour un même niveau de déformation, les poteaux composites faits de béton normal montrent une capacité axiale de compression résiduelle comprise entre 65 et 95%.

Par rapport aux poteaux fléchis suivant leur axe faible, les poteaux fléchis suivant leur axe fort ont montré un comportement plus ductile car les ailes du profilé fournissaient un confinement continu au béton le plus comprimé et permettaient d'éviter l'écrasement de ce dernier. De plus, en général le voilement local ne s'est pas produit avant d'atteindre la valeur de la charge axiale maximale de compression.

- **Espacement des tirants et ajout de fibres métalliques :** Les poteaux dont les tirants étaient moins espacés et dont le béton était renforcé de fibres d'acier ont démontré des modes de rupture plus ductiles.
- **Prédiction de la capacité axiale :** En utilisant les équations de conception disponibles dans les normes, la moyenne des rapports $P_{\text{expérimental}} / P_{\text{théorique}}$ était de 1.21 pour les poteaux composites de béton haute performance soumis à une charge axiale de compression seulement.

Comme il s'agit là d'un résultat très conservateur, il a été proposé de faire passer de 0.8 à 0.9 le facteur de réduction de la résistance du béton (0.8 étant la valeur donnée par la norme CAN/CSA-S16). Même si la capacité des poteaux a été calculée en déterminant une section effective, A_{se} , i.e. réduite, des ailes du profilé d'acier, pour tenir compte des possibilités de voilement local, les modes de rupture obtenus indiquaient que le voilement n'avait pas lieu avant l'atteinte de la capacité axiale maximale des poteaux. Il a été proposé d'utiliser la pleine section du profilé d'acier plutôt que l'aire effective calculée selon la norme CAN/CSA-S16. Ce faisant, la moyenne des rapports $P_{\text{expérimental}} / P_{\text{théorique}}$ passe de 1.21 à 1.07 pour les poteaux composites de béton haute performance soumis à une charge axiale de compression seulement.

Toutefois, le calcul utilisant la section effective, A_{se} , devrait demeurer en vigueur dans la norme CAN/CSA-S16 car cette dernière permet l'utilisation de profilé d'acier avec des rapports de la demie-largeur / épaisseur, b/t , allant jusqu'à 32 alors que les essais expérimentaux se sont limités à des rapports de 25.

- **Équations de conception :** Les équations de conception adoptées dans la norme CAN/CSA-S16 fournissent des capacités axiales conservatrices pour les poteaux composites partiellement enrobés de béton.

Dans la norme CAN/CSA-S16, on pourrait augmenter la limite d'utilisation de ces poteaux composites pour des bétons dont la résistance à la compression peut atteindre jusqu'à 70 MPa.

Certaines des recommandations proposées sont énumérées ici :

- Réaliser d'autres tests de compression-flexion sur des poteaux composites faits de béton haute performance;
- Valider les résultats expérimentaux par des analyses numériques et confirmer les résultats de ce programme de recherche par des analyses comparatives faites sur d'autres spécimens faits de béton haute performance.

H.6 Étude numérique de Begum et al. (2007)

L'objectif de ce programme de recherche était de reproduire numériquement le comportement de 34 poteaux composites testés dans le cadre de 4 programmes de recherche expérimentale de :

- Fillion (1998);
- Chicoine (2001);
- Bouchereau et Toupin (2003);
- Prickett et Driver (2006).

Voici un résumé des caractéristiques principales des poteaux qui ont fait l'objet de simulations numériques (Begum, 2004, 2005 et 2007) :

- La section des poteaux variait de 300x300 mm à 600x600 mm;
- L'espacement des tirants variait de $0.3 d$ à $1.0 d$;
- Le rapport d'élancement des ailes des profilés d'acier, b/t , variait de 23 à 35.
- Des bétons normaux, de haute performance, renforcés ou non de fibres d'acier ont été modélisés avec des résistances variant de 28.7 à 65.7 MPa;
- Des poteaux sollicités en compression et également en compression-flexion ont été modélisés.

De plus, une analyse paramétrique a été réalisée sur des poteaux de 450x450 mm. Ces poteaux possèdent des dimensions typiques de poteaux pouvant se retrouver dans les bâtiments multi-étagés. Pour les analyses, ils ont été sollicités en compression-flexion suivant leur axe fort, afin d'étudier les paramètres qui suivent :

- Application de charges axiales selon différentes excentricités;
- Différents élancements globaux des poteaux, L/d ;
- Espacement des tirants;
- Élancement des ailes des profilés, b/t ;
- Imperfections initiales variant de 0.39 à 2.02 mm entre les tirants; les plus grandes imperfections se retrouvent sur les poteaux ayant des tirants plus espacés.
- Résistance à la compression du béton.

Dans le but de simuler l'expansion volumique du béton sous de faibles contraintes de confinement et de réussir à modéliser le comportement post-pic des poteaux composites, le comportement du béton a été modélisé dans le logiciel d'éléments finis ABAQUS à l'aide du modèle de matériau « damage plasticity ».

La résistance uniaxiale et biaxiale du béton en compression a été validée en vérifiant que les résultats obtenus du modèle ABAQUS concordaient avec ceux de Kupfer et al. (1969) alors que la résistance triaxiale du béton en compression a été validée avec les résultats obtenus de Sfer et al. (2002).

La résistance axiale du béton en traction était fixée à 10 % et 5 % de la résistance axiale en compression du béton normal et du béton haute performance respectivement selon les recommandations de Marzouk et Chen (1995). Pour la partie post-pic du comportement du béton en traction, des équations exponentielles tenant compte de l'ouverture des fissures ont été utilisées; soit l'équation proposée par Li et al. (2002) pour le béton normal et l'équation de Li et Ansari (2000) pour le béton haute performance. Pour le béton renforcé de fibres métalliques, la résistance axiale du béton en traction a été calculée selon une équation logarithmique proposée par Kützing et König (1999).

Un comportement élasto-plastique était utilisé pour la modélisation de l'acier. Le module de calculs dynamiques « Explicit » était utilisé pour calculer la réponse des poteaux composites au chargement appliqué. De plus, des éléments de contact ont été utilisés pour modéliser l'interface acier-béton des poteaux composites. Le terme « Explicit » fait référence au fait que l'état d'une structure à la fin d'un incrément de charge est basé exclusivement sur les déplacements, les vitesses et les accélérations du début de l'incrément. Ce module présente une gamme d'options plus élaborées pour modéliser les éléments de contact que le module « Standard » du logiciel ABAQUS.

À cause de la double symétrie, seulement le quart de la section du poteau a été modélisé. La section du poteau est constituée de 6x6 éléments solides (béton). Les poteaux composites ont été modélisés avec 4 différents types d'éléments (HKS, 2002) :

- Élément plaque (S4R) : Il a été utilisé pour modéliser les ailes et l'âme du profilé d'acier. Il s'agit d'un élément quadratique quadrilatéral de 4 nœuds comportant 6 degrés de liberté chacun. Le « R » indique qu'il n'y a qu'un seul nœud d'intégration par élément pour les calculs.
- Élément solide (C3D8R) : Le béton a été modélisé en utilisant cet élément quadratique solide de 8 nœuds de 3 degrés de liberté chacun. Le « R » indique que l'intégration est réduite.
- Élément poutre (B31) : Il a été utilisé pour modéliser les tirants en acier. C'est un élément quadratique de 2 nœuds comportant 6 degrés de liberté chacun.
- Surface de contact : Artifice de calcul utilisé entre la surface de béton et la surface opposée en acier. Étant donné qu'il n'y a pas eu de séparation physique entre le béton et l'âme du profilé d'acier et encore moins de voilement de l'âme, aucun élément de contact n'a été modélisé entre ces éléments. Des éléments de contact ont été ajoutés entre les ailes du profilé d'acier et le béton. La surface d'acier constituait l'élément « maître » (« master » surface) alors que l'élément béton était l'élément « esclave » (« slave » surface).

À noter qu'il s'est avéré que les modèles par éléments finis étaient insensibles au coefficient de friction entre le béton et l'acier.

Facteur de réduction de la résistance du béton

La résistance à la compression du béton des cylindres, testés en laboratoire pour les essais sur les poteaux composites, a été multipliée par un facteur de 0.92ψ tel que préconisé par Chicoine

(2001) pour les bétons normaux. Toutefois, l'utilisation d'un tel facteur pour les bétons haute performance a fait en sorte que la capacité axiale numérique moyenne était en deçà de la capacité axiale expérimentale de 10 à 15 %. La résistance à la compression des cylindres de béton haute performance a donc été utilisée directement pour faire les analyses des poteaux composites faits de béton haute performance en considérant que le facteur de 0.92 avait été déterminé et validé pour les bétons normaux.

Comme les poteaux calculés sont des poteaux courts, i.e. la hauteur du poteau est plus petite ou égale à cinq fois la profondeur de la section, $L \leq 5d$, le paramètre d'élancement, λ , a été négligé pour l'évaluation de la capacité des poteaux composites.

Les principales conclusions tirées de cette étude sont les suivantes :

- **Imperfections initiales** vers l'intérieur du poteau : Elles n'ont qu'une très faible influence positive, non significative, sur la capacité axiale des poteaux composites et les imperfections initiales vers l'extérieur ont une très faible influence négative sur la capacité axiale des poteaux composites.
- **Contraintes résiduelles** : Elles n'ont pas d'influence significative sur la capacité axiale des poteaux composites.
- **Prédiction de la capacité axiale** : La moyenne des rapports $P_{\text{expérimental}} / P_{\text{numérique}}$ est de :
 - 1.01 pour les poteaux faits de béton normal;
 - 0.99 pour les poteaux faits de béton haute performance;
 - 1.08 pour les poteaux faits de béton haute performance, renforcé de fibres d'acier.
- **Élancement global des poteaux** : La résistance axiale des poteaux a été réduite de 3 % et 8 % lorsque le rapport H/d a été augmenté de 5 à 10 et de 5 à 15 respectivement. Cette observation concorde avec la prédiction de la norme de la norme CAN/CSA-S16.

- **Excentricité des charges axiales :** L'excentricité des charges créant de la flexion autour de l'axe fort n'a pas provoqué de voilement local avant d'atteindre la résistance axiale maximale des poteaux.

Toutefois, le voilement local s'est parfois produit avant d'atteindre la résistance axiale maximale des poteaux lorsque l'excentricité était petite (rapport *excentricité* / $d = 0.05$), que le rapport b/t atteignait 30 et 35 et que les tirants étaient relativement espacés ($s = 0.7d$).

- **Élancement des semelles et espacement des tirants :** La résistance axiale des poteaux a été réduite d'en moyenne de 7.5 % et 13 % lorsque le rapport b/t a été augmenté de 25 à 30 et de 25 à 35 respectivement. L'utilisation d'espacement de tirants de $0.5d$ ou de $0.7d$ n'a pas affecté de façon significative la résistance axiale des poteaux. Toutefois, les poteaux ayant un espacement des tirants plus petit ont démontré un comportement plus ductile. Cet effet était plus marqué pour les poteaux courts ayant un élancement des semelles plus grand.

Certaines des recommandations proposées sont énumérées ici :

- Réaliser des essais sur des poteaux composites faits de béton haute performance et soumis à des chargements cycliques de façon à proposer des équations de conception pour inclure ces effets.

ANNEXE I

PROPRIÉTÉS DES TYPES DE BÉTON ET DES ACIERS UTILISÉS DANS LE PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

TABLE DES MATIÈRES

I.1	Propriétés des types de béton.....	548
I.1.1	Propriétés des différents mélanges de béton.....	548
I.1.2	Cure et description des échantillons prélevés	551
I.1.3	Essais de résistance à la compression	552
I.1.4	Détermination du module élastique.....	553
I.2	Propriétés des aciers	557
I.2.1	Description des échantillons prélevés	557
I.2.2	Essais de traction	558

I.1 Propriétés des types de béton

Rappelons que le but principal des essais réalisés en laboratoire dans le cadre de ce programme de recherche est de comparer le comportement de poteaux composites fabriqués à partir de béton normal par rapport au comportement de poteaux composites faits de bétons haute performance.

Les 5 types de béton choisis pour la fabrication des poteaux composites dans ce projet de recherche devront posséder les caractéristiques nominales suivantes :

- Béton normal : Résistance à la compression de l'ordre de 30 MPa;
- Béton normal renforcé de fibres d'acier : Résistance à la compression de l'ordre de 30 MPa, fraction volumique en fibres de 1.0 %;
- Béton haute performance : Résistance à la compression de l'ordre de 60 MPa;
- Béton haute performance, renforcé de fibres d'acier : Résistance à la compression de l'ordre de 60 MPa, fraction volumique en fibres de 1.0 %;
- Béton haute performance : Résistance à la compression de l'ordre de 80 MPa utilisé uniquement dans les extrémités des poteaux composites.

L'utilisation de béton de plus grande résistance à la compression permettra d'augmenter la capacité des poteaux composites et/ou de réduire la taille des poteaux pour un même niveau de chargement. De plus, des comparaisons seront établies par rapport au niveau de ductilité pouvant être atteint ainsi que le comportement post-pic de ces derniers.

L'apport de fibres d'acier au mélange de béton normal et de haute performance sera évalué et comparé aux différences de comportement observées pour les poteaux composites fabriqués à partir de bétons sans fibres métalliques.

I.1.1 Propriétés des différents mélanges de béton

Le Tableau I-1 présente les proportions respectives de chacun des constituants utilisés qui entrent dans la fabrication des 5 types de béton. Les données disponibles sur le sujet (voir le Chapitre 2) ainsi que des gâchées d'essai ont permis de mettre au point les mélanges de béton.

Les propriétés du béton frais des 6 gâchées nécessaires à la fabrication des poteaux composites sont également montrées au Tableau I-1. À noter que le test de maniabilité est un test qui mesure la durée d'écoulement du béton à travers un boîtier métallique muni de cloisons amovibles. Ce test est pratiqué sur les bétons renforcés de fibres métalliques seulement pour remplacer le test d'affaissement.

Tableau I-1 Quantités de matériaux utilisées et propriétés du béton frais des 6 coulées du 28 septembre 2006

	TYPES DE BÉTON			
	Normal	BRF 1%	BHP	BFHP 1 %
Résistance spécifiée en compression	30 MPa		60 MPa	
Volume requis	4 m ³		4 m ³	
Rapport eau/ciment (e/c)	0,68		0,45	
Ciment HSF	300 kg/m ³		400 kg/m ³	
Eau	204 kg/m ³		180 kg/m ³	
<u>Granulats :</u>				
- Fins (sable de Joliette)	956 kg/m ³		915 kg/m ³	
- Gros (5-14 mm de Mirabel)	831 kg/m ³		830 kg/m ³	
Fibres d'acier (Dramix RC-65/35-BN) (Rapport Longueur/diamètre = 64)	---	80 kg/m ³	---	80 kg/m ³
<u>Superplastifiant Eucon 37 :</u>				
- à l'usine	---	---	4,4 L/m ³	4,4 L/m ³
- au laboratoire	Ajout 1,0 L/m ³	Ajout 2,4 L/m ³	Ajout 1,0 L/m ³	---
Propriétés du béton frais (28/09/2006) :			190 mm poteaux H-1 et H-1cyc 225 mm poteaux H-2 et H-2cyc	
- Affaissement	180 mm	S/O		S/O
- Maniabilité	S/O	3 sec.	S/O	3 sec.
- Teneur en air	1,7 %	1,7 %	1,9 %	2,2 %
- Masse volumique	2459 kg/m ³	2514 kg/m ³	2437 kg/m ³	2492 kg/m ³
- Température	21,7°C	21,7°C	21,7°C	21,7°C
Cylindres	6 (150 mm Ø)	6 (100 mm Ø)	6 (150 mm Ø)	12 (100 mm Ø)
Début de la coulée de béton	19:55	21:45	21:05	22:30
Fin de la coulée de béton	20:45	22:30	21:43	23:20

Tableau I-1 (suite) Quantités de matériaux utilisées et propriétés du béton frais des 6 coulées du 28 septembre 2006

	TYPES DE BÉTON	
	BHP bas	BHP haut
Résistance spécifiée en compression	80 MPa	80 MPa
Volume requis	3 m ³	3 m ³
Rapport eau/ciment (e/c)	0,31	0,31
Ciment HSF	480 kg/m ³	480 kg/m ³
Eau	151 kg/m ³	151 kg/m ³
<u>Granulats :</u>		
- Fins (sable de Joliette)	890 kg/m ³	890 kg/m ³
- Gros (5-14 mm de Mirabel)	1020 kg/m ³	1020 kg/m ³
Fibres d'acier (Dramix RC-65/35-BN) (Rapport Longueur/diamètre = 64)	---	---
<u>Superplastifiant Eucon 37 :</u>		
- à l'usine	9,6 L/m ³	9,6 L/m ³
- au laboratoire	Ajout 1,3 L/m ³	---
Propriétés du béton frais (28/09/2006) :		
- Affaissement	200 mm	190 mm
- Maniabilité	S/O	S/O
- Teneur en air	1,0 %	1,6 %
- Masse volumique	2507 kg/m ³	2473 kg/m ³
- Température	21,0 °C	19,5 °C
Cylindres	6 (150 mm Ø)	6 (150 mm Ø)
Début de la coulée de béton	19:15	23:00
Fin de la coulée de béton	20:30	23:50

Voici quelques observations supplémentaires réalisées le soir de la coulée du béton :

- Le béton de type BHP avec fibres métallique (1 %) du poteau HF-1 semble avoir été trop vibré du côté *ouest* (orientation donnée par rapport au test effectué sur le poteau composite). Il est possible que le béton présente des problèmes de ségrégation.

- Le béton des poteaux HF-2 et HF-2cyc semble ne pas avoir été suffisamment vibré. Il est possible que des vides soient présents dans le béton.
- Les poteaux faits de béton avec fibres ont été coulés beaucoup plus tard que les poteaux faits de béton sans fibres. Entre le moment où les camions sont partis de l'usine et le moment où le dernier poteau a été coulé, il s'est parfois écoulé un peu plus de 3 heures.

I.1.2 Cure et description des échantillons prélevés

En plus du béton nécessaire à la fabrication des poteaux composites, une quantité supplémentaire de béton de chaque type a été requise pour la préparation des cylindres de béton nécessaires pour l'évaluation des propriétés mécaniques du béton.

Des cylindres de 150 mm de diamètre par 300 mm de hauteur et de 100 mm de diamètre par 200 mm de hauteur ont été utilisés pour évaluer le module élastique ainsi que la résistance à la compression de chaque type de béton. La cure du béton des cylindres a duré 28 jours, telle que spécifiée dans la norme CAN/CSA-A23.1. La cure a été effectuée en disposant les cylindres dans une pièce à humidité et température contrôlées à cet effet. La Section 5.2.2.4 décrit la cure réalisée pour les poteaux composites.

Une fois la cure des cylindres terminée, les cylindres ont été entreposés dans les mêmes conditions que les poteaux composites. Avant ou quelque temps après avoir procédé aux essais des poteaux composites, les propriétés mécaniques ont été mesurées. À chaque fois, 1 cylindre a été utilisé pour déterminer le module élastique alors que 2 ou 3 autres cylindres ont été requis pour mesurer la résistance à la compression. Un total de 50 cylindres ont donc été testés au cours de ce programme expérimental.

À noter que le moment des essais de résistance à la compression du béton n'a pas été coordonné avec le moment des tests des poteaux composites. Les valeurs de résistance à la compression du béton qui ont été utilisées pour reproduire analytiquement les résultats expérimentaux des poteaux composites, ont été déterminées par interpolation linéaire entre les dates des mesures de résistance à la compression du béton et la date de test de chacun des poteaux composites.

I.1.3 Essais de résistance à la compression

Les tests de résistance à la compression ont été effectués avec un taux de chargement choisi de 0.25 MPa/s jusqu'à la rupture, ce qui respecte les exigences de la norme CAN/CSA-A23.2-9C. La valeur de la charge maximale était alors notée. Le Tableau I-2 montre les résultats obtenus pour ces tests pour les 6 coulées de béton.

Tableau I-2 Résultats des tests de résistance à la compression et modules élastiques des cylindres de béton

		TYPES DE BÉTON					
		Normal			BRF 1,0%		
Résistance spécifiée en compression (MPa)		<u>30</u> cylindres de 150 mm Ø			<u>30</u> cylindres de 100 mm Ø		
Date des tests :		26 oct.06	4 déc.06	18 janv.07	26 oct.06	4 déc.06	18 janv.07
Résistance à la compression	1)	31.7	34.6	38.6	32.9	36.9	37.3
(f _c - MPa)	2)	31.2	36.4	40.9	33.1	33	38.8
	3)	-	-	-	-	-	-
Moyenne :		31.5	35.5	39.8	33.0	35.0	38.1
Écart-type :		0.4	1.3	1.6	0.1	2.8	1.1
Module élastique (E _c - MPa)		35 090	51 321	38 330	27 465	36 192	39 420

		TYPES DE BÉTON					
		BHP			BFHP 1,0%		
Résistance spécifiée en compression (MPa)		<u>60</u> cylindres de 150 mm Ø			<u>60</u> cylindres de 100 mm Ø		
Date des tests :		26 oct.06	4 déc.06	20 déc.06	26 oct.06	4 déc.06	20 déc.06
Résistance à la compression	1)	45.9	48.8	50	49.3	50.1	51.9
(f _c - MPa)	2)	46.7	48	52.5	48.6	46.4	51.7
	3)	-	-	-	48.8	51.5	-
Moyenne :		46.3	48.4	51.3	48.9	49.3	51.8
Écart-type :		0.6	0.6	1.8	0.4	2.6	0.1
Module élastique (E _c - MPa)		36 345	42 505	44 300	32 334	36 525	35 520

Tableau I-2 (suite) Résultats des tests de résistance à la compression et modules élastiques des cylindres de béton

		TYPES DE BÉTON			
		BHP bas		BHP haut	
Résistance spécifiée en compression (MPa)		<u>80</u>		<u>80</u>	
		cylindres de 150 mm Ø		cylindres de 150 mm Ø	
Date des tests :		26 oct.06	18 janv.07	26 oct.06	18 janv.07
<u>Résistance à la</u>	1)	62.6	74	65.6	77.9
<u>compression</u>	2)	63.1	72.8	66.2	76
(f' _c - MPa)	3)	-	-	-	-
Moyenne :		62.9	73.4	65.9	77.0
Écart-type :		0.4	0.8	0.4	1.3
<u>Module élastique</u>		43 704	78 776	41 953	48 350
(E _c - MPa)					

À noter que les résistances à la compression obtenues pour les BHP ont été plus basses que les résistances spécifiées. La grosseur des poteaux et le choix des types de béton avaient été déterminés en fonction de la capacité de la presse utilisée pour tester les poteaux composites. Par conséquent, il ne fallait pas spécifier des mélanges qui allaient permettre d'atteindre des résistances axiales des poteaux composites supérieures à la capacité de la presse.

La résistance des bétons utilisés aux deux extrémités des poteaux composites n'a pas atteint non plus la résistance spécifiée. Le but était d'obtenir des bétons de plus grande résistance aux deux extrémités des poteaux que le béton situé au centre des poteaux afin de maximiser les chances d'obtenir une rupture des poteaux composites à mi-hauteur. Comme les résistances à la compression obtenues pour les deux extrémités dépassent de plus de 20 MPa les résistances du centre de tous les poteaux, l'objectif est tout de même atteint.

I.1.4 Détermination du module élastique

Les tests pour déterminer les modules élastiques ont été effectués avec un taux de chargement de 0.25 MPa/s jusqu'à 40 % de la résistance maximale du béton selon la norme ASTM C469-02.

Par exemple, pour le cas du béton renforcé de fibres d'acier, dont la résistance à la compression mesurée du béton était de 30 MPa, la presse a été programmée afin de réaliser deux cycles de chargement-déchargement jusqu'à 12 MPa et un troisième chargement jusqu'à la rupture.

Durant le chargement, un système d'acquisition de données a permis d'enregistrer la déformation longitudinale du béton en fonction de la charge appliquée. La déformation a été mesurée à l'aide de 2 extensomètres (voir exemple de résultat obtenu à la Figure I-1). Comme le spécifie la norme, seuls les deux derniers chargements ont servi à déterminer le module élastique du béton.

La Figure I-1 illustre une courbe typique contrainte-déformation pour un cylindre de béton soumis à trois cycles de chargement-déchargement.

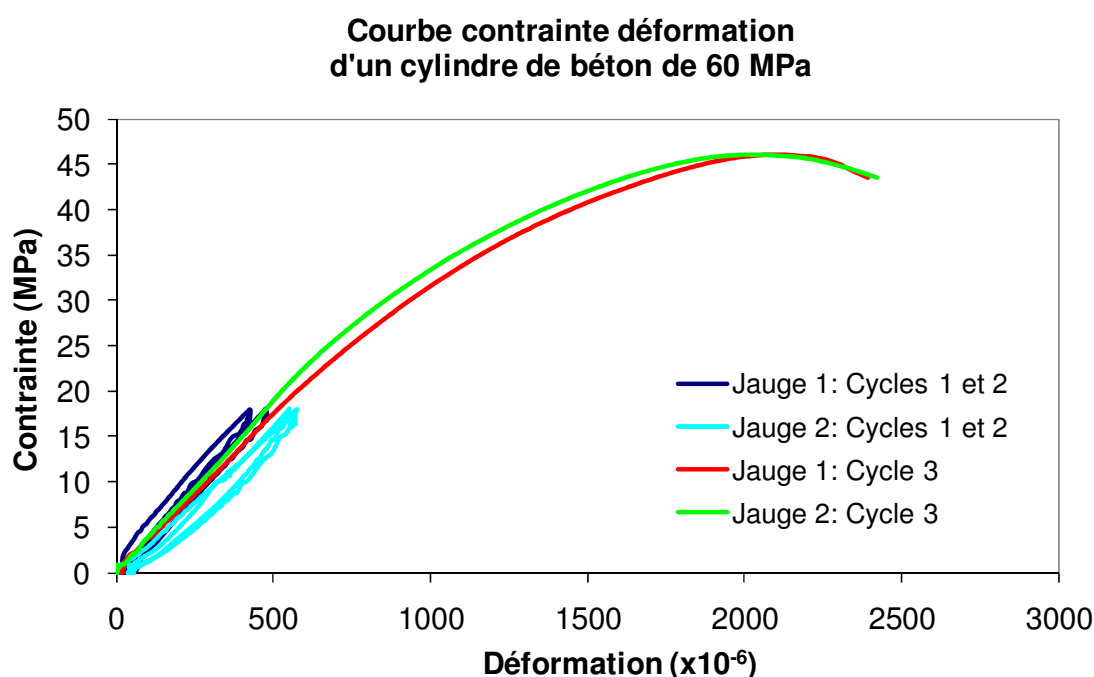


Figure I-1 Courbes contrainte-déformation du cylindre de béton de 60 MPa (26 octobre 2006) soumis à 2 cycles de chargement-déchargement et un chargement jusqu'à la rupture

Le Tableau I-2 présenté à la section précédente, montre également les résultats obtenus pour les modules élastiques des 6 types de béton. À noter que quelques résultats sont un peu surprenants (comme par exemple le module élastique du BHP qui a été utilisé dans le bas des poteaux composites) et divergent des valeurs théoriques qui peuvent être calculées directement à partir de

la résistance à la compression du béton. Même si elles ont été mesurées en laboratoire, ces valeurs surlignées en gris sont surprenantes et n'ont pas été retenues pour la suite des analyses.

Dans le but d'analyser les poteaux testés dans le cadre de ce projet avec l'outil de calcul dont il a été discuté au Chapitre 3, nous devons adapter les paramètres des modèles de béton afin qu'ils correspondent le plus possible aux résultats des tests effectués sur le béton. Le Tableau I-3 montre les paramètres moyens requis pour modéliser les différents types de béton. Ces paramètres sont légèrement modifiés en fonction des données plus précises disponibles d'un poteau composite à l'autre.

Tableau I-3 Paramètres moyens pour les différents types de béton

Résistance spécifiée en compression (MPa)	30	30F	60	60F
Résistance à la compression (MPa)	39.8	38.1	51.3	51.8
Module élastique (MPa)	38 330	39 420	44 300	35 520
ϵ_{cpc} ($\mu\epsilon$)	1800	2900	1900	2200
ϵ_{cmax} ($\mu\epsilon$)	3500	6170	3500	4680
Fraction volumique de fibres (V_f %) 80kg/m ³	-	1.0	-	1.0
Ratio : Longueur / Diamètre des fibres		64		64
Masse volumique (kg/m ³)	2459	2514	2437	2492
Paramètres du modèle :				
n	2.40	1.65	3.20	3.30
k	4.19	2.34	5.64	2.34

En utilisant ces valeurs, les Figures I-2 et I-3 montrent la correspondance entre les courbes contrainte-déformation expérimentales et les courbes contrainte-déformation qui seront utilisées par les modèles analytiques. À noter que les courbes contrainte-déformation pour les analyses sont dérivées des modèles de MacGregor et Bartlett (2000) et Ramesh et al. (2003).

Courbes Contrainte - Déformation des bétons en compression (normal et *BRF*)

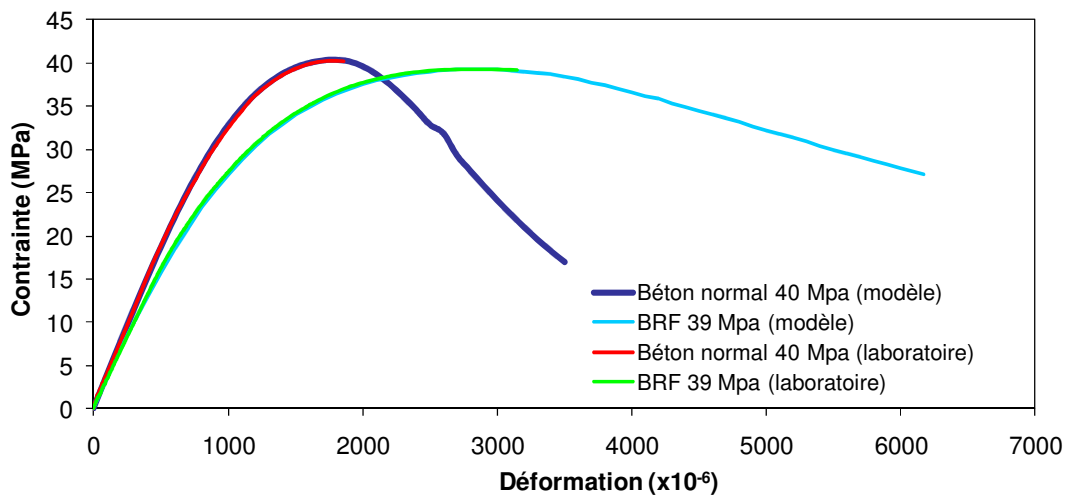


Figure I-2 Courbes contrainte-déformation expérimentales et analytiques des bétons normaux et *BRF*

Courbes Contrainte - Déformation des bétons en compression (*BHP* et *BFHP*)

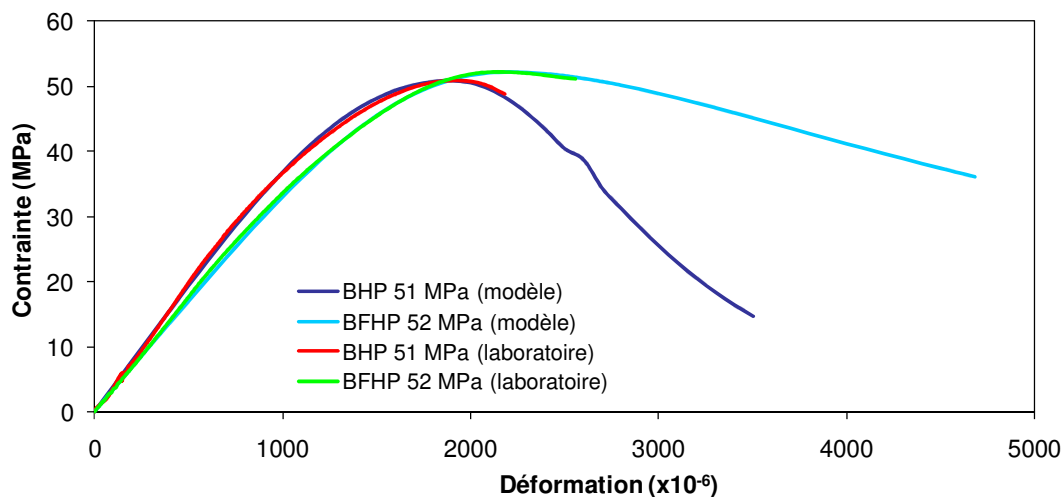


Figure I-3 Courbes contrainte-déformation expérimentales et analytiques des bétons *BHP* et *BFHP*

I.2 Propriétés des aciers

Comme ce fut le cas pour chacun des types de béton utilisés dans la fabrication des poteaux composites, la caractérisation des propriétés mécaniques des différents types d'acier (plaques des profilés et tirants) entrant dans la fabrication des poteaux a également fait l'objet de tests spécifiques.

Les deux types d'acier utilisés dans la fabrication des poteaux composites sont les suivants :

- **Plaques des profilés d'acier** : les ailes et l'âme d'une épaisseur constante de 7.9 mm sont soudées ensemble à l'usine afin de former le profilé d'acier de 400 x 400 x 2000 mm;
- **Tirants d'acier** : ces tiges circulaires de 12.7 mm (1/2'') de diamètre relient les extrémités des ailes du profilé d'acier à intervalle régulier afin de retarder ou contrôler le voilement local des ailes.

I.2.1 Description des échantillons prélevés

Afin d'effectuer des tests de traction, les dimensions des échantillons pour les deux types d'acier utilisés sont données ici :

- **Plaques des profilés d'acier** : 9 échantillons provenant des 3 plaques ont servi à la fabrication de toutes les semelles et âmes des profilés. Les échantillons avaient une épaisseur moyenne de 8.25 mm et une largeur moyenne de 40.13 mm;
- **Tirants d'acier** : 3 échantillons des tiges de 12.7 mm de diamètre (nominal).

Les dimensions données ainsi que les taux de chargement sont conformes aux exigences de la norme ASTM E 8M-04.

I.2.2 Essais de traction

Des essais de traction sur des échantillons des deux types d'acier utilisés ont permis de déterminer le module élastique, la limite élastique, la déformation à l'écroutissage, le module tangent à l'écroutissage, la résistance ultime et la déformation à l'ultime.

Le taux de chargement était d'environ 15 MPa/s pour les plaques d'acier et de 50 MPa/s pour les tirants. Un extensomètre était fixé sur l'échantillon afin de mesurer la déformation sur une longueur de 225 mm. À noter que les essais de traction sur les échantillons d'acier ont été effectués après que les tests sur les poteaux aient été réalisés.

Le Tableau I-4 donne les résultats obtenus des essais de traction. Même si elles ont été mesurées en laboratoire, les valeurs de module élastique surlignées en gris semblent un peu faibles par rapport aux autres valeurs obtenues.

Tableau I-4 Résultats des tests de traction des échantillons d'acier des profilés et des tirants

ACIER DES PROFILÉS						
Taille moyenne des échantillons testés : - Épaisseur : 8,25 mm - Largeur : 40,13 mm						
Essais	Module élastique (E_s - MPa)	Limite élastique (F_{ypl} - MPa)	Déformation à l'écrouissage (ϵ_{hard})	Module tangent à l'écrouissage (E_h - MPa)	Résistance ultime (F_{upl} - MPa)	Déformation ultime (ϵ_u)
<u>Série 1 :</u>						
Spécimen 1	-	403.5	-	2571	494.7	0.105602
Spécimen 2	175 321	408.2	0.005564	2747	500.6	0.103395
Spécimen 3	187 562	406.6	0.006873	2605	498.1	0.110383
<u>Série 2 :</u>						
Spécimen 1	217 252	400.2	0.008000	2501	492.3	0.108798
Spécimen 2	206 107	401.3	0.007264	2770	491.3	0.110237
Spécimen 3	201 843	400.9	0.007150	2556	493.9	0.110821
<u>Série 3 :</u>						
Spécimen 1	198 435	407.5	0.012284	2106	491.2	0.118136
Spécimen 2	199 737	407.8	0.012092	2150	492.3	0.123361
Spécimen 3	205 035	406.4	0.011398	2171	491.3	0.116106
Moyenne	198 912	404.7	0.008828	2464	494.0	0.111871
Écart-type	12 652	3.2	0.003	257	3.3	0.006

ACIER DES TIRANTS						
Taille moyenne des échantillons testés : - Diamètre : 12,75 mm						
Essais	Module élastique (E_s - MPa)	Limite élastique (F_{ypl} - MPa)	Déformation à l'écrouissage (ϵ_{hard})	Module tangent à l'écrouissage (E_h - MPa)	Limite ultime (F_{upl} - MPa)	Déformation ultime (ϵ_u)
Spécimen 1	206 255	486.7	0.014160	20 300	505.0	0.016382
Spécimen 2	203 866	483.5	0.013943	12 835	523.6	0.018734
Spécimen 3	204 230	497.2	0.013581	13 007	537.2	0.021307
Moyenne	204 784	489.1	0.013895	15381	521.9	0.018808
Écart-type	1 287	7.2	0.0003	4261	16.2	0.0025

La Figure I-4 illustre une courbe typique de la contrainte en fonction de la déformation axiale du spécimen No.3, provenant de la série No.2 des plaques d'acier.

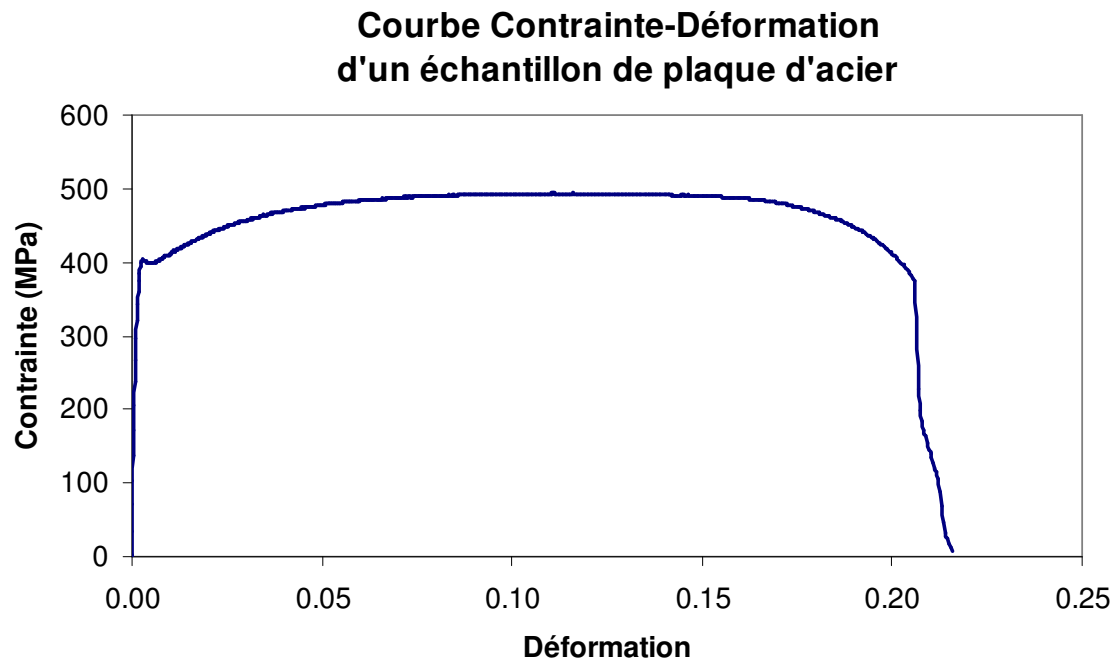


Figure I-4 Courbe contrainte-déformation d'un échantillon de plaque d'acier (Série No.2, Spécimen No.3)

En utilisant les valeurs moyennes des propriétés des plaques d'acier, le graphique de la Figure I-5 montre la correspondance entre une courbe contrainte-déformation expérimentale et la courbe contrainte-déformation qui sera utilisée par les modèles analytiques.

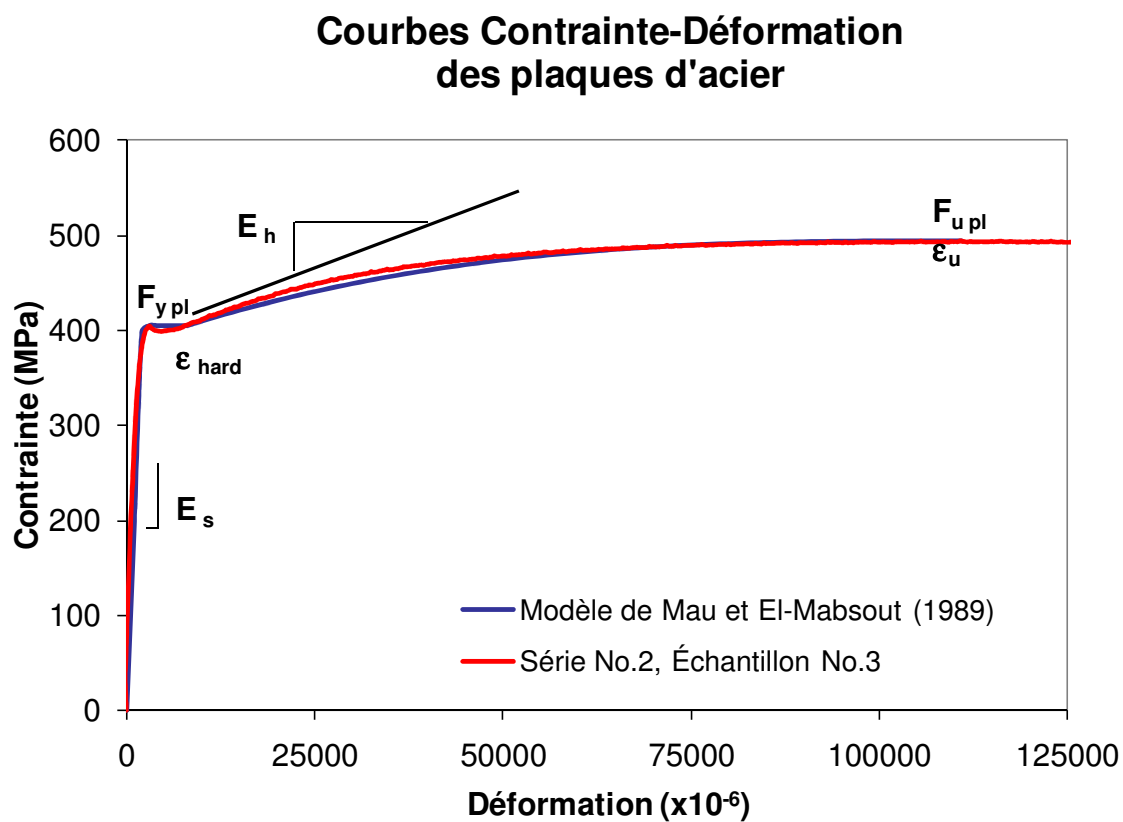


Figure I-5 Courbes contrainte-déformation expérimentale (Série No.2, Spécimen No.3) et analytique des plaques d'acier