



الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
Republique Algerienne Democratique Et Populaire
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي



Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة الشهيد الشيخ العربي التبسي - تبسة

Université Echahid Cheikh Larbi Tebessi – Tébessa –

Faculté des Sciences et de la Technologie

Département de Génie Civil

THESE

Présentée Par :

BOULAARES Said

Pour l'obtention du diplôme de

Doctorat En Sciences

En : **Génie Civil**

Spécialité : **Structures**

Sujet

**Analyse du comportement des poteaux creux en acier
remplis de béton**

Présentée et soutenue publiquement, le 01/ 12 /2022 devant le jury composé de :

BOUFARH Rafik	Maître de conférences A	Université de Tébessa	Président
HOUAM Abdelkader	Professeur	Université de Tébessa	Rapporteur
BOUTAGOUGA Djamel	Professeur	Université de Tébessa	Co- Rapporteur
HADIDANE Yazid	Maître de conférences A	Université d'Annaba	Examineur 1
MERDAS Abdelghani	Professeur	Université de Setif 1	Examineur 2
FERHOUNENoureddine	Professeur	Université d'Oum El-Bouaghi	Examineur 3
ABDERRAHMANI Sifeddine	Maître de conférences A	Université de Tébessa	Examineur 4

Année Universitaire : 2021/2022

DEDICACES

Je dédie ce modeste travail

A mes très chers parents

A ma chère femme et mes chers enfants

A mes chers frères et sœurs

A l'ensemble de mes amis et collègues de travail

Remerciements

Je remercie d'abord ALLAH le tout puissant qui m'a guidé et m'a donné la force et la volonté de réaliser ce travail.

Je remercie mon directeur de thèse. Monsieur HOUAM Abdelkader professeur au département de génie civil université de Tébessa, d'avoir accepté de diriger ce travail avec beaucoup de disponibilité et d'efficacité, pour m'avoir fait partager son expérience, pour les conseils et encouragements qu'il a su me prodiguer pendant toute la durée de cette thèse. Je voudrais aussi que mon co-directeur BOUTAGOUGA Djamel trouve ici tous mes meilleurs salutations et ma reconnaissance pour son aide ,les heures et les sacrifices pour corriger et donner ces remarques et commentaires importants m'ont permis de mieux aborder la rédaction de la thèse.

Je manifeste mes honnêtes remerciements à Monsieur BOUFRAH Rafik Maître de conférences A au département de génie civil université de Tébessa, pour l'honneur et le plaisir qu'il m'a fait en acceptant de présider ce jury.

Je remercie également les membres de jury : Monsieur HADIDANE Yazid, Maître de conférences A Université d'Annaba, Monsieur MERDAS Abdelghani, Professeur à Université de Setif 1, Monsieur FARHOUN Noureddine, Professeur à Université d'Oum El-Bouaghi, Monsieur ABDERRAHMANI Sifeddine, Maître de conférences A au département de génie civil université de Tébessa, d'avoir accepté d'évaluer et améliorer ce travail par leurs commentaires précieux.

Enfin, mes pensées vont, bien entendu, vers mes parents, mes frères, mes sœurs, ainsi que vers toute ma famille, leur soutien et leur compréhension ont été un atout majeur pour la réalisation du présent travail.

ملخص

في هذه الأطروحة، نقدم نتائج برنامجين تجريبيين لدراسة قدرة تحمل الأعمدة المجوفة من الفولاذ والفولاذ المقاوم للصدأ المملوءة بالخرسانة.

أولاً، من خلال البرنامج التجريبي الأول، أجرينا دراسة تجريبية على 18 عموداً دائرياً قصيراً، منها 9 أعمدة فولاذية و 9 أعمدة من الفولاذ المقاوم للصدأ. الهدف هو دراسة تأثير عدد ومواقع اللحامات (الجانبية والطولية) على سلوك الأعمدة المركبة. قمنا بمقارنة قدرات تحمل الأعمدة المركبة التي تم قياسها تجريبياً بالقيم النظرية لـ Eurocode 4 و AISC 360-16 والمعادلة التي اقترحها الباحثين Lam-Giakoumelis. أظهرت جميع النتائج التي تم الحصول عليها بواسطة كود AISC 360-16 توافقاً جيداً مع النتائج التجريبية، ومن ناحية أخرى، فإن النتائج المحسوبة بواسطة EC4 والمعادلة التي اقترحها Lam و Giakoumelis لم تكن متحفظة.

بعد ذلك، نفذنا برنامجاً تجريبياً ثانياً، اعتمدنا من خلاله ما يسمى أسلوب تصميم التجارب، باستخدام إصدار برنامج MINITAB 19. يقدم هذا البرنامج مجموعة واسعة من وظائف التحليل الإحصائي وأدوات الرسوم البيانية. ويسمح بعرض دقيق للنتائج. باستخدام تصميم مخطط عاملي كامل، والذي تطلب منا استخدام 16 اختباراً، فإن العوامل (المعلمات) المدروسة هي: سمك الفولاذ (1.2، 2) مم، الشكل الهندسي (دائري، مربع)، القوة المميزة للخرسانة بعمر 28 يوماً (20، 25) ميغا باسكال وقوام الخرسانة (متين، شديد البلاستيك). الهدف هو دراسة تأثير التفاعل بين العوامل المختلفة على سلوك الأعمدة الفولاذية المجوفة والمملوءة بالخرسانة. قمنا بفحص أربعة عوامل، أظهر اثنان منها تأثيراً كبيراً على قوة تحمل التجريبية للأعمدة المركبة.

الكلمات المفتاحية: اللحامات الجانبية والطولية، قدرة التحمل، طريقة عدم الاستقرار، تصميم التجارب، تصميم عاملي

RESUME

Dans cette thèse, nous présentons les résultats de deux programmes expérimentaux portant sur la capacité portante des poteaux creux en acier et en acier inoxydable laminé à froid à parois mince remplis de béton.

D'abord, à travers le premier programme expérimental, nous avons étudié expérimentalement 18 poteaux mixtes courts circulaires, dont 9 poteaux en acier et 9 poteaux en acier inoxydable. L'objectif est d'étudier l'effet du nombre et des emplacements des soudures (latérales et longitudinales) sur le comportement des poteaux mixtes. Les capacités portantes des poteaux mixtes mesurées expérimentalement sont comparées aux valeurs prédites par Eurocode 4, AISC 360-16 et l'équation proposée par Giakoumelis et Lam. L'ensemble des résultats obtenus par le code AISC 360-16 ont montré une bonne concordance par rapport aux résultats expérimentaux, par contre les prédictions calculées par l'EC4 et l'équation proposée par Giakoumelis et Lam n'ont pas été conservatives.

Ensuite, nous avons effectué un deuxième programme expérimental, à travers lequel, nous avons adopté la méthode dite plans d'expériences, en utilisant le logiciel MINITAB version 19. Ce logiciel offre un large éventail de fonction d'analyse statistique et d'outils graphiques, et permet une présentation précise des résultats. A l'aide d'une conception de plan factoriel complet, qui nous a imposé d'utiliser 16 essais, les facteurs (paramètres) étudiés sont : l'épaisseur des profilés (1,2, 2) mm, la forme géométrique (circulaire, carrée), la résistance caractéristique du béton à l'Age de 28 jours (20, 25) MPa et la consistance du béton (ferme, très plastique). Le but est d'étudier l'effet de l'interaction entre les différents facteurs sur le comportement des poteaux creux en acier galvanisé remplis de béton. Nous avons examiné quatre facteurs dont deux ont montré un effet significatif sur la charge portante expérimentale des poteaux mixtes.

Mots clés : soudures latérales et longitudinales, capacité portante, mode d'instabilité, plans d'expériences, plan factoriel complet, l'interaction, poteaux mixtes.

ABSTRACT

In this thesis, we present the results of two experimental programs investigating the bearing capacity of thin-walled cold-rolled steel and stainless steel hollow columns filled with concretes.

First, through the first experimental program, we experimentally studied 18 circular short composite columns including 9 concrete-filled steel columns and 9 concrete-filled stainless steel columns were experimentally studied in this part. The objective of this study is to shed light on the effect of the number and arrangement of lateral and longitudinal welds on the resistance and behavior of concrete-filled composite columns. Based on the results obtained, it was confirmed that weld joints have slight effect on the bearing capacity and instability modes of the studied composite columns. Lateral and longitudinal welds were very successful in conveying compression and bending efforts. The experimentally measured load-bearing capacities of the composite columns were compared to those predicted by Eurocode 4, AISC360-16 and the equation proposed by Giakoumelis and Lam. All the results predicted by the AISC360-16 code showed a good concordance with the experimental test results. However, the predictions calculated by the EC4 and the equation proposed by Giakoumelis and Lam were not conservative.

Then, we carried out a second experimental program, through which we adopted the so-called design of experiments method, using MINITAB software version 19. This software offers a wide range of statistical analysis function and graphic tools, and allows accurate presentation of the results. Using a complete factorial design, which required us to use 16 tests; we examined four factors, two of which showed a significant effect on the experimental carrying load of the Composite columns. These factors (parameters) are: plate thickness, the geometric shape, the compressive strength of concrete at 28 days and the consistency of concrete. A total of 16 stubs have been analyzed. The purpose of this study is to shed some light on the effect of the interaction between different factors on the behavior of hollow columns in welded stainless steel filled with Concrete.

Keywords: lateral and longitudinal welds, bearing capacity, mode of instability, experiment designs, complete factorial design, interaction, Composite columns.

TABLE DES MATIERES

Dédicace	i
Remerciements	ii
ملخص	iii
Résumé	iv
Abstract	v
Table des matières	vi
Liste des figures	xi
Liste des tableaux	xiv
Liste des symboles	xv
Introduction générale	1
CHAPITRE I : COMPORTEMENT DES POTEAUX TUBULAIRES REMPLIS DE BETON	
1.1 Définition	8
1.2 Avantage des poteaux mixtes	8
1.3 Les différents types de poteaux mixtes	8
1.4 Les poteaux courts	10
1.4.1 Définition	10
1.4.2 Diagramme d'interaction	10
1.4.3 Poteaux axialement chargés	11
1.5 Mode de rupture	11
1.6 Phénomène de comportement mécanique des poteaux mixtes	12
1.7 Flambement du poteau	15
1.7.1 Equation de calcul pour le flambement.....	17
1.7.2 Voilement des sections minces	18
1.8 Interaction entre le noyau béton et le tube en acier.....	20
1.8.1 Mécanismes de transfert de charge	20
1.8.2 Résistance résiduelle en cas de rupture de cisaillement plane.....	20
1.8.3 Mécanismes de transfert de cisaillement	21
1.8.3.1 Adhérence	22
1.8.3.2 Contact d'interface	22
1.8.4 Résistance au cisaillement	23
1.9 Les tendances actuelles sur l'élaboration des nouveaux aciers.....	24
1.9.1 Classification des aciers suivant profils	24
1.9.1.1 Les tôles	24
1.9.1.2 Les fers plats	25

1.9.1.3 Les larges plats	25
1.9.1.4 Les cornières	25
1.9.1.5 Poutrelles	25
1.9.1.6 Les fers en U	25
1.9.1.7 Les ronds et tubes	26
1.9.1.8 Les fers en T	26
1.10 Découpages des tôles	26
1.11 Contact avec d'autres métaux	26
1.12 La soudure	27
1.12.1 Introduction	27
1.12.2 Procédés de soudage	28
1.12.3 Les procédures de soudage des tubes	29
1.12.3.1 Soudage à l'arc électrique	29
1.12.3.1.1 Soudage manuel à l'arc électrique avec électrode enrobée	29
1.12.3.1.2 Technique du soudage par l'électrode	30
1.12.3.1.3 Soudage à l'arc électrique type TIG (Tungsten Inert Gaz)	31
1.12.4 Les procédés de soudage MIG/MAG	32
1.12.5 La géométrie d'un joint soudée bout à bout des tubes	33
1.12.6 Composition d'un chanfrein en bout de tube	33
1.12.6.1 Le chanfreinage	33
1.12.6.2 Le dressage	34
1.12.6.3 Le délardage intérieur	34
1.13 Aspect thermique du soudage	34
1.14 Constitution du cordon de soudure	35
1.15 Défaut des soudures	35
1.16 Conclusion	36

CHAPITRE II : ETUDE EXPERIMENTALE DES POTEAUX CIRCULAIRES MIXTES EN ACIER ET EN ACIER INOXYDABLE AVEC DIFFERENTS EMPLACEMENT DES SOUDURES

2.1 Introduction	37
2.2 Echantillons	37
2.3 Processus de fabrication de tubes en acier	37
2.4 Descriptions des échantillons d'essais	39
2.5 Programme expérimental	40
2.5.1 Coffrage	40
2.5.2 Coulage	40
2.5.3 Configuration des tests	41

2.5.4 Comparaison de la résistance par de codes de conceptions.....	42
2.5.4.1 Eurocode 4	42
2.5.4.2 Code AISC 360-16 R 2019.....	43
2.5.4.3 Résistance à la compression par Giakoumelis et Lam	44
2.6 Analyse et interprétation des résultats.....	45
2.6.1 Mécanisme de rupture des tubes remplis de béton CFST	52
2.7 Conclusion	54
 CHAPITRE III : GENERALITES SUR LES PLAN D'EXPERIENCES ET LES NOTIONS DE STATISTIQUES	
3.1 Introduction	56
3.2 Définition et domaine d'application des plans d'expériences.....	56
3.3 Vocabulaire	57
3.3.1 Facteur	57
3.3.2 Réponses	57
3.4 Domaine expérimental et domaine d'étude.....	57
3.5Matrice d'expérience	58
3.6 Effet d'un facteur	58
3.7 Interaction	59
3.8 Modèle mathématique	59
3.9 Différents types des plans d'expériences	60
3.9.1 Plans de mélanges	60
3.9.2 Plans criblage	60
3.9.2.1 Plans factoriels complet à 2 niveaux	60
3.9.2.2 Plans fractionnaires à deux niveaux	61
3.9.2.3 Les plans de Placktt-Burman.....	61
3.10 Plans de modélisation	62
3.10.1 Les plans de Doehlert	62

3.10.2	Les plans composites centrés.....	63
3.10.3	Les plans de Box-Behnken.....	64
3.11	Logiciels des plans d'expériences.....	65
3.12	Technique d'analyse.....	65
3.12.1	Analyse de la variance.....	65
3.12.2	Probabilité P.....	66
3.12.3	Coefficients de détermination (R^2 , R^2 ajusté).....	67
3.13	Validation du modèle.....	67
3.14	Conclusion.....	69
CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT DES POTEAUX CREUX EN ACIER GALVANISE SOUDE REMPLIS DE BETON PAR LA METHODOLOGIE DES PLANS D'EXPERIENCES		
4.1	Introduction.....	70
4.2	Programme expérimental.....	70
4.2.1	Acier.....	71
4.2.2	Béton.....	71
4.3	Préparation du plan d'expérience.....	72
4.3.1	Choix des paramètres (facteurs) qui pourraient être influents sur la capacité portante (réponse) des poteaux mixtes.....	72
4.3.2	Choix de la réponse.....	73
4.4	Expérimentation.....	73
4.5	Interprétation des résultats des calculs.....	74
4.5.1	Représentation graphique des effets.....	74
4.5.1.1	Diagramme de pareto.....	74
4.5.1.2	Modèle mathématique.....	75
4.5.1.3	Diagramme des effets principaux.....	76
4.5.1.4	Déterminations des effets significatifs et des coefficients du modèle.....	76
4.5.1.5	Diagramme des interactions.....	77

4.6 Conclusion	79
----------------------	----

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale.....	81
--------------------------	----

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Références	84
------------------	----

Annexe A : Formulations et essais sur béton	88
--	-----------

A.1 Introduction	88
------------------------	----

A.2 Caractérisation des des constituants	88
--	----

A.3 Formulation du béton par la méthode « DREUX GORISSE».....	94
---	----

A.4 Eprouvettes d'essais	102
--------------------------------	-----

A.5 Résultats	104
---------------------	-----

Annexe B : Certificats d'étalonnage (presse à béton + comparateurs)	105
--	------------

LISTE DES FIGURES

Figure	Description	page
Figure 1.1	Poteaux totalement enrobés	9
Figure 1.2	Poteaux partiellement enrobés	9
Figure 1.3	Poteaux creux remplis de béton	9
Figure 1.4	Courbe d'interaction M-N(flexion mono-axiale)	10
Figure 1.5	Effet de l'élançement sur le mode de rupture	12
Figure 1.6	Flambement de pied d'éléphant dans un tube ou une coque en acier.....	12
Figure 1.7	Courbes contraintes déformations d'un béton confiné et non confiné	14
Figure 1.8	Béton efficacement confiné pour les poteaux en béton armé par convention et poteaux mixtes remplis de béton	14
Figure 1.9	Distribution de la pression latérale de confinement	15
Figure 1.10	Courbe de flambement des poteaux	17
Figure 1.11	Effets de liaison dus (a) à la courbure et (b) aux variations de la forme du béton en acier (c) micro-interlocking dû aux irrégularités extérieures	20
Figure 1.12	(a) Mode typique de rupture de cisaillement dans le poteau circulaire remplis de béton court et (b) cisaillement idéalisé modèle plat pour prévoir la charge résiduelle dans le noyau béton	21
Figure 1.13	Mécanisme de transfert de cisaillement	21
Figure 1.14	Transfert de cisaillement entre le tube en acier et le noyau béton.....	24
Figure 1.15	Forme des tubes des poteaux mixtes	26
Figure 1.16	Principe d'une soudure	27
Figure 1.17	Schéma d'un cordon de soudure	27
Figure 1.18	Les différents procédés de soudage à l'arc électrique	29
Figure 1.19	Principe de la procédée du soudage SMAW	30
Figure 1.20	La géométrie d'un joint soudée bout à bout	34
Figure 2.1	Schémas des poteaux mixtes avec différents emplacement des soudures.....	38
Figure 2.2	Coffrage de coté inferieure du poteau	40
Figure 2.3	Les profils remplis de béton	41

Figure 2.4 18 tubes en aciers et en acier galvanisées soudés et remplis de béton.....	42
Figure 2.5 Configuration de l'essai de compression avec les comparateurs utilisés pour la mesure de déplacement vertical et horizontal	42
Figure 2.6 Comparaison de la charge des poteaux en acier inoxydable entre les différents codes	47
Figure 2.7 Comparaison de la charge des poteaux en acier entre les différents codes	47
Figure 2.8 Influence du nombre et de la disposition des soudures sur le déplacement axial correspondant à la rupture de la soudure	48
Figure 2.9 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S1).....	49
Figure 2.10 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S2).....	49
Figure 2.11 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S3).....	50
Figure 2.12 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S4).....	50
Figure 2.13 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S5).....	51
Figure 2.14 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S6).....	51
Figure 2.15 Mode de rupture des poteaux circulaires en acier remplis de béton.....	53
Figure 2.16 Mode de rupture des poteaux circulaires en acier inoxydable remplis de béton	53
Figure 3.1 Définition du domaine d'étude	58
Figure 3.2 Illustration de l'effet d'un facteur	59
Figure 3.3 Illustration d'une interaction	59
Figure 3.4 Plan de Doehlert pour 3 facteurs	63
Figure 3.5 Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan composite centré à 3 facteurs	64
Figure 3.6 Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs	64
Figure 3.7 Différents écarts	66
Figure 4.1 Echantillons circulaires et rectangulaires vides	71
Figure 4.2 Echantillons remplis de béton	71
Figure 4.3 Diagramme de pareto des effets normalisés	57
Figure 4.4 Représentation graphique des réponses calculées en fonction des réponses expérimentale	75

Figure 4.5	Diagramme des effets principaux sur charge portante expérimentale.....	76
Figure 4.6	Effets des facteurs principaux sur la charge portante expérimentale.....	77
Figure 4.7	Diagramme des effets d'interactions des facteurs sur la charge portante expérimentale	78
Figure 4.8	Effets des facteurs sur la charge portante expérimentale	79
Figure A.1	Identification CPJ-CEM II/A M(P-L)42,5 l'usine GICA (ELMALABIOD).....	88
Figure A.2	Sable concassé 0/5	89
Figure A.3	Courbe granulométrique pour sable concassé0/5	89
Figure A.4	La masse volumique	90
Figure A.5	Equivalent de sable	91
Figure A.6	Courbe granulométrique pour gravillon3/8	92
Figure A.7	Courbe granulométrique pour gravillon8/15	93
Figure A.8	Adjuvant Sikplast BV+40	94
Figure A.9	Courbe du mélange	99
Figure A.10	Outils et produits et éprouvettes surfacées	103

LISTE DES TABLEAUX

Tableau	Description	page
Tableau 2.1	Propriétés géométriques et matérielles des poteaux mixtes	39
Tableau 2.2	Composition du béton utilisé pour le remplissage de poteaux creux.....	40
Tableau 2.3	Les valeurs limites dans EC4 et AISC 360-16 R19 pour les poteaux mixtes circulaires	44
Tableau 2.4	Comparaison des résultats des essais expérimentaux avec les résultats du modèle des codes des conceptions	45
Tableau 2.5	Résultats des déplacements axiaux d'essais expérimentaux	48
Tableau 3.1	Plan de Box-Behnken pour 3 facteurs	65
Tableau 4.1	Différentes composition pour 1m ³ du béton	72
Tableau 4.2	Facteurs et domaine d'étude du plan factoriel complet	73
Tableau 4.3	Plan factoriel complet (PFC) d'après la matrice d'expérimentation.....	74
Tableau 4.4	Effets et coefficients estimés pour la charge portante expérimentale	76
Tableau A.1	Résultat de l'analyse granulométrique de sable	89
Tableau A.2	Désigne la nature du sable en fonction de l'équivalent de sable.....	91
Tableau A.3	Equivalent de sable	91
Tableau A.4	Résultat de l'analyse granulométrique gravillon 3/8	92
Tableau A.5	Résultat de l'analyse granulométrique gravillon 8/15	93
Tableau A.6	Valeurs approximatives du coefficient granulaire G	95
Tableau A.7	Correction du dosage en eau	96
Tableau A.8	Optimisation de la compacité en fonction du type de vibration de la forme des granulats et du dosage en ciment	97
Tableau A.9	Pourcentage de granulats	100
Tableau A.10	Coefficient de compacité	100
Tableau A.11	Différentes composition pour 1 m ³ du béton	102
Tableau A.12	La classe d'affaissement du béton	103
Tableau A.13	Résultats de compression du béton à 28 jours	104

LISTE DES SYMBOLES

σ	Contrainte de traction
σ_e	Contrainte d'écoulement
ξ	Facteur de confinement
$\bar{\lambda}$	Elancement d'un élément
λ	Elancement réduit d'un élément
χ	Coefficient de réduction relatif
μ	Coefficient de frottement
γ_v	Facteur partiel de sécurité
a^2	Section de l'éprouvette
Aa	Aire de la section transversale de l'acier
Ac	Aire de la section transversale du béton
Aeff	Section effective
As	Aire de la section transversale de l'armature
b	Largeur d'une section
C	Dosage en ciment
d	Diamètre extérieur d'un profil creux rond en acier
E	Dosage en eau
Ea	Module de Young
Ecm	Valeur moyenne du module sécant du béton
E	La rigidité flexionnelle du poteau mixte relative au plan de flambement considéré
E/C	Rapport eau sur ciment
ES	Equivalent de sable par piston
fck	Résistance caractéristique sur cylindre du béton à l'âge considéré

F	Charge de rupture
f_y	La contrainte d'écoulement de l'acier
H	Hauteur d'une section
i	Rayon de giration d'une section
I _a	Inertie flexionnelle du profil en armature
I _c	Inertie flexionnelle du profil en béton
I _s	Inertie flexionnelle du profil en acier
K _e	Facteur de correction prenant en compte la fissuration du béton
ℓ	Longueur critique de flambement
N _{pl}	Force de plastification
N _{Sd}	L'effort de compression sollicitant de calcul
N _{pl.Rd}	Résistance d'une section transversale sous une charge axiale de compression
N _{cr}	Charge critique d'Euler
N _{pl}	Force de plastification
N _{Sd}	L'effort de compression sollicitant de calcul
N _{b.Rd}	Résistance d'un élément susceptible de flamber par flexion
N _{G.Sd}	La fraction de la charge axiale
N _{ue}	Charge ultime expérimentale
N _{uc}	Charge ultime prévue selon l'Eurocode
t	Épaisseur de la paroi d'un profil creux rempli du béton
R ²	Coefficient de détermination
R ² _{aju}	Coefficient de détermination ajusté
F _g	Forme géométrique de la section transversale
A	Consistance du béton
f _{cc} et e _{cc}	Désignent respectivement la résistance maximale et la déformation correspondante sous l'action d'une pression hydrostatique latérale

INTORODUCTION GENERALE

Introduction Générale

1. Généralités

Les poteaux creux en acier remplis de béton sont utilisés depuis longtemps dans les grands bâtiments et les ponts, en raison de leurs excellentes caractéristiques de performance structurelle. Par la combinaison des caractéristiques bénéfiques de l'acier et de béton, des conceptions économiques et de haute performance peuvent être réalisées. Les poteaux mixtes offrent une résistance élevée, une haute ductilité, une rigidité élevée, une haute résistance au feu. De plus, les tôles d'acier servent de coffrage permanent pour le béton, ce qui réduit le temps et les coûts de construction.

Ces dernières années, la protection de l'environnement s'est accrue dans divers pays, les chercheurs dans le domaine du génie civil se sont concentrés sur la réutilisation des déchets de construction et des usines. Parmi ces déchets, nous citons les chutes des tôles en acier et acier inoxydable.

2. Quelques revues de recherche

Le comportement structurel des poteaux creux en acier remplis de béton CFST (Concrete Filled Steel Tube) a été largement étudié par les chercheurs depuis le début des années 1960. Certaines des premières enquêtes sur le comportement des poteaux mixtes ont été réalisées par Kloppel et Goder (1957), Furlong (1967), Knowles et Park (1969, 1970), Bridge (1976) et Shakir-Khalil et Zeghiche (1989).

Dans ce qui suit, nous présentons quelques recherches qui ont été menées sur des poteaux mixtes dans ces dernières années et qui ont montré l'effet des paramètres susceptibles d'avoir plus d'influence sur le comportement des poteaux creux en acier remplis de béton :

En 2004, Giakoumelis et Lam ont étudié les effets de l'épaisseur de paroi du tube circulaire et carrée en acier, de la force de liaison entre le béton et le tube d'acier et de la résistance à la compression de béton sur le comportement des poteaux mixtes (CFST) sous charge axiale. 15 poteaux ont été testés selon différentes valeurs : une résistance du béton de 30, 60 et 100 N/mm², rapport D/t de 22,9 à 30,5. Tous les poteaux ont même dimensions (114 mm de diamètre et 300 mm de longueur), Les résultats obtenus sont comparés aux valeurs prédites par l'Eurocode 4, les normes australiennes et les codes américains. On a observé que l'effet dû au retrait du béton est critique pour le béton à haute résistance et négligeable pour le béton à résistance normale. Les trois codes prédisaient des valeurs inférieures à celles mesurées expérimentalement. L'Eurocode 4 donne la meilleure estimation pour le CFST avec du béton normal et à haute résistance. [1]

En 2010, Manojkumar V. Chitawadagi et al. ont présenté l'effet des changements de diamètre du tube d'acier (D), de l'épaisseur de paroi de l'acier tube (t), de la résistance du béton de remplissage (f_{cu}) et de la longueur du tube (L) sur la charge axiale ultime (P_{ue}) et sur le déplacement ultime (δ_{ue}) des tubes circulaires en acier remplis de béton (CFST). L'approche de Taguchi avec un réseau orthogonal L9 est utilisée pour réduire le nombre d'expériences. À l'aide d'expériences initiales, des modèles de régression linéaire sont développés pour prédire la charge axiale et le déplacement axial à l'extrémité point. Au total, 243 poteaux circulaires CFST sont testés pour vérifier l'exactitude de ce modèle à trois facteurs et à trois niveaux. Les résultats expérimentaux sont analysés à l'aide de l'analyse de variance pour étudier le facteur le plus influant sur la résistance et sur le déplacement axial des échantillons CFST. Des comparaisons sont faites entre la capacité portante expérimentale des poteaux mixtes et la capacité portante prédite par les codes de conception existants, AISC-LRFD-2005 et EC4-1994. [2]

En 2011, Lee et al. ont effectué des tests sur onze colonnes circulaires CFST courtes qui ont été excentriquement chargées. Les variables de test comprenaient la résistance du matériau, le rapport D/t , et le rapport d'excentricité de chargement (e/D). Les tubes en acier avaient des rapports D/t variés entre 40 et 100. La limite d'élasticité de l'acier était comprise entre 468 MPa et 517 MPa tandis que des bétons de différentes résistances de 31,5 MPa et 59 MPa ont été utilisés pour couler ces spécimens. Les colonnes ont été soumises à deux rapports e/D différents de 0,167 et 0,5. Les résultats des tests ont indiqué que pour les colonnes dont le rapport D/t était supérieur à 40, il n'y a pas d'amélioration significative dans leurs résistances ultimes. De plus, les colonnes CFST avec un béton à faible résistance avaient une meilleure ductilité. La capacité portante prédite par les codes de conception des poteaux mixtes l'Eurocode 4 (1994), AISC 360-05 (2005), KBCS (2009) a été comparée aux résultats expérimentaux. Il a été constaté que AISC 360-05 et KBCS fournissaient des estimations de résistance avec précision raisonnable par rapport aux données d'essai alors que l'Eurocode 4 surestimait la capacité portante des poteaux creux remplis de béton CFST. [3]

En 2011, Uy et al. ont présenté des résultats expérimentaux sur la capacité portante des colonnes minces et courtes tubulaires en acier inoxydable (CFST) chargées concentriquement et excentriquement. L'acier inoxydable a été utilisé pour construire ces colonnes dont les rapports D/t allaient jusqu'à 101,6. D'après les résultats expérimentaux, on a pu constater que les performances de déflexion des colonnes CFSST étaient affectées par l'écroutissement distingué de l'acier inoxydable. Les colonnes CFSST avaient une ductilité plus élevée que les

colonnes CFST. Les charges ultimes expérimentales des colonnes CFSST ont été comparées à celles calculées par AS 3600 (2009), Eurocode 4 (2004), AISC 360-05 (2005) et DBJ/T 13-51 (2010). On a découvert que ces codes de conception fournissent généralement des estimations de résistance conservatrices car l'écroutissement de l'acier inoxydable n'était pas pris en compte dans les codes de conception. [4]

En 2014, Nouredine Ferhoune a présenté des résultats expérimentaux effectués sur des tubes rectangulaires soudés avec parois minces remplis de béton dont le gravier a été remplacé par un laitier cristallisé de 10mm. Les tubes ont été faits en acier laminé à froid avec une section transversale : $100 \times 70 \times 2 \text{ mm}^3$. Les principaux paramètres étudiés étaient la hauteur de tube (200, 300, 400, 500mm), le type du béton de remplissage, la soudure continue et les charges excentriques appliquées. Les essais sont faits après 28 jours de coulage. Un total de 20 tubes a été testé : 4 tubes soumis à la compression d'une charge axiale et 16 tubes soumis à une compression d'une charge excentrée. L'objectif de l'étude est de fournir quelques évidences de l'utilisation du laitier broyé qui pourrait être intégré dans la fabrication du béton. Les charges de rupture ont été prédites en utilisant le Eurocode4 et la formule de conception proposée par B. Uy et Z. Vrcelj. Ce dernier a confirmé que la longueur de tube et la charge excentrée ont un effet sur la capacité portante. Le mode de rupture des colonnes mixtes était un mode de voilement local. La charge prédite par l'Eurocode4 était généralement en bon accord avec les résultats expérimentaux. Les résultats de la méthode de conception proposée par Vrcelj et B. Uy étaient généralement conservatrices par rapport aux charges expérimentales, à l'exception des résultats des colonnes d'une charge excentrée avec 400 mm et 500 mm de hauteur. [5]

En 2015, Talha Ekmekyapara étudié expérimentalement 18 poteaux pour évaluer la performance des colonnes soudées latéralement et longitudinalement. Les paramètres étudiés sont : rapports L/D (colonnes courtes, moyennes et longues), rapports D/t et différents emplacements de soudure latérale. Il a démontré que les ruptures des joints de la soudure ont de légers effets sur la capacité portante et le mode de rupture. Cependant, l'ouverture des joints de la soudure réduit la ductilité. Aussi, les soudures latérales réussissent très bien à transmettre des effets de compression et de flexion. On peut en déduire que les joints de soudure latérale ont le potentiel de diriger des conceptions fiables et économiques pour les poteaux creux en acier soudés remplis de béton. [6]

En 2017, Ekmekyapar et AL-Eliwi, dans leur article, présentent 18 essais effectués sur des poteaux creux circulaires courts, moyens et longs en acier remplis de béton (CFST). Les

paramètres étudiés sont : l'effet de confinement, trois rapports L/D , deux rapports D/t , deux qualités d'acier et trois classes du béton. Les résultats obtenus ont été comparés avec les codes AISC360-10 et Eurocode 4. Les prédictions EC4 indiquent une bonne concordance avec les résultats expérimentaux. Cependant, les prédictions AISC 360-10 sont prudentes pour toutes les combinaisons des paramètres. Les limites d'application d'EC4 peuvent être élargies pour avoir des solutions de colonnes aux propriétés plus larges. [7]

En 2017, Meriem Senani étudie expérimentalement la capacité portante des poteaux creux en acier laminé à froid à parois mince remplis des bétons de sable. Au total, 45 poteaux de section carrée ont été testés. Les principaux paramètres étudiés sont : hauteur du spécimen (50mm-100mm-150mm-200mm-300mm-400mm-500mm), type et taux des connecteurs de cisaillement, forme géométrique de la section transversale (carré, rectangulaire), type de la charge appliquée (uni-axiale, excentrique) et type du béton de remplissage (béton ordinaire et béton de sable de laitier à différente fraction). Toutes les charges d'écrasement ont été prédites analytiquement en utilisant le règlement Euro code 3 dans le cas des poteaux en acier, et Euro code 4 pour les poteaux mixtes. Elle a confirmé que la longueur des tubes, et l'utilisation des connecteurs ont un effet considérable sur la capacité portante et le mode de rupture. Dans tous les tubes testés, elle a observé que le remplissage des tubes vides par du béton de sable améliore la capacité portante et retarde le problème d'instabilité des tubes composés. [8]

En 2017, Wang et Al. ont étudié expérimentalement 36 poteaux mixtes courts circulaires CFST. Les paramètres étudiés sont : différents diamètres (de 150 à 469mm) et pourcentage de la quantité d'acier (de 4 à 10%). La résistance caractéristique à la compression du béton est de 62 MPa. Les résultats des tests ont montré que la contrainte axiale maximale des poteaux mixtes circulaire CFST a diminué en fonction de l'augmentation du diamètre et du pourcentage de la quantité d'acier. Cependant, les équations de conception actuelles n'ont aucune disposition spécifique concernant l'effet de taille. [9]

En 2020, Voraphol Horsangchaia et Akhrawat Lenwarib ont étudié expérimentalement 335 spécimens. Les principaux paramètres variables dans cette étude sont : résistance à la compression, taille et élancement de la colonne, facteur de confinement et méthode de fabrication de tubes en acier. Les capacités portantes des poteaux en tube d'acier remplis de béton (CFST) mesurées expérimentalement sont comparées aux valeurs prédites par l'AISC 360-16 et l'Eurocode 4. D'après l'AISC 360-16, on constate que les équations de la résistance prédisent de manière prudente la résistance à la compression du CFST circulaire. Cependant,

la méthode simplifiée de l'Eurocode 4 n'est pas recommandée pour les poteaux CFST carrés lorsque la limite d'élasticité du tube en acier ou le rapport d'élançement du tube dépasse les limites du code. [10]

En résumant, tous les chercheurs cités auparavant ont concentré leurs recherches sur les paramètres influençant sur le comportement des poteaux creux en acier remplis de béton : résistances du béton, type du béton de remplissage, nuances d'acier, géométriques (forme, élançement, épaisseur du tube, etc.), chargement (centré, excentré) ainsi que l'interaction acier-béton.

Suite à ces recherches, notre travail de recherche forme une contribution à la compréhension du comportement des tubes creux minces soudés remplis de béton soumis à une compression axiale.

3. Objectifs de la recherche

L'objectif principal de ce travail est d'étudier expérimentalement les effets du nombre et de l'emplacement des soudures ainsi que de l'interaction de différents paramètres sur le comportement des poteaux mixtes. Pour ce faire, nous avons divisé notre programme expérimental en deux parties :

La première : 18 poteaux circulaires mixtes courts à parois minces, dont 9 poteaux en acier et 9 poteaux en acier inoxydable. Tous les échantillons ont les mêmes dimensions (160 mm x 300 mm x 2 mm). Les principaux paramètres étudiés sont le nombre de soudures et l'emplacement (latéral et longitudinal) et le type de l'acier (acier et acier inoxydable), tous ont été testés sous charge de compression axiale.

Les spécimens sont subdivisés en trois groupes qui ont été considérés pour examiner le comportement de la soudure latérale et longitudinale.

- le Premier : trois tubes soudés longitudinalement par un, deux et trois joints sans soudure latérale (PS-1V -0 H, PS-2V -0 H, PS-3V -0H).
- le deuxième : trois tubes soudés longitudinalement par un, deux et trois joints de soudure continue avec un seul joint de soudure latérale (PS-1V-1H, PS-2V-1H, PS-3V -1H).
- enfin, le troisième se compose de trois tubes soudés longitudinalement par un, deux et trois joints de soudure décalée avec un joint de soudure latérale (PSD-1V -1H, PSD-2V -1 H, PSD-3V -1H). Ces trois groupes sont applicables pour les tubes en acier et en acier inoxydable.

Les principaux points traités sont les suivants :

- l'étude des caractéristiques mécaniques du béton utilisé dans le remplissage des tubes ;
- l'étude de l'effet de l'emplacement de la soudure sur la capacité portante des tubes remplis.
- évaluer les capacités portante des tubes remplis de béton, selon Eurocode 4[11], AISC360-16 [12] et l'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1], respectivement.
- déterminer le mode de rupture des tubes en acier et en acier inoxydable remplis de béton.

La seconde : 16 spécimens ont été testés sous chargement compressif centrique. Les paramètres étudiés sont l'épaisseur de la tôle (e), la résistance caractéristique du béton (R_c), la forme géométrique (F_g), la consistance du béton (A).

16 poteaux mixtes courts à parois minces, dont 08 poteaux en acier carrés ($a=b=160$ mm x $h=320$ mm) et 08 poteaux circulaires ($\phi=160$ mm x $h=320$ mm). Les principaux paramètres étudiés sont l'épaisseur des profilés (1.2, 2) mm, la forme géométrique (circulaire, carrée), la résistance caractéristique du béton à l'Age de 28 jours (20, 25) MPa, la consistance du béton (ferme, très plastique).

Pour comprendre le comportement des poteaux mixtes, une conception statistique du plan factoriel complet a été utilisée pour identifier les facteurs qui ont des effets significatifs sur la charge portante expérimentale. Les analyses statistiques sont modélisées à l'aide du logiciel Minitab19.

4. Présentation de la thèse

La présente thèse est organisée en deux parties, divisées en quatre chapitres :

- la première partie est consacrée à une étude expérimentale de dix-huit poteaux circulaires mixtes afin d'étudier les effets du nombre et de différents emplacements des soudures sur le comportement des poteaux mixtes. Elle contient deux chapitres :
 - le chapitre 1 : présente le comportement des poteaux creux en acier remplis de béton. De plus, il décrit le transfert d'effort de cisaillement des mécanismes à l'interface entre le béton et l'acier et les différents types de soudures.
 - le chapitre 2 : est consacré à une étude expérimentale des poteaux circulaires mixtes en acier et en acier inoxydable soudés avec différents emplacements (latérale et longitudinale) ainsi que la formulation du béton utilisé dans le remplissage des tubes laminés à froid.

Ensuite, il présente l'application des codes de conception (Eurocode 4[11], AISC360-16 [12] et l'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1]) pour prédire la capacité portante axiale des poteaux mixtes, une discussion des résultats obtenus expérimentalement est fournie.

•la deuxième partie est consacrée à une autre étude expérimentale. Les deux derniers chapitres se focalisent sur l'étude de l'interaction de différents paramètres influant sur le comportement des poteaux mixtes en acier remplis de béton.

–le chapitre 3 : traite la démarche méthodologique des plans d'expériences et regroupe les différentes notions de la statistique appliquée à cette méthode.

–le chapitre 4 : est consacré à l'étude de l'effet de l'interaction des différents paramètres sur le comportement des poteaux creux en acier remplis de béton en utilisant la méthodologie des plans d'expériences

Finalement, nous présentons une conclusion générale de notre thèse ainsi que des recommandations pour des pistes de recherche.

CHAPITRE I :

COMPORTEMENT DES POTEAUX CREUX EN

ACIER REMPLIS DE BETON

CHAPITRE I : COMPORTEMENT DES POTEaux TUBULAIRES REMP LIS DE BETON

1.1 Définition

Les éléments d'une construction associée de plus d'un matériau (acier et béton par exemple) sont désignés des éléments mixtes. Cette combinaison de matériaux est très importante en termes de résistance et d'économie.

Cependant, les poteaux mixtes sont des éléments composés de profils métalliques et de béton (armé ou non armé). L'emploi simultané des deux matériaux est rendu possible par leur capacité d'adhérence mutuelle qui permet leur travail simultané et doit offrir normalement un meilleur rendement.

D'après toutes les recherches fournies, il est constaté que le type de béton de remplissage influe directement sur le comportement des poteaux mixtes, c'est pourquoi ce phénomène a fait l'objet de plusieurs études dans le secteur des constructions, par un nombre important des chercheurs.

1.2 Avantages des poteaux mixtes

L'utilisation des poteaux mixtes a les avantages suivants :

- une résistance plus élevée.
- une résistance au voilement local.
- une grande résistance au feu.
- la section d'acier peut soutenir les charges de construction et servir plus tard de coffrage pour le béton.
- une section transversale de faible dimension extérieure.
- gain de temps et de cout appréciable lors de montage.
- l'acier, en confinant le béton assure un rôle de frettage qui provoque une augmentation de la charge portante.

1.3 Les différents types de poteaux mixtes

Il existe plusieurs types de poteaux mixtes dans les ouvrages en génie civil : les poteaux partiellement ou totalement enrobés de béton et les profils creux remplis de béton.

- dans les poteaux totalement enrobés de béton, les semelles et les âmes sont enrobées d'une épaisseur minimale du béton (Figure 1.1).

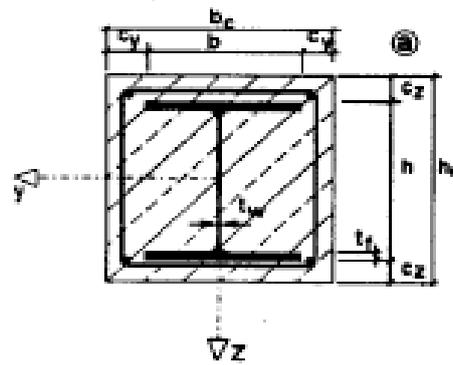


Figure 1.1 Poteaux totalement enrobés [13]

- les poteaux partiellement enrobés de béton ont des profils en I ou H dont l'espace entre les semelles est rempli de béton (Figure 1.2).

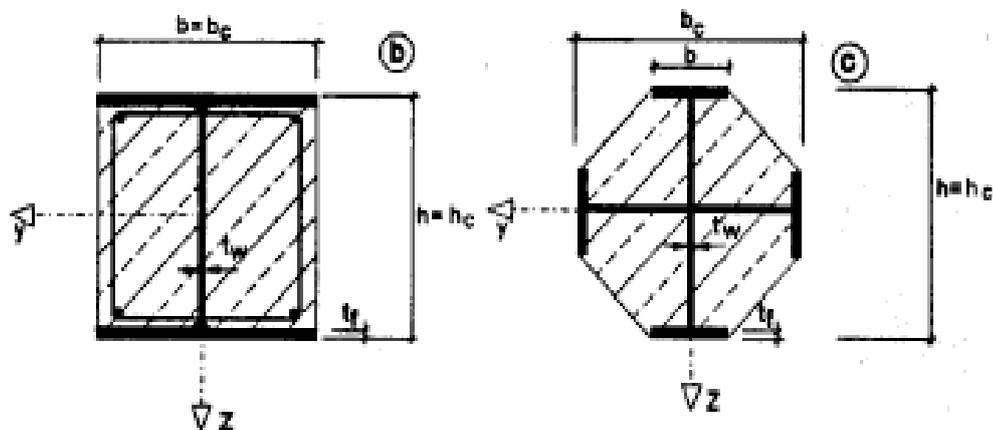


Figure 1.2 Poteaux partiellement enrobés [13]

- les profils creux remplis de béton peuvent être circulaires ou rectangulaires. Le béton confiné à l'intérieur du profil voit sa résistance en compression augmenter, la résistance en compression du poteau augmente également (Figure 1.3).

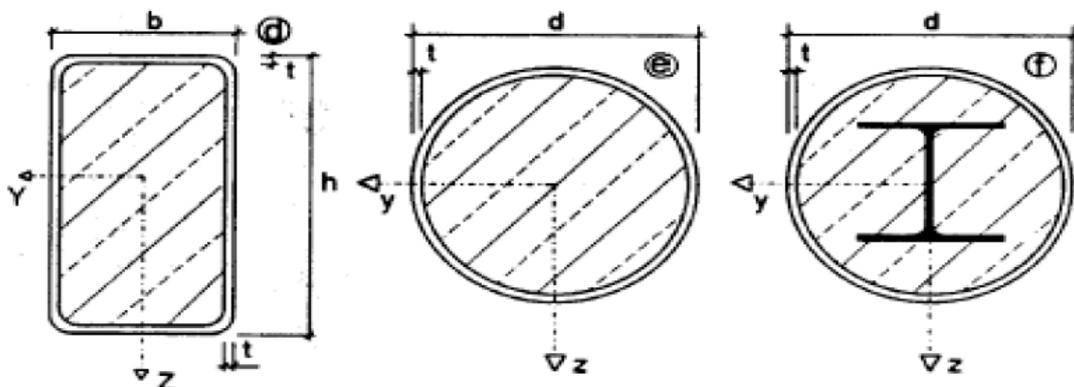


Figure 1.3 Poteaux creux remplis de béton [13]

1.4 Les poteaux courts

1.4.1 Définition

Dans les premières étapes de chargement des poteaux circulaires soumis à une charge axiale, le coefficient de Poisson du béton est inférieur à celui de l'acier, donc il y aura une séparation entre la paroi du tube d'acier et le noyau du béton. Au fur et à mesure que la charge augmente, la déformation longitudinale atteint une certaine déformation critique, et la déformation latérale du béton rattrape celle de tube en acier. Lorsque la charge augmente encore, une contrainte de traction est développée dans le tube en acier, et le noyau du béton est soumis à une compression triaxiale.

1.4.2 Diagramme d'interaction

La force axiale et le moment de flexion sont indépendamment appliqués à la section transversale des poteaux mixtes, il convient de noter que le déplacement de la charge axiale déstabilise la section quand le point correspondant sur le diagramme d'interaction chute en dehors de l'enveloppe de la rupture.

La résistance du poteau mixte sous sollicitation normale et sous moment de flexion (en général suivant les deux axes du poteau) est déterminée au moyen d'une courbe d'interaction M-N telle que présentée dans la figure 1.4. Sur cette courbe, seules les grandeurs résistantes sont représentées. La courbe d'interaction ci-dessous est tracée en considérant plusieurs positions particulières de l'axe neutre dans la section droite et en déterminant sa résistance à partir de la distribution des blocs de contraintes. La figure 1.4 explique le calcul des points A à D.

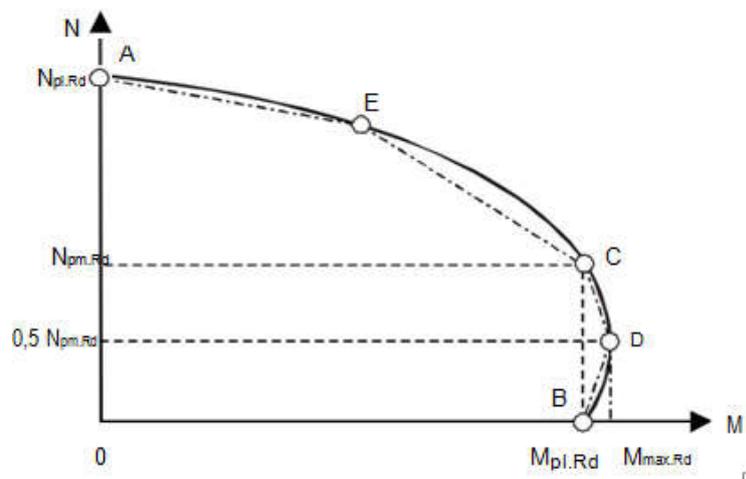


Figure 1.4 Courbe d'interaction M-N (flexion mono-axiale) [14]

Le point D de cette courbe d'interaction correspond au maximum du moment résistant $M_{max,Rd}$ supérieur à $M_{pl,Rd}$. En effet, dans un poteau mixte, l'augmentation de la charge axiale retarde la fissuration par traction du béton et rend ainsi le poteau mixte plus apte à résister à la flexion.

La courbe d'interaction précitée peut se déterminer point par point, en considérant successivement diverses positions particulières de l'axe neutre plastique dans la section droite et en calculant la résistance pour chacune de ces positions à partir de l'hypothèse des blocs de contrainte, ce qui, à base des deux équations d'équilibre de translation et de rotation, fournit le couple (M, N) des efforts résistants concomitants.

La Figure 1.4 illustre cette procédure pour quatre positions particulières de l'axe neutre plastique, auxquelles correspondent respectivement les points repérés A, B, C, D et E de la Figure 1.4.

1.4.3 Poteaux Axialement chargés

La résistance plastique de la section transversale d'un poteau mixte avec un chargement concentré est donnée par l'équation suivante :

$$N_{pl,rd} = A_a f_{yd} + A_c f_{cd} + A_s f_{sd} \quad (1.1)$$

Dont A_a, A_c , et A_{cd} sont respectivement les sections de l'acier de construction, du béton et des armatures dans la direction axiale; f_{yd} , f_{cd} , et f_{sd} sont respectivement, les résistances caractéristiques de conception des matériaux correspondants.

Une augmentation de la résistance du béton est obtenue pour les tubes circulaires courts en acier remplis de béton mais pas pour les poteaux court construit des tubes en acier creux carrés ou rectangulaires remplis de béton, probablement parce que le béton est soumis à un état d'effort complexe tridimensionnel. [20]

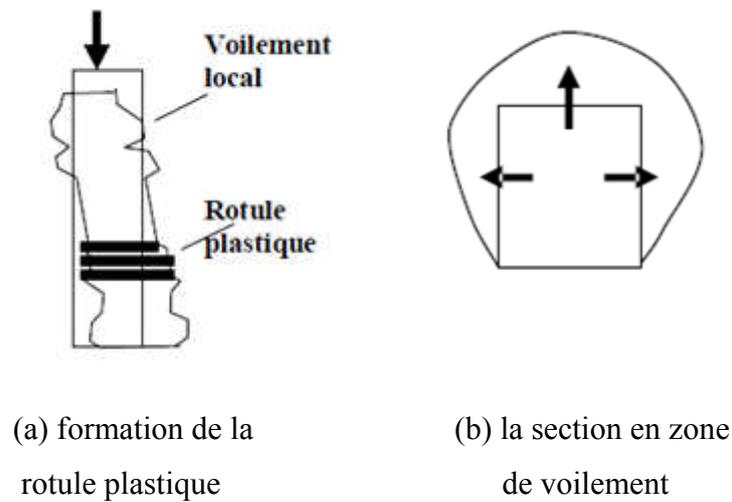
1.5 Mode de rupture

Pour des poteaux très courts dont l'élancement est inférieur à une certaine valeur limite, la charge de flambement est nettement supérieure à la capacité portante de calcul donnée par l'équation suivante :

$$N_{ud} = 0.567 f_{ck} A_c + 0.87 f_{yk} A_s \quad (1.2)$$

Pour des valeurs d'élancement inférieures à 50, la ruine se produit par écrasement, alors que

pour des valeurs supérieures à 110, la ruine se produit par flambement (figure 1.5).



- Poteau court -

Figure 1.5 Effet de l'élancement sur le mode de rupture [14]

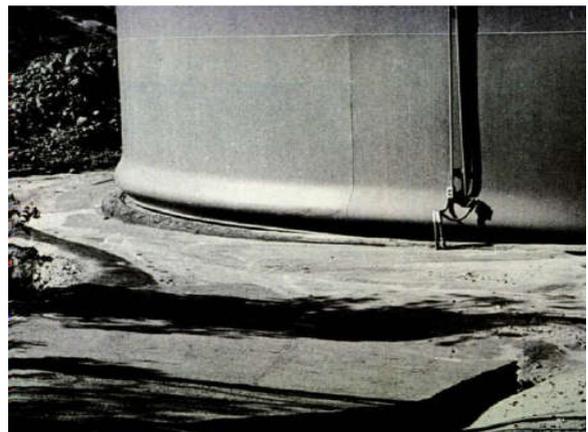


Figure 1.6 Flambement de pied d'éléphant dans un tube ou une coque en acier [15]

1.6 Phénomène de comportement mécanique des poteaux mixtes

Le confinement dans les poteaux mixtes CFST joue un rôle très important sur le comportement des structures. Le confinement peut être influencé non seulement par le mode de chargement mais aussi par le flambement local du tube en acier. Il existe trois manières de chargement pour poteaux mixtes CFST :

1. la charge agit sur le béton mais pas sur le tube en acier ;
2. la charge agit sur l'acier mais pas sur le noyau du béton ;
3. la charge agit, à la fois, sur le noyau du béton et le tube en acier simultanément.

Dans les cas (1) et (2), les contraintes axiales ne peuvent être transférées entre le tube en acier et le noyau du béton par frottement interfacial et la contrainte axiale est beaucoup plus petite dans l'élément non chargé directement que lorsque le béton et le tube en acier sont chargés simultanément [cas (3)]. Par conséquent, le tube en acier fonctionne principalement comme un dispositif de confinement dans le cas (1). Étant donné que la contrainte de compression axiale dans un tube en acier a un effet négatif sur la contrainte périphérique circonférentielle, le confinement au noyau du béton est plus petit dans le cas (3) que dans le cas (1). Lorsque seul le tube en acier est chargé, le confinement du tube en acier n'existe pas du tout, car la force de liaison interfaciale est insuffisante pour redistribuer la force axiale du tube en acier dans le noyau du béton. En outre, la charge de flambement locale du tube en acier n'est pas supportée par le béton de remplissage en raison de l'absence de contact interfacial. Dans le cas (3), le confinement sera néanmoins développé lorsqu'une quantité suffisante de charge est appliquée. Par conséquent, l'augmentation de la résistance du béton devient plus grande due au confinement des tubes en acier lorsque seul le béton est chargé. Le flambement local d'un tube en acier dans les poteaux mixtes CFST peut se produire au niveau du bout du tube. Le flambement local de la paroi dans la région médiane est dû à la dilatation radiale du tube. Schneider (1998) a mis en évidence l'apparition de flambement local dans des courbes charge-déformation; il a montré que l'apparition d'un flambage local ne correspond pas nécessairement à la charge axiale maximale dans de telles parois tubes en acier épaisses remplis de béton. La réduction de la contrainte axiale dans le tube en acier a permis le développement d'une plus grande contrainte de traction circonférentielle et donc un plus grand confinement au noyau du béton.

De façon générale, l'augmentation de résistance due à la pression de confinement d'un cylindre de béton peut être représentée grâce à l'équation suivante Richard et al. [16]

$$f_{cc} = f_{c0} + 4,1f_1 \quad (1.3)$$

Où :

f_{cc} : Résistance à la compression uni axiale du béton confiné ;

f_{c0} : Résistance à la compression uni axiale du béton non confiné;

f_1 : Pression de confinement latérale.

La figure 1.7 présente les courbes typiques contraintes-déformations pour des bétons confinés et non confinés. Cette figure met en évidence les différences de comportement entre ces deux

bétons. Le confinement augmente en général deux caractéristiques du béton : la résistance en compression ($f_{cc} > f_{c0}$) et la déformation correspondant à la contrainte ultime de compression ($\epsilon_{cc} > \epsilon_{c0}$). [17]

**Contrainte
Axiale**

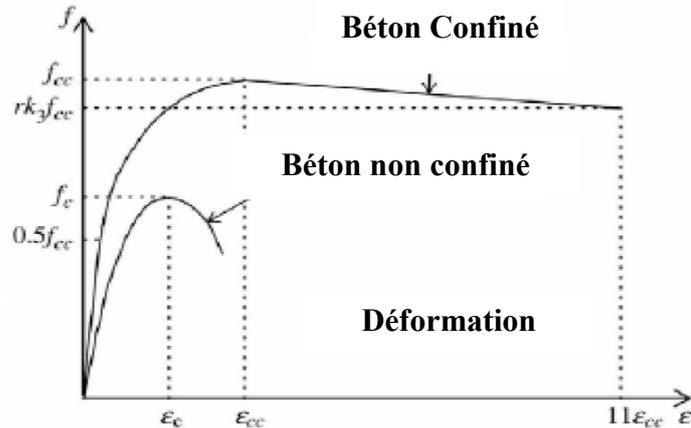


Figure 1.7 Courbes contraintes-déformations d'un béton confiné et non confiné [17]

Pour un poteau en béton armé par convention sous l'effort axial concentrique, la couverture en béton est non confinée et devient inefficace après que sa résistance à la compression ait été atteinte. En fait, le volume du béton qui est efficacement confiné est celui qui se trouve au noyau lié par la ligne centrale du ferrailage transversale, et est déterminée par sa configuration et son espacement.

Le béton efficacement confiné peut être représenté par la région du noyau du béton où la contrainte de confinement a été complètement développée en raison de l'action de flambement voir figure 1.8. [20]

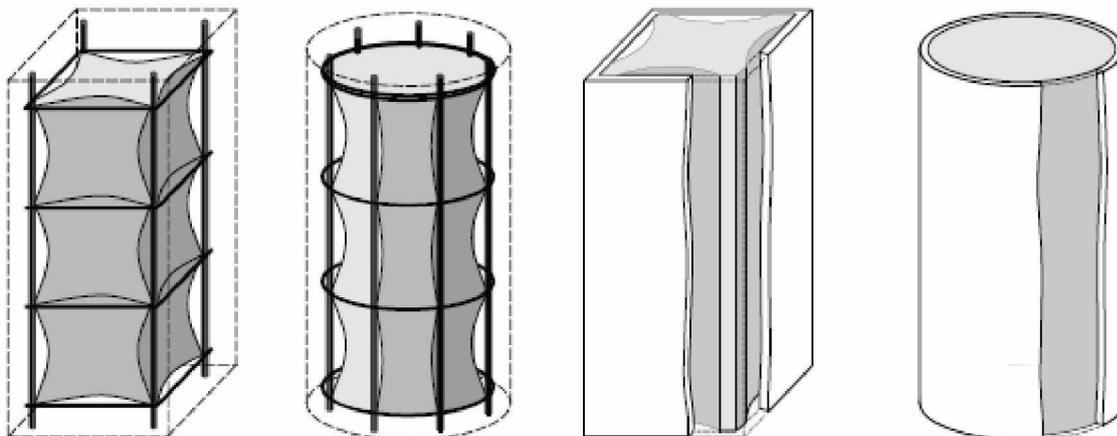


Figure 1.8 Béton efficacement confiné pour les poteaux en béton armé par convention et poteaux mixtes remplis de béton [20]

Seulement le centre et les coins d'une section rectangulaire subissent la plus haute pression de confinement, voir figure 1.9.a. Les sections circulaires peuvent développer une tension circulaire efficace pour fournir une distribution uniforme de pression latérale de confinement ; voir la figure 1.9.b.

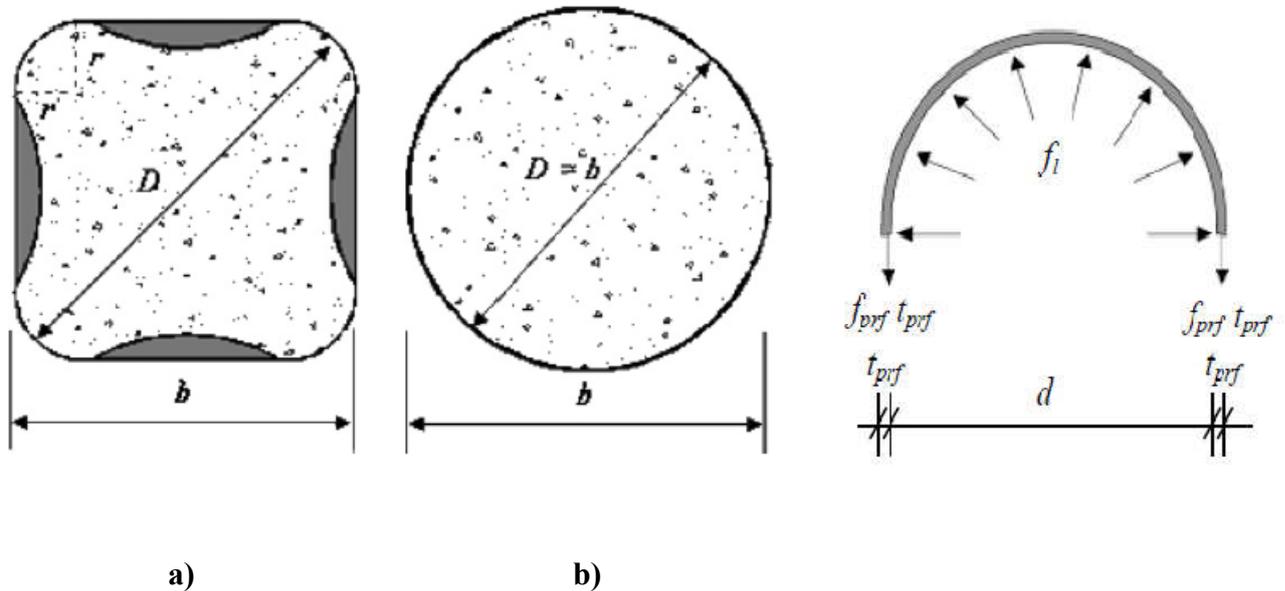


Figure 1.9 Distribution de la pression latérale de confinement,

(a) dans la section rectangulaire et (b) dans la section circulaire [20]

1.7 Flambement du poteau

Le flambement est un phénomène d'instabilité d'une structure élastique qui, pour échapper à une charge importante, exploite un mode de déformation non sollicité. Le terme flambement est plutôt utilisé en mécanique des structures pour le phénomène et le critère de dimensionnement correspondant. Pour les instabilités locales, on parle de voilement.

Il est caractérisé par un déplacement hors plan de l'ensemble de la section. Il est influencé par les caractéristiques globales du poteau telles que la rigidité de la section, la hauteur et les conditions de retenue aux appuis. La contrainte de flambement critique théorique est associée à un poteau parfaitement droit, ne comportant ni contraintes résiduelles ni défauts de rectitude, en compression pure. On distingue deux catégories de flambement : élastique et inélastique.

On parle de flambement élastique lorsqu'il ne se produit aucune plastification du poteau avant sa rupture. Ceci survient lorsque la contrainte critique de flambement est inférieure à la limite élastique de l'acier. Dans ce cas, le flambement ne se produit pas en fonction de la limite élastique de l'acier mais en fonction de l'élancement du poteau ainsi que du module d'élasticité de l'acier. Ce type de flambement ne survient que pour des poteaux très élancés.

On parle de flambement inélastique lorsque le poteau subit une plastification avant d'atteindre sa charge ultime. Ceci se produit lorsque la contrainte critique de flambement est supérieure à la limite élastique de l'acier.

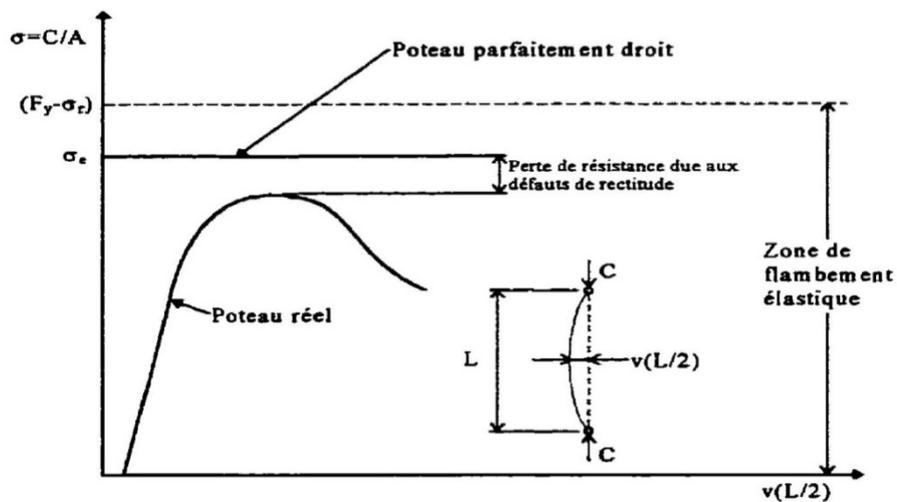
En pratique, selon l'élançement du poteau, la charge critique théorique ne peut pas être atteinte à cause de la présence des défauts de rectitude et des contraintes résiduelles. Une pièce parfaitement droite soumise à un chargement ne subit aucune déformation transversale avant le point de bifurcation où la charge ultime est atteinte.

Au-delà de ce point, la pièce subit soudainement de grandes déformations transversales qui entraînent sa rupture. La présence de défauts de rectitude modifie ce comportement en initiant la déformation transversale. L'augmentation de la déformation transversale au milieu du poteau cause un moment qui augmente les contraintes dues à la charge axiale et entraîne ainsi une rupture prématurée.

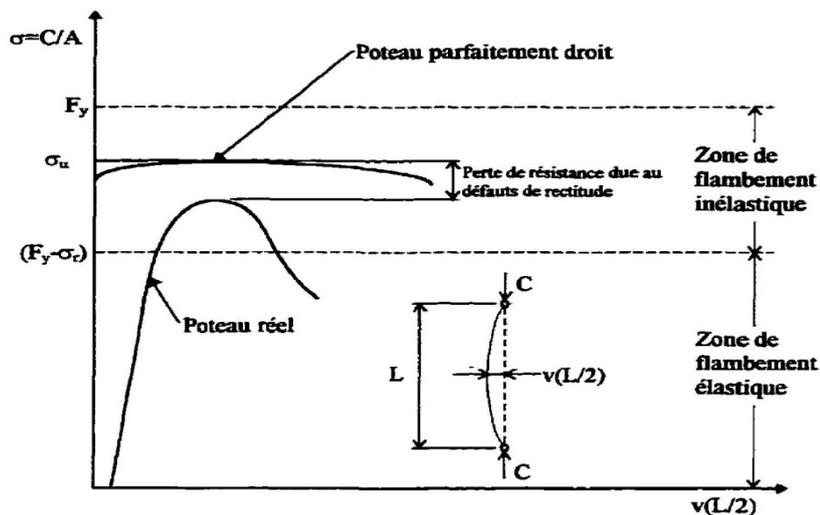
Les sections soumises à des contraintes résiduelles de compression se plastifient à une contrainte de chargement inférieure à la limite élastique de l'acier. Cette plastification hâtive amène une diminution de rigidité flexionnelle de la section et, par ce fait, une diminution de la charge critique. La zone de flambement élastique est ainsi diminuée par la présence des contraintes résiduelles. Le flambement devient ainsi inélastique à partir d'une contrainte correspondant à la contrainte élastique de l'acier auquel on soustrait la valeur de l'amplitude des contraintes résiduelles en compression.

La figure (1.10.a) présente les courbes contraintes axiales-flèche à mi-portée d'un poteau parfaitement droit dans le domaine de flambement élastique et d'un autre poteau réel comportant des défauts de rectitude et des contraintes résiduelles pour qui le flambement devient inélastique.

La figure (1.10.b) présente les courbes contraintes axiales-flèche à mi-portée dans le domaine de flambement inélastique d'un poteau parfaitement droit avec contraintes résiduelles et d'un poteau réel comportant des défauts de rectitude et des contraintes résiduelles. [21]



(a) Domaine élastique



(b) Domaine inélastique

Figure 1.10 Courbes de flambement des poteaux [21]

1.7.1 Equation de calcul pour le flambement

L'approche de conception de l'EC4 pour le flambement d'un poteau est la suivante :

$$N_{Sd} \leq \chi N_{pl,Rd} \quad (1.4)$$

Où la valeur χ , est le coefficient de réduction relatif au plan de flambement considéré. Il est donné en fonction de l'élançement λ et de la courbe européenne de flambement appropriée. Le coefficient de réduction au flambement est calculé comme suit :

$$\chi = \frac{1}{\phi + (\phi - \lambda)^{1/2}} \leq 1 \quad (1.5)$$

Avec :

$$\phi = 0.5 (1 + \alpha (\lambda - 0.2) + \lambda^2) \quad (1.6)$$

Où α est le paramètre d'imperfection généralisée, qui couvre les effets défavorables du défaut de rectitude initiale et des contraintes résiduelles.

1.7.2 Voilement des sections minces

Lorsqu'une section est composée de plaques dont les dimensions sont importantes par rapport à leurs épaisseurs, il peut survenir un voilement des plaques. Le voilement est un phénomène local qui survient lorsque la plaque est comprimée. Il est caractérisé par de grandes déformations hors du plan de la plaque qui mènent à la ruine de la pièce. Dans le cas d'un poteau en compression, lorsqu'une des plaques se voile, elle ne peut plus accepter de charge et les autres plaques deviennent plus sollicitées.

Cette redistribution des efforts amène la rupture de la section soit par voilement successif des autres plaques ou par flambement global du poteau.

Les phénomènes de flambement et de voilement ne sont donc pas toujours indépendants. Dans ce cas, on peut parler d'instabilité couplée, où le voilement d'une plaque amène une diminution de rigidité de la section qui est suivie du flambement du poteau.

Pour des cas simples, on peut déterminer la contrainte de voilement théorique d'une plaque. Celle-ci dépend des conditions d'appui, des propriétés de l'acier, du type de chargement ainsi que des dimensions de la plaque [20].

La contrainte de voilement élastique d'une plaque soumise à un effort de compression uniforme est obtenue à l'aide de l'équation de stabilité des plaques :

$$\sigma_v = k \frac{\pi^2 E}{12 (1-\nu^2) (b_0/t)^2} \quad (1.7)$$

Où :

σ_v : Contrainte de voilement élastique ;

K : Coefficient de voilement des plaques, fonction des dimensions, des conditions de frontières et du type de chargement ;

E : Module d'Young du matériau ;

ν : Coefficient de Poisson du matériau ;

b_0/t : Rapport d'élanement d'une plaque.

Dans le cas des poteaux mixtes enrobés de béton, le voilement de l'aile sera le mode de rupture envisagé pour l'acier puisque la grande inertie de la section limite le flambement et le voilement de l'âme est empêché par la présence du béton.

Le mode global de voilement (d'Euler), qui se produit dans les colonnes minces, comporte un déplacement latéral soudain sans déformation de la section transversale.

L'équation de voilement d'Euler est :

$$P_E = (EI) / (kL / \pi)^2 \quad (1.8)$$

Selon l'équation empirique, la charge de voilement de la colonne est donnée par :

$$P_c = k_i P_L \quad (1.9)$$

Où P_L est la charge du poteau court, et k_i est le facteur de résistance qui est donné par l'équation suivante :

$$K_i = \sqrt{k_y^2 - \frac{1}{c\lambda^2}} \quad (1.10)$$

$$k_\lambda = (1 + 1/\lambda^2) / 2c \quad (1.11)$$

Où k est un coefficient introduit pour la convenance, " c " est la constante d'interaction empirique, et λ est l'élancement défini comme suit :

$$\lambda = \frac{kL}{\pi} \sqrt{\frac{PL}{EI}} \quad (1.12)$$

L'objectif de l'étude d'Ever.J. B est de déterminer le coefficient d'interaction des modes de voilement c donnée par l'équation :

$$c = 1 - 0.3322(e/t) \quad (1.13)$$

Où (e/t) : est l'amplitude d'imperfection

L'effet du voilement local sur la résistance à la compression axiale des tubes métalliques circulaires se produit en fonction du rapport diamètre/épaisseur (D/t) et est rendu compte dans un certain nombre de normes de conception par l'utilisation d'un diamètre efficace ou d'un air efficace.

L'effort de voilement local était égal à l'effort de fléchissement pour les poteaux qui se sont voilés de manière inélastique. La contrainte, due au voilement local, a été déterminée comme le point auquel un changement de pente significatif se produit à la moyenne de la courbe contrainte-déformation.[20]

1.8 Interaction entre le noyau béton et le tube en acier

1.8.1 Mécanismes de transfert de charge

Le transfert de charge dans les poteaux mixtes entre les tubes en acier et le béton de remplissage passe selon Kennedy (1984) par quatre mécanismes différents :

- adhérence due aux réactions et/ou aux forces chimiques d'aspiration le long de l'interface, résultant de l'action capillaire pendant le processus d'hydrations.
- contact entre le béton et l'acier dus aux irrégularités extérieures du tube en acier.
- frottements entre le noyau béton et le tube en acier dus aux forces normales.
- effets de liaison ou de courbure qui résulte des déformations globales compatibles imposantes.

Le mécanisme de liaison signifie que la charge est transférée entre le noyau béton et le tube en acier parce qu'ils sont liés ensemble par des déformations globales compatibles imposantes. La courbure et les variations de la forme du tube en acier peuvent être définies comme mécanismes de liaison ; voir figure 1.11. Cet effet obligatoire se produit en fonction de la charge, de la courbure et de la longueur du poteau, et du mouvement relatif au béton en ce qui concerne l'acier. L'effet de ce mécanisme diminue pendant que la longueur de colonne devient plus courte et augmente quand l'excentricité des charges appliquées augmente. Ce mécanisme est le mécanisme dominant dans le transfert de charge pour les éléments de poteaux mixtes soumis à un état de flexion pure. [20]

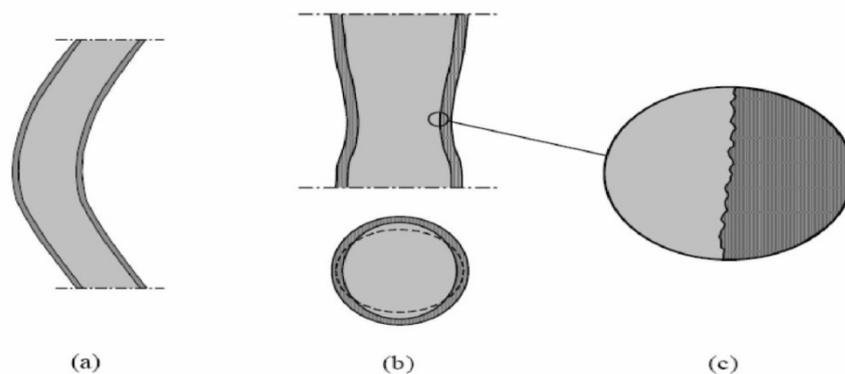


Figure 1.11(a) Effets de liaison dus à la courbure et (b) aux variations de la forme du béton en acier (c) Micro-interlocking dû aux irrégularités extérieures. [20]

1.8.2 Résistance résiduelle en cas de rupture de cisaillement plane

La rupture des poteaux remplis de béton de haute résistance est caractérisée par la formation d'un plan incliné de rupture de cisaillement, séparant le noyau béton dans deux cales latéralement retenues par le tube en acier; voir la figure 1.12.[11]

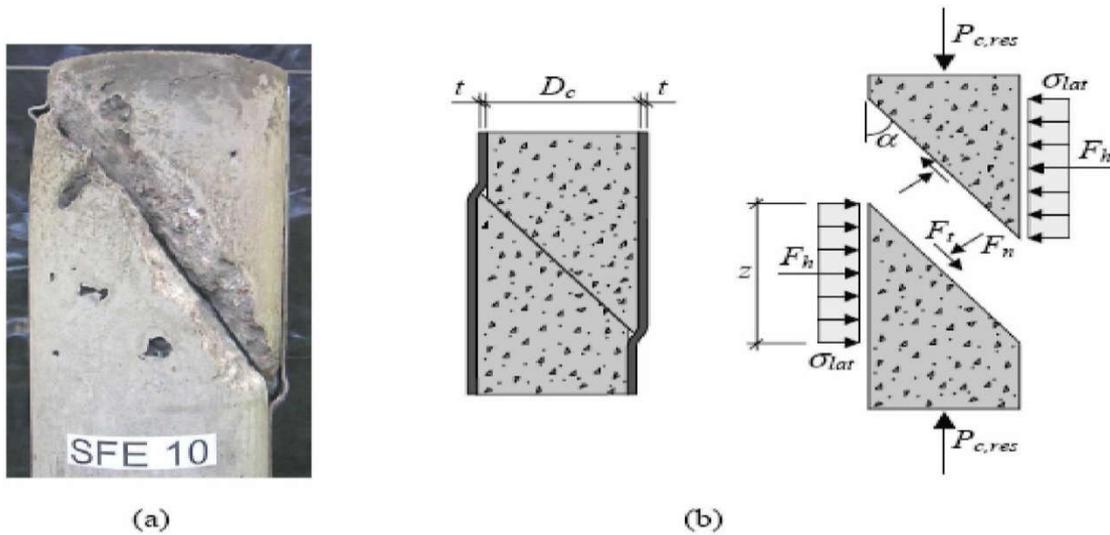


Figure 1.12(a) mode typique de rupture de cisaillement dans le poteau circulaire remplis de béton court et (b) cisaillement idéalisé modèle plat pour prévoir la charge résiduelle dans le noyau béton. [20]

1.8.3 Mécanismes de transfert de cisaillement

On peut représenter les mécanismes par lesquels les contraintes de cisaillement peuvent être transférées à l'interface entre le tube en acier et le noyau du béton en trois types, à savoir l'adhérence, le contact d'interface et le frottement ; Voir Figure 1.13. Ces trois mécanismes sont souvent appelés normaux.

L'adhérence fonctionne séparément des deux autres mécanismes. Ces deux derniers peuvent être considérés comme un seul phénomène, et leur résistance au cisaillement peut être additionnée. Si la liaison normale n'est pas suffisante pour atteindre la résistance au cisaillement requise, des connecteurs de cisaillement mécaniques peuvent être utilisés. Le comportement du transfert de cisaillement à l'interface entre le béton et l'acier dans un poteau mixte dépend souvent des relations de charge et de glissement obtenues à partir des essais de poussée. [21]

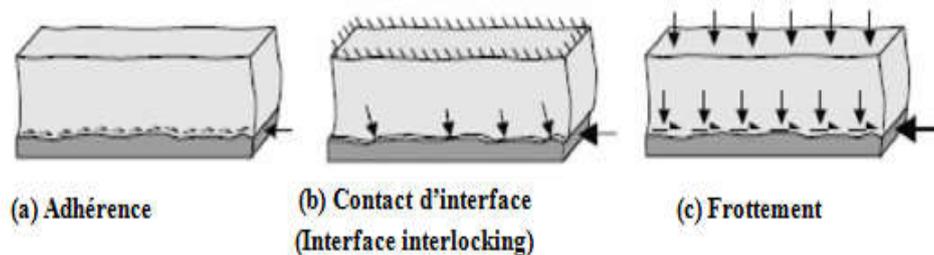


Figure 1.13Mécanisme de transfert de cisaillement [20]

1.8.3.1 Adhérence

L'adhérence est responsable du comportement de liaison entre l'acier et le béton (liaison chimique). En plus de la résistance et de la ductilité et afin de permettre une action mixte, il est important d'avoir une adhérence adéquate entre l'acier et le béton dans les poteaux creux en acier remplis de béton (CFST).

On a constaté que la contribution de ce mécanisme fragile élastique pour transférer des efforts de cisaillement peut être négligée pour les poteaux mixtes, puisque l'effort d'adhérence est excédé à une valeur de glissade moins de 0,01 millimètres. En outre, le rétrécissement du noyau béton a un effet nuisible sur le développement des efforts d'adhérence. Le développement de l'adhérence dépend de la combinaison du rétrécissement et du déplacement radial du tube en acier dû à la pression du béton humide pendant le bâti. Pour réaliser le plein effet de l'adhérence, la pression doit persister à l'interface après que le rétrécissement est accompli. Cependant, ceci exige les hautes pressions, il est peu susceptible de se produire que dans la plupart des conditions pratiques ; le rétrécissement dominera et l'adhérence sera réduite significativement. [20]

1.8.3.2 Contact d'interface

Le contact d'interface se relie à la rugosité extérieure du tube en acier. Ce mécanisme de transfert de cisaillement résulte d'un contact mécanique entre le béton et les irrégularités extérieures de l'acier. Cependant, le mécanisme sera seulement d'importance quand les deux surfaces sont attachées ensemble ; autrement, il y a une tendance pour les deux surfaces à se séparer et monter au-dessus l'un sur l'autre quand un déplacement de cisaillement est appliqué. Comme le tube en acier enferme le noyau béton dans un poteau tubulaire remplis de béton, la séparation est empêchée et la butée passive de l'acier induira les forces normales à travers l'interface, voir la figure 1.13.b. par conséquent. [20]

Le contact d'interface est en partie un phénomène de frottement. Il contribue partiellement à la rigidité initiale typique de la relation de charge de glissement obtenue à partir des essais de poussée. La défaillance de ce mécanisme de transfert de cisaillement est liée à la fissuration locale du béton près de l'interface. Elle s'interrompt lorsque l'interface du béton atteint un niveau de contrainte d'environ 3,5%. A chaque fois que la surface d'acier est plus rugueuse, elle provoque plus de contact et donc une résistance au cisaillement accrue. En ce qui concerne l'adhérence, le retrait a également un effet néfaste sur le contact d'interface. Cependant, le principal facteur affectant l'effet de la connexion de façade peut être le nivellement du noyau en béton.

Un compactage bien effectué permet un meilleur confinement du béton entre les irrégularités de la surface de l'acier. [20]

1.8.4 Résistance au cisaillement

Dans la conception des poteaux mixtes remplis de béton, on suppose que le transfert de charge entre le tube en acier et le noyau en béton doit être réalisé par la liaison naturelle. Cependant, il est important d'étudier les mécanismes de transfert de cisaillement en raison de la possibilité de séparation de l'interface acier-béton.

Les mécanismes de transfert de cisaillement par lesquels les contraintes de cisaillement peuvent être transférées sur l'interface entre le tube en acier et le noyau en béton sont importants pour s'assurer que le chargement est introduit correctement dans la section mixte. Cela est particulièrement vrai pour les colonnes hautes à un étage et les connexions de colonnes continues. Étant donné que les forces des poutres continues peuvent être transférées au poteau par appui direct sur les plaques de tête. Cependant, la compatibilité de déformation acier-béton est difficile pour les poteaux continus car les assemblages poutre-poteau sont généralement réalisés par fixation des plaques à l'extérieur du tube en acier et le transfert de charge entre les matériaux dépend de la capacité de l'interface à résister aux forces de cisaillement. Lorsque la résistance au cisaillement est insuffisante, le transfert de charge peut être augmenté en étendant la plaque de chargement à travers la section en acier afin que le noyau en béton soit chargé par palier direct, figure 1.14 [19].

L'effort de cisaillement de conception est donné par :

$$\tau_{sd} = \frac{N_{csd}}{u_a l_y} \quad (1.14)$$

Où N_{csd} est la résistance du béton de calcul selon l'Equation suivante :

$$\frac{N_{csd}}{N_{sd}} = 1 - \frac{A_a F_y}{N_{sd}} \quad (1.15)$$

$$\text{Avec : } N_{sd} = N_{pl rd}$$

$$N_{csd} = N_{pl c rd} N_{a sd} = N_{pl a rd} \tau_{sd} = \tau_{pl rd}$$

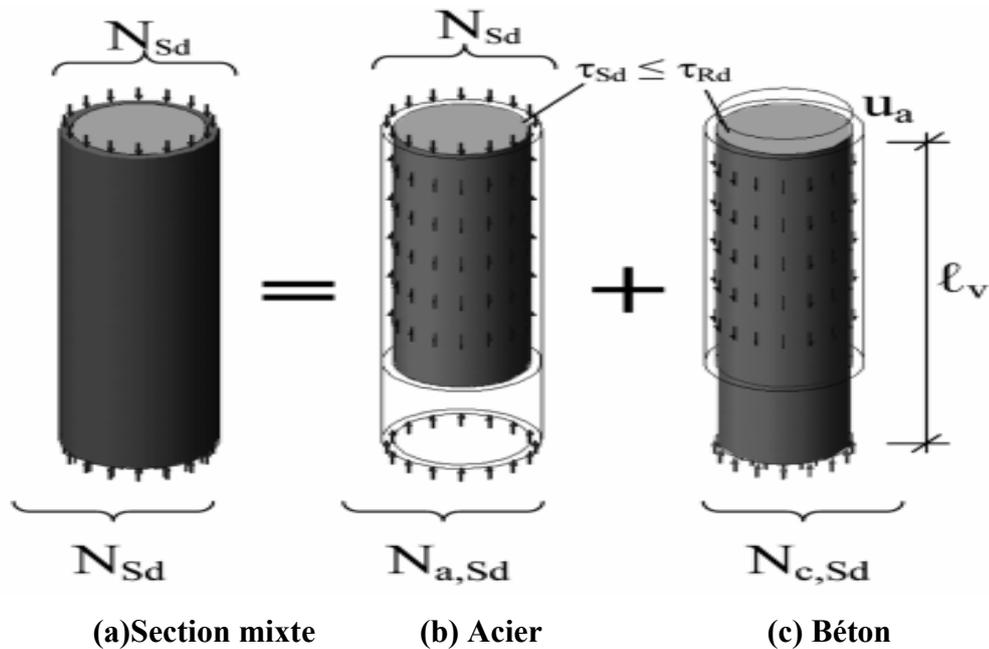


Figure 1.14 Transfert de cisaillement entre le tube en acier et le noyau béton [19]

1.9 Les tendances actuelles pour élaborer de nouveaux aciers

Autrefois, pour améliorer les propriétés de l'acier, on disposait de deux moyens ; d'une part, on enlève la teneur en carbone (au détriment de la soudabilité) pour augmenter la quantité de carbure de fer précipité et donc accroître le durcissement. D'autre part, on augmente la trempabilité de l'acier au moyen d'addition de manganèse.

Ces procédures, qui impliquaient un ajout de carbone ou d'élément d'addition permettant d'augmenter la trempabilité, n'étaient pas totalement satisfaisantes car elles se faisaient au détriment de la soudabilité. Les sidérurgistes ont donc mis en œuvre d'autres procédures. [21]

1.9.1 Classification des aciers suivant les profils

Les aciers de la construction sont livrés en feuilles pour les tôles, et en barres pour les profilés.

1.9.1.1 Les tôles

Ce sont des aciers laminés en feuilles, dans deux directions.

On distingue :

- les tôles fines, dont les épaisseurs varient de 20/10 et 40/10 millimètre ;
- les tôles épaisses, dont les épaisseurs sont supérieures à 5 mm.

Ces dernières sont les plus employées en charpente ; les tôles fines et moyennes sont employées surtout en tôlerie, en fumisterie et en serrurerie.

1.9.1.2 Les fers plats

Ils ont une section rectangulaire d'une épaisseur de 3mm et d'une largeur maximum de 180 mm. Ils se désignent par les deux dimensions de leur section. Un plat de 80/10 dont l'épaisseur est 10mm et la largeur est de 80mm.

1.9.1.3 Les larges plats

Ces sont des plats dont la largeur varie de 200mm à 1m ; l'épaisseur minimum est de 6 mm. Les larges plats sont surtout employés dans les pièces ne subissant que des efforts de traction ou de compression, tandis que les tôles sont employées dans les pièces pouvant subir, outre des efforts de traction ou de compression, des efforts de cisaillement de direction normale aux précédents.

1.9.1.4 Les cornières

Ce sont des laminés à deux branches perpendiculaires. Elles se désignent par leurs deux ailes et leur épaisseur.

1.9.1.5 Les poutrelles

Ce sont des profilés formés de deux ailes dont les faces extérieures sont parallèles, se raccordant en leur milieu à une âme perpendiculaire. Les poutrelles ont plusieurs types :

- les poutrelles IPN (profils normaux). La face intérieure des ailes est inclinée de 14 % sur la face extérieure.
- les poutrelles IPE, IPEA, et IPER. Les faces intérieures des ailes sont parallèles aux faces extérieures.
- les poutrelles H, à très larges ailes parallèles qui se subdivisent en trois catégories :
 - les poutrelles H.E.B. dont les caractéristiques correspondent sensiblement aux anciens H.N.,
 - les poutrelles H.E.C. à ailes et âme amincies,
 - les poutrelles H.E.M. à ailes et âme renforcées.

1.9.1.6 Les fers en U

Ils sont composés d'une âme et de deux ailes raccordées à l'âme à une extrémité.

Les fers en U ont deux types :

- les U PN (profils) dont les faces intérieures des ailes sont inclinées de 8 % sur les faces extérieures ;
- les UAP ; les deux faces des ailes sont parallèles.

1.9.1.7 Les ronds et les tubes

a) Les ronds

Les ronds ont une section circulaire, ils se désignent par le diamètre de cette section : un rond 20 mm est un fer rond de 20 mm de diamètre.

b) Les tubes

Les tubes ont des sections circulaires, carrées ou rectangulaires, les nuances les plus employées sont E24, E30 et E36. Voir les figures ci-dessous

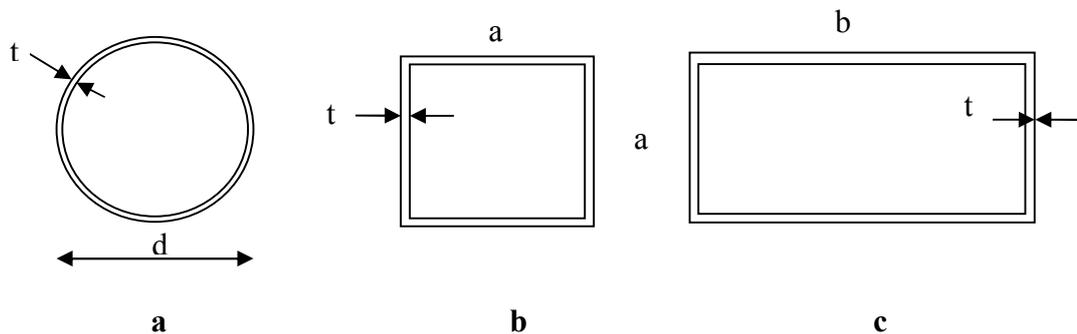


Figure 1.15 forme des tubes des poteaux mixtes

Les tubes circulaires les plus courants sont désignés par deux nombres conventionnels différents des valeurs des diamètres intérieur et extérieur.

1.9.1.8 Les fers à T

Ils sont employés le plus souvent comme fers à vitrage. Ils se désignent par trois nombres : le premier indique la largeur de l'aile, le deuxième indique la hauteur de la tige, le troisième indique l'épaisseur commune de l'aile et de la tige.

1.10 Découpage des tôles

Pour les tôles galvanisées dont l'épaisseur totale ne dépasse pas 3 mm, les tranches mises à nu par le découpage restent insensibles à la corrosion grâce à l'effet de protection cathodique de l'acier par le zinc.

1.11 Contact des autres métaux

Il faut éviter un contact direct des autres métaux en milieu humide plus électro positif comme c'est le cas du zinc avec le cuivre ou l'innox, car une rapide consommation du zinc par couplage galvanique aura lieu.

Des incompatibilités ont été signalées entre le zinc et les éléments de type acides, alcools, lubrifiants, etc.

1.12 La soudure

1.12.1 Introduction

Le soudage a pour objet d'assurer la continuité de la matière à assembler. Dans le cas des métaux, cette continuité physique entre les pièces à assembler est réalisée à l'échelle de l'édifice atomique. En dehors du cas idéal où les forces inter atomiques et la diffusion assurent lentement le soudage des pièces métalliques mises entièrement en contact, il est nécessaire de faire intervenir une énergie d'activation pour réaliser rapidement la continuité recherchée.

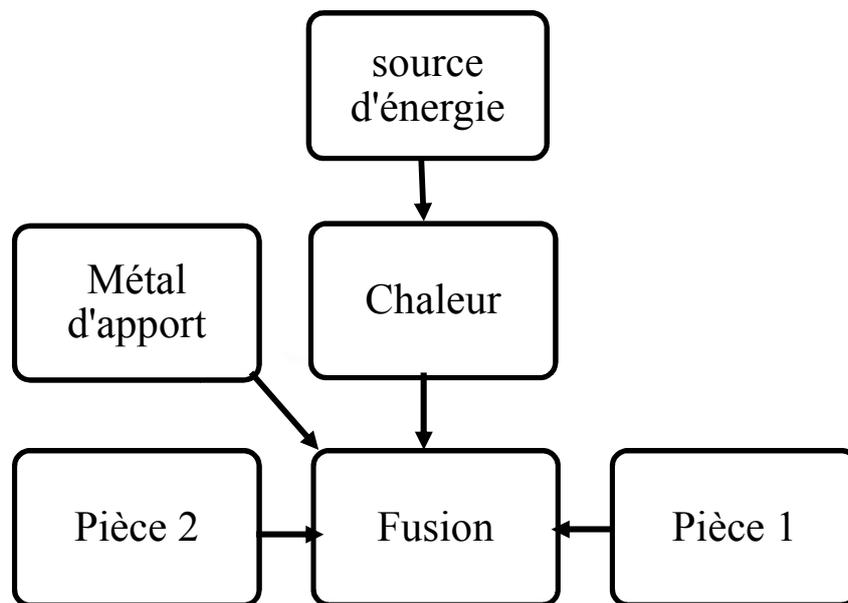


Figure 1.16 Principe d'une soudure [25]

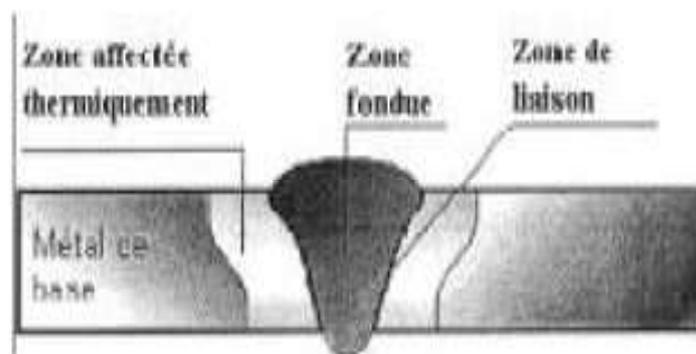


Figure 1.17 schéma d'un cordon de soudure [26]

La continuité physique assurée par le soudage le différencie des assemblages mécaniques tels que par exemple le boulonnage, le rivetage, l'agrafage, etc. ainsi que le collage [27]. Cerner le

problème du soudage revient obligatoirement à faire une approche selon les aspects qui le caractérisent à savoir [26] :

- aspect thermique ;
- aspect chimique ;
- aspect thermomécanique.

1.12.2 Procédés de soudage

La classification des procédés de soudage se fait en considérant certaines caractéristiques telles que [28] :

a) Le type d'énergie mise en œuvre

- les paramètres physiques (température, pression, milieu extérieur) ;
- le mode d'élaboration de la continuité de la matière (solidification depuis le liquide ou diffusion depuis le solide) ;
- la morphologie de la liaison qu'ils permettent de réaliser.

b) Procédés de soudage de pièces métalliques

- soudage à la flamme.
- soudage aluminothermique.
- soudage électrique par résistance.
- soudage à l'arc électrique avec électrodes enrobées.
- soudage à l'arc avec électrodes non fusibles.
- soudage à l'arc avec fil électrodes fusibles ou soudage semi-automatique.
- soudage orbital.
- soudage laser.
- soudage plasma.
- soudage par faisceau d'électrons.
- soudage par friction.
- soudage par friction malaxage ou soudage thixotropique.
- soudage à l'arc sous flux.
- soudage hybride.
- soudage électro gaz.
- soudage par diffusion.
- Soudage par explosion.
- Soudage par impulsion magnétique.

1.12.3 Les procédures de soudage des tubes

Le soudage peut se faire par un Soudage manuel à l'arc électrique avec électrode enrobée, un arc submergé, soudage à l'arc au gaz tungstène, soudage à l'arc sous gaz, soudage à l'arc au plasma, etc. [29]

1.12.3.1 Soudage à l'arc électrique

Les différentes techniques de soudage à l'arc utilisent l'énergie calorifique d'un arc électrique entretenu entre une électrode et le métal à assembler.

Le métal d'apport est apporté par une baguette. Et la protection de la soudure se fait soit par un gaz ou par l'enrobage de la baguette [30].

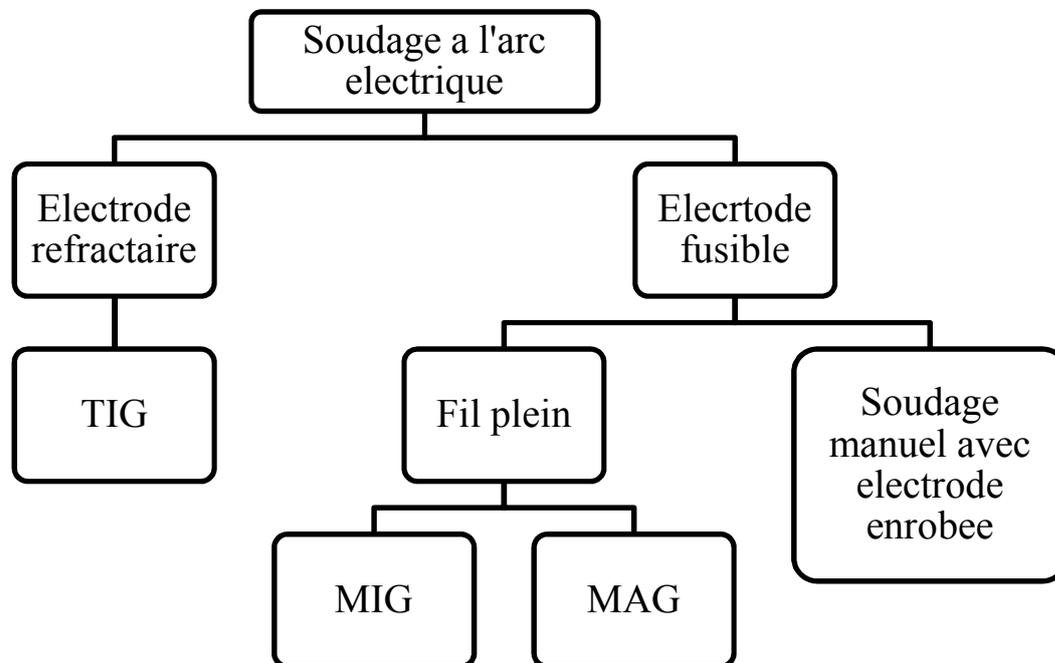


Figure 1.18 Les différents procédés de soudage à l'arc électrique [30]

1.12.3.1.1 Soudage manuel à l'arc électrique avec électrode enrobée

Le soudage manuel à l'arc avec électrodes enrobées permet d'assembler ou de recharger des éléments ou des pièces métalliques au moyen de cordons de soudure. Il s'agit du type de soudage le plus répandu. L'énergie nécessaire à la fusion du métal est fournie par un arc électrique jaillissant entre les pièces à souder et une électrode fusible fournissant le métal d'apport. La soudure à l'arc électrique est une soudure de type autogène, pour l'assemblage de pièces en acier. Les assemblages ainsi obtenus sont très résistants puisque l'acier est mis en fusion et les deux éléments soudés ne forment plus qu'une seule masse en acier après soudage.

Les applications de ce procédé sont particulièrement nombreuses. La mobilité des appareils et la grande diversité des types d'électrodes permettent d'effectuer des travaux sur un certain nombre de métaux et de leurs alliages comme les aciers non alliés ou faiblement alliés, les aciers inoxydables, les fontes et dans certaines conditions, l'aluminium, le cuivre et le nickel. Tous les types d'assemblage (bord à bord, d'angle, etc.) et toutes les positions de soudage (à plat, en corniche, etc.) sont possibles. Il y a mise en fusion des pièces à souder et du métal d'apport. Pour obtenir cette fusion il faut une température très élevée supérieure à 3000°C. Celle-ci est obtenue par court-circuit entre deux électrodes (la pièce à souder et l'électrode constituée de métal d'apport) en créant un «arc électrique» qui est une sorte d'étincelle continue de très forte puissance qui dégage à la fois de la lumière et une chaleur intenses [31].

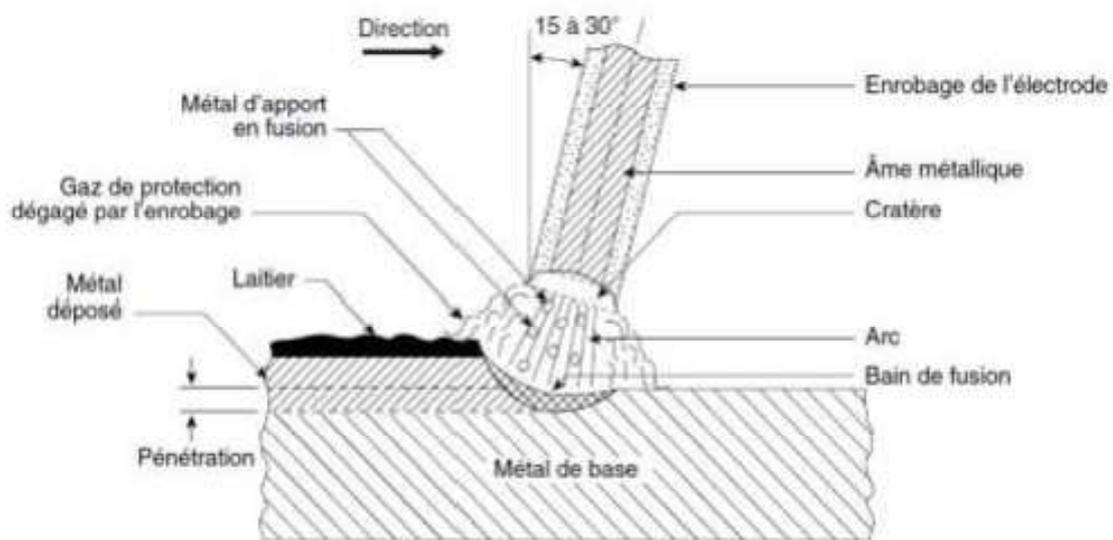


Figure 1.19 Principe de la procédé du soudage SMAW [31]

1.12.3.1.2 Techniques du soudage par l'électrode

Dans le soudage à l'arc électrique et électrode enrobée, il convient de distinguer deux techniques :

- la technique montante : la soudure est démarrée en bas et s'effectue du bas vers le haut, pour chaque moitié du diamètre du tuyau. C'est une technique plus lente, l'énergie en jeu est moyenne, l'éblouissement est aussi limité, elle est plus sécurisante. La soudure formée est de meilleure qualité, en sa défaveur, c'est une technique plus lente.
- descendante : à l'inverse on démarre en haut pour aller vers le bas. C'est une technique qui développe plus d'énergie, l'éblouissement est important. Mais elle est souvent préférée car deux fois plus rapide [32].

1.12.3.1.3 Soudage à l'arc électrique type TIG (Tungsten Inert Gas)

L'abréviation TIG désigne le procédé de soudage en atmosphère inerte avec électrode de tungstène ; on le trouve quelquefois sous l'appellation de GTAW (GasTungsten Arc Welding). Son principe est de créer un arc électrique entre une électrode réfractaire de tungstène et la pièce à souder. Un gaz inerte protège la zone de métal en fusion contre l'air ambiant durant le soudage.

Le soudeur tient dans sa main la torche qui alimentera en énergie le bain de fusion. De cette torche jaillira un jet de gaz inerte, généralement de l'argon ou de l'hélium, voire un mélange argon +hélium. Ce gaz l'instar des autres procédés de soudage protégera le bain de fusion pendant toute l'opération. L'introduction éventuelle d'un métal d'apport peut être réalisée directement dans le bain de métal fondu soit sous forme de baguettes, soit sous forme de fil[33].

a) Le poste à souder TIG

Le poste à souder TIG est constitué d'un générateur qui fournit du courant continu ou alternatif (le choix de type de courant selon le type de matériaux à souder). L'intensité peut varier de quelques ampères à quelques centaines d'ampères. La tension à vide est comprise entre 60 V et 150 V [33].

b) Les électrodes

Comme indiqué dans l'abréviation, l'électrode est en tungstène. C'est un métal qui a la propriété d'avoir un point de fusion très élevé, de l'ordre de 3400°C. Le choix de l'électrode dépend essentiellement d'une part de la nature du métal à assembler et d'autre part, du diamètre de l'électrode qui lui sera conditionné par l'intensité nécessaire à la fusion de la tôle.

Il existe principalement trois types d'électrode de tungstène :

- le tungstène pur (99,7%) utilisé en courant alternatif pour des aluminiums.
- le tungstène thorié à 1 et 2 % de thorium ; on l'utilise pour le soudage des aciers faiblement alliés (acier doux) en courant continu.

Le tungstène au zirconium. Ces électrodes ont un point de fusion plus élevé et s'utilise pour le soudage d'aluminium. Lorsque l'on soude les aciers et les aciers inoxydables, il est nécessaire d'affûter l'extrémité de l'électrode en pointe. Cet affûtage peut se faire avec un petit touret à meuler [33].

c) Gaz de protection

Les gaz utilisés pour le soudage (TIG) sont essentiellement l'argon et l'hélium. L'argon reste le gaz majoritairement employé. Il est comprimé dans des bouteilles en acier sous pression de

200 bars à une température de 15°C. L'argon est un gaz inerte. Il ne participe pas à la combustion et ne réagit chimiquement à aucun élément. C'est un gaz insipide et sans saveur [33].

d) Avantages de soudage par TIG

- large gamme d'épaisseurs à souder ;
- simple emploi ;
- travail précis et esthétique ;
- peu de fumées ;
- soudage dans toutes les positions ;
- Procédé automatisable.

e) Inconvénients de soudage par TIG

- faible vitesse de soudage ;
- apport important d'énergie.

1.12.4 Les procédés de soudage MIG/MAG

L'arc est protégé entre un fil consommable et les bords de la pièce à souder. Le fil en fusion et le bain de soudure est protégé de l'oxydation de l'air par un flux de gaz inter (le procédé se dénomme alors M.I.G = métal inert gaz) ou actif (procédé M.A.G = métal active gaz). Le déroulement du fil à vitesse constant permet d'alimenter en métal d'apport le bain de fusion.

Ces différentes fonctions de protection et d'amenée de métal sont remplies par une installation qui comprend :

- le générateur de courant continu ;
- une source de gaz protecteur ;
- un système de refroidissement à la troche ;
- la torche ou pistolet.

a) Fil d'apport et gaz de protection

On distingue les gaz internes et les gaz actifs :

- les gaz internes à base d'argon, pur ou mélange à l'oxygène, ou d'hélium sont surtout utilisés pour les métaux légers et les aciers inoxydables.
- les gaz actifs servent au soudage des aciers au carbone ou faiblement alliés (acier à tube). Le gaz carbonique, parfois mélangé à l'oxygène, est le gaz actif le plus fréquemment utilisé. Il permet d'obtenir une pénétration plus importante et augmente la concavité du cordon. La composition des fils dépend :

- la nature des matériaux à souder ;
- les pertes d'éléments pendant le soudage [31].

b) Principes du procédé de soudage MIG/MAG

Un fil métallique passe dans la torche et se trouve fondu dans l'arc. Le fil constitue à la fois un conducteur de courant et un métal d'apport. L'énergie électrique est fournie par une source d'alimentation de soudage. L'arc et le bain de fusion sont protégés par un gaz de protection soit inerte, soit actif [31].

c) Les avantages du procédé MIG/MAG

Le procédé de soudage MIG/MAG est plus utilisé que tout autre procédé et garantit :

- de hautes performances ;
- un apport d'énergie vers la pièce relativement faible ;
- une automatisation simple ;
- pas de remplacement continu d'électrodes ;
- pas de laitier à enlever, sauf sur certains fils fourrés ;
- le taux de fusion est plus élevé, plus forte concentration de courant dans le fil.

d) Les inconvénients du procédé MIG/MAG

- un équipement de soudage plus complexe, plus coûteux ;
- les torches de soudage sont plus grandes. L'accessibilité au métal de base peut être plus limitée lors de certaines utilisations [31].

1.12.5 La géométrie d'un joint soudé bout à bout des tubes

L'assemblage de pièces épaisses (tôles et tubes) par opération de soudage nécessite de pouvoir réaliser une soudure sur la totalité de l'épaisseur pour assurer une continuité mécanique de l'assemblage. Pour cela, un chanfrein est réalisé en bout des éléments à assembler en amont de l'opération de soudage [34].

1.12.6 Composition d'un chanfrein en bout de tube

1.12.6.1 Le chanfreinage

Le chanfreinage est l'opération de création d'une surface abattue à l'extrémité du tube.

L'ouverture créée par l'opération de chanfreinage permet au soudeur d'accéder à la totalité de l'épaisseur du tube, ceci afin de pouvoir réaliser une soudure uniforme qui assure la continuité mécanique de l'assemblage. Une passe dite « racine » est créée en fond de chanfrein et constitue la base du remplissage de celui-ci par soudures successives (figure 1.20).

1.12.6.2 Le dressage

Le dressage correspond à l'opération de création du talon et consiste à réaliser une surface plane en bout du tube. Un dressage correctement réalisé facilitera l'alignement des tubes à souder et contribuera à avoir un jeu constant entre les pièces, paramètres essentiels pour un bon maintien du bain de fusion et une parfaite pénétration de la passe racine.

1.12.6.3 Le délardage intérieur

Les tolérances de fabrication des tubes (en général $\pm 12\%$ de l'épaisseur) peuvent générer une épaisseur non constante sur la circonférence du tube. Cela peut donc engendrer une rupture dans la continuité mécanique et géométrique de l'assemblage due à une épaisseur de raccordement différente entre les deux tubes. D'un point de vue du chanfrein, cela se traduira par une épaisseur de talon non constante.

C'est pourquoi une opération de délardage est généralement préconisée par les modes opératoires de soudage. Cette opération consiste à légèrement usiner l'intérieur du tube afin de garantir l'épaisseur du talon en tout point. Tout comme le jeu entre les tubes, une épaisseur constante de talon facilitera le soudage de la passe racine. Ce paramètre est primordial lorsque des procédés de soudage automatisés sont utilisés. En effet, la machine ne sera pas en mesure de juger et de compenser une éventuelle irrégularité du talon comme pourrait le faire un soudeur [34].

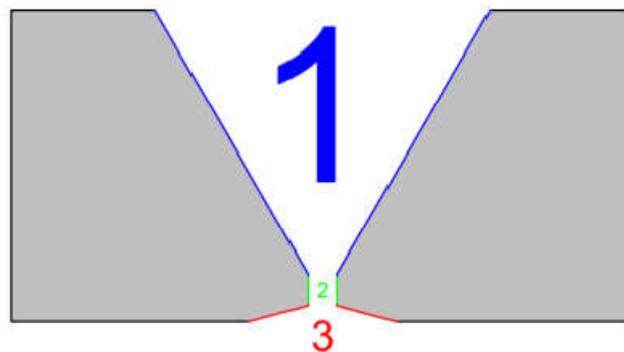


Figure 1.20 La géométrie d'un joint soudé bout à bout [34]

1.13 Aspect thermique du soudage

Caractérisé par l'intervention d'une source de chaleur, le plus souvent en mouvement, parfois immobile (exemple : soudage par résistance) dont la nature et la puissance qu'elle peut atteindre déterminent les possibilités pratiques d'utilisation. Le soudage comporte, là où il intervient, des échauffements rapides, dans de nombreux cas plus rapides que ceux qui correspondent à l'état d'équilibre en phase solide des alliages concernés. Si l'on veut prévoir ou interpréter l'effet métallurgique du soudage, il est donc nécessaire de tenir compte de la

vitesse d'échauffement, en particulier lorsqu'on cherche à simuler le cycle thermique de soudage pour reproduire les structures qui en résultent. L'effet de l'échauffement rapide est accusé par la brièveté du séjour à la température maximale, température qui avoisine la température de fusion. Le gradient de température qui résulte de la localisation de l'échauffement entraîne une vitesse de refroidissement en général élevée. Elle est la même pour chaque matériau, non seulement du procédé de soudage utilisé, mais aussi du mode opératoire pratiqué pour l'application de ce procédé. Pour ces raisons, toute analyse métallurgique des effets de l'opération du soudage doit être précédée et éclairée par une étude thermique approfondie [35].

1.14 Constitution du cordon de soudure

Le cordon de la soudure est formé de métal de trois zones :

- une zone centrale de métal d'apport ;
- puis une zone de pénétration, qui doit être fondue, sinon il y aurait seulement collage (défaut grave) ;
- plus loin une zone de transition où le métal, très chauffé, a été transformé physiquement et chimiquement par un effet de trempe. Un trop vite de variation de température après soudage rend le métal fragile et peut produire des fissures.

1.15 Défaut des soudures

Les soudures doivent être uniformes et le métal déposé doit être homogène sans vide, ni gaz occlus, ni incorporation de laitier ou d'impuretés.

Les fissures fragiles sont pratiquement dangereuses, elles sont dues à trois causes simultanées:

- variation géométrique brutale de forme d'angle vif, susceptible de provoquer des contraintes locales triaxiales ;
- refroidissement trop rapide au soudage ;
- présence d'hydrogène au soudage (on l'évite par l'emploi d'électrodes spéciales conservées).

Les contraintes et déformations de retrait sont dues au refroidissement non uniforme de l'acier après soudage car l'acier est relativement mauvais conducteur de la chaleur. [36]

1.16 Conclusion

Le présent chapitre est axé sur le comportement des poteaux mixtes CFST avec une section circulaire car il a été largement reconnu que le confinement des sections circulaires est beaucoup plus efficace que les sections rectangulaires.

On a expliqué les mécanismes du transfert d'effort de cisaillement à l'interface entre le noyau béton et le tube en acier. Puis, on a présenté les différents types des profilés métalliques ainsi que les différentes techniques de soudages.

En concluant, pour réaliser cette étude, on a choisi, parmi les différents types des profilés, les tubes circulaires en acier et en acier inoxydable ainsi que le type de soudage manuel à l'arc électrique(SMAW).

CHAPITRE II :
ÉTUDE EXPERIMENTALE DES POTEAUX
CIRCULAIRES MIXTES EN ACIER ET EN
ACIER INOXYDABLE AVEC DIFFERENTS
EMPLACEMENT DES SOUDURES

CHAPITRE II : ÉTUDE EXPERIMENTALE DES POTEAUX CIRCULAIRES MIXTES EN ACIER ET EN ACIER INOXYDABLE AVEC DIFFERENTS EMBLACEMENT DES SOUDURES

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous nous concentrons sur la partie expérimentale liée au calcul de la capacité portante des poteaux creux remplis de béton, puis nous discutons leurs résistances à la compression, en introduisant des paramètres influant la capacité portante de ces échantillons.

En outre, l'analyse étendue sera faite sur les relations entre les paramètres de l'étude expérimentale obtenus, en calculant la résistance des poteaux mixtes sous compression axiale. Les principaux paramètres étudiés sont le nombre de soudures et l'emplacement (latéral et longitudinal) et le type de l'acier (acier et acier inoxydable).

2.2 Echantillons

Les poteaux creux structurels soudés formés à froid en acier et en acier inoxydable sont constitués respectivement d'acier doux S265 et S235. Les tôles en acier sont produites dans le complexe sidérurgique SIDER EL HADJAR Annaba en Algérie. Celles disponibles sur le marché sont de différentes épaisseurs.

Les échantillons sont subdivisés en trois groupes qui ont été considérés pour examiner le comportement de la soudure latérale et longitudinale. Ces trois groupes sont applicables pour les poteaux en acier et en acier inoxydable.

Le premier : trois profilés soudés longitudinalement par un, deux et trois joints sans soudure latérale (PS-1V -0 H, PS-2V -0 H, PS-3V -0 H).

Le deuxième : trois profilés soudés longitudinalement par un, deux et trois joints de soudure continue avec un seul joint de soudure latérale (PS-1V -1H, PS-2V -1H, PS-3V -1H).

Enfin, le troisième se compose de trois profilés soudés longitudinalement par un, deux et trois joints de soudure décalée avec un joint de soudure latérale (PSD-1V -1 H, PSD-2V -1 H, PSD-3V -1 H). Le schéma des trois groupes est présenté dans la figure 2.1.

2.3 Processus de fabrication des tubes en acier

Nous avons utilisé le type de soudure Shielded Metal Arc Welding SMAW (à l'arc sous protection métallique).

Nous avons suivi les procédés de fabrication de tubes circulaires en acier formés à froid qui peuvent se résumer dans les six étapes suivantes :

- découper l'acier en tôles aux dimensions requises.
- façonnage circulaire à l'aide des rouleaux de formage.
- surfaçage des bords des tôles afin d'éliminer les défauts de découpage.
- nettoyage des tôles pour enlever la poussière.
- positionner et centrer correctement les plaques afin d'éviter tout décalage au moment du soudage.
- souder la forme circulaire pour former une section circulaire creuse.

Enfin, les résidus de la soudure et la poussière sur la surface intérieure des tubes ont été nettoyés pour améliorer l'interaction entre l'acier et le béton. Après coulage et durcissement du béton, les faces supérieure et inférieure des poteaux composites ont été traitées mécaniquement pour éliminer toute irrégularité de surface et garantir que l'acier et le béton soient chargés simultanément pendant l'essai. Les principaux paramètres étudiés sont le nombre et la disposition (latérale et longitudinale) des soudures, ainsi que le type d'acier (acier et acier inoxydable). Le schéma de principe des poteaux composites étudiés est présenté dans la Figure 2.1.

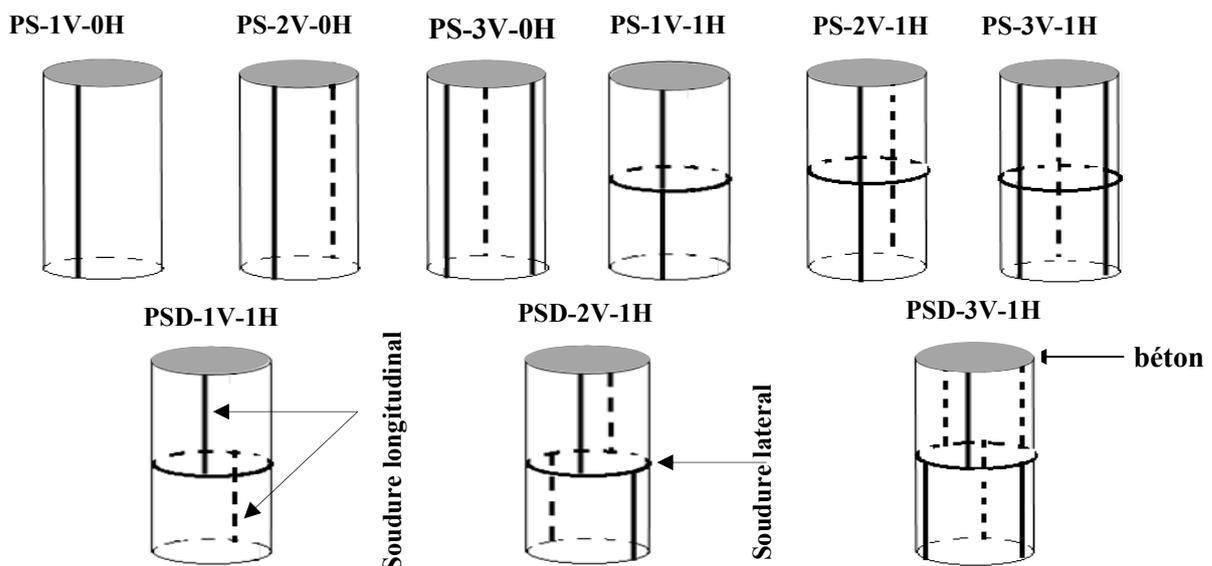


Figure 2. 1 Schémas des poteaux mixtes avec différents emplacements des soudures

2.4 Description des échantillons d'essais

Dix-huit (18) poteaux mixtes courts, dont 9 poteaux en acier et 9 poteaux en acier inoxydable, ont été étudiés expérimentalement dans cette étude. Tous les échantillons ont les mêmes dimensions : $D=160\text{mm}$, $H= 300\text{mm}$, $t= 2 \text{ mm}$, dont D est le diamètre extérieur de tube circulaire, t est l'épaisseur de la paroi de tube, et H est la hauteur des poteaux. Les principaux paramètres étudiés sont le nombre de soudures et l'emplacement (latéral et longitudinal) et le type de l'acier (acier et acier inoxydable). Les faces supérieures et inférieures des poteaux mixtes ont été traitées mécaniquement pour éliminer toutes irrégularités de surface et s'assurer que l'acier et le béton sont chargés simultanément pendant l'essai.

Tableau 2. Propriétés géométriques et matérielles des poteaux mixtes

Type de matériaux	Echantillons	D (mm)	H (mm)	t (mm)	D/t	f_y (MPa)	f_c (MPa)	A_s (mm^2)	A_c (mm^2)
Acier	PS-1V-0H	161	298	2,06	78	265	25	1028	19320
	PS-2V-0H	160	300		78			1022	19074
	PS-3V-0H	161	296		78			1028	19320
	PS-1V-1H	158	294		77			1009	18588
	PS-2V-1H	157	294		76			1002	18347
	PS-3V-1H	160	295		78			1022	19074
	PSD-1V-1H	160	296		78			1022	19074
	PSD-2V-1H	161	297		78			1028	19320
	PSD-3V-1H	160	294		78			1022	19074
Acier inoxydable	PS-1V-0H	161	299	2,03	79	235	25	1013	19335
	PS-2V-0H	160	300		79			1007	19089
	PS-3V-0H	160	303		79			1007	19089
	PS-1V-1H	160	298		79			1007	19089
	PS-2V-1H	159	298		78			1001	18845
	PS-3V-1H	158	298		78			994	18603
	PSD-1V-1H	160	298		79			1007	19089
	PSD-2V-1H	159	298		78			1001	18845
	PSD-3V-1H	160	295		79			1007	19089

2.5 Programme expérimental

2.5.1 Coffrage

Les tubes en acier remplis de béton exigent seulement le coffrage au côté bas. Le coffrage utilisé est une petite plaque métallique issue du même matériau. Cette plaque a été soudée sur la périphérie de base de poteau, en utilisant la soudure discontinue formant quelques cordons qui facilite son enlèvement avant l'essai, Figure 2.2.



Figure 2. 2Coffrage de côté inférieure du poteau

2.5.2 Coulage

La classe du béton C25/30 correspondant aux résistances à la compression souhaitée de 25 MPa est retenue. Le mélange du béton a été formulé en utilisant la méthode DREUX-GORISSE [23]. La résistance à la compression moyenne mesurée du béton à 28 jours de trois éprouvettes (16×32) est de 25,04 MPa. La formulation du béton de remplissage est indiquée dans le tableau 2.2.

Tableau 2. 2Composition du béton utilisé pour le remplissage de poteaux creux

compositions	Quantité (kg/ m 3)
Ciment	350
Sable	630,94
Gravier 3/8	263,11
Gravier 8/15	708,12
Eau	182



Figure 2. 3 Les poteaux creux en acier et en acier inoxydable remplis de béton

2.5.3 Configuration des essais

Une charge monotone concentrée est appliquée sur la section transversale supérieure des poteaux mixtes, comme illustré dans la Figure 2.5. La charge axiale est appliquée à l'aide d'une machine d'essai universelle CONTROLS 2000 kN. L'essai a été réalisé conformément à l'Eurocode 4 [12].

Tous les poteaux mixtes ont été centrés dans la machine d'essai pour éviter les effets d'excentricité. La vitesse de chargement est contrôlée en déplacement avec une vitesse de 0.20 mm/min et la charge appliquée a été augmentée de façon monotone jusqu'à la rupture.

Un comparateur a été utilisé pour mesurer le déplacement longitudinal, tandis que deux autres comparateurs ont été utilisés pour mesurer les déplacements latéraux des échantillons, ils sont placés à une hauteur égale au 2/3 de la base des poteaux.

Les principaux résultats obtenus sont la charge ultime (N_{exp}), le déplacement ultime (Δ_{exp}) et les modes de rupture.



Figure 2. 41 8 tubes en aciers et en acier galvanisées soudés et remplis de béton



Figure 2. 5 Configuration de l'essai de compression avec les comparateurs vertical et horizontal

2.5.4 Comparaison de la résistance par des codes de conceptions

2.5.4.1 Eurocode 4 [11]

Dans le code de conception Eurocode, des coefficients partiels de sécurité sont appliqués aux propriétés des matériaux. L'Eurocode utilise des facteurs de sécurité partiels pour réduire la limite d'élasticité de l'acier et la résistance à la compression du béton.

La capacité de la charge axiale des poteaux circulaires en acier remplis de béton selon l'Eurocode 4 [11] est donnée par les équations suivantes :

$$N_{EC4} = \left(1 + \eta_c \frac{t}{D} \frac{f_y}{f_c}\right) f_c A_c + \eta_a f_y A_s \quad (2.1)$$

$$\eta_c = 4,9 - 18,5 \bar{\lambda} + 17 \bar{\lambda}^2 \eta_c \geq 0 \quad (2.2)$$

$$\eta_c = 0,25 (3 + 2\bar{\lambda}) \quad \eta_c \leq 1 \quad \bar{\lambda} = \left(\frac{N_{PL,R}}{N_{cr}}\right)^{\frac{1}{2}} \leq 0,5 \quad (2.3)$$

Où N_{cr} est la charge critique d'Euler, donnée par :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 (EI)_e}{l^2} \quad (2.4)$$

$$(EI)_e = A_s E_s + 0,6 E_{cm} A_c \quad (2.5)$$

$N_{PL,R}$ est la résistance plastique de la section mixte, donnée par :

$$N_{PL,R} = f_y A_s + f_c A_c \quad (2.6)$$

où η_c est le coefficient de confinement du béton, η_a est le coefficient de confinement du tube en acier, λ est l'élanement relatif, l est la longueur du flambement du poteau mixte, E_{cm} est le module d'élasticité sécant du béton, $(EI)_e$ est la rigidité effective en flexion, A_a et A_c sont l'aire de l'acier et du béton, f_y et f_c sont la résistance de l'acier et du béton.

Pour les sections transversales circulaires avec un élanement relatif de 0,2- 0,5, la capacité de la charge axiale des poteaux mixtes peut être calculée à l'aide de l'équation suivante :

$$N_{EC4} = \left(1 + 4,9 \frac{t}{D} \frac{f_y}{f_c}\right) f_c A_c + 0,75 f_y A_s \quad (2.7)$$

2.5.4.2 Code AISC 360-16 R 2019 [12]

La spécification technique américaine AISC 360-16.R19 [12] fournit une approche pour prédire la résistance à la compression des poteaux de tubes en acier remplis de béton (CFST) dans les limites spécifiées présentées dans le tableau.2.3. La résistance à la compression du CFST est déterminée conformément à la classification des sections CFST pour le flambement local, dans laquelle $\lambda_p=0,15 E_s/f_y$ pour une section circulaire. Pour une section compacte, la résistance à la compression de la section CFST (P_{no}) est égale à la résistance plastique de la section (P_p) comme suit :

$$N_{ACI/AS} = 0,85 A_c f_c + A_s f_y \quad (2.8)$$

2.5.4.3 Résistance à la compression selon Giakoumelis et Lam [1]

Une modification de l'équation de l'ACI (American Concrete Institute) [37] a été proposée par Giakoumelis et Lam [1]. Un coefficient est proposé pour l'équation afin de tenir compte de

l'effet du confinement du béton sur la capacité portante d'un tube circulaire en acier rempli du béton. Une révision de l'équation a été proposée comme suit :

$$N_{\text{Equ (3)}} = 1,3 A_c f_c + A_s f_y \quad (2.9)$$

Les dimensions des poteaux mixtes retenues sont choisies tout en respectant les valeurs limites données par les spécifications techniques Eurocode4 et AISC 360-16-R19 [12].

Tableau 2.3.

Tableau 2. 3 Les valeurs limites dans EC4 et AISC 360-16-R19 pour les poteaux mixtes circulaires

section	Limitation	Eurocode4	Valeurs limites			AISC 360-16. R19	Valeurs limites		
			acier	Acier inoxydable	verification		acier	Acier inoxydable	verification
circulaire	Maximum D/t	$\frac{D}{t} \leq 90 \times \frac{235}{f_y}$	80	90	✓	$\frac{D}{t} \leq 0.31 \times \left(\frac{E_s}{f_y}\right)$	234	264	✓
	Résistance du béton (MPa)	$20 \leq f_c \leq 50$	25		✓	$21 \leq f_c \leq 69$	25		✓
	Limite d'élasticité de l'acier (MPa)	$235 \leq f_y \leq 460$	265	235	✓	$f_y \leq 525$	265	235	✓
	Quantité d'acier	$0.2 \leq \frac{A_s \times f_y}{N_{PL,Rd}} \leq 0.9$	0,4	0,3	✓	$A_s/A_g \geq 0.01$	0,05		✓

Tableau 2.4 Comparaison des résultats des essais expérimentaux avec les résultats du modèle des codes de conception

Matériaux	séries	Echantillons	N_{exp} (kN)	N_{EC4} (kN)	AISC 360-16 (kN)	$N_{Eq(2.9)}$ (kN)	$\frac{N_{EC4}}{N_{exp}}$	$\frac{N_{AISC}}{N_{exp}}$	$\frac{N_{Eq(2.9)}}{N_{exp}}$
Acier	S1	PS-1V-0H	738,20	1008	731	900	1,37	0,99	1,22
		PS-2V-0H	721,90	999	724	891	1,38	1,00	1,23
		PS-3V-0H	706,00	1008	731	900	1,43	1,04	1,28
	S2	PS-1V-1H	706,80	980	709	871	1,39	1,00	1,23
		PS-2V-1H	682,50	970	701	862	1,42	1,03	1,26
		PS-3V-1H	595,63	999	724	891	1,68	1,22	1,50
	S3	PSD-1V-1H	636,70	999	724	891	1,57	1,14	1,40
		PSD-2V-1H	675,00	1008	731	900	1,49	1,08	1,33
		PSD-3V-1H	741,40	999	724	891	1,35	0,98	1,20
Acier inoxydable	S4	PS-1V-0H	624,40	943	697	867	1,51	1,12	1,39
		PS-2V-0H	722,70	934	690	857	1,29	0,95	1,19
		PS-3V-0H	739,80	934	690	857	1,26	0,93	1,16
	S5	PS-1V-1H	635,00	934	690	857	1,47	1,09	1,35
		PS-2V-1H	774,60	925	683	848	1,19	0,88	1,09
		PS-3V-1H	719,40	916	675	838	1,27	0,94	1,17
	S6	PSD-1V-1H	731,20	934	690	857	1,28	0,94	1,17
		PSD-2V-1H	696,50	925	683	848	1,33	0,98	1,22
		PSD-3V-1H	752,40	934	690	857	1,24	0,92	1,14

2.6 Analyse et interprétation des résultats

Un total de 18 poteaux mixtes en acier et en acier inoxydable sont testé sous compression avec une charge uni-axiale. Toutes les données et les résultats d'essais ont été récapitulés dans le tableau 2.4 ci-dessus.

En comparant la capacité portante des poteaux mixtes CFST avec une soudure longitudinale à celles des poteaux avec deux et trois soudures, nous pouvons conclure que le nombre des soudures n'a pas d'effet significatif sur la capacité portante en compression des poteaux mixtes CFST.

Pour le cas des poteaux CFST en acier, la perte de résistance axiale était inférieure à 10 % dans la plupart des cas. La résistance axiale passe de 100% pour une soudure longitudinale à 97,8% à 95,6% pour deux et trois soudures longitudinaux, respectivement. Tandis que, pour les poteaux avec soudure latérale, la charge passe de 95,7% à 92,5% à 80,7% pour un, deux et trois soudures longitudinales, respectivement et de 0,863% à 0,914% à 1,004% pour un, deux et trois joints de soudure latéraux longitudinaux, respectivement.

Cependant, pour les poteaux CFST en acier inoxydable, un gain de résistance est remarqué dans tous les échantillons. La résistance axiale atteint 124% pour les poteaux avec une soudure latérale et deux soudures longitudinales.

EC 4 a surestimé la capacité de la charge axiale par rapport aux résultats expérimentaux. La plus grande différence est d'environ 57 % pour les échantillons en acier et 51% pour les échantillons en acier inoxydable, ce qui veut dire que l'EC4 [11] n'est pas conservative.

L'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1], a surestimé la capacité de la charge axiale pour tous les échantillons. La plus grande différence est d'environ 50 % pour les échantillons en acier et 39% pour les échantillons en acier inoxydable. Ce qui veut dire que l'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1] n'est pas conservative.

De plus, il est facile de remarquer le rapport entre les résultats EC4 et l'équation Giakoumelis et Lam [1] qui est de 0,891 pour les éprouvettes d'acier et de 0,921 pour les échantillons d'acier inoxydable.

L'AISC 360–16-R19a sous-estimé la capacité de la charge axiale pour la plupart des échantillons. La plus grande différence est d'environ 21,51 % pour les échantillons en acier et 11,86% pour les échantillons en acier inoxydable.

L'EC4 et l'équation de Giakoumelis et Lam [1] nous donnent une marche sécuritaire de la capacité portante, mais ils n'assurent pas l'économie.

Nous remarquons que la capacité portante calculée des poteaux mixtes donne une bonne concordance par rapport à celle donnée expérimentalement.

Le code de conception AISC 360–16-R19 peut être préférable aux recommandations car le comportement de sous-estimation est plus persistant avec ces codes.

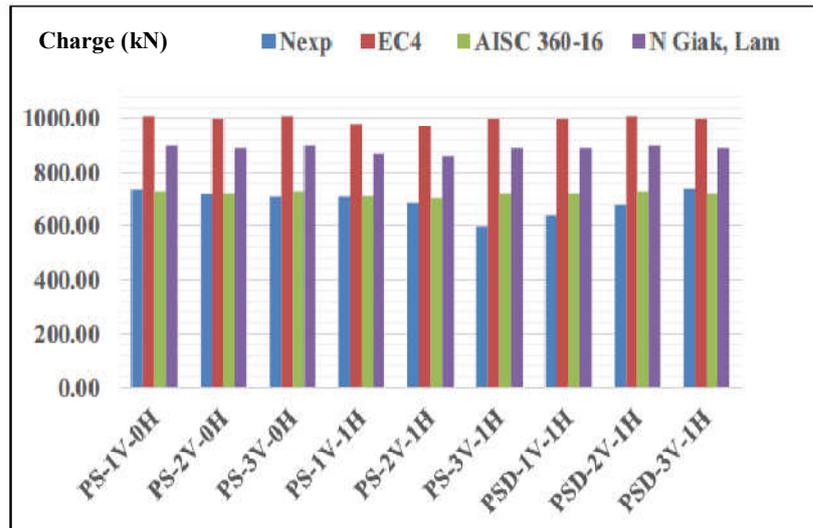


Figure 2. 6 Comparaison de la charge des poteaux en acier inoxydable

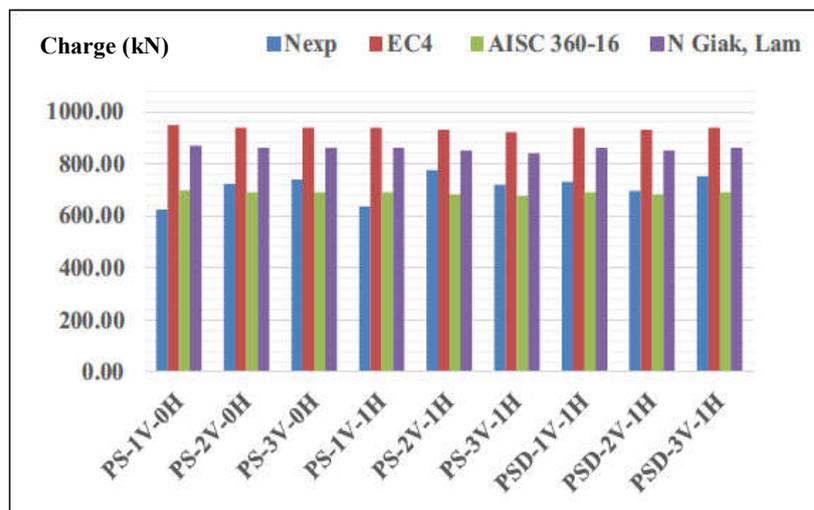
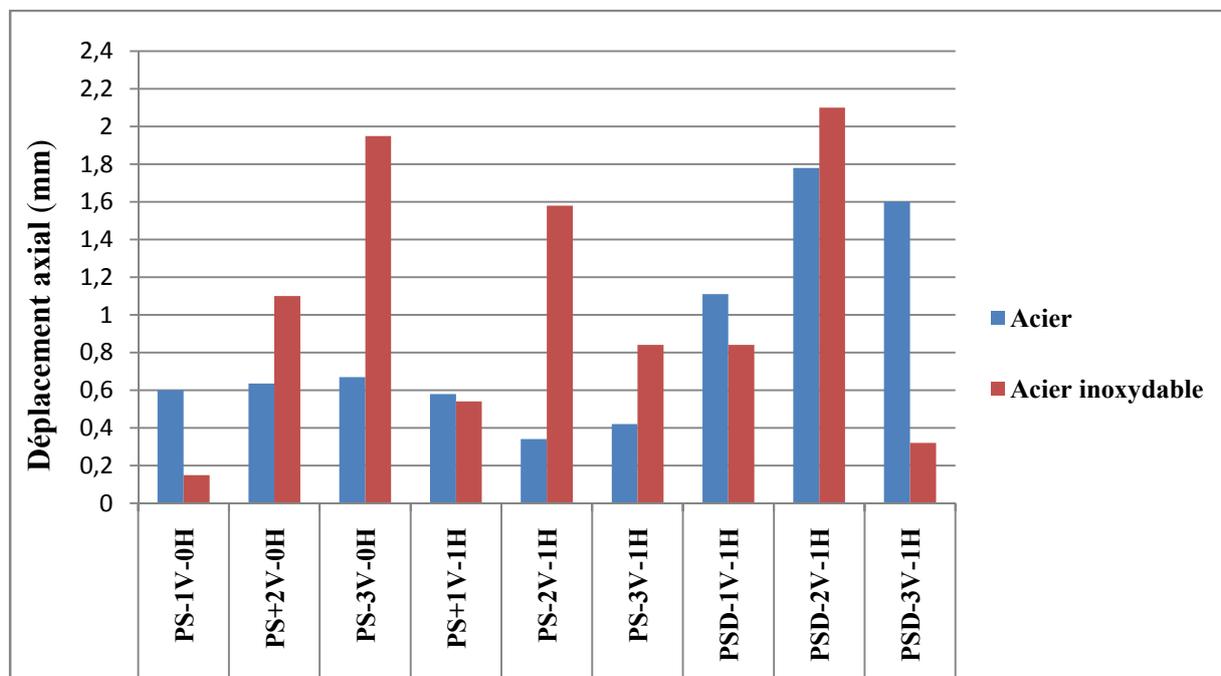


Figure 2. 7 Comparaison de la charge des poteaux en acier

Tableau 2. 5 résultats des déplacements axiaux d'essais expérimentaux Δ_{\max} (mm)

Echantillons	acier	Acier inoxydable
PS-1V-0H	0,60	0,15
PS-2V-0H	0,64	1,10
PS-3V-0H	0,67	1,95
PS-1V-1H	0,58	0,54
PS-2V-1H	0,34	1,58
PS-3V-1H	0,42	0,84
PSD-1V-1H	1,11	0,84
PSD-2V-1H	1,78	2,10
PSD-3V-1H	1,60	0,32

**Figure 2. 8** Influence du nombre et de la disposition des soudures sur le déplacement axial

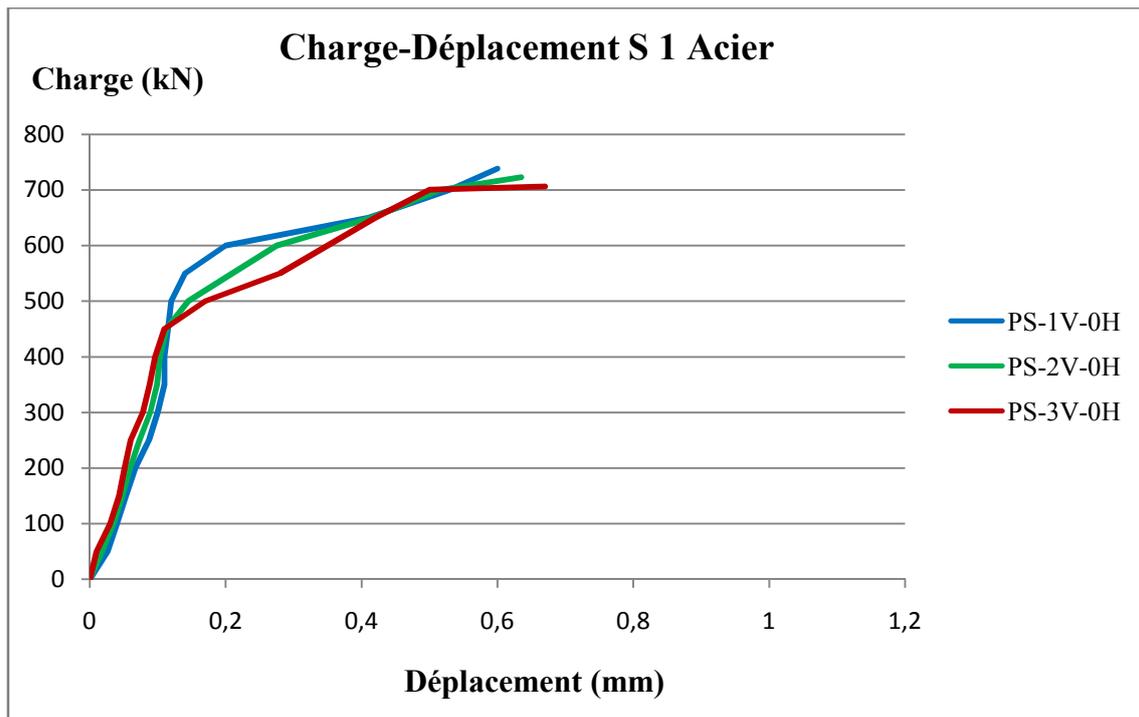


Figure 2. 9 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S1)

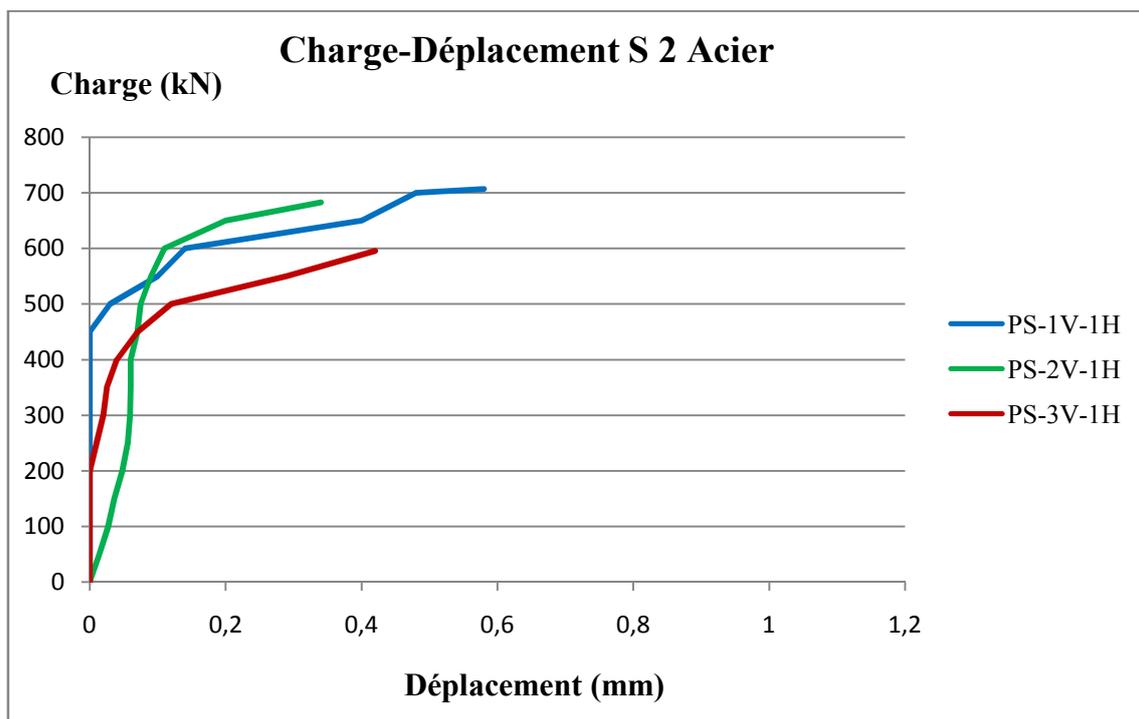


Figure 2. 10 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S2)

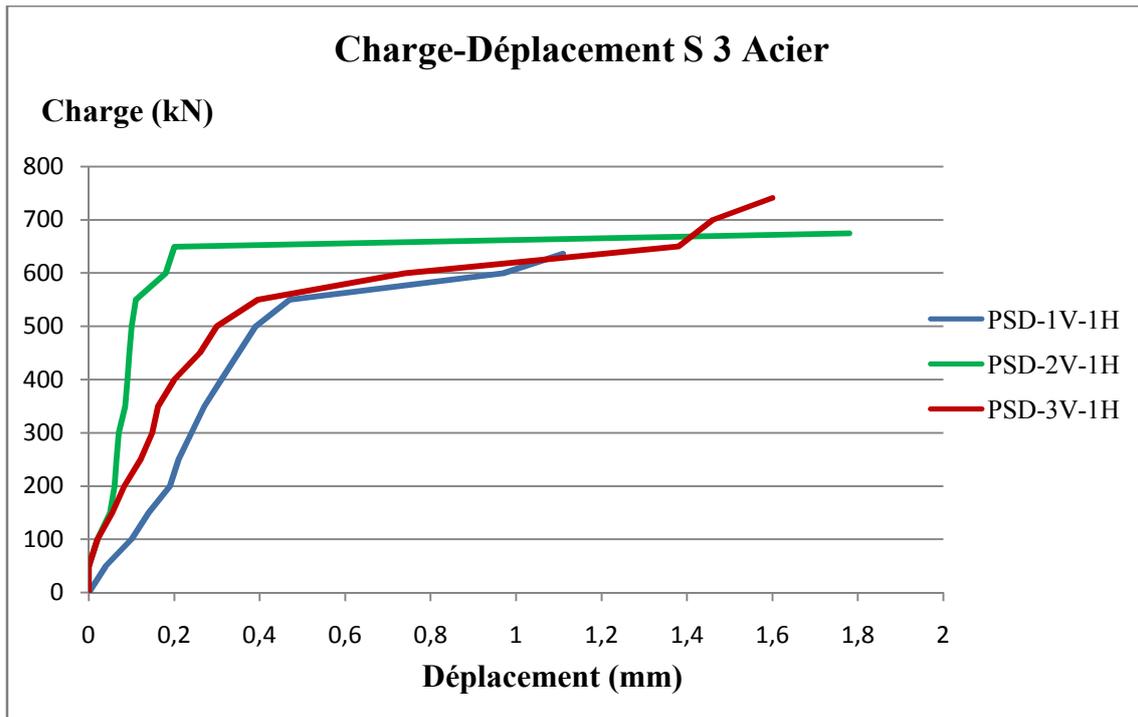


Figure 2. 11 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S3)

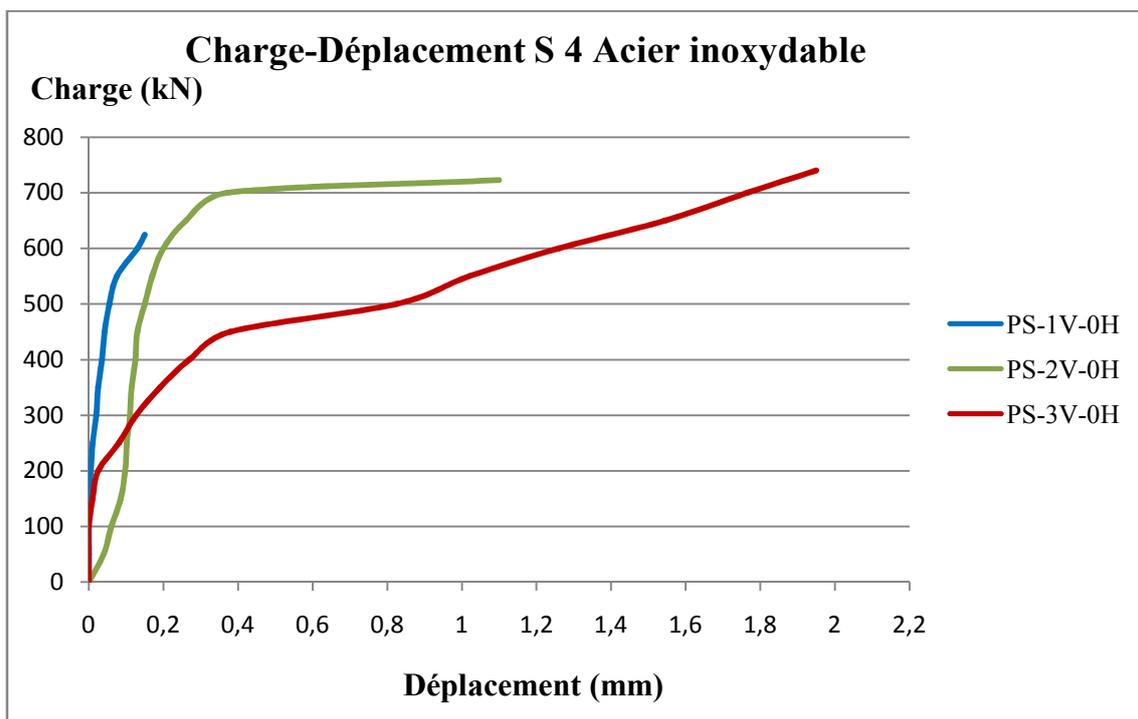


Figure 2. 12 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S4)

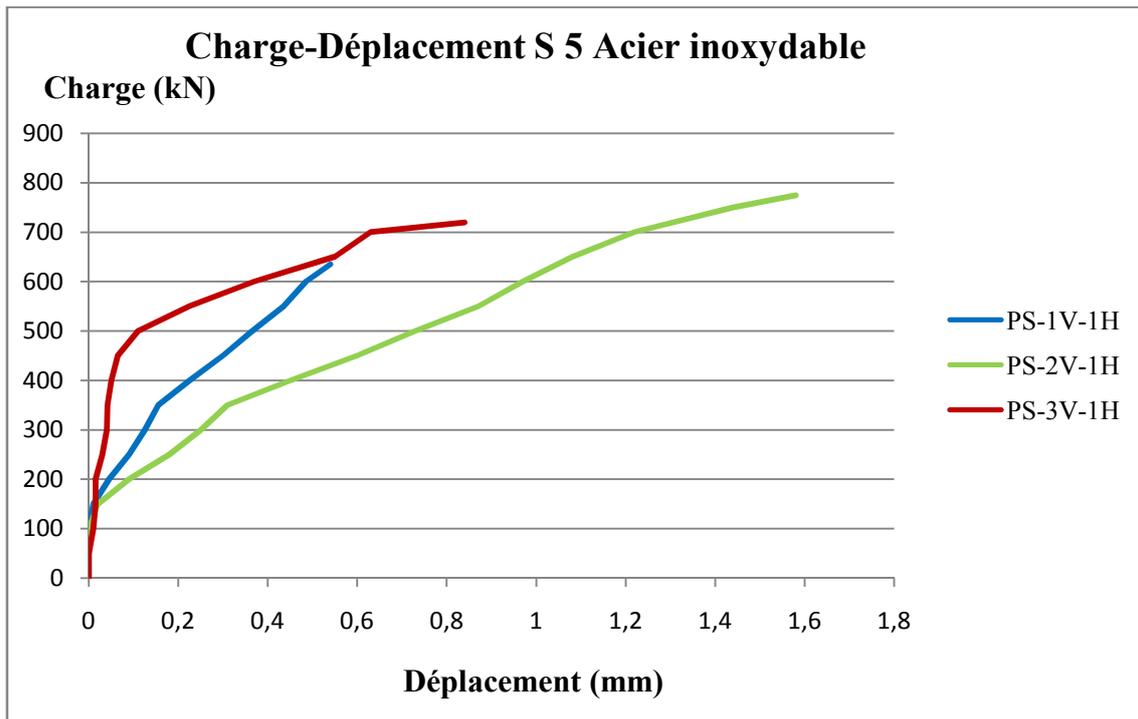


Figure 2. 13 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S5)

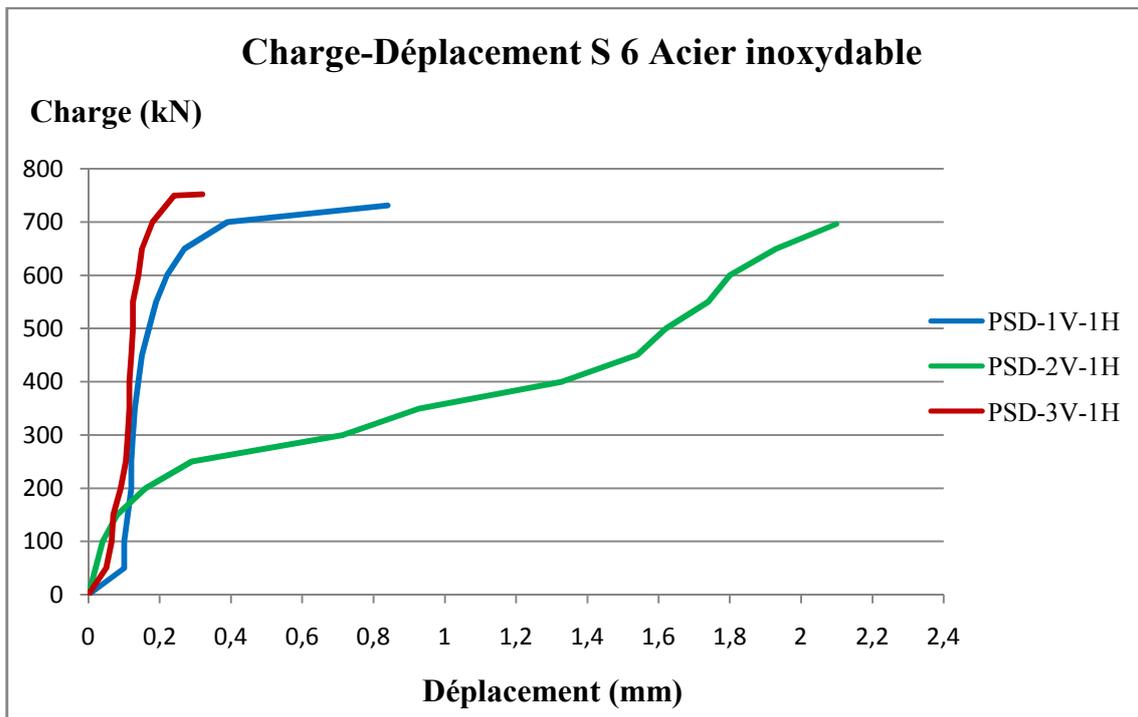


Figure 2. 14 Relation charge-déplacement pour les poteaux mixtes circulaires (S6)

Les courbes charge-déplacement des poteaux circulaires en acier, obtenues à partir des essais ont été comparées aux résultats des codes de conception et de l'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1]. Les figures 2.9 - 2.14, montrent respectivement les courbes charge-déplacement axiales pour 06 séries des poteaux en acier et en acier inoxydable.

Cette section montre le comportement et les performances des soudures latérales et longitudinales tout en les accompagnant des figures charge – déplacement et de la comparaison de différents codes de conception des tubes en acier remplis de béton.

La variation de la capacité portante expérimentale de compression de poteaux mixtes courts en acier et en acier inoxydable des séries est comme suit : les séries S1, S4 sont respectivement de 4,36 %, 15,60 %, les séries S2, S5 sont respectivement de 15,73 %, 18,02% et les séries S3, S6 sont respectivement de 14,12 %, 7,43%.

Les figures Fig. 2.6 et 2.7, montrent que le nombre et l'emplacement des soudures n'ont pas un effet significatif sur la charge de compression des poteaux mixtes CFST. Les déplacements axiaux maximaux obtenus du sommet de la section transversale des poteaux mixtes CFST en acier et en acier inoxydable obtenus à partir du système de mesure du dispositif d'essai au moment de la rupture de la soudure sont enregistrés dans le tableau.2.5. Un déplacement axial maximal enregistré est de 2,10 mm.

La rupture des soudures s'est produite à un niveau élevé de déformation dans la région plastique, les soudures latérales réussissent très bien à transmettre des effets de compression et de flexion.

Cependant, la présence des joints de soudure peuvent influencer sur le comportement global des poteaux mixtes CFST. Ils prouvent clairement que le nombre et la disposition des joints de soudure peuvent considérablement influencer sur la ductilité des poteaux. Quand le nombre des soudures longitudinales augmente, le déplacement axial ultime diminue. Notez que les déplacements mesurés présentés dans le tableau. 2.5 représentent les déplacements correspondant aux charges axiales maximales enregistrées au moment d'éclatement des soudures.

2.6.1 Mécanisme de rupture des tubes remplis de béton CFST

Le comportement et les performances des soudures latérales et longitudinales est l'objectif principal de notre thèse. Le mode de défaillance des poteaux CFST étudié dans ce travail s'était produit à cause de la rupture de la soudure dans tous les échantillons. La rupture du joint de la soudure résulte des contraintes de la traction localisée dans le sens circonférentiel.

Ces contraintes circonférentielles sont perpendiculaires au joint de la soudure longitudinale, par conséquent, la rupture commence par les fissures des soudures longitudinales.

Presque tous les poteaux ont perdu l'instabilité en raison du flambement local et d'écrasement du béton. Le mode de flambement est presque similaire sur tous les poteaux dans la partie centrale du croisement des soudures (latérales et longitudinales), comme le montre la Figure. 2.15 et 2.16.

Cependant, la plus importante observation, est que la soudure latérale des poteaux mixtes est restée intacte pendant l'essai jusqu'à la rupture des poteaux. Même à un haut niveau de déformation dans la région plastique, les soudures latérales ont réussi à transmettre des effets de compression et de flexion. Nous avons remarqué une formation de flambement local convexe au niveau de la zone soudée avec ouverture de l'acier au niveau de la soudure longitudinale. Nous avons remarqué également que cette ouverture provoque une déchirure qui touche la partie non soudée, des poteaux S3, S6.

Quand l'acier a été retiré de l'éprouvette après la rupture, le béton s'est avéré avoir pris la forme du tube d'acier déformé, qui illustre la composite de la section.

Le mode de rupture remarqué dans tous les poteaux testés n'est pas fragile, cela veut dire que le comportement de ces poteaux est ductile.



Figure 2. 9 Mode de rupture des poteaux circulaires en acier remplis de béton



PSD-3V-1H

PSD-1V-1H

PS-2V-1H

PS-3V-0H

Figure 2. 10 Mode de rupture des poteaux circulaires en acier inoxydable remplis de béton

2.7 Conclusion

18 poteaux courts ont été testés jusqu'à la rupture sous charge de compression axiale centrée et contrôlée par déplacement. Deux types d'acier (acier et acier inoxydable) de poteaux ont été utilisés. De plus, différents emplacements de joints de soudures latéraux et longitudinaux ont été étudiés pour voir l'effet de l'emplacement et du nombre des joints de soudures sur les performances des poteaux mixtes. Les résultats des essais sont comparés à la charge axiale calculée selon l'Eurocode4 [11], AISC 360–16 révisé 2019 [12] et la méthode de conception proposée par Giakoumelis et Lam [1].

L'étude du comportement des poteaux mixtes avec différents emplacements des soudures, sous chargement compressif est l'objectif majeur de notre présent travail. Les conclusions suivantes sont tirées des résultats obtenus :

1. les poteaux CFST examinés avec les joints soudures latérale et longitudinale présentent un comportement ductile sous chargement axial.
2. le mode de défaillance des poteaux CFST examinés s'était produit à cause de la rupture de la soudure longitudinale dans tous les échantillons.
3. la rupture longitudinale du joint de soudure résulte des contraintes de la traction localisée dans le sens circonférentiel.
4. le nombre et la disposition des joints de soudure peuvent influencer de manière significative la ductilité des poteaux.
5. le nombre et la disposition des joints de soudure n'ont pas d'incidence significative sur la résistance de la compression des poteaux mixtes.

6. la non-linéarité géométrique est importante dans le développement de la rupture de la soudure pour les poteaux courts.
7. AISC 360–16-R19 [12] fournit une estimation raisonnable de la charge axiale des poteaux CFST.
8. EC4[11] et l'équation de Giakoumelis et Lam [1] surestiment la capacité portante des poteaux CFST.
9. l'utilisation des soudures latérales et longitudinales dans les applications des poteaux aboutissent à une conception fiable et rentable.

CHAPITRE III

GENERALITES SUR LES PLANS D'EXPERIENCES ET LES NOTIONS DE STATISTIQUES

CHAPITRE III : GENERALITES SUR LES PLANS D'EXPERIENCES ET LES NOTIONS DE STATISTIQUES

3.1 Introduction

Tout expérimentateur a besoin d'une méthode pour réaliser sa recherche. Le choix de la méthode dépend de la structure de la recherche, des hypothèses, des phénomènes étudiés mais surtout du temps et du budget dispensé. Ces derniers forment des vrais soucis pour les chercheurs.

La méthodologie des plans d'expériences permet une recherche expérimentale planifiée appelée « plans d'expériences ». L'expérimentation ne peut pas être quelconque : elle doit fournir l'information désirée. Cette démarche expérimentale va aider l'expérimentateur à structurer sa recherche de manière différente, à confronter et à valider ses propres hypothèses, à mieux comprendre les phénomènes étudiés et à solutionner les problèmes. Le succès de cette méthodologie est en partie lié aux besoins de compétitivité des entreprises mais aussi, à une envie de changer la manière de faire des expérimentations.

Dans toutes les disciplines, il est fréquent de souhaiter étudier un phénomène dépendant de différents paramètres. La méthode intuitive n'est pas toujours la meilleure. Elle consiste généralement à fixer le niveau de toutes les variables et de mesurer la réponse pour plusieurs valeurs de la variable mobile. Si plusieurs paramètres doivent être étudiés, il faut répéter cette technique pour chaque paramètre. Par exemple, si l'on souhaite étudier 6 paramètres à 3 niveaux il faut donc réaliser 729 (3^6) expériences. Ce nombre d'expériences représente un travail gigantesque et souvent irréalisable.

Pour résoudre ce problème, il faut donc réduire le nombre d'expériences à effectuer sans pour autant perdre la qualité des résultats recherchés. L'utilisation d'un plan d'expériences donne alors une stratégie dans le choix des méthodes d'expérimentation. Leur succès dans la recherche et l'industrie est lié au besoin de compétitivité des entreprises, ils permettent une amélioration de la qualité et une réduction des coûts.

3.2 Définition et domaine d'application des plans d'expériences

Un plan d'expériences est une méthode pour planifier ou organiser les expériences scientifiques et industrielles dans le but de retirer l'information correspondante à l'objectif fixé préalablement. Leur but est d'obtenir un maximum d'informations avec un minimum

d'expérimentations par rapport à l'objectif que l'on s'est fixé. Les plans d'expériences sont appliqués dans différents domaines des sciences : agronomie, biologie, calcul numérique, chimie, électronique, marketing, mécanique, physique, etc. et cela, à tous les niveaux, depuis la recherche fondamentale jusqu'à la satisfaction du client [38].

3.3 Vocabulaire

3.3.1 Facteur

Les facteurs sont les variables que l'on désire étudier et qui sont supposées avoir une influence sur le système. Ils peuvent être quantitatifs ou qualitatifs, continues ou discrets, contrôlables ou non contrôlables. Généralement, on prend en compte les facteurs caractérisés par une seule variable naturelle qualitative ou quantitative que l'on contrôle. Les facteurs sont limités par deux bornes, inférieure (bas) et supérieure (haut). On désigne le niveau bas par le signe (-1) et le niveau haut par le signe (+1). [39]

3.3.2 Réponses

Une réponse expérimentale est une manifestation mesurable que l'on observe lorsque l'on fait varier les paramètres étudiés. Un phénomène peut être éventuellement décrit par plusieurs réponses expérimentales [39].

3.4 Domaine expérimental et domaine d'étude

Une interprétation géométrique permet de mieux comprendre la construction des plans d'expériences et de mieux interpréter les résultats. Lorsqu'il y a n facteurs, il faut raisonner dans des espaces à n dimensions. Pour fixer les idées, on prend l'exemple de deux facteurs x et y à deux niveaux (+1) et (-1). Le domaine expérimental est le plan x - y dans lequel toutes les valeurs de x et de y sont possibles. Mais, en général, un expérimentateur limite les variations des facteurs étudiés. On appelle domaine d'étude tous les points de la surface délimitée par les niveaux bas et haut de chaque facteur (surface en tramé bleu de la figure 3.1) [40].

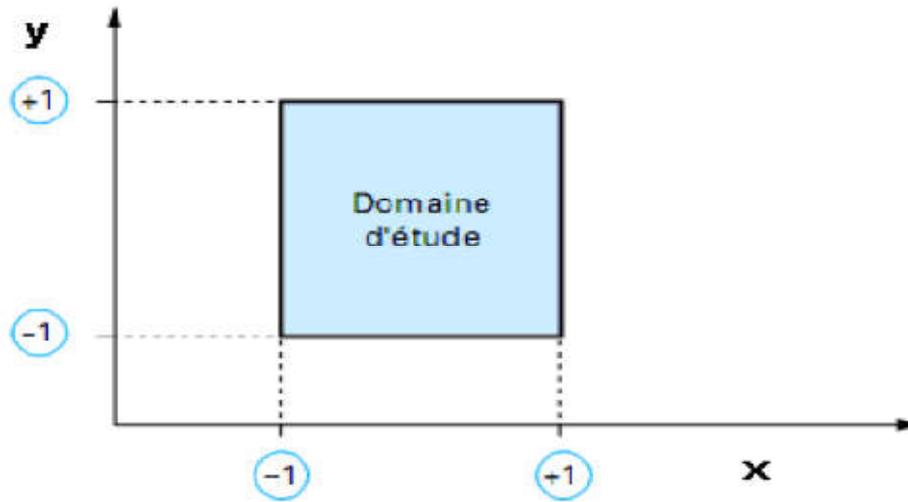


Figure 3. 1 Définition du domaine d'étude [40]

3.5 Matrice d'expérience

La matrice d'expérience est un objet mathématique qui représente, sous forme codée ou non codée, l'ensemble des expériences à réaliser. C'est un tableau constitué de n lignes correspondant aux n expériences à réaliser et de k colonnes, correspondant aux k variables étudiées. L'élément X_{ij} de la matrice ainsi formé correspond à la valeur des niveaux que prend la $j^{\text{ième}}$ variable à la $i^{\text{ième}}$ expérience [40].

3.6 Effet d'un facteur

L'effet d'un facteur x correspond à la variation de la réponse y lorsque x passe d'une valeur au niveau -1 à une autre valeur au niveau +1, comme indiqué sur la figure 3.2. Graphiquement, plus l'inclinaison est forte, plus l'effet est important, et cela donne déjà des indications.

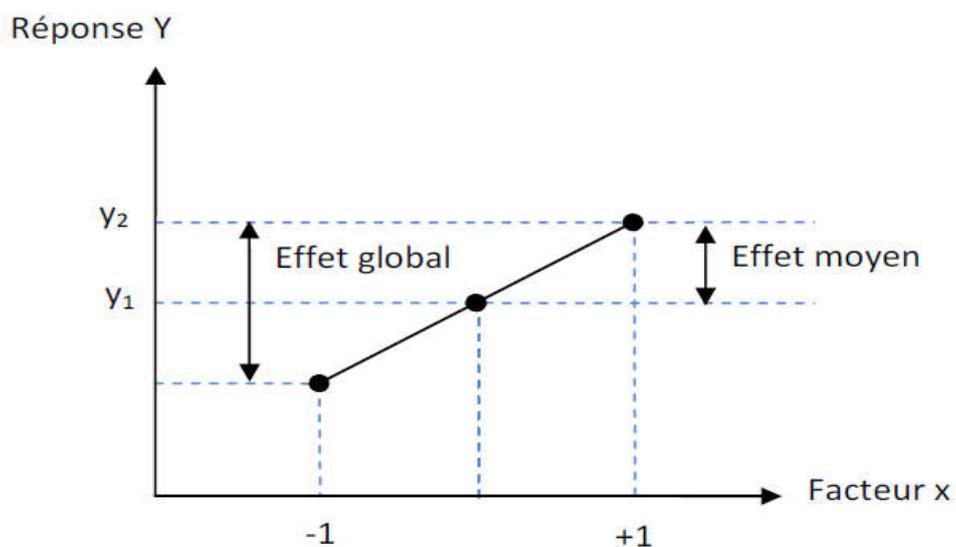


Figure 3. 2 Illustration de l'effet d'un facteur [40]

3.7 Interaction

L'effet d'un facteur dépendant de la valeur prise par un autre facteur est appelé interaction. Cette interaction se traduit sur un diagramme Figure 3.3 par le fait que les deux droites ne sont pas parallèles. Plus les droites s'écartent de la parallèle, plus le degré d'interaction est élevé.

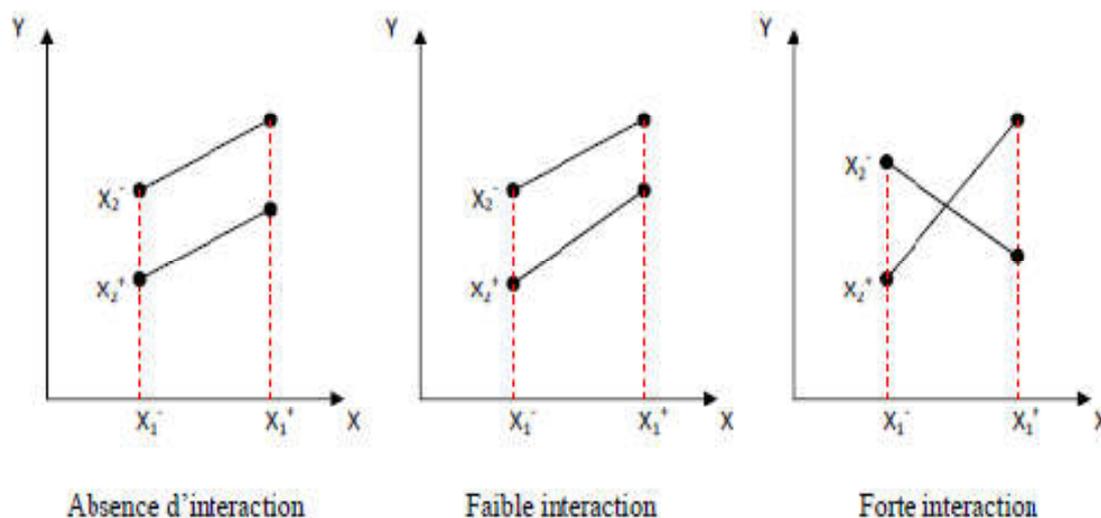


Figure 3.3 Illustration d'une interaction [40]

3.8 Modèle mathématique

C'est une relation mathématique qui montre le changement dans une réponse produit par le changement d'un ou plusieurs facteurs. Le but de modéliser la réponse par un modèle mathématique est de pouvoir calculer ensuite toutes les réponses du domaine d'étude sans être obligé de faire les expériences. Ce modèle est appelé modèle postulé ou à priori [41].

3.9 Différents types des plans d'expériences

Il existe trois grandes familles de plans d'expériences, plans de mélange, plans de criblage et plans de modélisation ou surfaces de réponses.

3.9.1 Plans de mélanges

Les plans de mélange sont des plans particuliers adaptés à l'étude des facteurs dépendants. Ils sont principalement utilisés pour l'étude de l'influence des proportions des constituants d'un produit sur une réponse donnée [42].

3.9.2 Plans de criblage

L'objectif de ces plans est de découvrir les facteurs les plus influents sur une réponse donnée. Aucune relation précise entre les variations des facteurs et celle de la réponse n'est établie.

Parmi les plans proposés : plans factoriels complets à deux niveaux, plans factoriels fractionnaires et plans de Plackett-Burman [43].

3.9.2.1 Plans factoriels complets à 2 niveaux

Les plans factoriels complets en tant que plans d'expériences sont issus des travaux de R.A. Fischer. Chaque facteur a 2 niveaux. On aura donc 2^k (k est le nombre de facteurs) essais au total. Un plan factoriel permet d'estimer, non seulement les effets des facteurs ($A, B, C\dots$), mais également toutes leurs interactions deux à deux, trois à trois,, jusqu'à $A.B.C.D.E\dots$, qui fait intervenir les k facteurs de l'étude [43].

Les avantages des plans factoriels complets sont nombreux et nous n'en citerons que les principaux :

- comme chaque facteur ne prend que deux niveaux, les essais sont faciles à contrôler et les risques d'erreurs sont minimisés.
- les plans factoriels complets sont des plans d'expériences optimaux qui étudient toutes les combinaisons possibles des niveaux des facteurs traités et qui nous garantissent les meilleurs résultats.
- la modélisation mathématique est immédiate.
- les résultats obtenus avec un premier plan peuvent être utilisés en partie ou en totalité soit, pour explorer une zone du domaine expérimental soit, pour établir un modèle mathématique de degré plus élevé.

Le seul inconvénient de ces plans est qu'ils obligent à faire beaucoup d'essais. Par exemple, pour étudier simplement sept facteurs, il faut réaliser 128 expériences. Cependant, de nombreuses interactions sont nulles et certains facteurs sont sans influence. C'est pourquoi les plans factoriels fractionnaires ont été développés.

3.9.2.2 Plans fractionnaires à deux niveaux

Les plans fractionnaires permettent de réduire la charge expérimentale en focalisant l'attention sur les effets les plus intéressants et comme dans beaucoup de domaines les interactions d'ordre 2 ($A.B, A.C, B.C$) et au-delà ($A.B.C$) sont bien souvent négligeables.

Lorsque le nombre de facteurs augmente, la solution proposée par les plans fractionnaires, consiste à utiliser pour l'étude de k facteurs les matrices des effets des plans complets 2^{k-1} , ou 2^{k-2} , ..., ou 2^{k-p} . Les plans fractionnaires sont appelés pour cette raison plans 2^{k-p} [43].

Les plans fractionnaires sont alors indispensables pour réduire le nombre d'essais. Ils sont basés sur la théorie des alias que nous allons présenter ci-dessous à partir d'un exemple

simple à 3 facteurs. Le modèle mathématique de la réponse d'un plan factoriel complet à 3 facteurs comporte 8 coefficients :

$$y = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_3 + a_{12}x_1x_2 + a_{13}x_1x_3 + a_{23}x_2x_3 + a_{123}x_1x_2x_3 \quad (3.1)$$

Si on effectue 4 essais, on obtient un système de quatre équations à 8 inconnues. Pour réduire le nombre des inconnues, on introduit 4 contrastes (l_0, l_1, l_2, l_3), les coefficients sont aliasés dans les contrastes. On adopte le modèle [44]:

$$y = l_0 + l_1x_1 + l_2x_2 + l_3x_3 \quad (3.2)$$

Avec : $l_0 = a_0 + a_{123}$, $l_1 = a_1 + a_{23}$, $l_2 = a_2 + a_{13}$, $l_3 = a_3 + a_{12}$

Dans un plan factoriel fractionnaire, les effets principaux sont toujours aliasés avec des interactions.

3.9.2.3 Les plans de Plackett-Burman

R.L. Plackett et JP. Burman ont publié leur étude en 1946 dans *Biometrika*. Ils expliquent comment construire des plans permettant d'étudier un grand nombre de facteurs avec peu d'essais. Ils attribuent deux niveaux à chaque facteur et supposent que toutes les interactions entre facteurs sont négligeables devant les effets principaux. Le plan de Plackett-Burman est basé sur la matrice d'Hadamard qui présente les propriétés suivantes [45] :

- 1) les éléments sont +1, -1 ;
- 2) les matrices sont carrées et possèdent un nombre de ligne (ou de colonne) égale à 2 ou un multiple de 4 ;
- 3) ces matrices sont orthogonales, c'est-à-dire que le produit scalaire de deux lignes (ou colonne) est à égale à zéro.

L'inconvénient remarquable concernant les plans fractionnaires est la faiblesse dans l'hypothèse de linéarité des variables (la variation de la réponse est linéaire lorsque le facteur passe du niveau -1 au niveau +1). La modélisation mathématique n'est qu'une première approximation du modèle physique réel. Il faut passer à des plans contenant un plus grand nombre de niveaux par facteurs pour obtenir des modèles du second degré [43].

3.10 Plans de modélisation

L'objectif de ce plan est de trouver la relation mathématique du second degré qui lie les réponses mesurées aux facteurs. Elle est du type :

$$Y = b_0 + \sum b_i x_{ik} + \sum b_{ij} x_{ik} x_{jk} + \sum b_{ik} x_{ik}^2 + \xi_k \quad (3.3)$$

Les plans factoriels complets sont également utilisables pour la modélisation mais, étant donné qu'il n'y a que deux niveaux par facteur, seuls des modèles du premier degré peuvent être utilisés. L'intérêt de ces plans est de faciliter le développement séquentiel d'une étude.

On peut commencer par un plan factoriel et poursuivre l'expérimentation par un plan étoile.

On aboutit alors à un plan composite interprétable à l'aide d'un modèle du deuxième degré [43].

Il existe plusieurs types de plans du second degré, les plus employés sont :

- les plans de Doehlert
- les plans composites centrés
- les plans de Box-Behnken

3.10.1 Les plans de Doehlert

Les points d'expériences des plans proposés par David H. Doehlert [46] en 1970 remplissent de manière uniforme l'espace expérimental. Pour deux facteurs, les points expérimentaux sont situés aux sommets d'un hexagone régulier et il y a un point au centre figure 3.4. Ayant sept points expérimentaux, ce plan permet de calculer au moins sept inconnus, donc sept coefficients. Comme les points expérimentaux sont régulièrement répartis dans l'espace expérimental, il sera facile d'étendre le plan vers n'importe quelle direction de l'espace en ajoutant des points qui seront, eux aussi, régulièrement répartis.

Ces plans permettent également l'introduction facile de nouveaux facteurs. Les nouvelles expériences viendront compléter les premières et aucune expérience ne sera perdue. Le seul inconvénient est de maintenir les facteurs non étudiés à une valeur constante (niveau 0) pendant l'étude des facteurs actifs.

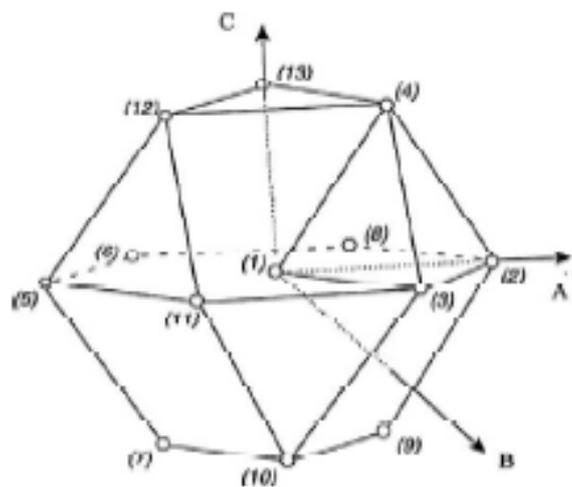


Figure 3. 4Plan de Doehlert pour 3 facteurs [46]

3.10.2 Les plans composites centrés

Les plans composites présentent trois parties :

- les deux niveaux $(-1, +1)$ du plan factoriel complet, 2^f expériences (f , nombre de facteurs).
- les deux niveaux $(-\alpha, +\alpha)$ du plan étoile, 2^f expériences.
- le point au centre du domaine d'étude.

Le nombre total de N essais à réaliser pour f facteur est donné par la relation suivante :

$$N=2^f+2^f+1 \quad (3.4)$$

La valeur de α doit être égale à : $\alpha=(2^f)^{1/4}$. Ces plans présentent l'avantage de se prêter au déroulement séquentiel d'une étude et d'exiger un nombre d'expériences relativement peu élevé. Le plan composite pour 3 facteurs possède 15 expériences. Le lieu géométrique des points expérimentaux est représenté sur la (figure 3.4). [45]

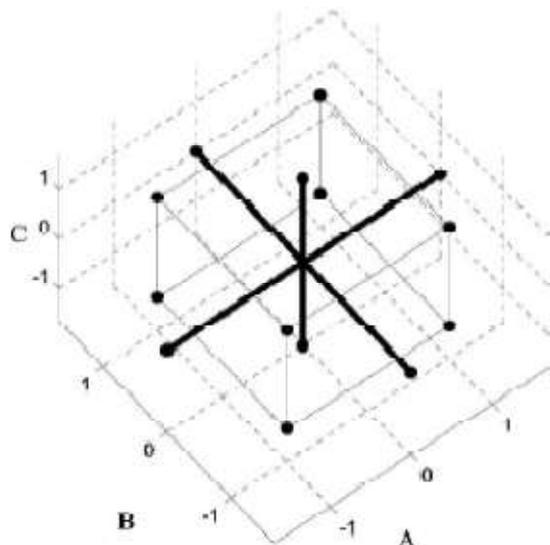


Figure 3. 5Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan composite centré à 3 Facteurs. [45]

3.10.3 Les plans de Box-Behnken

Les plans de Box-Behnken sont de mise en œuvre aisée car tous les facteurs ne prennent que trois niveaux : $-1, 0$ et $+1$, en variables codées.

Les points expérimentaux sont au milieu des arêtes de chacun des côtés du cube Figure 3.6.

Ce plan comporte douze essais auxquels on peut ajouter un (ou plusieurs) point central. La matrice du tableau 3.1 indique ces douze essais accompagnés d'un seul point central. Dans la pratique, on réalise souvent 3 ou 4 points au centre. [47]

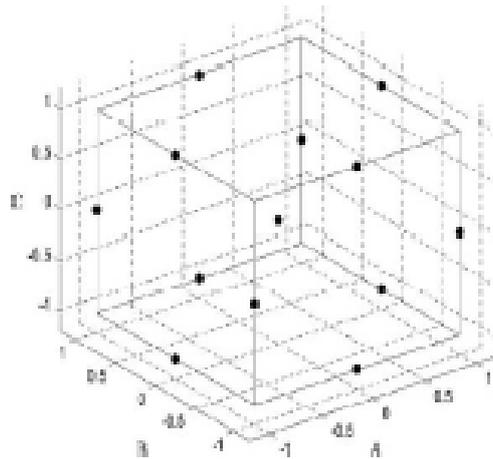


Figure 3. 6 Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs. [47]

Tableau 3. 1 Plan de Box-Behnken pour 3 facteurs [47]

N° essai	Facteur 1	Facteur 1	Facteur 1
1	1	1	0
2	1	-1	0
3	-1	1	0
4	-1	-1	0
5	1	0	1
6	1	0	-1
7	-1	0	1
8	-1	0	-1
9	0	1	1
10	0	1	-1
11	0	-1	1
12	0	-1	-1
13-15	0	0	0

3.11 Logiciels des plans d'expériences

Les logiciels des plans d'expériences possèdent des bibliothèques de plans classiques et ils permettent aussi de construire les plans particuliers. On peut réaliser le calcul des coefficients avec un tableur, mais cela nécessite de la programmation et du temps. Il est donc préférable d'utiliser un logiciel adapté qui effectue non seulement le calcul des coefficients mais aussi les calculs statistiques permettant d'évaluer la qualité du modèle mathématique.

Les logiciels des plans d'expériences sont aussi programmés pour calculer des réponses dans tous les domaines d'étude, pour effectuer les analyses de variance, pour tracer des courbes d'isoréponses, pour construire les surfaces de réponses et pour déterminer les zones d'intérêt. Cet ensemble de possibilités permet d'effectuer de multiples analyses et de regarder ces données sous tous les angles. On arrive ainsi à extraire, en peu de temps, toute l'information présente dans les résultats d'un plan d'expériences [45].

3.12 Technique d'analyse

3.12.1 Analyse de la variance

L'analyse de la variance (ANOVA) est un outil essentiel dans la détermination de la signification d'un effet ou d'un modèle mathématique. Le principe de l'analyse de la variance est basé sur le calcul de l'écart total entre les différentes mesures y_i du plan d'expériences et la moyenne de ces mesures. Cet écart se décompose en différentes composantes comme l'illustre la figure 3.7 [43].

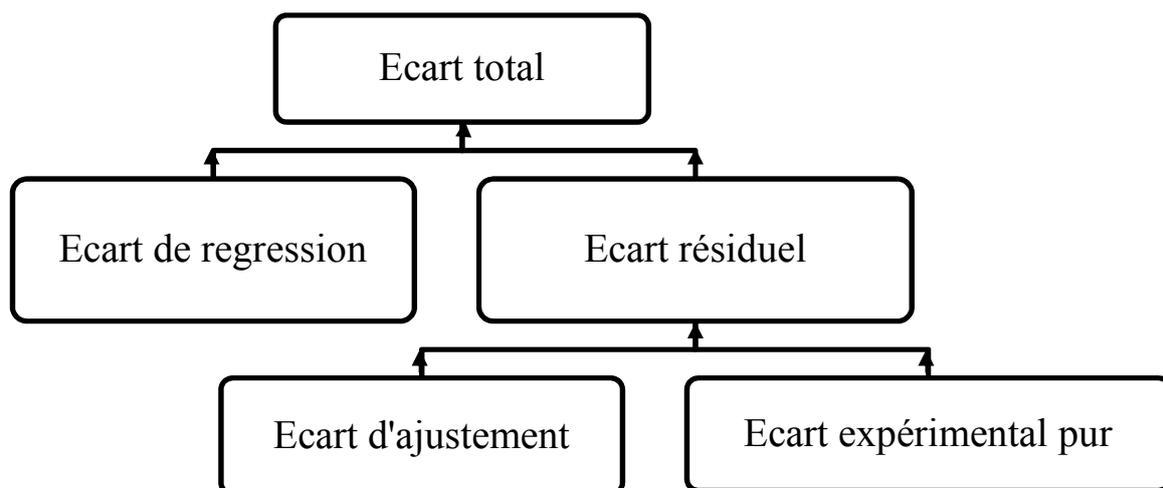


Figure 3. 7 Différents écarts. [43]

Une partie de l'écart total est modélisable par le modèle mathématique, c'est l'écart de régression. Une autre partie de l'écart total n'est pas modélisable, c'est l'écart résiduel. Celui-ci correspond à la différence entre la réponse mesurée expérimentalement et la même réponse modélisée. Cet écart, considéré comme une erreur, est donc la somme de deux composantes : l'erreur expérimentale pure σ_i et l'erreur d'ajustement Δ_i . L'écart expérimental pur correspond à l'erreur aléatoire de l'expérimentation. Cet écart est dû au fait que si l'on répète

un certain nombre de fois la même expérience, on obtiendra à chaque fois une mesure y_i de valeur différente. L'écart dû au manque d'ajustement correspond à un choix inadapté du type de modèle postulé.

3.12.2 Probabilité P

La statistique la plus importante de l'analyse de la variance est la valeur de P. Cette valeur peut prendre des valeurs comprises seulement entre 0 et 1. Si elle est inférieure à 0.05, on conclut que l'effet est significatif et si elle est inférieure à 0.01, il est possible de conclure que le facteur est hautement significatif.

3.12.3 Coefficients de détermination (R^2 , R^2 ajusté)

- On définit le coefficient de détermination R^2 comme étant la fraction des variations de la réponse expliquée par le modèle seul. Ce coefficient est donné par la relation ci-dessous:

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (n_i - \bar{Y})^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{Y})^2} \quad (3.5)$$

Le R^2 est donc une mesure de la qualité du modèle qui prend des valeurs comprises entre 0 et 1. S'il est proche de 1, le modèle permet de retrouver les valeurs des réponses mesurées. S'il est égal à 0, le modèle n'explique rien.

- On définit de la même façon le coefficient de détermination ajusté R^2_{aju} comme étant la fraction des variations de la réponse expliquée par le modèle seul, relativement aux degrés de liberté correspondants. L'expression de R^2_{aju} est donnée par :

$$R^2_{aju} = 1 - \frac{\frac{\sum_{i=1}^n (n_i - y_i)^2}{n - \nu_{mod\grave{e}}}}{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{Y})^2}{n - 1}} \quad (3.6)$$

Du fait de la prise en compte des degrés de liberté, on a toujours $R^2_{aju} \leq R^2$.

3.13 Validation du modèle

Dans la pratique, trois méthodes de validation sont utilisées :

- test de signification globale de la régression (Test de validation 1).
- l'analyse du manque d'ajustement (Test de validation 2).
- l'utilisation de points tests.

▪ Test de validation 1

La qualité globale du modèle mathématique ajusté permet de savoir si ce modèle résume correctement les résultats des essais du plan d'expériences et si cela aide la comparaison de la variance attribuable à la régression de la variance résiduelle, au moyen du test de Fisher, pour ce faire, on calcule ainsi[47] :

$$F_1 = \frac{\frac{SS_{reg}}{v_{reg}}}{\frac{SS_{res}}{v_{res}}} \quad (3.7)$$

Avec

v_{reg} : nombre de degrés de liberté (ddl) associé à la somme des carrés des écarts à la moyenne de la régression,

v_{res} : nombre de degrés de liberté associé à la somme des carrés des résidus. La valeur de ce rapport doit être supérieure à la valeur critique de Fisher à un niveau de confiance supérieur à 95% ($F_{0,05}(v_{reg}, v_{res})$) pour que la régression soit significative.

▪ Test de validation 2

Il nécessite une analyse de la variance qui consiste à évaluer et comparer entre elles : les variances du manque d'ajustement, expérimentales et résiduelles. Ces variances ont, en désignant par v le nombre de degrés de liberté associé à une somme de carrés (SS), les expressions suivantes [47] :

- variance résiduelle SS_{res}/v_{res}
- variance expérimentale SS_{exp}/v_{exp}
- variance du manque d'ajustement SS_{aju}/v_{aju}

La somme des carrés de la variance due au manque d'ajustement (SS_{aju}) et le nombre de degrés de liberté (v_{aju}), qui lui est associé, sont calculés par :

$$SS_{aju} = SS_{res} - SS_{exp}$$

$$v_{aju} = v_{res} - v_{exp}$$

Le modèle est validé si la variance due au manque d'ajustement, est non significative, c'est-à-dire si la valeur du rapport F défini par :

$$F_2 = \frac{\frac{SS_{aju}}{v_{aju}}}{\frac{SS_{exp}}{v_{exp}}} \quad (3.8)$$

F_2 est inférieure à la valeur critique de Fisher : $F_{0,05}(v_{aju}, v_{exp})$.

▪ Validation par les points tests

Elle consiste à réaliser des expériences supplémentaires en des points situés à l'intérieur du domaine d'étude, et à comparer les valeurs mesurées à celles calculées à partir du modèle. Ce dernier est validé si les différences ($y_i - \eta_i$) entre les valeurs mesurées y_i et calculées η_i ne sont pas statistiquement significatives [47].

Meilleur est l'ajustement du modèle si :

- R^2 proche de 1
- R^2 maximum
- $\text{Prob}F1 < 5\%$ F2 le plus petit possible
- $\text{Prob}F2 > 5\%$ F1 le plus grand possible

3.14 Conclusion

L'approche par les plans d'expériences, consiste à organiser la démarche expérimentale et l'analyse décisionnelle en appliquant plusieurs outils et tests statistiques. L'utilisation et l'intérêt des plans d'expériences conduit à établir un plan comportant le maximum de précision dans les résultats avec un minimum d'expériences. Parmi les différents types des plans d'expériences cités auparavant, nous avons opté, dans le prochain chapitre, pour les plans de criblage type plans factoriels complets à 2 niveaux, afin d'étudier l'influence de l'interaction de différents paramètres sur le comportement des poteaux mixtes.

CHAPITRE IV:
ETUDE DU COMPORTEMENT DES POTEAUX
CREUX EN ACIER GALVANISE SOUDE
REMP LIS DE BETON PAR LA
METHODOLOGIE DES PLANS
D'EXPERIENCES

CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT DES POTEAUX CREUX EN ACIER GALVANISE SOUDE REMPLIS DE BETON PAR LA METHODOLOGIE DES PLANS D'EXPERIENCES

4.1 Introduction

Plusieurs recherches ont été menées sur l'étude des effets des paramètres indépendants sur le comportement des poteaux creux remplis de béton. Cependant, les résultats obtenus ne donnent pas une bonne interprétation parce qu'il y a beaucoup de phénomènes qui n'ont pas été traités. Parmi ces phénomènes nous citons l'effet d'interactions, qui fera le but de la deuxième partie de notre thèse.

Les poteaux creux en acier remplis de béton ont des propriétés importantes par rapport aux bétons armés et en profilés en acier. Par la combinaison des caractéristiques bénéfiques de l'acier et du béton, des conceptions économiques et de haute performance peuvent être réalisées. Les poteaux mixtes offrent une résistance élevée, une haute ductilité, une rigidité élevée, une haute résistance au feu. De plus, les tôles d'acier servent de coffrage permanent pour le béton, ce qui réduit le temps et les coûts de construction.

Les résultats de notre étude expérimentale approfondie sont présentés pour fournir un aperçu de l'effet d'interaction des quatre paramètres indépendants sur la performance de compression des poteaux remplis de béton en acier inoxydable soudé verticalement. 16 spécimens ont été testés sous chargement compressif centrique. Les paramètres (facteurs) étudiés sont l'épaisseur de la tôle (e), la résistance caractéristique du béton (R_c), la forme géométrique (F_g), la consistance du béton (A).

Pour comprendre le comportement des poteaux mixtes, une première conception statistique de plan factoriel complet a été utilisée pour identifier les facteurs qui ont des effets significatifs sur la charge portante expérimentale. Le plan factoriel complet donne des interactions statistiques entre les différents facteurs et minimise le nombre d'expérience, réduisant ainsi le temps et le coût. Le traitement statistique des données sera mené à l'aide du logiciel MINITAB version 19.

4.2 Programme expérimental

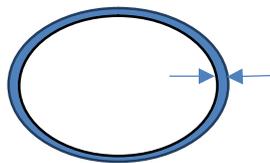
Nous signalons que, durant la réalisation des essais, deux paramètres sont maintenus constants à savoir : la contrainte d'écoulement de l'acier ($f_y=235$ MPa), la hauteur des poteaux ($H=320$

mm). Tandis que quatre paramètres sont maintenus variables à savoir : l'épaisseur des profilés (1,2, 2) mm, la forme géométrique (circulaire, carrée), la résistance caractéristique du béton à l'Age de 28 jours (20, 25) MPa, la consistance du béton (ferme, très plastique). Au total, 16 spécimens ont été réalisés, conservés à l'air et testés sous des charges de compression axiale.

4.2.1 Acier

L'acier galvanisé des profilés creux a les caractéristiques suivantes :

Le module d'élasticité $E_a = 2050000$ MPa ; La contrainte d'écoulement : $f_e = 235$ MPa.



$e = 1,20$ mm
 $e = 2,00$ mm



$e = 1,20$ mm
 $e = 2,00$ mm

Figure 4. 1 Spécimens circulaires et rectangulaires vides

4.2.2 Béton

Les compositions des quatre mélanges du béton sont présentées dans le tableau 4.1. Les éprouvettes ont été conservées dans une température ambiante du laboratoire d'environ 25 C°.



Figure 4. 2 Spécimens remplis de béton

Tableau 4.1. Différentes compositions, pour 1 m³ du béton

Les matériaux	M1	M2	M3	M4
	20 MPa Béton ferme	25 MPa Béton ferme	20 MPa Béton Très Plastique	25 MPa Béton Très Plastique
Dosage en (kg) pour 1 m ³				
Sable	630.94	630.94	630.94	630.94
Gravier G ₁ (3/8)	263.11	263.11	263.11	263.11
Gravier G ₂ (8/15)	708.12	708.12	708.12	708.12
Ciment	350	350	350	350
Eau	213.788	182	208.538	176.75
Adjuvant	0	0	5.25	5.25

4.3 Préparation du plan d'expérience

4.3.1 Choix des paramètres (facteurs) qui pourraient être influents sur la capacité portante (réponse) des poteaux mixtes

Les facteurs choisis pouvant influencer sur le comportement des poteaux mixtes sont :

- Facteurs 1 (e) : épaisseur de la tôle en acier galvanisé
 - Niveau bas : 1.2 mm
 - Niveau haut : 2 mm
- Facteurs 2 (R_c) : la résistance caractéristique du béton à l'âge de 28 jours
 - Niveau bas : 20 MPa
 - Niveau haut : 25 MPa
- Facteurs 3 (F_g) : la forme géométrique de la section transversale
 - Niveau bas : circulaire
 - Niveau haut : carrée
- Facteurs 4 (A) : la consistance du béton déterminée en fonction de la valeur de l'affaissement
 - Niveau bas : ferme
 - Niveau haut : très plastique

Tableau 4. 2Facteurs et domaine d'étude du plan factoriel complet

Paramètres	symbole	unité	Niveau	
			Bas (-1)	haut (+1)
Epaisseur de la tôle	e	mm	1.2	2
Résistance caractéristique du béton	Rc	MPa	20	25
Forme géométrique	Fg	/	Circulaire	carrée
Consistance du béton	A	/	Ferme	Très plastique

4.3.2 Choix de la réponse

Les réponses choisies sont :

- la charge portante expérimentale de compression axiale : N_{exp} ;
- la charge portante théorique (calculée) de compression selon l'eurocode 4 :
 $N_{calculé}$ (Eurocode 4).
- le rapport entre la charge portante expérimentale et la charge portante théorique (calculée) : $N_{exp} / N_{calculé E4}$.

4.4 Expérimentation

Nous allons adopter un plan factoriel complet à 2^4 faisant intervenir quatre facteurs prenant chacun deux niveaux. Le nombre d'essais est 16, ce qui nous paraît raisonnable.

La conception expérimentale statistique du plan factoriel complet est une méthode fiable pour bien comprendre le comportement des poteaux mixtes, dans un ensemble donné de conditions dans un très petit nombre d'expériences.

Le plan factoriel complet donne des interactions statistiques entre les différents facteurs et minimise le nombre d'expériences, réduisant ainsi le temps et le coût.

L'objectif est de mettre en évidence les paramètres les plus influents, qui ont été étudiés plus en profondeur.

Dans la présente thèse les quatre facteurs indépendants ont été organisés selon la matrice (PFC).

Une fois nous déterminons le type du plan d'expérience, les facteurs (les paramètres) qui peuvent influencer les réponses (résultats), nous pouvons réaliser des essais expérimentaux au laboratoire. Les diverses combinaisons des quatre paramètres utilisés, ainsi que les résultats obtenus, sont résumés dans le tableau 4.3.

Tableau 4. 3 Plan factoriel complet (PFC) d'après la matrice d'expérimentation

N° d'essai	Valeurs codés				Valeurs réels				Nexp	Ncal (EC4)	Nexp/Ncal
					e	Rc	Fg	A			
1	+1	-1	-1	-1	2	20	Circulaire	Ferme	763,4	629,23	1,21
2	-1	-1	-1	-1	1,2	20	Circulaire	Ferme	612,2	544,83	1,12
3	-1	+1	+1	+1	1,2	25	Carrée	Trèsplastique	564,6	707,17	0,80
4	-1	+1	-1	+1	1,2	25	Circulaire	Trèsplastique	609,2	575,13	0,90
5	+1	-1	+1	-1	2	20	Carrée	Ferme	559,9	801,57	0,70
6	+1	-1	-1	+1	2	20	Circulaire	Trèsplastique	773,5	700,08	1,11
7	+1	+1	+1	+1	2	25	Carrée	Trèsplastique	648,1	814,42	0,80
8	-1	+1	+1	-1	1,2	25	Carrée	Ferme	512,1	764,38	0,67
9	+1	+1	-1	-1	2	25	Circulaire	Ferme	777,0	687,93	1,13
10	+1	+1	-1	+1	2	25	Circulaire	Trèsplastique	699,5	639,31	1,09
11	+1	+1	+1	-1	2	25	Carrée	Ferme	628,1	876,35	0,72
12	-1	+1	-1	-1	1,2	25	Circulaire	Ferme	664,1	604,75	1,10
13	-1	-1	+1	+1	1,2	20	Carrée	Trèsplastique	571,6	786,18	0,73
14	-1	-1	+1	-1	1,2	20	Carrée	Ferme	512,2	694,05	0,74
15	-1	-1	-1	+1	1,2	20	Circulaire	Trèsplastique	658,0	617,15	1,07
16	+1	-1	+1	+1	2	20	Carrée	Trèsplastique	669,6	891,83	0,75

4.5 Interprétation des résultats des calculs

Le traitement des données expérimentales a été effectué par régression linéaire multiple à l'aide du logiciel MINITAB19.

4.5.1 Représentation graphique des effets

4.5.1.1 Diagramme de Pareto

Le diagramme de Pareto (figure 4.3) démontre que la forme géométrique (Fg) et l'épaisseur de la tôle (e) ont un effet plus important sur la réponse. Cependant, la consistance du béton (A) a moins d'effet, et la résistance caractéristique du béton (Rc) n'a pas d'effet significatif.

La ligne verticale est située à 5% de la somme des effets afin de permettre d'établir plus facilement la signification des effets.

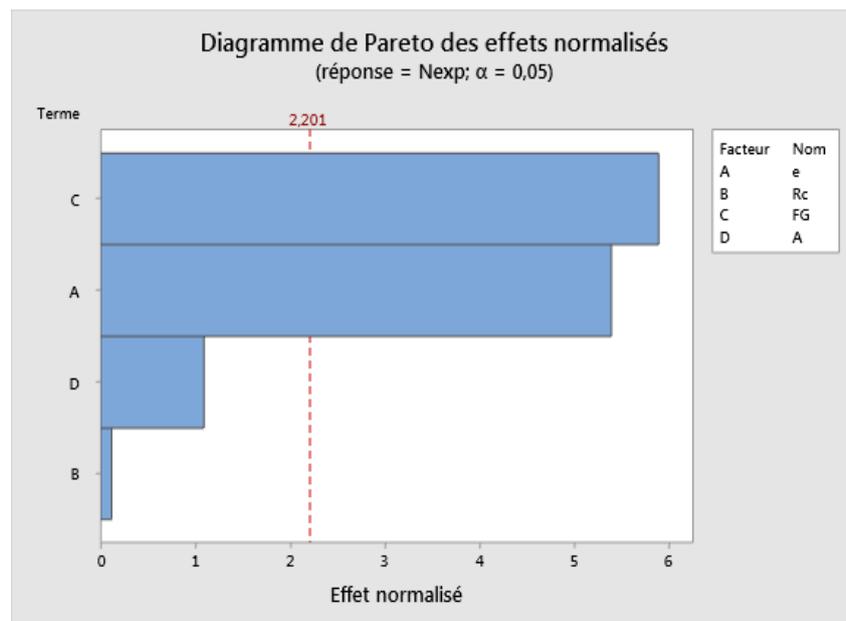


Figure 4. 3Diagramme de Pareto des effets normalisés

4.5.1.2 Modèle mathématique

Pour construire l'équation du modèle mathématique représentant la relation entre la charge portante expérimentale et les quatre facteurs étudiés, nous utilisons les coefficients de régression, ce qui nous donne l'équation suivante :

$$N_{exp} = 638,94 + 50,94 e - 1,11 R_c - 55,67 F_g + 10,32 A \quad (4.1)$$

Par ailleurs, l'examen du diagramme des réponses estimées en fonction des réponses expérimentales (figure 4.4) montre un bon coefficient de détermination $R^2 = 85,54 \%$. Cela veut dire qu'il y a une bonne corrélation entre les réponses théoriques et expérimentales.

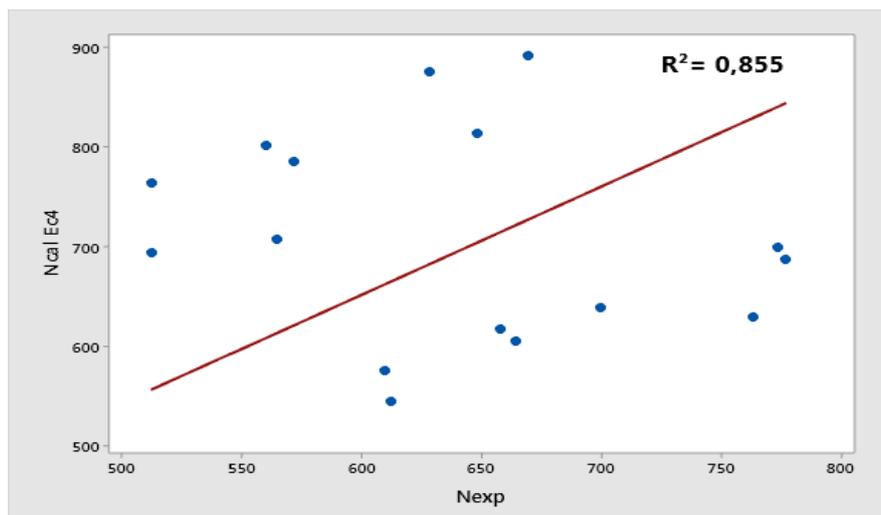


Figure 4. 4Représentation graphique des réponses calculées en fonction des réponses expérimentales

4.5.1.3 Diagramme des effets principaux

Nous étudions en premier lieu l'effet des facteurs séparés un par un sur la charge portante expérimentale (sans pris en compte de l'effet des interactions). Ce dernier fera plus tard l'objet de notre étude.

Ce diagramme (Figure 4.5) montre que l'épaisseur de la tôle (e), et la forme géométrique (Fg), sont les facteurs les plus influents sur la charge portante expérimentale.

En ce qui concerne la consistance du béton (A), il a un effet remarquable sur la réponse. Pour la résistance caractéristique du béton (Rc), nous ne constatons pas d'influence.

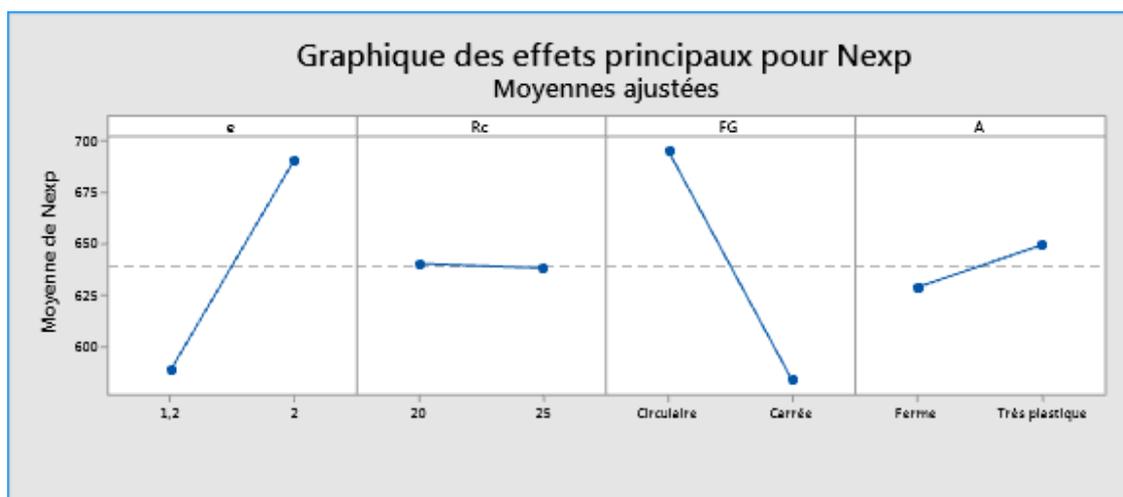


Figure 4. 5Diagramme des effets principaux sur la charge portante expérimentale

4.5.1.4 Détermination des effets significatifs et des coefficients du modèle

Les valeurs des effets et des coefficients de régression du modèle sont données dans le Tableau 4.4.

Tableau 4. 4Effets et coefficients estimés pour la charge portante expérimentale

Terme	Effet	Coefficient	Valeur de p
Constante	/	638,94	0,000
e	101,89	50,94	0,000
Rc	-2,21	-1,11	0,909
Fg	-111,34	-55,67	0,000
A	20,64	10,32	0,298
$R^2 = 85,54\%$, $R^2(\text{ajust})= 80,28\%$			

D'après le tableau, l'effet de l'épaisseur de la tôle et la forme géométrique sur la charge portante expérimentale sont très fortement significatif $P=0,000 (<0.05)$. Pour la résistance

Etude du comportement des poteaux creux en acier galvanisé soudé remplis de béton par la méthodologie des plans d'expériences

caractéristique du béton et la consistance du béton, la valeur de P est consécutivement de 0,909 et 0.298. Ces chiffres sont non significatifs, et n'ont pas d'influence sur la réponse au niveau de confiance choisi ($\alpha = 0,05$).

Le signe positif de chacun des facteurs (e, A) indique que la réponse est plus élevée dans leurs valeurs maximales que dans leurs valeurs minimales. Les facteurs (Rc, Fg) possèdent des signes négatifs ce qui indique que la valeur minimale de ces facteurs se traduit par une réponse plus élevée. Nous pouvons visualiser les différents niveaux qui augmentent ou diminuent la réponse (figure 4.6). Nous constatons que les coefficients avec des valeurs élevées sont les facteurs les plus importants.

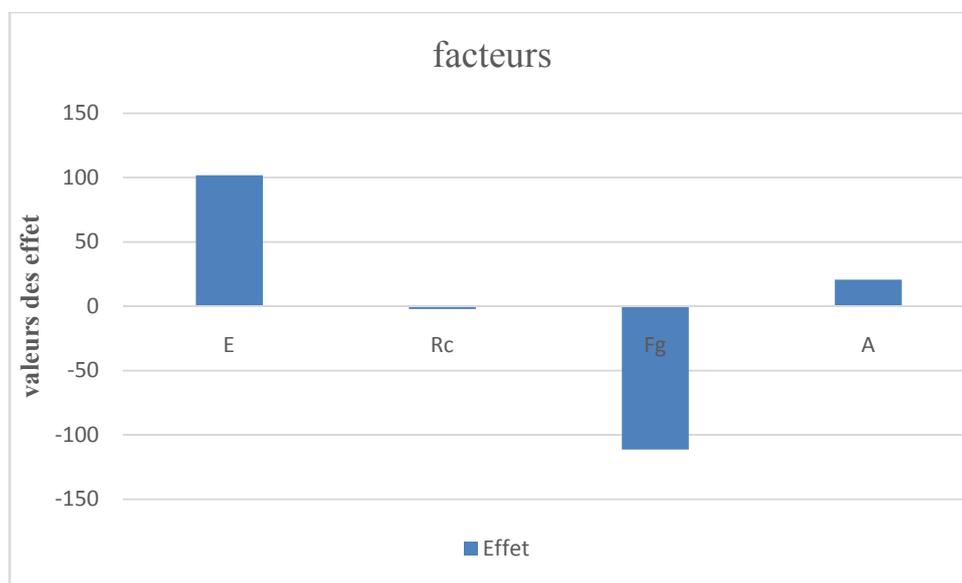


Figure 4.6 Effets des facteurs principaux sur la charge portante expérimentale

4.5.1.5 Diagramme des interactions

Après avoir étudié l'effet des facteurs principaux sur la réponse, et pour avoir une interprétation complète, il faut tenir compte des interactions d'ordre 2 entre les facteurs.

Le diagramme des interactions indique les effets de deux facteurs qui ont un niveau bas et un niveau haut. Plus les droites s'écartent de la parallèle, plus le degré d'interaction est élevé. Par exemple, pour l'interaction entre le facteur (A) dans le niveau de facteur (Fg), le diagramme montre que la charge portante expérimentale augmente lorsque (A) est maintenu dans le niveau bas de (Fg).

Le diagramme (figure 4.7) montre ce que suit :

- Pas d'interaction entre (e*Rc), car les deux lignes sont en parallèle ;

- Faible interaction entre $(e*Fg)$, $(Rc*Fg)$ et $(e*A)$ car les deux lignes pour chaque combinaison sont presque en parallèle ;
- Forte interaction entre $(Rc*A)$, $(Fg*A)$, car les deux lignes pour chaque combinaison sont croisées ;

Les résultats obtenus montrent que les facteurs (Rc, A) n'ont pas un effet significatif sur la réponse lorsqu'ils sont étudiés individuellement (un par un), mais lorsqu'ils sont étudiés en tenant compte des interactions avec un autre facteur, les combinaisons $(Rc*A)$, $(Fg*A)$ nous donnent un effet important sur la réponse.

La consistance du béton (A) semble avoir un effet important sur la réponse lorsqu'elle est combinée avec les facteurs $(Rc$ et $Fg)$.

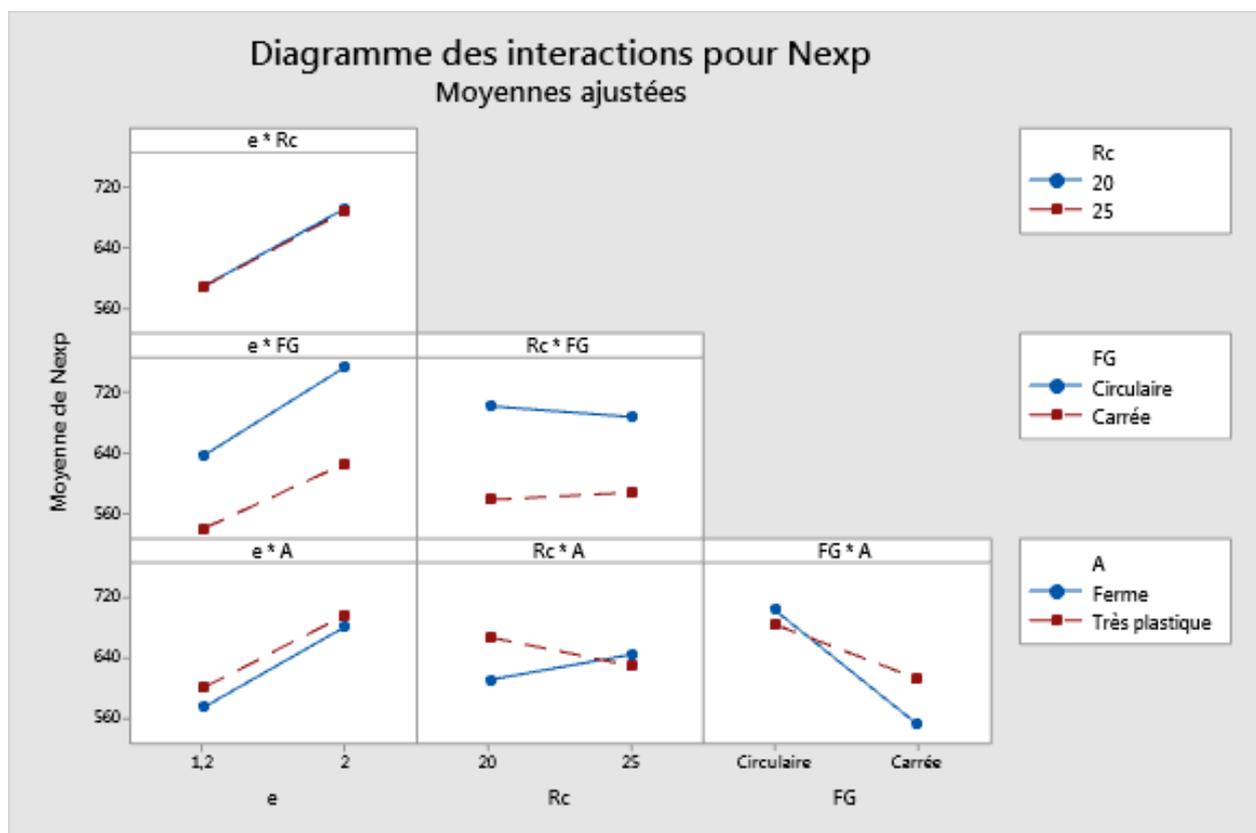


Figure 4.7 Diagramme des effets d'interactions des facteurs sur la charge portante expérimentale

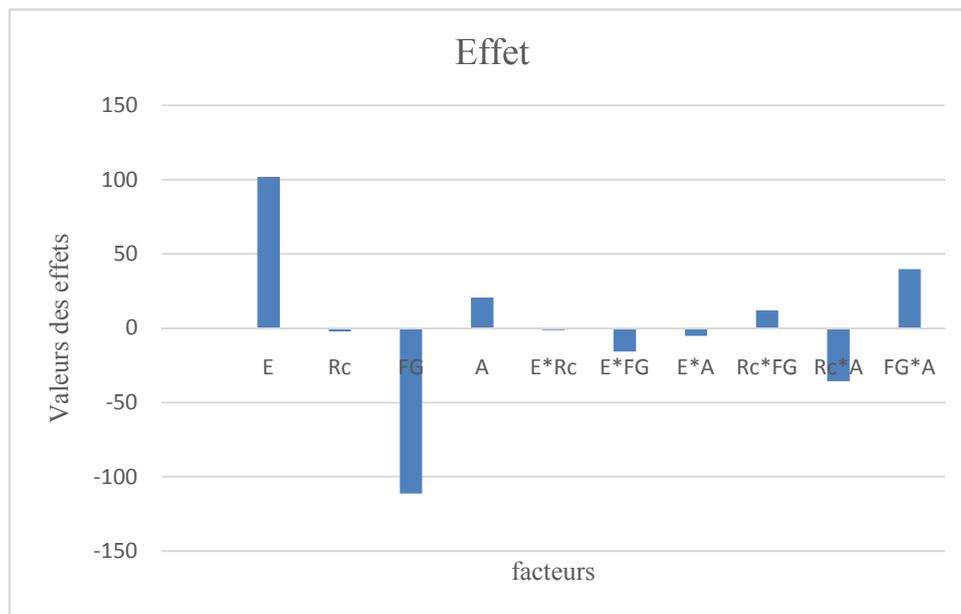


Figure 4. 8 Effets des facteurs sur la charge portante expérimentale

Les coefficients du modèle (figure 4.8) permettent d'évaluer l'influence des facteurs sur la réponse. Nous constatons que les coefficients avec des valeurs élevées sont les facteurs les plus importants.

4.6 Conclusion

L'objectif principal de cette partie de la thèse est d'étudier les effets d'interactions entre les quatre facteurs sur la charge portante expérimentale.

Dans un premier temps, nous avons étudié les effets des facteurs principaux un par un (sans interactions) sur la réponse. Les résultats obtenus ont montré que, parmi les quatre paramètres testés, deux sont plus significatifs : l'épaisseur de la tôle (e), la forme géométrique (Fg) ; D'après les analyses statistiques modélisée à l'aide du logiciel Minitab19, le modèle obtenu est significatif, ($< 0,05$) et il y'a une corrélation satisfaisante entre les valeurs mesurées et les valeurs ajustées, $R^2 = 85,54\%$ et $R^2_{ajus} = 80,28\%$.

Dans un deuxième temps, nous avons étudié l'effet d'interaction entre les quatre facteurs sur la réponse. Les six diagrammes d'interaction obtenus (deux pour chaque combinaison) ont montré que :

- la consistance du béton (A) semble avoir un effet important sur la réponse lorsqu'elle est combinée avec les facteurs (Rc et Fg).

- la taille des granulats et le type de consistance du béton peuvent améliorer le confinement et le contact (acier-béton) des poteaux mixtes ;
- d'après le mode de la rupture, un grand flambage local convexe accompagné d'un éclatement au niveau de la soudure apparaît dans la section carrée. Cependant, il paraît faible dans la section circulaire.
- le diagramme d'interaction montre clairement que les interactions ne sont pas négligeables et qu'il faut les prendre en compte pour faire l'interprétation.

CONCLUSIONS GENERALES

Conclusions Générales

Les poteaux mixtes courts CFST ont la capacité de supporter des charges et des contraintes de compression sévères. Cependant, en raison des propriétés géométriques du joint, la conception de tels éléments est un sujet difficile. Les exigences de construction autorisent les conceptions de joints boulonnés aux niveaux d'étage, néanmoins, un tel assemblage boulonné n'est pas possible aux niveaux intermédiaires des poteaux CFST, car les tubes d'acier sont des profilés fermés.

Cette thèse a présenté des essais expérimentaux sur le comportement des poteaux creux en acier laminé à froid à parois mince soudés remplis de béton CFST. Pour ce faire, un programme expérimental a été réalisé. Nous l'avons divisé en deux parties :

La première partie est composée de 18 poteaux circulaires mixtes courts à parois minces, dont 9 poteaux en acier et 9 poteaux en acier inoxydable. Les principaux paramètres étudiés sont le nombre et l'emplacement de soudures (latéral et longitudinal) et le type de l'acier (acier et acier inoxydable), qui ont été testés sous charge de compression axiale. Les charges portantes des poteaux mixtes mesurées sont comparées aux valeurs prédites par l'Eurocode 4 [11], AISC 360-16-R19 [12] et l'équation proposée par Giakoumelis et Lam [1].

L'objectif principal est l'étude de l'effet du nombre et de la disposition des joints de soudure sur les performances des poteaux mixtes CFST. Les conclusions pouvant être tirées des résultats des tests sont les suivantes :

- les poteaux CFST examinées avec les joints soudure latérale et longitudinale présentent un comportement ductile sous chargement axial.
- le mode de défaillance des poteaux CFST examinées s'était produit à cause de la rupture de la soudure longitudinale dans tous les échantillons.
- la rupture longitudinale du joint de soudure résulte des contraintes de la traction localisée dans le sens circonférentiel.
- le nombre et la disposition des joints de soudure peuvent influencer de manière significative la ductilité des poteaux.
- le nombre et la disposition des joints de soudure n'ont pas d'incidence significative sur la résistance de la compression des poteaux mixtes.

- la non-linéarité géométrique est importante dans le développement de la rupture de la soudure pour les poteaux courts.
- AISC 360–16-R19 [12] fournit une estimation raisonnable de la charge axiale des poteaux mixtes CFST.
- EC4 [11] et l'équation de Giakoumelis et Lam [1] surestiment la capacité portante des poteaux CFST.
- l'utilisation des soudures latérales et longitudinales dans les applications des poteaux mixtes aboutissent à une conception fiable et rentable.

La deuxième partie du programme expérimental est d'étudier 16 échantillons sous chargement de compression axiale. Les paramètres étudiés sont l'épaisseur de la tôle (e), la résistance caractéristique du béton (R_c), la forme géométrique (F_g), la consistance du béton (A). 16 poteaux mixtes courts à parois minces en acier galvanisé, dont 08 poteaux en acier carrés et 08 poteaux circulaires.

Une conception statistique du plan factoriel complet a été utilisée pour identifier les facteurs qui ont des effets significatifs sur la charge portante expérimentale. Les analyses statistiques sont modélisées à l'aide du logiciel Minitab 19.

L'objectif principal de cette partie est d'étudier les effets d'interactions entre les quatre facteurs sur la charge portante expérimentale. Les principales conclusions tirées peuvent être résumées comme suit :

- la consistance du béton (A) semble avoir un effet important sur la réponse lorsqu'elle est combinée avec les facteurs (R_c et F_g).
- la taille des granulats et le type de consistance du béton peuvent améliorer le confinement et le contact (acier-béton) des poteaux mixtes ;
- d'après le mode de la rupture, un grand flambage local convexe accompagné d'un éclatement au niveau de la soudure apparaît dans la section carrée. Cependant, il paraît faible dans la section circulaire.
- le diagramme d'interaction montre clairement que les interactions ne sont pas négligeables et qu'il faut les prendre en compte pour faire l'interprétation.

Recommandations

Cette thèse porte sur des études expérimentales sur le comportement des poteaux mixtes courts CFST sous une charge de compression axiale. Cependant, d'autres tests sont encore nécessaires pour comprendre leur comportement et des modèles numériques devraient être développés pour les poteaux CFST dans d'autres conditions de chargement. Nous recommandons les pistes de recherches suivantes sur les poteaux mixtes CFST :

- étudier expérimentalement et numériquement le comportement des poteaux mixtes courts et élancés avec différentes dispositions des joints de soudure sous chargement excentré ;
- essais sur des poteaux courts et élancés CFST sous chargement dynamique ;
- étudier expérimentalement et numériquement le comportement de ce type de poteaux sous chargement de feu ;

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Références

- [1] G. Giakoumelis, D. Lam, “Axial capacity of circular concrete-filled tube columns”, *Journal of Constructional Steel Research*, (2004) 60, 1049–1068.
- [2] V. C. Manojkumar, et al, “Axial strength of circular concrete-filled steel tube columns, DOE approach”, *Journal of Constructional Steel Research* (2010) 66,1248-1260.
- [3] S. H. Lee, et al, “Behavior of high strength circular concrete-filled steel tubular (CFST) column under eccentric loading”, *Journal of Constructional Steel Research*, (2011) 67, 1-13.
- [4] B. Uy, et al, “Behaviour of short and slender concrete-filled stainless steel tubular columns”, *Journal of Constructional Steel Research*, (2011) 67,360-378.
- [5] N. Ferhoune, “Experimental behaviour of cold-formed steel welded tube filled with concrete made of crushed crystallized slag subjected to eccentric load”, *Thin-Walled Struct*, (2014) 80,159–166.
- [6] T. Ekmekyapar, “Experimental performance of concrete filled welded steel tube columns”, *Journal of Constructional Steel Research*, (2016)117, 175–184.
- [7] T. Ekmekyapar, B.J. Al-Eliwi, “Concrete filled double circular steel tube (CFDCST) stub columns”, *Eng. Struct*, (2017)135,68–80.
- [8] M. Senani, “Comportement expérimental des poteaux courts en acier laminée à froid remplis par différents types de bétons”, thèse de doctorat de génie civil, université de Biskra ,(2017).
- [9] Z. B. Wang, et al, “Axial compressive behaviour of concrete-filled double-tube stub columns with stiffeners”, *Thin-Walled Structures*, (2017)120, 91-104.
- [10] H. Voraphol, L. Akhrawat, “Evaluation of AISC 360-16 and Eurocode 4 Compressive Strength Equations for Concrete-Filled Steel Tube Columns” *engineering journal*, (2020) 24, 0125-8281.
- [11] EN 1994-1-1 Eurocode 4, Design of Composite Steel and Concrete Structures-Part 1–1: General Rules and Rules for Buildings, CEN, Brussels, 2004.
- [12] ANSI/AISC 360-16 revised 2019, Specifications for Structural Steel Buildings, American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois, USA, 2019.
- [13] N. Ferhoune, “ Etude de comportement mécanique des poteaux rectangulaire en acier rempli de béton ”, thèse de doctorat de génie civil, université d’Annaba,(2013).

- [14] M. Khandaker, H. Anwra, “Axial load behaviour of thin walled composite columns”, *Composites: part B* 34 (2003)715-725.
- [15] H. Yue-ming, “Behaviour and modelling of FRP-confined hollow and concrete-filled steel tubular columns”, Ph.D. The Hong Kong Polytechnic University (2011).
- [16] E. Ellobody, et al, “Behaviour of normal and high strength concrete-filled compact steel tube circular stub columns”, *Journal of Constructional Steel Research*, (2006) 62, 706–715.
- [17] A.Y. Al-Salloum, “Influence of edge sharpness on the strength of square concrete columns confined with FRP composite laminates”, *Composites: Part B* 38 (2007) 640–650.
- [18] N.E.Shanmugan, B.Lakshmi, “State of art report on steel –concrete composite columns”, *Journal of Constructional Steel, Research* (2001) 57,1041–1080.
- [19] M. Johansson, “Structural Behaviour of Circular Steel Concrete Composite Columns non-linear finite element analyses and experiments”, thesis for degree of licentiate of engineering Division of Concrete Structures, Department of Structural Engineering, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden 2000.
- [20] R. BELOUNIS, “ Etude de la performance des poteaux mixtes acier-béton sous différentes sollicitations ”, Mémoire de magister, université de Constantine, 2008.
- [21] J.M. ARIBERT,et al, *construction métallique et mixte acier-béton 01 calcul et dimensionnement selon Eurocode 3 et 4*. Edition EYROLLES (1996), P 19-21 et P32.
- [22] N. Ferhoune,“Etude expérimentale des poteaux creux rectangulaires courts en acier remplis de béton à base de laitier cristallisé (cas de la compression) ”, Mémoire de magister, Université d’Annaba,2006.
- [23] J. G. Dreux, *FESTA, New Guide of Concrete and Its Constituents*, Eyrolles, Paris, France, 8th edition, 1998.
- [24] P. PEIRANI, *Charpentes métalliques*. Paris EYROLLES 1959 P3-29.
- [25] M. Touboul, “Etude du comportement mécanique à chaud de l’acier P91Vers la compréhension des mécanismes intra/inter granulaires sur la tenue en fluage: Application aux structures soudées”, l’École nationale supérieure des mines de Paris Spécialité Sciences et Génie des matériaux, 2012.
- [26] M. Zaoui, “Influence des traitements thermiques sur la rupture fragile des constructions soudées, cas des soudures épaisses” ; thèse de Doctorat en génie mécanique; Université Mentouri Constantine ; 2009.

- [27] A. KECHAOU, “ étude du soufflage magnétique de l’arc électrique de soudage”, Thèse de Doctorat ; Université de Liège ; 2013.
- [28] M. Beneddeb, “Étude les défauts de soudage des pipelines ; mémoire master en Génie Mécanique Option Construction Mécanique”, Université Mohamed Khider Biskra, 2012.
- [29] Welding of Pipelines and Related Facilities, API STANDARD 1104 TWENTY FIRST EDITION, 2012.
- [30] Opérations de soudage à l’arc, Guide pratique de ventilation n° 7. Editions INRS ED668. INRS ; 1996.
- [31] Les fiches conseils : La soudure au gaz. La soudure à l’arc ; www.mrbricolage.fr.
- [32] <https://www.scribd.com/document/332914792/procedes-soudage-pdf>.
- [33] A. Mougari et M. Boukhari, “Etude du Comportement mécanique et électrochimique des soudures hétérogènes acier inox (316L) /acier au carbone”, (A106 Gr.b).
- [34] <http://www.protem.fr/actualites/43>. assemblage de tubes bout à bout les différents types de chanfreins et comment les réaliser.
- [35] H.Granjon, “Bases métallurgiques de soudage ; publications de soudage et de ses applications”, 1995.
- [36] A. Bendjabour, “Corrosion localiser des aciers API 5L-X52 de la ligne ASR/MP sollicité en sol algérien”, mémoire de magister en sciences des matériaux, Université de Tlemcen ,2011.
- [37] American Concrete Institute (ACI), Building code requirements for structural concrete and commentary. ACI 318-99/R-99. Farmington Hills, Mich., 1999.
- [38] C. Pierre, “Les plans d’expériences partie 1 : Principes généraux”, Revue: Contrôles-Essais- Mesures, (2005), 69-72.
- [39] J. J. Dreesbeke, J. Fine, G. Saporta, Plans d’expériences : applications à l’entreprise éditions TECHNIP, 1997.
- [40] J. Goupy, “Plans d’expériences, Techniques de l’Ingénieur, Analyse et Caractérisation”, (1998), 1-28.
- [41] Engineering statistics handbook, Process Improvement, (Chapitre 5), 2006.
- [42] J. Goupy, Les plan d’expérience, revue MODULAD, (2006)34, 74-116.
- [43] J. Goupy, Etude comparative de divers plans d’expériences, Revue statistiques appliquées. 1990, tome 38, N°4, 5-44.

- [44] G. Sad, M.C. Sado, Les plans d'expériences, de l'expérimentation à l'assurance qualité. Collection AFNOR,1991.
- [45] J. Goupy, Modélisation par les plans d'expériences, Techniques de l'ingénieur,mesures et contrôles. R 275,1-23.
- [46] S. Trabelsi, et al, Environ. Sci. (2012) 3, 426-433.
- [47] A. Kamoun, et al, Techniques de l'ingénieur, Doc. M 1429, 1-24.

Annexe A : Formulations et essais sur béton

A.1 Introduction

Dans la présente étude, nous avons mis à l'essai d'écrasement 12 éprouvettes cylindriques de dimensions (160mm X 320mm) ; ces dernières éprouvettes seront remplies du bétons de deux valeurs de résistances désirées $f_{c28} = (20\text{MPa et } 25 \text{ MPa})$ et de deux ouvrabilités distinctes(ferme et très-plastique) dont la deuxième ouvrabilité a été confectionnée en utilisant un adjuvant qui joue le rôle de réducteur d'eau « Sikaplast® BV +40». Ces bétons sont formulés par la méthode de DREUX-GORISSE.

- l'écrasement de ces éprouvettes a été exécuté à 28 jours en compression directe au laboratoire de génie civil de l'université CHEIKH LARBI TEBESSI – TEBESSA -

A.2 Caractérisation des constituants

A.2.1 Le ciment

Le ciment utilisé a les références suivantes :

- **désignation** : Ciment Portland Composé
- **identification** : CPJ-CEM II/A M (P-L) 42,5



FigureA.1 Identification CPJ-CEM II/A M (P-L) 42,5 l'usine GICA (ELMALABIOD)

A.2.2 Caractérisations des granulats

A.2.2.1 Les Courbes granulométriques

a/ Sable concassé 0/5

Le sable utilisé est un granulat fin de classe granulaire s'étendant entre 0 et 5 mm. C'est un produit, de la carrière ELMALABIOD à TEBESSA, selon l'analyse faite au laboratoire. Lorsqu'on a mis 2kg de sable dans le tamiseur, on a obtenu le résultat granulométrique suivant :



Figure A.2 Sable concassé 0/5

Tableau A.1 Résultat de l'analyse granulométrique de sable

Diamètre (mm)	Masse (g)	Refus(g)	Pourcentage de Refus %	Pourcentage de tamisage %
5	19	19	00.95	99.05
4	11	30	01.50	98.50
2.5	53	83	04.15	95.85
1.25	182	265	13.25	86.80
0.63	1552	1817	90.85	09.15
0.315	116	1983	99.15	00.85
0.16	8	1991	99.55	00.45
0.08	7	1998	99.90	00.10
Fond	2	2000	100	00

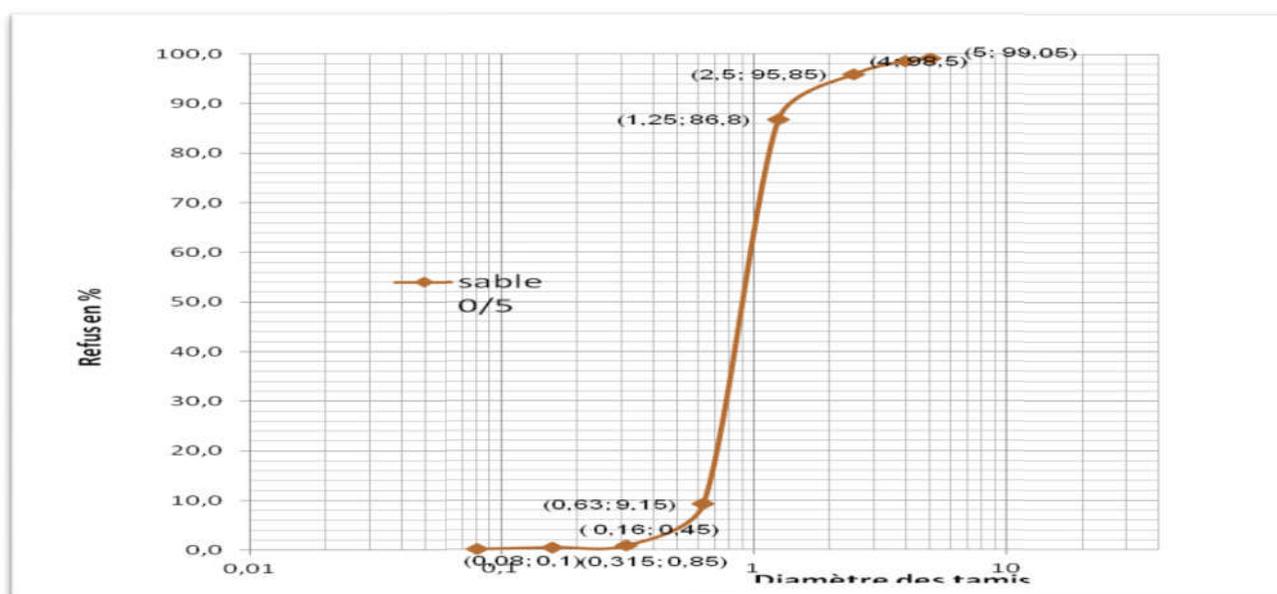


Figure A.3 Courbe granulométrique pour sable concassé 0/5

- **Calcul de la masse volumique spécifique absolue du sable**

La masse volumique spécifique absolue du matériau $\overline{\omega}_1$ est la masse par unité de volume de la matière qui constitue le granulat sans tenir compte des vides pouvant exister dans ou entre les grains. Et pour mesurer les masses volumiques des granulats du béton, on a utilisé la méthode de l'éprouvette graduée. Cette méthode est très simple et très rapide toutefois sa précision est très faible.

Pratiquement, on a prélevé un échantillon de masse $m_s = 300\text{g}$ de sable.

On nomme $\overline{\omega}_1$ la masse volumique spécifique absolue du sable.

- **Mode opératoire**

1. remplir une éprouvette graduée avec un volume $V_1 = 600\text{ cl}$ d'eau.
2. poser l'échantillon sec de masse $m_s = 300\text{g}$ de sable en prenant soin d'éliminer toutes les bulles d'air.
3. lire le nouveau volume $V_2 = 720\text{ cl}$.

$$\overline{\omega}_1 = \frac{m_s}{V_2 - V_1} \dots\dots\dots (A.1)$$

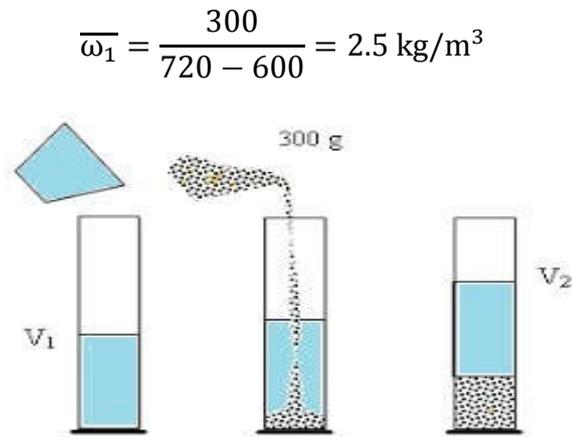


Figure A.4 la masse volumique

- **Essai d'équivalent de sable**

Cet essai consiste à plonger un poids défini de sable dans une solution flocculant. Après agitation, on laisse décanter le mélange pendant 20 minutes, ensuite on mesure la hauteur dans l'éprouvette normalisée du sédiment (h_1) et du sédiment + flocculant (h_2), l'équivalent de sable est donné par :

$$E_s = \frac{h_2}{h_1} \times 100 \dots\dots\dots (A.2)$$

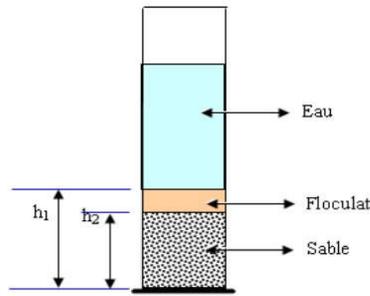


Figure A.5 Equivalent de sable

Tableau A.2 Désigne la nature du sable en fonction de l'Equivalent de sable

ES	Nature et qualité du sable
ES < 60	Sable argileux - Risque de retrait ou de gonflement, à rejeter pour des bétons de qualité.
$60 \leq ES < 70$	Sable légèrement argileux - de propreté admissible pour béton de qualité quand ou ne craint pas particulièrement de retrait
$70 \leq ES < 80$	Sable propre - à faible pourcentage de fines argileuses convenant parfaitement pour les bétons de haute qualité.
SE > 80	Sable très propre - l'absence presque totale de fines argileuses risque d'entraîner un défaut de plasticité du béton qu'il faudra rattraper par une augmentation du dosage en eau.

• **Résultats d'essai :**

Tableau A.3 Equivalent de sable

N° de l'essai	1	2	3
La hauteur h_2	9,50	9,40	9,00
La hauteur h_1	14,40	13,50	15,00
ES = $h_2/h_1 \times 100$	65,97	69,63	60,00
ES moyenne	65,20		

On a trouvé :

$60\% \leq ES = 65, 20\% < 70\%$(A.3)

Donc la qualité du sable : Sable légèrement argileux de propreté admissible pour béton de qualité quand ou ne craint pas particulièrement de retrait.

b. Gravillon 3/8

Le gravillon utilisé est un granulat de classe granulaire s'étendant entre 3 et 8 mm, produit concassé de la carrière (unité ELMALABIOD - TEBESSA), L'analyse granulométrique effectuée au niveau du même laboratoire, lorsqu'on a mis 2kg Gravillon 3/8 dans le tamiseur ; on a obtenu les résultats suivants :

Tableau A.4 Résultat de l'analyse granulométrique Gravillon 3/8

Diamètre (mm)	Masse (g)	Refus(g)	Pourcentage de Refus%	Pourcentage de tamisage%
8	12	12	00.48	99.52
6.3	583	595	23.80	76.20
5	645	1240	49.60	50.40
4	692	1932	77.28	22.72
2.5	460	2392	95.68	04.32
1.25	66	2458	98.32	01.62
fond	42	2500	100	00

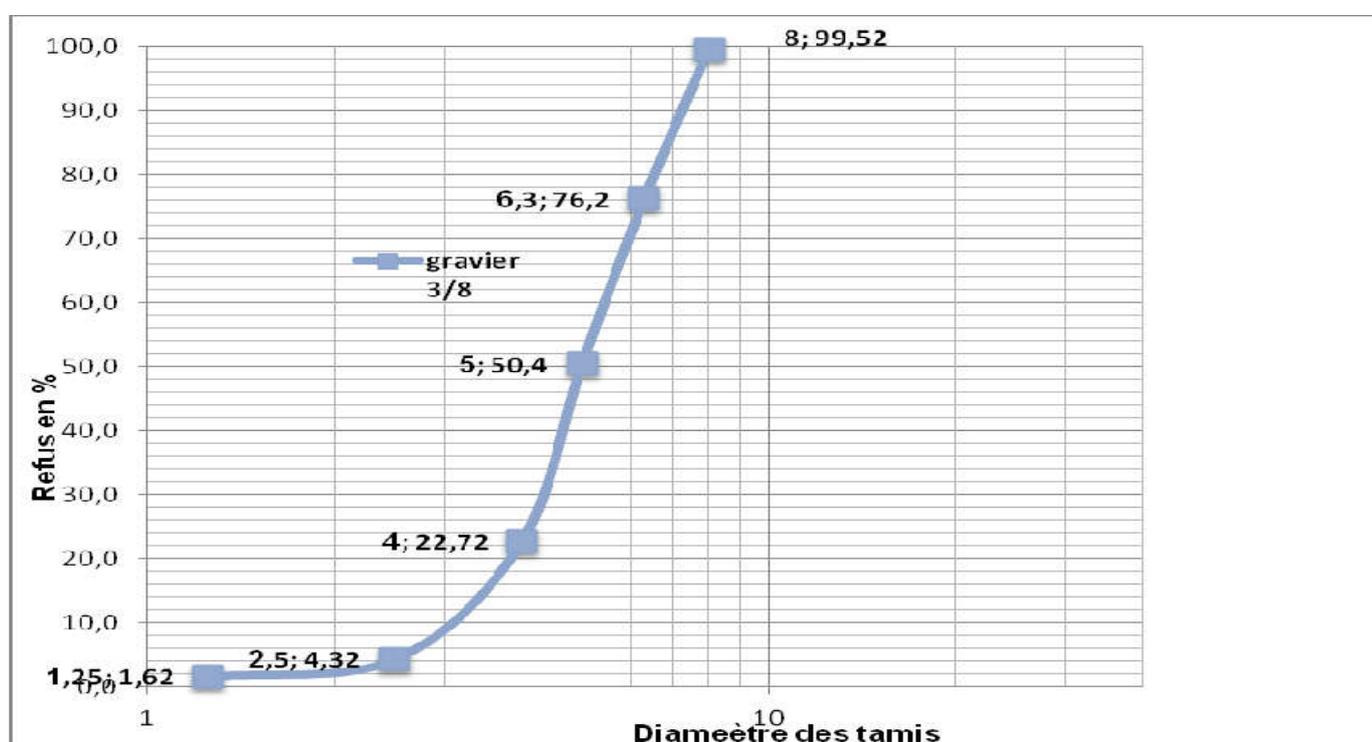


Figure A.6 Courbe granulométrique pour Gravillon 3/8

- **Calcul de la masse volumique spécifique absolue du Gravillon 3/8**

Pratiquement, on a prélevé un échantillon de masse $m_s = 300\text{g}$ de Gravillon 3/8. On nomme $\overline{\omega}_2$ la masse volumique spécifique absolue du sable.

- **Mode opératoire**

- remplir une éprouvette graduée avec un volume $V_1 = 600\text{ cl}$ d'eau.
- poser l'échantillon sec de masse $m_s = 300\text{g}$ de Gravillon 3/8 en prenant soin d'éliminer toutes les bulles d'air.
- lire le nouveau volume $V_2 = 740\text{ cl}$.

$$\overline{\omega_2} = \frac{m_{G(3-8)}}{V_2 - V_1} \dots\dots\dots (A.4)$$

$$\overline{\omega_2} = \frac{300}{740 - 600} = 2.143 \text{ kg/m}^3$$

C. Gravier 8/15

Le deuxième granulat utilisé est un gravier de classe granulaire comprise entre 8 et 15 mm, produit concassé de la même carrière que le gravillon 3/8, L'analyse granulométrique effectuée a donné les résultats des passants cumulés et la courbe granulométrique correspondante représentés dans le tableau suivant :

Tableau A.5 Résultat de l'analyse granulométrique Gravier 8/15

Diamètre (mm)	Masse (g)	Refus (g)	Pourcentage de Refus %	Pourcentage de tamisage %
16	17	17	00.85	99.15
12.5	228	245	12.25	87.75
10	637	882	44.10	55.90
8	560	1442	72.10	27.90
5	448	1890	94.50	05.50
fond	110	2000	100	00

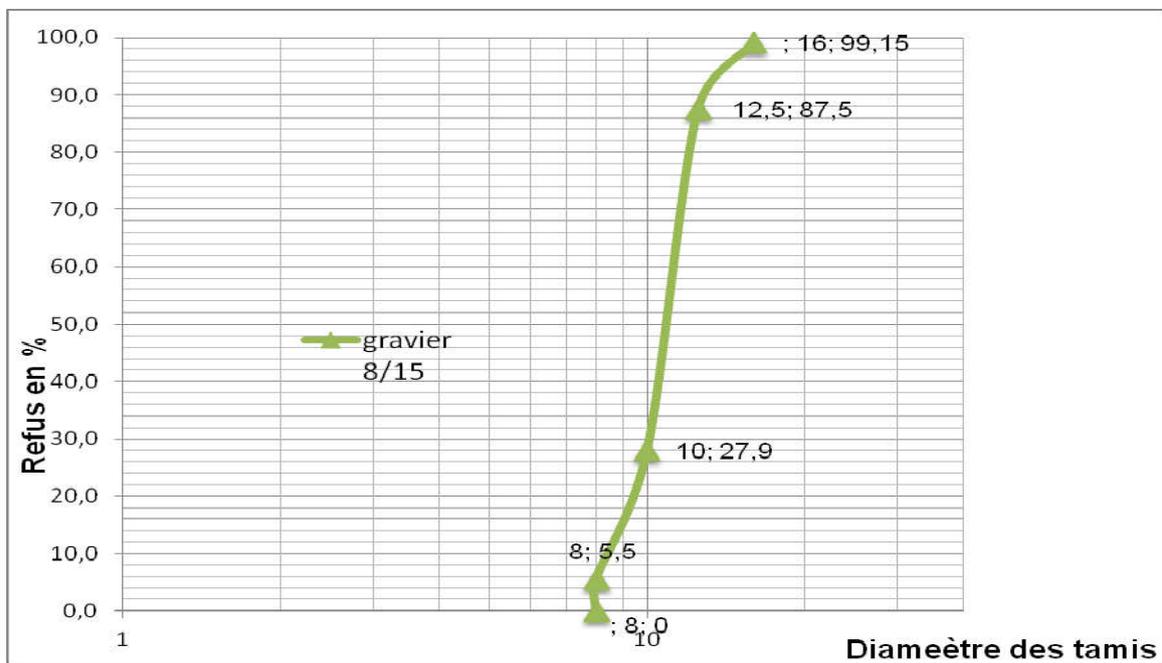


Figure A.7 Courbe granulométrique pour Gravier 8/15

- **Calcul de la masse volumique spécifique absolue du Gravier 8/15**

Pratiquement, on a prélevé un échantillon de masse $m_s = 300\text{g}$ de Gravier 8/15. On nomme $\overline{\omega_3}$ la masse volumique spécifique absolue du sable.

• **Mode opératoire**

- remplir une éprouvette graduée avec un volume $V_1 = 600$ cl d'eau.
- poser l'échantillon sec de masse $m_s = 300$ g de Gravier 8/15 en prenant soin d'éliminer toutes les bulles d'air.
- lire le nouveau volume $V_2 = 730$ cl.

$$\overline{\omega}_3 = \frac{m_{G(8-15)}}{V_2 - V_1} \dots\dots\dots (A.5)$$

$$\overline{\omega}_3 = \frac{300}{730 - 600} = 2.307 \text{ kg/m}^3$$

A.2.3 L'eau de gâchage

On a utilisé une eau potable du robinet, ce qui est considéré comme appropriée pour la fabrication du béton et ne nécessite aucun essai spécifique.

A.2.4 Adjuvant

L'adjuvant utilisé est un plastifiant haut réducteur d'eau Sikaplast® BV +40. Il s'agit d'un adjuvant liquide marron sans chlore. Sa densité est de 1.04 ± 0.015 et son PH est de 4.7 ± 1 . La plage d'utilisation recommandée est de 0.3 à 1.5% du poids de liant selon les performances recherchées. Son rôle d'ajout est d'améliorer la maniabilité du béton de haute performance.



Figure A.8 Adjuvant Sikaplast® BV +40

A.3 Formulation du béton des mélanges M_1 , M_2 , M_3 et M_4

La formulation de la composition des bétons a été faite d'après la méthode « DREUX-GORISSE » basée sur l'analyse granulométrique.

A.3.1 EXEMPLE DE FORMULATION DU MELANGE M₁

En utilisant la méthode de Dreux-Gorisse :

➤ **données de base :**

La résistance désirée..... = $f_{c28}=20\text{MPa}$

$$f_{cm} = 1.15 * f_{c28} \dots\dots\dots (A.6)$$

L'ouvrabilité désirée est ferme et est caractérisée par l'Affaissement = $A=4.5\text{ cm}$.

Le ciment employé est de classe $S_c=42.5\text{ MPa}$ et de dosage $C=350\text{ kg/m}^3$.

Les granulats sont de bonnes qualités que l'on peut calculer C/E par la formule.

$$f_{cm} = G * S_c * (C/E - 0.5) \dots\dots\dots (A.7)$$

Donc à partir de ces données nous avons la résistance souhaitée f_{cm} sera calculée selon La formule :

$$f_{cm} = 1.15 * f_{c28}$$

Donc :..... $f_{cm} = 1.15 * 20 = 23\text{ MPa}$

➤ **le rapport : C/E**

$$f_{cm} = G * S_c * (C/E - 0.5) \dots\dots\dots (A.8)$$

f_{cm} : résistance visée à 28 jours

C : dosage du ciment en kg/m^3 du béton

E : dosage de l'eau en kg/m^3 du béton

S_c : Classe vraie du ciment en MPa

G : coefficient granulaire. Ce coefficient représente la qualité des granulats

• **Remarque :**

Expérimentalement, il est établi que cette qualité du granulat dépend de son diamètre selon les valeurs de tableau ci-dessous :

Tableau A.6 Valeurs approximatives du coefficient granulaire G

Qualité des granulats	Dimension D des granulats		
	D ≤ 16	20 ≤ D ≤ 31,5	D ≥ 50
	Fins	Moyens	Gros
Excellente	0,55	0,60	0,65
Bonne	0,45	0,50	0,55
Passable	0,35	0,40	0,45

On prend $G=0.45$ (parce qu'il s'agit des granulats de dimensions $D_{max} \leq 16\text{mm}$ et les granulats de bonne qualité).

Cette relation permet de déterminer le rapport C/E

$$C/E = [f_{cm} / (G * S_c)] + 0.5$$

Alors : $C/E = [23 / (0.45 * 42.5)] + 0.5 = 1.703$

Ce qui implique que : $E/C = 0.587$

➤ **détermination du dosage en eau** : on a :

$$C = 350 \text{ kg/m}^3 / E = 0.587 * C = 0.587 * 350 = 205.56 \text{ litres}$$

• **Observation** :

Le dosage en eau est à ajuster. En effet, l'eau doit pouvoir humidifier tous les grains du mélange. Or, pour humidifier un grain, il faut d'autant plus d'eau que son diamètre est petit. La quantité d'eau dépend donc également du diamètre des grains à humidifier. Le dosage en eau déterminé est indiqué pour mouiller tous les grains du mélange granulaire d'un diamètre représentatif maximal, $D=25\text{mm}$. Pour les autres diamètres, il faut majorer ou minorer ce dosage selon ce diamètre, D .

Correction du dosage en eau selon le diamètre, D du mélange granulaire

Tableau A.7 Correction du dosage en eau

Diamètre en mm	10	12.5	16	20	25	31,5	40	50
Correction en%	+9	+6	+4	+2	0	- 2	- 4	-6

En fonction du diamètre maximal des granulats qui est compris entre $12.5\text{mm} \leq D_{\text{max}} = 15 \text{ mm} \leq 16\text{mm}$, on doit faire une correction et qui sera + 4% de E

C'est-à-dire : $E_c = E + 4\% \text{ de } E = E + (4 * E / 100) = 1.04 E$

$$E_c = 1.04 * 205.56 = 213.788 \text{ L}$$

➤ **Trace de la courbe granulaire de référence OAB**

Elle peut être entièrement déterminée à partir de seulement trois points appelés respectivement, O, origine, A, point de brisure, et B, extrémité. Pour les granulats à béton, il apparaît que les points O et B, sont invariables quelle que soit la proportion des mélanges. Le point d'origine, O est fixé à 0% de tamisats sur le plus petit tamis, 0.080mm. Ce point est repéré par ses coordonnées : O [0.080 ; 0] de même, le d'extrémité, B se situe sur le tamis, D du gravier, avec 100% de tamisats. Ce point est repéré par ses coordonnées : B [D ; 100] = [15 ; 100]

Pour le point de brisure A, il apparaît que le tamis sur lequel il se situe est invariable quelles que soit les proportions du mélange.

En observant de plus près, il apparaît que ce tamis se situe à $D/2$, car $D \leq 20\text{mm}$,

Il reste à déterminer le pourcentage de tamisats du point de brisure. Cette position dépend des proportions du mélange. Or, les proportions du mélange influent sur la compacité du béton et par conséquence sur sa résistance.

Le problème consiste donc à déterminer l'ordonnée du point de brisure qui permettra de donner la meilleure compacité au béton. Cette position est optimisée par la méthode CES DREUX-GORISSE.

L'ordonnée optimisée du point de brisure, Y_A est déterminée par la relation suivante :

$$Y_A = 50 - \sqrt{(D) + K + K_s + K_p} \dots \dots \dots (A.9)$$

Cette relation prend en compte l'influence de la forme des granulats, du dosage en ciment, de la vibration, de la finesse du sable et de la mise en œuvre du béton par une pompe à béton sur la compacité du béton et sa facilité de mise en œuvre.

Choisissant le terme correcteur k dans le tableau :

Tableau A.8 Optimisation de la compacité en fonction du type de vibration, de la forme des granulats, et du dosage en ciment

Vibration		Faible		Normale		Puissante	
Format des granulats		Roulé	Concassé	Roulé	Concassé	Roulé	Concassé
Dosage ciment	400+f	-2	0	-4	-2	-6	-4
	400	0	+2	-2	0	-4	-2
	350	+2	+4	0	+2	-2	0
	300	+4	+6	+2	+4	0	+2
	250	+6	+8	+4	+6	+2	+4
	200	+8	+10	+6	+8	+4	+6

$$K = +2$$

$K_s = 0$: ajustement de la granularité du sable parce que le sable n'est pas grossi pour raison que :

$$M_f = 3.08$$

$K_p = 0$: le béton non pompable.

Donc, l'ordonnée optimisée du point de brisure, Y_A :

$$Y_A = 50 - \sqrt{(15) + 2}$$

$$Y_A = 48.127 \%$$

$$A [D/2; Y_A] = [7.5 ; 48.127 \%]$$

$$O [0.080; 0]$$

$$A [D/2; Y_A] = [7.5 ; 48.127]$$

$$B [D ; 100] = [15 ; 100]$$

➤ **Trace de la ligne de partage**

Selon les courbes granulaires, la ligne de partage entre deux granulats s'obtient en joignant le point 95% de la courbe du sable au point 5% de la courbe du gravier.

Le point de rencontre avec la courbe de référence OAB donne le partage des pourcentages de sable et de graviers.

Alors d'après la courbe granulométrique:

- pourcentage de sable : $g_1 = 37\%$

- pourcentage de gravillon $G_1(3/8)$: $g_2 = 18\%$

- pourcentage de gravier $G_2(8/15)$: $g_3 = 45\%$

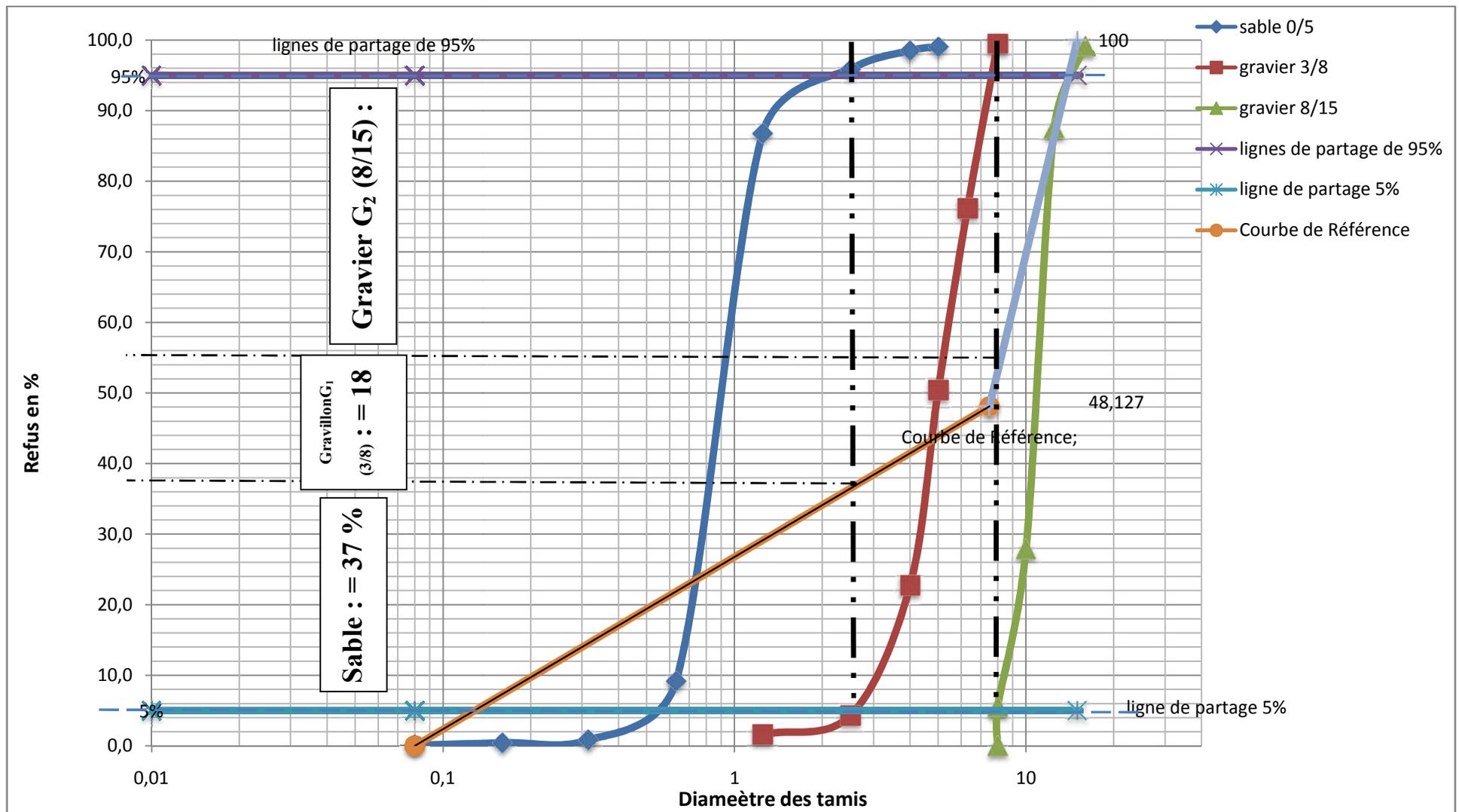


Figure A.9 Courbe du mélange

➤ **Détermination des dosages des granulats**

L'intersection entre la courbe granulaire de référence OAB et la ligne de partage donne les pourcentages

Tableau A.9 Pourcentage des granulats

granulats	pourcentage
sable	$g_1 = 37\%$
G₁(3/8)	$g_2 = 18\%$
G₂(8/15)	$g_3 = 45\%$

➤ **Calcul de coefficient de compacité γ avec sa correction :**

Ce coefficient est le rapport entre le volume absolu des matières solides :

ciment + sable + gravillon G₁(3/8) + gravier G₂(8/15) et un m³ du béton frais en œuvre.

On l'adoptant dans le tableau pour D=15mm et que le béton est ferme, avec vibration normale la valeur de $\gamma = 0.825$.

- **Coefficient de compacité**

Tableau A.10 Coefficient de compacité

Consistance	Serrage	Coefficient γ en fonction du diamètre D des granulats						
		D=5	D=10	D=12,5	D=20	D=31,5	D=50	D=80
Molle	Piquage	0,750	0,780	0,795	0,805	0,810	0,815	0,820
	Vibration faible	0,755	0,785	0,800	0,810	0,815	0,820	0,825
	Vibration normale	0,760	0,790	0,805	0,815	0,820	0,825	0,830
Plastique	Piquage	0,760	0,790	0,805	0,815	0,820	0,825	0,830
	Vibration faible	0,765	0,795	0,810	0,820	0,825	0,830	0,835
	Vibration normale	0,770	0,800	0,815	0,825	0,830	0,835	0,840
	Vibration puissante	0,775	0,805	0,820	0,830	0,835	0,840	0,845
Ferme	Vibration faible	0,775	0,805	0,820	0,830	0,835	0,840	0,845
	Vibration normale	0,780	0,810	0,825	0,835	0,840	0,845	0,850
	Vibration puissante	0,785	0,815	0,830	0,840	0,845	0,850	0,855

Et il s'agit du sable et graviers concassés ce qu'il faut une correction de (-0.03)

➤ **Les volumes absolus des granulats :**

Volume total absolu = $1000(0.825-0.03) = 795 \text{ L}$

Volume absolu de ciment = $C/3.1 = 350/3.1 = 112.9 \text{ L}$

Tel que : 3.1 c'est la masse spécifique des grains de ciment

Volume absolu des granulats..... $V = 795 - 112.9 = 682.1 \text{ L}$

➤ **Les volumes absolus de chacun des granulats :**

-- Volume absolu de sable : $V_1 = g_1 * V = 37\% * 682.096 \text{ L} = 252.375 \text{ L}$

-- Volume absolu de gravillon $G_1(3/8)$: $V_2 = g_2 * V = 18\% * 682.096 \text{ L} = 122.777 \text{ L}$

-- Volume absolu de gravier $G_2(8/15)$: $V_3 = g_3 * V = 45\% * 682.096 \text{ L} = 306.943 \text{ L}$

On a précédemment le calcul des masses volumiques spécifiques de chacun des granulats :

De sable : $\omega_1 = 2.5 \text{ kg/m}^3$

De gravillon $G_1(3/8)$: $\omega_2 = 2.143 \text{ kg/m}^3$

De gravier $G_2(8/15)$: $\omega_3 = 2.307 \text{ kg/m}^3$

Alors les dosages en matériaux secs seront donc en kg/m^3 :

De sable : $Q_1 = \omega_1 * V_1 = 2.5 * 252.375 = 630.937 \text{ kg}$

De Gravier $G_1(3/8)$: $Q_2 = \omega_2 * V_2 = 2.143 * 122.777 = 263.111 \text{ kg}$

De Gravillon $G_2(8/15)$: $Q_3 = \omega_3 * V_3 = 2.307 * 306.943 = 708.117 \text{ kg}$

Ciment : $C = \dots\dots\dots = 350 \text{ kg/m}^3$

Eau : $E = \dots\dots\dots = 213.788 \text{ L}$

• **Calcul du dosage en adjuvant pour les mélanges M3 et M4**

Il conviendra d'employer un adjuvant « Sikaplast[®] BV +40 » lorsqu'en cherchera à atteindre une résistance assez élevée tout en conservant une plasticité suffisante.

Il conviendra alors de suivre les indications données par le fournisseur de l'adjuvant, car la réduction d'eau est variable avec le produit commerciale utilisé ; la quantité d'eau ajoutée sera diminué.

Notant que le Dosage en adjuvant est D_{adj}

$D_{adj} = 1.5\%$ de la quantité de ciment du mélange

$D_{adj} = 1.5\% * C$

$D_{adj} = C * (1.5/100) \dots\dots\dots (A.10)$

$D_{adj} = 350 * 1.5/100 = 5.25 \text{ litres/1m}^3 \text{ du béton préparé}$

Tableau A.11 Différentes compositions, pour 1m³ du béton

Les matériaux	M1	M2	M3	M4
	20 MPa Béton ferme	25 MPa Béton ferme	20 MPa Béton Très Plastique	25 MPa Béton Très Plastique
Dosage en (kg) pour 1 m ³				
Sable	630.94	630.94	630.94	630.94
Gravier G ₁ (3/8)	263.11	263.11	263.11	263.11
Gravier G ₂ (8/15)	708.12	708.12	708.12	708.12
Ciment	350	350	350	350
Eau	213.788	182	208.538	176.75
Adjuvant	0	0	5.25	5.25

A.4. Les éprouvettes d'essais

A.4.1 Malaxage

A.4.1.1 Méthode

Mettre la bétonnière en marche. Pendant qu'elle est en train de tourner, verser 1/2 à 2/3 de l'eau nécessaire à la gâchée

- verser le gravier et laisser tourner quelques secondes pour qu'il soit bien mouillé.
- verser le ciment qui va se délayer dans l'eau et se répartir uniformément autour des grains de gravier.
- verser le sable au seau ou à la pelle, après avoir repéré le volume d'une pelletée.

En surveillant le mélange, verser un peu d'eau en complément, sans dépasser le dosage prévu.

A.4.2 Essai de consistance (cône d'Abrams)

A.4.2.1 Objectif

Le cône d'Abrams permet de contrôler la classe de consistance du béton que l'on s'apprête à utiliser en mesurant l'affaissement d'un échantillon, Cet essai consiste à réaliser un cône de béton frais au moyen d'un moule conique, à démouler et à mesurer l'affaissement du sommet.

Tableau A.12 La classe d'affaissement du béton

Classe	Affaissement en mm	Propriété du béton	Utilisations
S1	10 – 40	Ferme, très secs et peu maniable	Fabrication de routes, fondations à armature légère
S2	50 – 90	Plastique, à humidité moyenne et à maniabilité moyenne	Béton armé normal placé avec vibration
S3	100 – 150	Très plastique, très humide et à maniabilité élevée	/
S4	160 – 210	Fluide, très humide et à maniabilité élevée	/

A.4.3 Confection des éprouvettes

Les éprouvettes de chaque mélange sont conservées sans être déplacées pendant 24^h. Après démoulage, les éprouvettes sont conservées jusqu'à réalisation des essais dans le même milieu ambiant en les plongeant dans l'eau pendant 28 jours. Après cet âge, on les met au séchage dans l'étuve pendant 24^h.

A.4.4 Surfaçage

Les deux faces d'appui des éprouvettes doivent faire l'objet d'une préparation de surface (face arasée et face fond de moule). Avant surfaçage, il convient de repérer la face d'arasement, afin que l'essai d'écrasement soit réalisé dans le même sens que la confection des éprouvettes.



Figure A.10 Outils et produits et éprouvettes surfacées

A.5 Résultats

L'essai de compression est mené sur des éprouvettes de forme cylindrique normalisée (16x32) cm. La vitesse de chargement est constante conforme.

Tableau A.13 Résultats de compression du béton à 28 jours

Mélanges	Résistance désirée f_{c28} (MPa)	consistance	Affaissement A (cm)	E/C	N° D'éprouvette	Résistance expérimentale f_{c28} (MPa)	Résistance moyenne f_{c28} (MPa)
M1	20	ferme	4,8	0,611	E1	24,23	20,49
					E2	15,18	
					E3	22,05	
M2	20	très-plastique	13	0,596	E4	21,20	20,52
					E5	18,13	
					E6	22,24	
M3	25	ferme	3,5	0,52	E7	23,92	24,54
					E8	24,73	
					E9	24,98	
M4	25	très-plastique	13,5	0,505	E10	24,98	25,04
					E11	25,11	
					E12	25,08	

Annexe B : Certificats d'étalonnage (presse à béton + comparateurs)


**METROCAL
ALGERIE**

Vérification & Etalonnage d'appareils de mesures

**CERTIFICAT D'ETALONNAGE
CALIBRATION CERTIFICATE
N°: F.211.09.2021**

DELIVRE A: LTPEST - TERESSA
ISSUED FOR:

INSTRUMENT ETALONNE
CALIBRATED INSTRUMENT

Désignation : Presse à béton
Designation:

Constructeur : CONTROLS
Manufacturer:

Typex C46B02
Type:

N° de série : 14008197
Serial number:

N° Identification: L.062.002.15.E3
Identification number:

Date d'omission : 06/10/2021
Date of issue:

Ce certificat comprend 3 pages.
This certificate includes 3 pages.

LE RESPONSABLE LABORATOIRE
THE LABORATORY MANAGER
GHARDI BILEL

La reproduction de ce certificat n'est autorisée que
sous forme de FAC-SIMILE photographique intégral.
This certificate may not be reproduced other than in full by photographic process.
Ce certificat d'étalonnage ne concerne que l'instrument soumis à l'étalonnage ou à la vérification

METROCAL ALGERIE Siège social : Coopérative Immobilière EL KHIR "E" CEDEC" Villa P31 Dely Ibrahim ALGER - ALGERIE
(00 213) 23 36 25 78 - (00 213) 23 36 25 79 - (00 213) 23 36 25 83- Fax : (00 213) 23 36 25 81 - (00 213) 23 36 25 85
Mobile : 00 213 591 640 830 - 00 213 591 640 832
RC N° : 0974890 5 05 - NIF : 000516067490056 - AI : 16231058061
ICB N° 621 00010 113000020975 SOCIETE GENERALE ALGERIE - 12, Rue Ahmed Ouakad 16320 Dely Ibrahim Alger
E-mail : contact@metrocal-algerie.com - Site Web : www.metrocal.com.tn

CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: F.211.09.2021

1. Conditions d'étalonnage :

Date d'étalonnage : 28/09/2021

Date de prochain étalonnage : 27/09/2022

Lieu d'étalonnage : Site Client

Température : 24,3°C

Humidité relative : 66%HR

2. Etalon utilisé – Traçabilité – Incertitudes :

• Etalon utilisé :

INS 405: Capteur de force (2 MN), SENSY, type IMDL-007 , N°S 2010470001

Date d'étalonnage : 04/05/2021

Date de fin : 03/05/2022

• Traçabilité :

La traçabilité de nos étalons est assurée par un raccordement à des étalons de référence eux-mêmes rattachés aux étalons nationaux.

• Incertitudes : Les incertitudes élargies mentionnées sont celles correspondant à deux fois l'incertitude -type composée. Les incertitudes -types ont été calculées en tenant compte des différentes composantes d'incertitudes, étalons de référence, moyens d'étalonnage, conditions d'environnement, contribution de l'instrument étalonné, répétabilité.....

3. Caractéristique de l'instrument à étalonner :

- Résolution : 0,1 kN

4. Méthode d'étalonnage :

L'étalonnage se fait par comparaison directe des indicateurs de l'instrument à étalonner au indicateurs de l'étalon utilisé. Il consiste à déterminer les paramètres métrologiques suivants :

Erreur relative de justesse (E_j) et Erreur relative de répétabilité (E_r)

$$E_r = \left| \frac{F_{max} - F_{min}}{F} \right| * 100$$

Avec :

- F_{max} et F_{min} : Plus forte et plus faible valeur de force pour le même palier de force

- F est la moyenne arithmétique de trois mesures de F pour le même palier de force.

$$E_j = \frac{F_i - \bar{F}}{\bar{F}} * 100$$

Avec :

- F_i : La force indiquée par la machine de traction à étalonner.

- \bar{F} : La moyenne des mesures lue sur le capteur étalon

Erreur selon la norme NF EN ISO 7500-1.



CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: F.211.09.2021

5. Résultat de mesure :

Valeurs Mesurées (kN)	Valeurs étalon moyenne (kN)	Erreur relative à la répétabilité (kN)	Erreur relative à la justesse (%)	Incertitudes d'étalonnage
0	0,00	0,000	-	$\pm (0,28kN+6,3 \cdot 10^{-4} \cdot F)$
50	50,13	0,000	-0,259	
100	100,11	0,000	-0,109	
500	500,15	0,000	-0,029	
1500	1500,19	0,000	-0,013	
2000	2000,18	0,000	-0,009	

Décision de conformité : L'instrument est jugé conforme selon les résultats donnés.
*****Fin de certificat d'étalonnage*****





Vérification & Etalonnage d'appareils de mesures
CERTIFICAT D'ETALONNAGE
CALIBRATION CERTIFICATE
 N°: D.201.09.2021

DELIVRE A: LIPEST- TEBESSA
ISSUED FOR:

INSTRUMENT ETALONNE
CALIBRATED INSTRUMENT

Désignation : Comparateur à cadran
Designation :

Constructeur : BORLETTI
Manufacturer :

Type: NA
Type :

N° de série : NA
Serial number :

N° Identification: 4
Identification number

Date d'émission : 06/10/2021
Date of issue :

Ce certificat comprend 4 pages.
This certificate includes 4 pages.

LE RESPONSABLE LABORATOIRE
THE LABORATORY MANAGER
GHARBI BILEL



La reproduction de ce certificat n'est autorisée que sous forme de FAC-SIMILE photographique intégral
This certificate may not be reproduced unless than in full by photographic process
Ce certificat d'étalonnage ne concerne que l'instrument soumis à l'étalonnage ou à la vérification

CAL ALGERIE Siège social : Coopérative Immobilière EL KHIR TEa CEDEC* Villa P31 Dely Ibrahim ALGER - ALGERIE
 (00 213) 23 36 25 78 - (00 213) 23 36 25 79 - (00 213) 23 36 25 83- Fax : (00 213) 23 36 25 81 - (00 213) 23 36 25 88
 Mobile : 00 213 581 640 810 - 00 213 581 640 822
 RC N° : 0974990 B 08 - NIF : 000615007499056 - AL : 16231065081
 ICB N° 021 00010 113000020075 SOCIETE GENERAL ALGERIE - 12, Rue Ahmed Ouaked 16320 Dely Ibrahim Alger
 E-mail : contact@metrocal-algerie.com - Site Web : www.metrocal-algerie.com

CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: D.201.09.2021

1. Conditions d'étalonnage :

Date d'étalonnage: 28/09/2021
Date de prochain étalonnage : 27/09/2022
Lieu d'étalonnage: Site Client
Température : 23,5°C
Humidité relative : 60%HR
Plage d'étalonnage : 0 à 10 mm

2. Étalons utilisés- Tracabilité – Incertitude

Étalons utilisés :

INS 001 : 87 cales étalons, J à bouts parallèles, N°S 209884

Date d'étalonnage : 11/01/2021

Date de fin : 10/01/2022

Tracabilité :

La tracabilité de ces étalons est assurée par un raccordement à des étalons de référence eux-mêmes raccordés aux étalons nationaux.

Incertitude :

Les incertitudes élargies mentionnées sont celles correspondant à deux fois l'incertitude - type composée. Les incertitudes -types ont été calculées en tenant compte des différentes composantes d'incertitudes, étalons de référence, moyens d'étalonnage, conditions d'environnement, contribution de l'instrument étalonné, répétabilité



CERTIFICAT D'ETALONNAGE N°: D.201.09.2021

3. Méthode d'étalonnage :

Comparaison directe des indications du comparateur aux valeurs conventionnellement assignées des cales étalons.

L'étalonnage réalisé suivant les prescriptions de la norme NF 11-050, consiste à mesurer les caractéristiques métrologiques suivantes :

Erreur de fidélité :

Cinq points de mesure sera réalisés en course montante du comparateur : Au point où a été constatée l'erreur maximale, dix mesures seront réalisées en ce point.

- Si l'erreur d'indication est nulle pour tous les points : l'essai de fidélité sera réalisé au point milieu de la plage d'étalonnage.
- Si l'erreur d'indication est le même pour deux ou plusieurs points : l'essai de fidélité sera réalisé au point le plus petit.

L'erreur de fidélité est défini par :

$$E_f = E_{max} - E_{moy}$$

Avec :

E_{moy} : Moyenne des écarts relevés

E_{max} : Ecart maximale constaté par rapport à E_{moy}

4. Caractéristique de l'instrument étalonné :

- **Étendue de mesure :** 0 - 10 mm
- **Résolution :** 0,01 mm



CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: D.201.09.2021

5. Résultats de mesures :

5.1 Erreur d'indication :

Indications cales étalons (V _e) (mm)	Indications du comparateur (V _i) (mm)	Erreurs d'indication (mm)
0	0,00	0,00
1	1,01	0,01
2	2,00	0,00
3	3,00	0,00
4	4,00	0,00
5	5,00	0,00
6	6,01	0,01
7	7,00	0,00
8	8,00	0,00
9	9,00	0,00
10	10,01	0,01

5.2 Erreur de fidélité

Indication cales- étalon (V _e) (mm)	Indication de l'instrument à étalonner (V _i) (mm)									
	V1	V2	V3	V4	V5	V6	V7	V8	V9	V10
8	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01
Erreur de fidélité (mm)	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
Erreur de fidélité E _f (mm)		0,01								
Incertitude d'étalonnage sur la fidélité		± 2 μm								

* L_i : l'indication du comparateur

Décision de conformité : L'instrument est jugé conforme selon les résultats donnés.

***** Fin de certificat d'étalonnage *****





Vérification & Etalonnage d'appareils de mesures
CERTIFICAT D'ETALONNAGE
CALIBRATION CERTIFICATE
N°: D.218.09.2021

DELIVRE A: LIPEST- TEBESSA
ISSUED FOR:

INSTRUMENT ETALONNE
CALIBRATED INSTRUMENT

Désignation : Comparateur à cadran
Designation :

Constructeur : BORLETTI
Manufacturer :

N° de série : NA
Serial number :

Type: NA
Type :

N° Identification: D2055
Identification number :

Date d'émission : 06/10/2021
Date of issue :

Ce certificat comprend 4 pages.
This certificate includes 4 pages.

LE RESPONSABLE LABORATOIRE
THE LABORATORY MANAGER
GHARIB BILFI



La reproduction de ce certificat n'est autorisée que
sous forme de FAC-SIMILE photographique intégral.
This certificate may not be reproduced other than in full by photographic process.
Ce certificat d'étalonnage ne concerne que l'instrument soumis à l'étalonnage ou à la vérification

METROCAL ALGERIE Siège social : Coopérative Immobilière EL KHIR "Ex CEDEC" Villa F31 Daly Ibrahim ALGER - ALGERIE
tél : (00 213) 23 36 25 78 - (00 213) 23 36 25 79 - (00 213) 23 36 25 83- Fax : (00 213) 23 36 25 81 - (00 213) 23 36 25 86
Mobile : 00 213 561 640 830 - 00 213 561 640 822
RIC N° : 0974990 B 06 - Nif : 0005160074990056 - A1 : 16231068061
CCB N° 021 00010 113000520975 SOCIETE GENERAL ALGERIE - 12, Rue Ahmed Ouaked 16320 Daly Ibrahim Alger
E-mail : contact@metrocal-algerie.com - Site Web : www.metrocal.com.tn

CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: D.218.09.2021

1. Conditions d'étalonnage :

Date d'étalonnage: 28/09/2021
Date de prochain étalonnage : 27/09/2022
Lieu d'étalonnage: Site Client
Température : 23,5°C
Humidité relative : 60%HR
Plage d'étalonnage : 0 à 10 mm

2. Étalons utilisés- Tracabilité – Incertitude

Étalons utilisés :

INS 001 : 87 cales étalons, J à bouts parallèles, N°S 209884

Date d'étalonnage : 11/01/2021

Date de fin : 10/01/2022

Tracabilité :

La tracabilité de ces étalons est assurée par un rattachement à des étalons de référence eux-mêmes rattachés aux étalons nationaux.

Incertitude :

Les incertitudes élargies mentionnées sont celles correspondant à deux fois l'incertitude -type composée. Les incertitudes -types ont été calculées en tenant compte des différentes composantes d'incertitudes, étalons de référence, moyens d'étalonnage, conditions d'environnement, contribution de l'instrument étalonné, répétabilité.....



CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: D.218.09.2021

3. Méthode d'étalonnage :

Comparaison directe des indications du comparateur aux valeurs conventionnellement vraies des cales étalons.

L'étalonnage réalisé suivant les prescriptions de la norme **NF 11-050**, consiste à mesurer les caractéristiques métrologiques suivantes :

Erreur de fidélité :

Cinq points de mesure sera réalisés en course montante du comparateur ; Au point où a été constatée l'erreur maximale, dix mesures seront réalisées en ce point.

- Si l'erreur d'indication est nulle pour tous les points ; l'essai de fidélité sera réalisé au point milieu de la plage d'étalonnage.
- Si l'erreur d'indication est la même pour deux ou plusieurs points ; l'essai de fidélité sera réalisé au point le plus petit.

L'erreur de fidélité est défini par :

$$E_f = E_{\max} - E_{\text{moy}}$$

Avec :

E_{moy} : Moyenne des écarts relevés

E_{max} : Ecart maximale constaté par rapport à E_{moy}

4. Caractéristique de l'instrument étalonné :

- **Etendue de mesure :** 0 - 10 mm
- **Résolution :** 0,01 mm



CERTIFICAT D'ETALONNAGE
N°: D.218.09.2021

5. Résultats de mesures :

5.1 Erreur d'indication :

Indications en les étalons (V_e) (mm)	Indications du comparateur (V_i) (mm)	Erreurs d'indication (mm)
0	0,00	0,00
1	1,01	0,01
2	2,00	0,00
3	3,00	0,00
4	4,00	0,00
5	5,00	0,00
6	6,01	0,01
7	7,00	0,00
8	8,00	0,00
9	9,01	0,01
10	10,01	0,01

5.2 Erreur de fidélité

Indication étalon (V_e) (mm)	Indication de l'instrument à étalonner (V_i) (mm)									
	V1	V2	V3	V4	V5	V6	V7	V8	V9	V10
8	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01	8,01
Erreurs fidélité	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
Erreur de fidélité E_f (mm)					0,01					
Incertitude d'étalonnage sur la fidélité					= 2 μ m					

* V_i : l'indication du comparateur

Décision de conformité : L'instrument est jugé conforme selon les résultats donnés.

*****Fin de certificat d'étalonnage*****

