

Sommaire

Table des figures.....	ix
Liste des tableaux	xiii
Liste notations	xv
Chapitre 1 : Introduction générale	1
1.1 Introduction	1
1.2 Objectifs de l'étude	3
1.3 Plan de la thèse.....	3
Chapitre 2 : Généralité sur les profilés en acier formés à froid.....	5
2.1 Les profilés en acier formés à froid	5
2.2 Les colonnes composées.....	7
2.3 Domaine d'application.....	8
2.4 Comportement des colonnes métallique formé à froid.....	11
Chapitre 3 : Revue de la littérature	17
3.1 Introduction	17
3.2 Conception des colonnes d'acier formées à froid.....	17
3.2.1 Méthodes de conception actuelles	17
3.2.2 Limites de la méthode de résistance directe (DSM)	19
3.3 Colonne composée.....	22
3.3.1 Elancement modifié.....	23
3.3.2 L'exigence d'assemblage d'éléments de connexion (étrésillons).....	25
3.4 Colonne à étrésillon	27
3.5 Etude numérique	29
3.6 Conclusion	32
Chapitre 4 : Validation du model numérique.....	33
4.1 Introduction	33
4.2 Étapes de base de l'analyse par éléments finis (ANSYS)	33
4.3 L'analyse de flambement par ANSYS.....	34
4.3.1 Choix du type d'élément.....	36
4.3.2 Matériau.....	36
4.3.3 Conditions aux limites.....	37
4.3.4 Imperfections	37
4.4 Les règles de conception actuelles des colonnes composées	40

4.4.1 Règles de conception dans les spécifications AISI.....	40
4.4.2 Conception selon Eurocode 3	40
4.4.3 Conception selon Méthode de la résistante directe (DSM).....	41
4.5 Les approches proposées	42
4.5.1 Approches (DSM 1) et (DSM 2)	42
4.5.2 Approches (DSM 3) et (DSM 4)	42
4.6 Validité du modèle numérique ANSYS	43
4.6.1 Comportement élastique linéaire	43
4.6.2 Comportement non linéaire	52
4.7 Conclusion	62
Chapitre 5 : Etude paramétrique.....	63
5.1 Introduction.....	63
5.2 Section en « C » ouverte.....	63
5.2.1 Effet du rapport B1/D	65
5.2.2 Effet du rapport d/D	70
Figure 5.18 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série CD	73
5.2.3 Effet de d'angle du rebord (raidisseur de bord).....	74
5.2.4 Effet du raidisseur intermédiaire	78
5.3 Section en « C » fermée	82
5.3.1 Effet du rapport B1/D	82
5.4 Colonne composée sans espacement	88
5.4.1 Section transversale de forme I	88
5.4.1 Section transversale de forme octogonale	92
5.4 Conclusion.....	96
Chapitre 6 : Conclusions et Recommandations.....	98
Références bibliographiques.....	101
AISI (2007). "AISI Standard for Cold-Formed Steel Framing" 2007, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.....	101
ANSYS GUI Help Documentation, ANSYS Release 11, 2003.	101

Table des figures

Figure 2.1 Pliage à la presse (Brilla, Rhône-Alpes)	5
Figure 2.2 Le processus de profilage (S.N.O.P, 2012)	6
Figure 2.3 Différentes formes de sections formées à froid (Yu 2000)	6
Figure 2.4 Profils et tôles formés à froid	7
Figure 2.5 Différents types de colonnes composées.....	8
Figure 2.6 Salle à l'Université Curtin au Sarawak en Malaisie (Mei et al., 2009).....	9
Figure 2.7 Toit en ferme exposé (Mei et al., 2009).....	10
Figure 2.8 Le centre médical international du Sarawak (Mei et al., 2009).....	10
Figure 2.9 Mur à ossature en colonne composée à la salle de projection du cinéma MBO au centre commercial Spring à Kuching au Sarawak (Mei et al., 2009).....	11
Figure 4.1 Etapes d'analyse par éléments finis.....	34
Figure 4.2 a) Courbe force-déplacement non linéaire (b) Courbe force-déplacement linéaire (Megnounif, 2007)	35
Figure 4.3 Model élasto-plastique linéaire	36
Figure 4.4 Définition des imperfections locales.....	37
Figure 4.5 Différents types de déformées observées et déformée sinusoïdale théorique considérée	39
Figure 4.6 Profil de section en C soumise à compression uniforme	43
Figure 4.7 Courbe de voilement du profilé en « C »	45
Figure 4.8 Dimensions des colonnes étudiées par (Niazi, 1993).....	46
Figure 4.9 Model numérique (ANSYS) de la colonne composée en C.....	47
Figure 4.10 Comparaison des résultats (Niazi, 1993)avec les approches proposées.....	48
Figure 4.11 Géométrie et Dimension du poteau composé de Z.....	48
Figure 4.12 Modèle numérique d'un poteau composé en Z	49
Figure 4.13 Les résultats de la charge nominale avec différents approches de section en C	49
Figure 4.14 Poteau composé Σ de forme I (J.-H. Zhang & Young, 2012)	50
Figure 4.15 Modèle numérique d'un poteau composé en Σ	51
Figure 4.17 Caractéristiques de la barre mine élancée (Kwon & Hancock, 1991)	53
Figure 4.18 Courbe force déplacement d'une barre mince.....	53
Figure 4.19 Caractéristiques de profil en C.....	54
Figure 4.20 Courbe force déplacement du profil en C	54
Détails et définition des symboles utilisé dans les essais par (Dabaon et al., 2015a).....	55
Figure 4.22 Codification des profilés d'auteur.....	56

Figure. 4.23 Courbe moyenne contrainte-déformation de l'acier formé à froid utilisé.....	57
Figure 4.24 Détails du model EF, condition limite et la charge appliqué	60
Figure 4.25 Le mode de flambent flexionnel du profilé B2B25-300	60
Figure 4.26 Le mode de flambent L+F du profilé B2B50-300	61
Figure. 4.27 Charge-latérale déplacement à demi-longueur de la colonne B2B25-300	61
Figure 4.28 Charge-latérale déplacement à demi-longueur de la colonne B2B50-300	61
Figure 5.1 Détails de la section transversale étudiée (Série C1).....	64
Figure 5.2 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série C1	67
Figure 5.3 Comparaison des résultats numériques avec.....	67
l'approche proposé de la série C1.....	67
Figure 5.4 Comparaison des résultats numériques avec l'EC3 de la série C1.....	67
Figure 5.5 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série C1. Résultats numériques avec AISI.....	68
Figure 5.6 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série C1. Résultats numériques avec DSM.....	68
Figure 5.7 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série C1. Résultats numériques avec EC3	68
Figure 5.8 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série C1	69
Figure 5.9 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant l'AISI..	69
Figure 5.10 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant l'EC3	69
Figure 5.11 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant la DSM3	70
Figure 5.12 Détails de la section transversale étudiée (Série CD).....	70
Figure 5.13 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant l'AISI	72
Figure 5.14 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant DSM3	72
Figure 5.15 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant EC3 ..	72
Figure 5.16 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CD.....	73
Figure 5.17 Comparaison des résultats numériques avec le règlement DSM3 de la série CD	73
Figure 5.19 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD.....	74
Figure 4.20 Détails de la section transversale étudiée (Série AL)	74
Figure 5.21 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant l'AISI	76

Figure 5.22 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant la DSM3	76
Figure 5.23 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant l'EC3	76
Figure 5.24 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CD.....	77
Figure 5.25 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 de la série AL	77
Figure 5.26 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série AL	77
Figure 5.27 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série AL.....	78
Figure 5.28 Détails de la section transversale étudiée (Série SC)	78
Figure 5.29 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série SC	80
Figure 5.30 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 de la série SC	80
Figure 5.31 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série SC	80
Figure 5.32 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD.....	81
Figure 5.33 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant AISI.....	81
Figure 5.34 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant l'approche proposée DSM3	82
Figure 5.35 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant EC3.....	82
Figure 5.36 Détails de la section transversale étudiée (Série CC1).....	83
Figure 5.37 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CC1	85
Figure 5.38 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 AISI de la série CC1	85
Figure 5.39 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série CC1	85
Figure 5.40 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série CC1. Résultats numériques avec AISI.....	86
Figure 5.41 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série CC1. Résultats numériques avec DSM3.....	86
Figure 5.42 Variation de la charge en fonction de l'élancement pour la série CC1. Résultats numériques avec EC3.	86
Figure 5.43 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1 en utilisant l'AISI	87
Figure 5.44 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1 en utilisant la DSM3	87
Figure 5.45 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1 en utilisant la DSM3	87

Figure 5.46 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CC1	88
Figure 5.47 Section transversale étudié de forme I	88
Figure 5.48 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM2 de la section en I	90
Figure 5.49 Comparaison des résultats de code l'AISI de la section en I.....	90
Figure 5.50 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM4 de la section en I	91
Figure 5.51 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1t.....	91
Figure 5.52 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1.5t.....	91
Figure 5.53 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 2t.....	92
Figure 5.54 Comparaison des résultats obtenus de la section transversale en I.....	92
Figure 5.55 Section transversale étudié de forme I	92
Figure 5.56 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM2 de la section octogonale.....	94
Figure 5.57 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM4 de la section octogonale.....	94
Figure 5.58 Comparaison des résultats de code l'AISI de la section octogonale.....	95
Figure 5.59 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1t.....	95
Figure 5.60 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1.5t.....	96
Figure 5.61 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 2t.....	96
Figure 5.62 Comparaison des résultats obtenus de la section transversale octogonale	96

Liste des tableaux

Tableau 4.1 Comparaison des premières valeurs propres d'ANSYS et CUFSM du profilé en C	44
Tableau 4.2 Dimensions moyennes mesurées des colonnes étudiées. (Tirés des travaux de (Niazi, 1993))	47
Tableau 4.3 Propriétés géométriques et les résultats d'analyse par CUFSM	47
Tableau 4.4 Comparaison des résultats de (Niazi, 1993) avec les approches DSM.....	47
Tableau 4.5 Comparaison des résultats (Georgieva et al., 2012) et al. avec l'approche proposée.....	49
Tableau 4.6 Dimensions mesurées pour les poteaux de la série IT0.48	50
Tableau 4.7 Comparaison des résultats (J. H. Zhang & Young, 2012)avec les approches DSM	51
Tableau 4.8 Dimensions mesurées des profilés étudiés par (Dabaon, Ellobody, and Ramzy2015a) ...	57
Tableau 4.9 Propriété du matériau par (Dabaon et al., 2015a).....	57
Tableau 4.10 Comparaison des résultats Mohamed Dabaon .al (2015) avec l'analyse EF	59
Tableau 5.1 Dimensions des colonnes composées formées à froid	64
de série C1 ouvert et CC1 fermé.....	64
Tableau 5.2 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série C1.....	66
Tableau 5.3 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD.....	71
Tableau 5.4 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série AL.....	75
Tableau 5.5 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série SC.....	79
Tableau 5.6 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CC1.....	84
Tableau 5.7 Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section I	89
Tableau 5.10 Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section octogonale ..	93

Liste notations

A	section transversal
A_e	section effective
a_b	largeur d'étrésillon
b	largeur du profilé
b_b	largeur d'étrésillon intermédiaire
b_{b1}	largeur d'étrésillon d'extrémité
B	largeur d'une colonne composée
B_1	espacement entre deux profilé
COV	coefficient de variation
D	profondeur du profilé
E	module de young
E_0	module de young initial d'acier formé à froid
f_y	limite élastique de l'acier
F_e	le minimum des trois charges critiques élastiques des trois modes d'instabilité
f_n	contrainte nominale
i	Rayon de giration
K	Coefficient de voilement
L	Longueur de profilé
L_{cr}	longueur de flambement dans le plan considéré
L_z	l'intermédiaire espacement des fixations ou des points de soudure
P_{AISI}	résistance nominale calculée selon les spécifications AISI
P_{EC3}	résistance calculée selon le code européen EC3
P_{DSM1}	résistance nominale calculée en utilisant la méthode DSM proposée
P_{DSM-t}	la résistance nominale calculée à l'aide de la méthode de résistance directe qui suppose que l'épaisseur de la surface de contact est de t
$P_{DSM-1.5t}$	la résistance nominale calculée à l'aide de la méthode de résistance directe qui suppose que l'épaisseur de la surface de contact est de $1.5t$
P_{DSM-2t}	la résistance nominale calculée à l'aide de la méthode de résistance directe qui suppose que l'épaisseur de la surface de contact est de $2t$

P_{FEA}	Charge ultime trouvé par le model numérique
P_n	La charge nominal
P_{ne}	La charge nominale élastique des modes globaux d'instabilité : flexionnel, torsionnel et flexionnel torsionnel
P_{nd}	La charge nominal pour l'instabilité distorsionnelle
P_{nl}	La charge nominal pour l'instabilité locale
P_{cre}	la plus petite valeurs des trois charges critiques élastiques des modes globaux d'instabilité : flexionnel, torsionnel et flexionnel torsionnel
P_{crd}	la charge critique élastique du mode distorsionnel.
P_{crl}	la charge critique élastique du mode local
P_m	valeur moyenne des taux de charge testés par rapport aux prévisions
P_{TEST}	résultats expérimentaux
r_{yl}	le minimum de rayon de giration de la section transversale entière d'une colonne individuelle forme de la colonne composée et A est la section transversale non réduite.
t	épaisseur de profilé
t_b	épaisseur d'étrésillon
σ_y	contrainte élastique
σ_u	contrainte ultime
σ_{true}	Contrainte réel
ε_{true}^{Pl}	Déformation plastique
λ_1	valeur d'élancement pour déterminer l'élancement relatif
$\bar{\lambda}$	élancement relatif pour le mode de flambement concerné
$\lambda_c, \lambda_l, \lambda_d$	élancement non dimensionnel utilisé dans la méthode de résistance directe pour le mode de flambement concerné
A	facteur d'imperfection en fonction de la courbe de flambement
χ	Coefficient de réduction
ϕ	valeur pour déterminer le facteur de réduction χ

Chapitre 1 : Introduction générale

1.1 Introduction

Les éléments structurels en acier formés à froid sont largement utilisés dans l'industrie de la construction et ont émergé en tant que solution économique privilégiée pour les bâtiments commerciaux ou industriels. L'un de ces principaux avantages réside dans la grande flexibilité de formes des sections transversales en raison de processus de fabrication qui permet de produire une grande variété de formes qu'on peut optimiser en fonction des critères structuraux, économiques ou esthétiques. Cependant les formes de sections deviennent de plus en plus complexes, ce qui pose un grand problème pour les concepteurs, à cause de la difficulté de calcul avec les méthodes existantes qui sont très fastidieuses et parfois non fiables.

La plupart des pays cherche à formuler leurs propres codes de pratique en raison de la croissance d'utilisation de profilés en acier formés à froid, car la charge ultime prédite par ces codes a une grande variation avec les valeurs expérimentales. La première norme de l'acier formé à froid a été établie par l'American Iron and Steel Institute (AISI) en 1946 (AISI 2002b, 9). Cette norme de conception reposait en grande partie sur l'étude réalisée par le professeur George Winter et son équipe à la Cornell University entre 1939 et 1946 sur les poutres, les montants, les planchers et les connexions. Il existe actuellement d'autres normes internationales pour la conception des profils formés à froid telles que la norme australienne AS4600, la norme britannique BS5950-Part 5, l'Eurocode 3 partie 1.3 et les spécifications AISI. Ces normes de conception utilisent la méthode de largeur effective (EWM : effective width method) et la méthode de résistance directe (DSM : direct strength method).

La méthode des largeurs effectives considère l'isolément des plaques composant la section transversale. Elle a été originalement proposée par (Von Karman, 1932) pour les plaques isolées et modifiée pour les sections formées à froid en se basant sur les expériences de (Winter, 1947). Ce procédé suppose que la charge totale appliquée est supportée par une largeur imaginaire réduite soumise à une distribution uniforme de

contraintes au lieu d'une distribution non uniforme des contraintes tout le long de la largeur de la plaque.

La méthode des largeurs effectives permet d'incorporer approximativement l'interaction des modes de flambements et l'interaction entre le flambement et la plastification est introduite à l'état limite ultime par le remplacement de la limite élastique dans l'expression des largeurs effectives. Elle tient compte également du comportement post-flambement par la réduction des largeurs correspondant au niveau des contraintes de service, dans une solution pas-à-pas. Comme les sections deviennent de plus en plus complexes, avec l'addition de raidisseurs au bout ou intermédiaires, la détermination des largeurs effectives et les propriétés effectives de la section sont plus compliquées. La présence des imperfections est un autre problème que rencontrent souvent les profilés minces due au processus de mise en œuvre et de fabrication. Ces imperfections conduisant à la non planéité initiale affectent de manière particulière le voilement.

Une autre méthode de conception, la DSM, a ensuite été proposée et développée par (B W Schafer & Peköz, 1998). Cette méthode utilise des solutions de flambement élastiques et prend également en compte l'interaction entre les éléments individuels en section transversale. La détermination des solutions de flambement élastique peut être effectuée à l'aide des programmes disponibles utilisant la méthode des bandes finies telle que CUFSM ou calcul manuel. Ces méthodes sont utilisées pour déterminer les forces de flambement critiques pour le flambement local (P_{cr1}), le flambement ditortionnel (P_{crd}) et le flambement global (P_{cre}). Ces forces critiques de flambement sont nécessaires pour déterminer les forces de flambement nominales pour le flambement local (P_{nl}), le flambement ditortionnel (P_{nd}), et flambement global (P_{ne}). La résistance nominale P_n vis-à-vis des charges de compression axiale est le minimum des trois charges P_{ne} , P_{nl} et P_{nd} .

Pour les colonnes composées formées à froid, les méthodes de conception disponibles sont très minimes sinon inexistantes et ceci est lié au manque des connaissances de leurs comportements. Souvent, les concepteurs adoptent une approche conservatrice de conception des colonnes composées en supposant qu'elles ont le même comportement qu'une colonne individuelle. Cette approche conservatrice peut rendre la conception des colonnes composées non rentable économiquement. La seule disposition disponible pour les colonnes composées est le coefficient d'élanement modifié dans C4.5 de la spécification nord-américaine (AISI 2002c, 83). Le coefficient d'élanement modifié n'a pas

été conçu à l'origine pour les colonnes en acier formées à froid. Il a été adopté à partir des études sur les colonnes composées laminées à chaud associées à des boulons et à des soudures. Un affinement supplémentaire sur l'exigence d'espacement des fixations est possible car l'acier formé à froid a une résistance plus élevée et des modes de flambements différents par rapport à l'acier laminé à chaud.

1.2 Objectifs de l'étude

Les objectifs de cette recherche est d'étudier le comportement des colonnes composées, les objectifs détaillés sont décrits ci-dessous:

- 1) Dresser un état de l'art des récentes recherches scientifiques afin de ressortir les progrès réalisés à ce jour mais aussi pour entrevoir les développements qui restent à accomplir.
- 2) Développer un modèle numérique capable de décrire le comportement post-critique de colonnes composées formés à froid en considérant un comportement non linéaire et en tenant compte des imperfections géométriques initiales.
- 3) Comparer les résultats numériques avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature. Comme premier exemple, on a commencé par le comportement élastique linéaire puis le comportement non linéaire.
- 3) Proposer certaines approches pour la détermination pratique des charges d'instabilité des colonnes à étrésillons composées de profilés minces formés à froid.
- 4) Vérifier la fiabilité des approches proposées avec les conceptions actuelles AISI et EC3.
- 5) Réaliser une étude paramétrique en variant certains paramètres et observer leur influence sur le comportement des colonnes composées étudiées.

1.3 Plan de la thèse

Pour atteindre nos objectifs, on a choisi de présenter cette thèse comme suit :

- ✓ Après cette introduction, le chapitre 2 présente une généralité sur les propriétés et le comportement des profilés en acier formés à froid.
- ✓ Le chapitre 3 est consacré à la présentation d'une revue de la littérature liée au domaine étudié.

- ✓ Le chapitre 4 présente de façon détaillée le modèle numérique proposé. Le travail commence d'abord par une validation numérique. Les résultats obtenus à partir de ce modèle numérique ont été ensuite comparés aux résultats expérimentaux disponibles dans la littérature. Afin de faciliter pour l'ingénieur la détermination des caractéristiques critiques des profils composés à froid, plusieurs approches ont été proposées dans cette recherche basées sur les méthodes EWM et DSM. Les résultats obtenus sont comparés avec les conceptions actuelles AISI et EC3.
- ✓ Une étude paramétrique fera l'objet du chapitre 5 afin d'étudier l'effet certains paramètres clés tels que le nombre des étrépillons, l'espacement entre les deux profilés, le rapport (B1/D), la longueur des colonnes, la géométrie des sections transversales et épaisseur de section en contact pour les colonnes composées sans espacement. Les résultats trouvés sont comparés avec les valeurs trouvées par l'AISI, l'EC3 et les approches DSM proposés.
- ✓ Le chapitre 6 reprend les conclusions générales de cette étude et certaines recommandations intéressantes quant à la continuité de ce travail.

Chapitre 2 : Généralité sur les profilés en acier formés à froid

2.1 Les profilés en acier formés à froid

Les profilés en acier formés à froid ont pris une place importante dans le secteur de la construction métallique, due aux avantages offerts par rapport aux autres matériaux de construction. L'un de ces principaux avantages réside dans la grande flexibilité de formes des sections transversales en raison du processus de fabrication qui permet de produire une grande variété de formes qu'on peut optimiser en fonction des critères structuraux, économiques ou esthétiques. L'acier formé à froid possède des propriétés uniques qui bénéficient à une grande variété d'applications dans l'industrie de la construction. Les progrès technologiques significatifs dans le traitement des matériaux ont conduit au développement de sections d'aciers complexes formées à froid présentant d'excellentes propriétés mécaniques. Un emploi intelligent de ces techniques conduit à une réduction importante des coûts.

Les caractéristiques de l'acier formé à froid diffèrent de celles de l'acier laminé à chaud en raison du processus de fabrication. Les sections de ces profilés sont réalisées à partir de deux procédés différents : le pliage qui consiste à placer la tôle entre les mors de la plieuse et à la plier à l'endroit désiré, ensuite à faire glisser la tôle pour reprendre l'opération à un autre endroit jusqu'à obtention du profilé désiré (voir figure 2.1). Ou bien par profilage qui consiste à transformer progressivement une tôle plane en bande profilée désirée par glissement de cette dernière à travers une série de paires de rouleaux qui la font avancer tout en la façonnant (voir figure 2.2).



Figure 2.1 Pliage à la presse (Brilla, Rhône-Alpes)

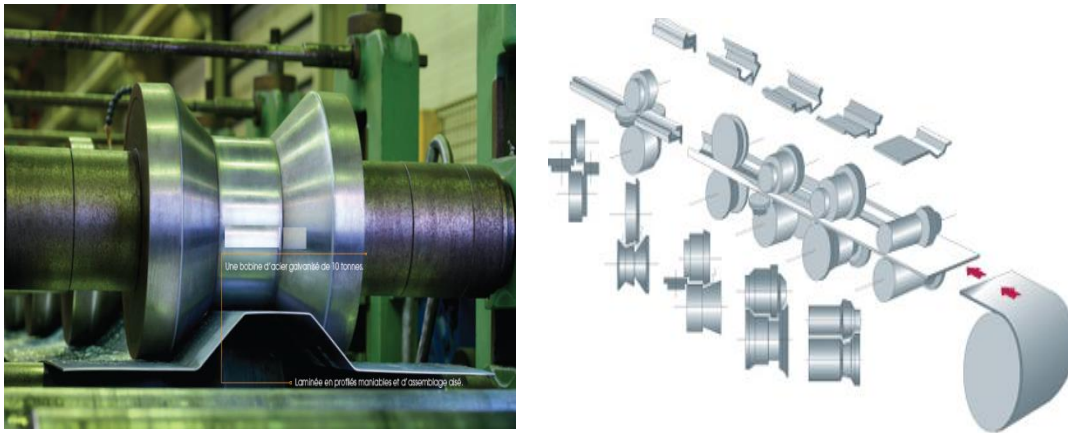


Figure 2.2 Le processus de profilage (S.N.O.P, 2012)

En génie civil, l'utilisation des différentes formes de section formées à froid obtenues à partir de la tôle, sont appréciées pour la grande variété des sections transversales et pour leurs rapports résistance-poids voir (Figure 2.3). Pour résister aux forces appliquées, les profilés métalliques formés à froid utilisent beaucoup plus la forme de leur section transversale au lieu de leur épaisseur.

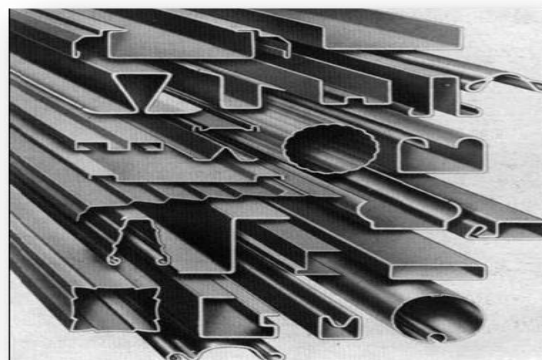
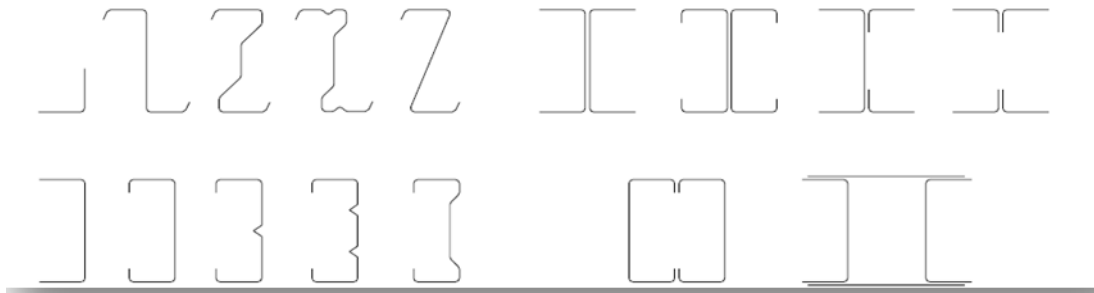


Figure 2.3 Différentes formes de sections formées à froid (Yu 2000)

La facilité de fabrication de ces profilés conduit généralement à une grande multitude de formes qu'on peut obtenir à partir de la tôle. Les produits fabriqués sont de type « sections » utilisés en général comme éléments principaux ou secondaires des charpentes (poutres et colonnes). Ces produits peuvent aussi être de type « tôles » servant pour la couverture et le bardage des constructions industrielles. La figure 2.4 présente les profilés et les tôles formés à froid.

- profils



- tôles

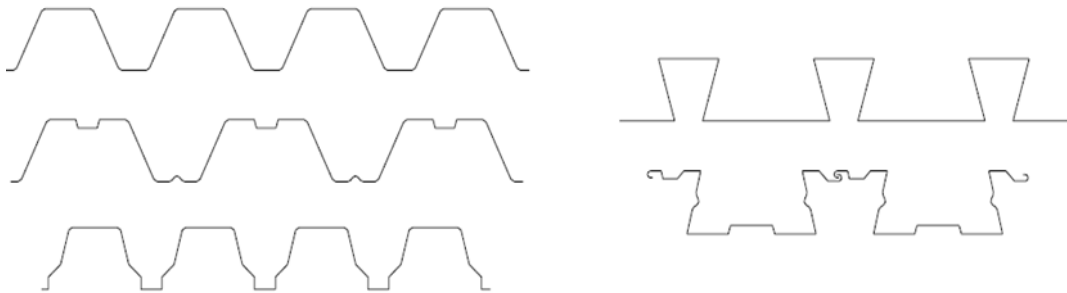


Figure 2.4 Profils et tôles formés à froid

2.2 Les colonnes composées

La construction métallique légère avec l'acier formé à froid a des performances très différentes de celles de l'acier laminé à chaud. Les caractéristiques de l'acier formé à froid lui confèrent une haute résistance mais faible en rigidité et peut donc être facilement déformée. L'industrie de la construction n'avait pas suffisamment confiance d'utiliser les éléments de l'acier formés à froid due au manque de connaissance approfondies des travaux de recherche dans le domaine, jusqu'aux années 1940 lorsque la compréhension a été plus développée. Depuis lors, l'acier formé à froid est devenu populaire et très utilisé. Plus tard, les colonnes individuelles ne suffisaient plus pour répondre aux besoins de la construction. Afin de l'utiliser comme éléments porteurs, les concepteurs ont proposé de nombreuses méthodes pour renforcer chaque colonne. L'une des méthodes consiste à connecter deux colonnes pour former une colonne composée. La nécessité de transporter des charges plus importantes a incité le développement de sections des colonnes composées et c'est maintenant l'une des sections les plus largement utilisées.

Pour former une colonne composée ou colonne à étrésillon, deux ou plusieurs profilés formés à froid sont assemblés entre eux par des éléments de connexion (étrésillons ou éléments diagonaux) qui va permettre à la colonne formée de travailler comme une seule entité. Ces colonnes composées sont classées en deux types de sections transversales ouvertes ou fermées. (voir figure 2.5)

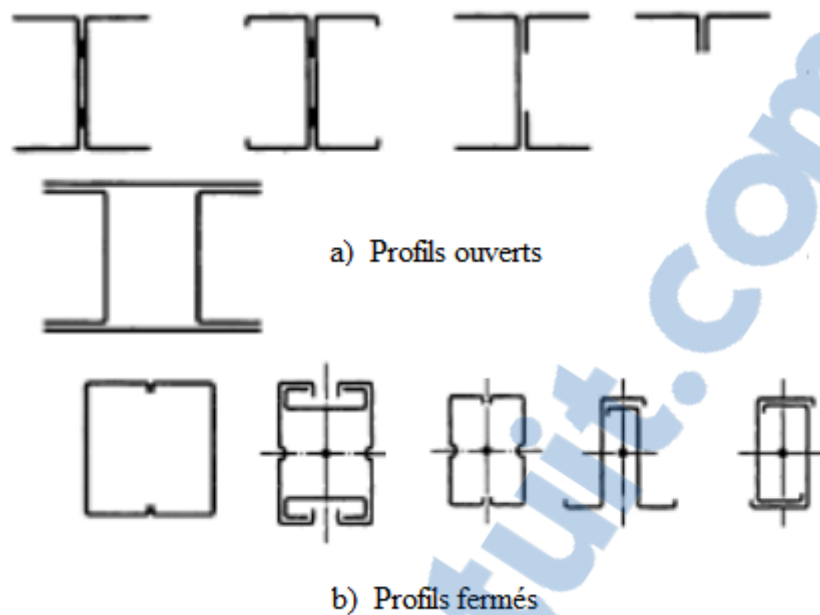


Figure 2.5 Différents types de colonnes composées

Les colonnes composées offrent des avantages à l'industrie de la construction, particulièrement dans les situations de grande portée et grand chargement. Comme leur application dans les constructions augmente, il est essentiel de comprendre le comportement de ce dernier, car chaque élément de la colonne composée peut agir séparément ou intégralement. Cette incertitude rend difficile la prédiction précise de leur comportement qui est susceptible de subir des instabilités importantes et de formes différentes (local, global, ou distortionnelle) dues à l'application de charges axiales. Ce domaine des colonnes composées formées à froid est très intéressant qui n'est pas encore pris en charge correctement dans les codes de calcul. Il est donc essentiel de s'intéresser de très près pour comprendre leurs caractéristiques et leur comportement afin d'élaborer des méthodes de calcul des prévisions de leurs résistance.

2.3 Domaine d'application

Avec l'amélioration et le développement des travaux de recherche, l'application de structures en acier formées à froid dans l'industrie de la construction a considérablement augmenté ces dernières années. En effet, les structures en acier formées à froid présentent de nombreux avantages par rapport à d'autres méthodes de construction. Les profils de section les plus courants sont les sections Z et C. Ces sections sont couramment utilisées sur les systèmes de toiture et murs, les planchers terrasses, les bâtiments résidentiels, industriels, bâtiments commerciaux et agricoles.

On peut citer à titre d'exemple des cas réels réalisés en Malaisie où de nombreux fabricants et concepteurs étaient justement confrontés à des problèmes d'instabilité et d'amélioration de la résistance lors des réalisations. Voici quelques exemples tirés de la littérature de (Mei, Ng, Lau, & Toh, 2009) où les projets étaient surtout limités à une portée maximale de 32m

2.3.1 Toit en ferme exposé esthétiquement

Il est fréquemment perçu que les structures en acier formées à froid ne peuvent être exposées, car ils sont souvent cachés derrière des plafonds ou des revêtements. Cependant, le toit ferme dans la nouvelle salle polyvalente de l'Université Curtin du campus de Sarawak a été conçue comme une structure de toit exposée, comme illustré à la figure 2.6.



Figure 2.6 Salle à l'Université Curtin au Sarawak en Malaisie (Mei et al., 2009)

Les colonnes composées ouvertes de section C sont utilisées pour les membrures supérieure et inférieure. Ces éléments sont espacés et assemblés avec des éléments internes comme indiqué dans la Figure 2.7. Les fermes supportent une toiture d'une portée 32,5 m avec une pente de trois degrés.



Figure 2.7 Toit en ferme exposé (Mei et al., 2009)

2.3.2 Structure en toiture courbe

Les colonnes composées ouvertes en C sont utilisées pour former une ferme courbe à une portée désirée, tout en maintenant une profondeur plus petite et un poids plus léger. Le centre médical international du Sarawak, situé à Kota Samarahan au Sarawak en Malaisie, utilise une structure de toit courbé sur une longueur de 9,0 m, comme illustré dans la Figure 2.8.



Figure 2.8 Le centre médical international du Sarawak (Mei et al., 2009)

2.3.3 Mur à ossature

Des structures à mur à ossature ont été construites pour les salles de projection du cinéma MBO au centre commercial Spring à Kuching au Sarawak. Les éléments de mur à ossature sont constitués de colonnes composées en C de 200 mm de largeur et 2,5 mm d'épaisseur. Ils sont espacés de 400 mm centre à centre. Ils s'étendent verticalement sur 15 m et sont boulonnés à un angle en acier doux à leurs extrémités. Deux colonnes composées



formées à froid ont été installées côte à côte dans les halls adjacents d'observation, comme indiqué à la Figure 2.9.



Figure 2.9 Mur à ossature en colonne composée à la salle de projection du cinéma MBO au centre commercial Spring à Kuching au Sarawak (Mei et al., 2009)

2.4 Comportement des colonnes métallique formé à froid

En abordant les structures à parois minces, on doit immédiatement considérer les phénomènes d'instabilité qui y sont inhérents. Les structures à parois minces peuvent être généralement classés en trois modes d'instabilité, appelés modes de base, sont distinguées : le local, le globale et le distorsionnel (figure 2.10).

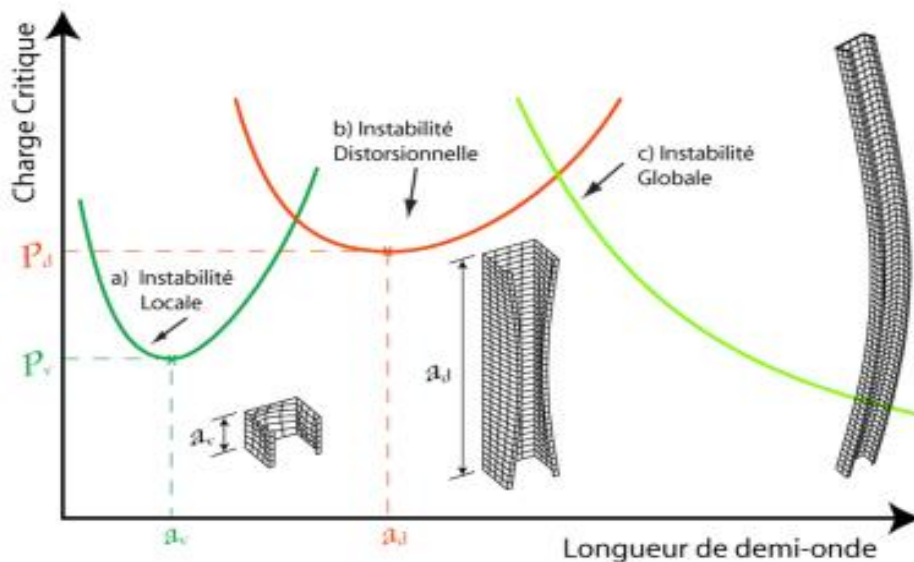


Figure 2.10 Charges critiques et Formes déformés caractéristiques d'une section en C

2.4.1 Instabilité locale

Le voilement local des parois d'une section est un phénomène d'instabilité locale est généralement caractérisée par le voilement des parois planes (éléments plaques) qui constituent la section. À la différence du flambement, cette instabilité n'affecte qu'une petite partie de l'élément. Le phénomène d'instabilité par voilement des parois se présente avant le début de la plastification. La figure 2.11 met en évidence ce phénomène de voilement qui peut être considéré comme une instabilité locale des éléments en compression.

Le phénomène est gouverné par le rapport largeur sur épaisseur de la paroi b/t , les imperfections initiales, les contraintes résiduelles d'élaboration ou de fabrication des profilés, la limite élastique et les conditions aux limites de la paroi.

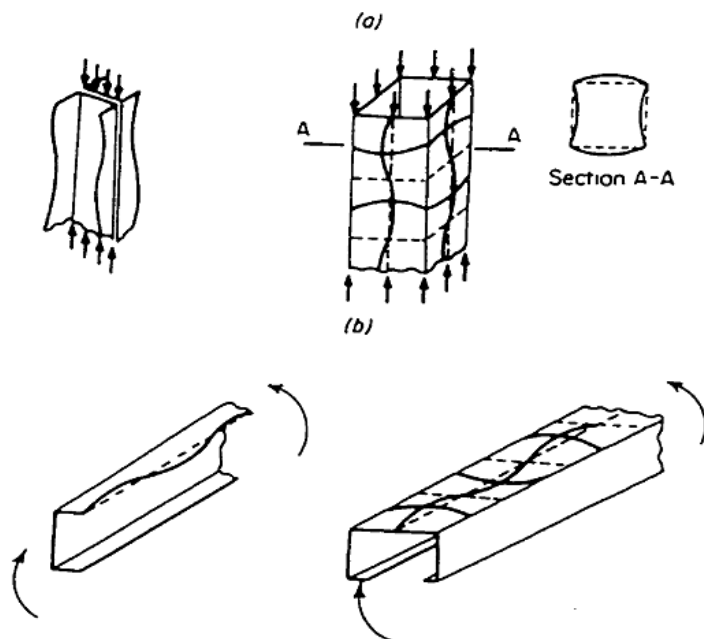


Figure 2.11 (Harraq, 1999)

a) Voilement des parois des colonnes en compression

b) Voilement des semelles comprimées de poutres

Ce type de mode d'instabilité des parois produit une perte prématurée de rigidité de la colonne, comme le montre la figure 2.12, où le point V indique le début du phénomène qui commence bien avant la plastification. De plus, on peut remarquer que le début de la plastification P est très proche du point de la charge ultime U, ce qui se traduit par la présence d'une faible réserve de la résistance confirmant ainsi le critère de Von Karman pour la ruine des plaques.

Il faut souligner aussi que le voilement correspond à des longueurs de demi ondes relativement courtes. Dans le sens longitudinal, le voilement se produit généralement suivant une loi sinusoïdale voir la figure 2.12. L'affaiblissement de la rigidité de la colonne peut être modélisé en considérant une section réduite du profil au lieu de sa section pleine. Cette section réduite est nommée section "efficace" et elle est obtenue en considérant les "largeurs efficaces" des parois.

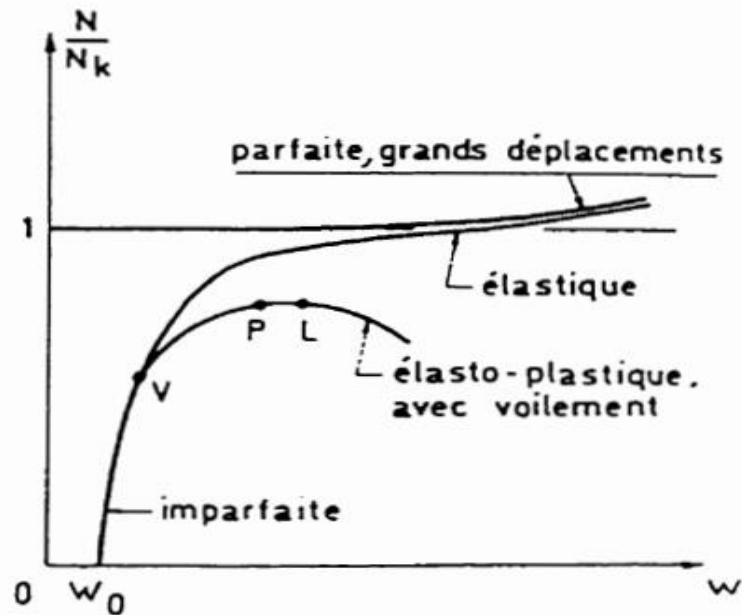


Figure 2.12 Comportement des colonnes métalliques constituées par des profilés à parois minces (Harraq, 1999)

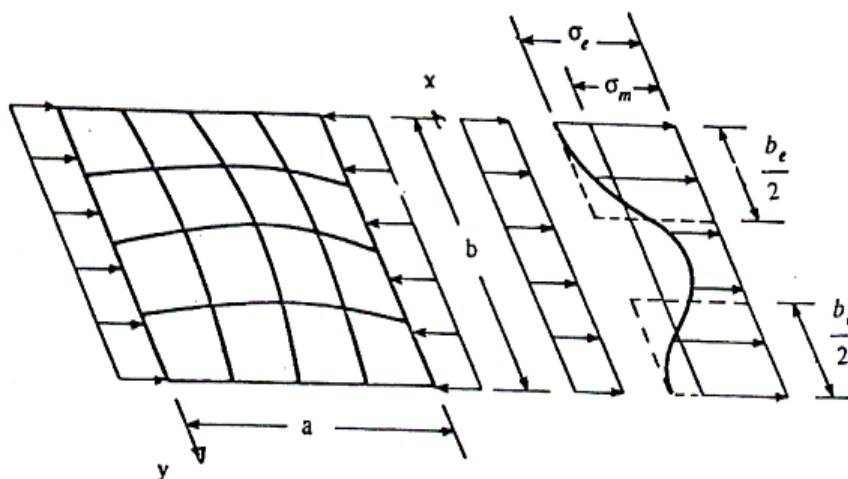


Figure 2.12 Section efficace d'une paroi en compression (Harraq, 1999)

Le voilement est pris en compte dans les règlements de calcul en utilisant le principe de la largeur effective proposé par Von Karman pour la première fois en 1932, de remplacer la plaque initiale de largeur « b » par une autre plaque de largeur effective « b_e » inférieure à « b » et soumise à une contrainte uniforme « σ_e », où Von Karman a considéré que la contrainte critique de la plaque voilée est égale à la contrainte limite d'élasticité « σ_e »:

$$\sigma_e = \frac{k \cdot \pi^2 \cdot E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_e}\right)^2 = \sigma_{crv,b_e} \quad (2.1)$$

Et pour la plaque réelle, on a :

$$\sigma_{crv} = \frac{k \cdot \pi^2 \cdot E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = \sigma_{crv,b_e} \quad (2.2)$$

Où E est le module de Young, ν est le coefficient de Poisson, t est l'épaisseur de l'élément, b sa largeur et k son coefficient de voilement qui dépend des conditions aux limites et de chargement de l'élément.

Le rapport des deux équations (2.1) et (2.2) nous donne :

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{crv}}{\sigma_e}} \quad (2.3)$$

Ce rapport de largeurs peut aussi être exprimé en fonction de l'élancement suivant :

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\sigma_e}{\sigma_{crv}}} \quad (2.4)$$

On obtient alors :

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \quad (2.5)$$

Le concept décrit ci-dessus est applicable à l'état de ruine et porte le nom de largeur effective de contrainte car il est associé à la contrainte maximale de la plaque « σ_e ».

2.4.2 Instabilité distorsionnelle

L'instabilité distorsionnelle induit des déplacements et des rotations au niveau des les lignes d'intersection des plaques voir l'exemple dans la figure 2.13 pour la section en C. Elle se caractérise par la déformation d'une partie de la section accompagnée d'un déplacement en mode rigide de l'autre partie. La longueur d'onde de flambement par distorsion est généralement comprise entre celle de voilement local et le flambement global. Les règles de calcul existant ne traitent pas explicitement le mode distorsionnel. C'est un mode mal maîtrisé et qui suscite plus d'attention.

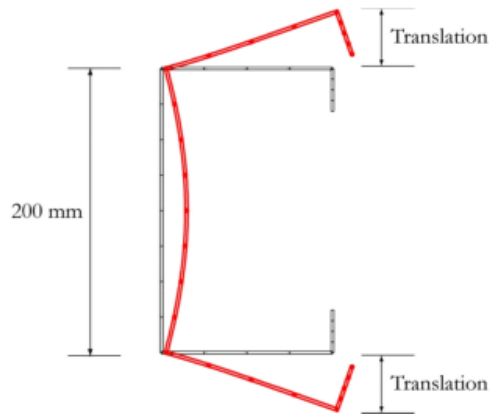


Figure 2.13 Instabilité distorsionnelle d'une section en C uniformément comprimée (DJAFOUR, 2007)

2.4.3 Instabilité global

Le flambement global comprend les phénomènes de flambement d'Euler et flexionnel-torsionnel du poteau et latéral de la poutre; les sections dans le flambement global se déplacent comme des corps rigides sans aucune distorsion et l'onde de flambement global est la plus longue par rapport aux deux autres modes de flambement précédents (figure 2.14). Ce type de mode est largement maîtrisé en théorie en considérant les équations de stabilité globale des colonnes.

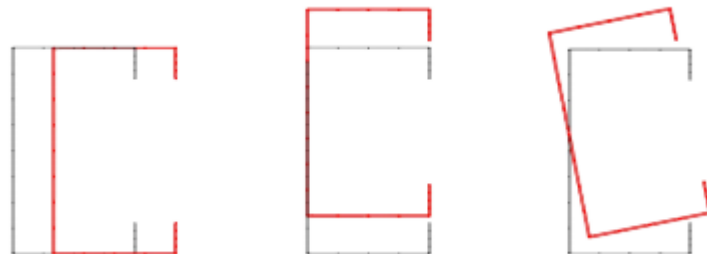


Figure 2.14 flambement global d'une section en C (DJAFOUR, 2007)

2.4.4 Interaction des modes d'instabilité

Les instabilités globales et distorsionnelles peuvent interagir à certaines longueurs, ce qui peut rendre difficile l'identification des instabilités Eulériennes dans des analyses par la MEF ou par la MBF. Les conditions aux limites ainsi que les états de raidissage peuvent également compliquer les analyses numériques.

les modes d'instabilités sont reliés aux catégories de barres :

- les barres courtes : où l'instabilité locale est prépondérante.
- les barres moyennes : où les modes d'instabilité entrent en interaction
- les barres longues : où l'instabilité globale domine.

2.5 Conclusion

Le mode de fabrication des profilés minces leur confère des particularités qui seront très avantageuses dans leur utilisation dans la construction en prenant en considération leurs trois modes d'instabilités de base, le local, le distorsionnel et le global, Les charges critiques de ces modes sont des données importantes dans la procédure de dimensionnement mais leur calcul peut être problématique, surtout pour des sections à formes complexes.

Dans le chapitre suivant, on va mener une recherche bibliographique sur les travaux théoriques et expérimentales sur la stabilité des colonnes composées afin de comprendre leur comportement.

Chapitre 3 : Revue de la littérature

3.1 Introduction

Dans le passé, certaines recherches théoriques et expérimentales sur la stabilité des colonnes composées ont été menées afin de comprendre leur comportement. Une grande partie de ces travaux a été réalisée en se référant aux théories établies en utilisant les profilés laminés à chaud. Les recherches récentes disponibles sur les poteaux composés CFS sont rares et principalement axées sur des sections composées simples. Dans ce chapitre on va essayer de donner un aperçu historique sur les recherches disponibles sur les colonnes composées CFS, les études expérimentales et numériques menées dans ce domaine, y compris les méthodes de conception actuelles et les limitations associées aux colonnes minces en acier formées à froid en général.

3.2 Conception des colonnes d'acier formées à froid

3.2.1 Méthodes de conception actuelles

Les méthodes de conception actuelles décrites dans les normes de conception pour l'acier formé à froid englobent la méthode de la largeur effective (EWM) et la méthode de résistance directe (DSM). Dans la méthode EWM, la procédure repose sur la détermination de la section effective qui, généralement passe par des calculs longs, fastidieux et complexes. De plus, dans cette méthode, l'interaction entre les éléments de la section transversale n'est pas prise en compte et certains modes d'instabilité comme celui distortionnel n'est pas pris en compte. La méthode DSM a été proposée et développée pour surmonter les limitations de la méthode EWM. Cette méthode, de nature semi empirique et simple d'utilisation, repose sur la détermination des caractéristiques de stabilité élastiques et prend en compte l'interaction entre les différents éléments de la section transversale des profilés.

Certains chercheurs ont essayé, dans leurs travaux, de comparer les méthodes EWM et la DSM pour des données précises, ils ont découvert que cette dernière prédit mieux la résistance et le comportement, en particulier pour les profilés de grandes longueurs.

(B. Young et Rasmussen 1998) ont mené une série d'essais sur les profilés en C simplement appuyés. Le programme d'essai comprenait deux séries de profilés en C de largeurs d'âmes de 36 mm et 48 mm et d'une épaisseur de 1,5 mm. La longueur de ces colonnes variait de 280 mm à 3000 mm. A la base des résultats des tests de (B. Young et Rasmussen 1998), (B. Young et Yan 2002) ont présenté une conception et une étude numérique sur les profilés en C. Les résultats calculés à l'aide de l'EWM pour des épaisseurs de 6,0 mm ont été conservateurs pour les longues colonnes, mais non conservateurs pour les plus courts profilés. En outre, ils ont également noté, pour des épaisseurs de 1,5 mm, que l'EWM n'était pas conservateur pour les profilés longues de 1,5 mm d'épaisseur et les profilés courtes de 6 mm d'épaisseur.

(Yan et Young 2002) ont mené une enquête plus approfondie sur les méthodes EWM et la DSM. Ils ont conclu que les résistances de conception prédites par la méthode EWM de l'AISI ne sont généralement pas conservatrices pour les profilés en C avec raidisseurs complexes. Les modes de d'instabilité observés sont généralement en accord avec les modes observés dans les tests pour les colonnes longues, ce qui n'est pas le cas pour les colonnes courtes et intermédiaires.

La DSM est généralement plus précise que l'EWM. Contrairement à l'EWM, la DSM prend en charge les interactions entre les modes de flambement local et global, distortionnel et global, ainsi que le flambement uniquement distortionnel.

(B W Schafer, 2002) a évalué et proposé une méthode de conception pour les profilés formés à froid à l'aide de données expérimentales issues de plusieurs études portant sur des sections en C et Z avec des raidisseurs à 90° simplement appuyées. La géométrie des sections testées couvrait une grande variété de dimensions. La comparaison entre les résultats obtenus par l'approche DSM et ceux expérimentaux a montré que l'interaction entre les modes local et global est bien établie, l'interaction entre les modes local et distorsionnel n'est pas significative, mais l'interaction distortionnelle et globale est incertaine. Néanmoins, il a proposé d'inclure cette interaction dans la conception des colonnes.

Plus tard, (Benjamin W Schafer, 2008) a examiné le développement et les progrès actuels de la DSM pour la conception d'éléments en acier formés à froid pour les poutres et les colonnes. Après son étude comparative entre la DSM et EWM, il a conclu que l'EWM n'est pas conservatrice pour la colonne en C lorsque l'élancement de l'âme augmente. De plus, selon son analyse, la fiabilité de la DSM était meilleure que celle de l'EWM, due

essentiellement à ce que l'EWM ne prend pas en compte les états limites d'instabilité distorsionnelle contrairement à la DSM.

(Kwon, Kim, et Hancock 2009) ont testé les profilés en C avec et sans raidisseurs. À partir de leur étude, ils ont trouvé qu'il existait une interaction claire entre les modes local et distorsionnel pour les longueurs intermédiaires, et une interaction entre les modes local et global pour les colonnes longues. En outre, dans leur étude, ils ont constaté que la DSM était sécuritaire dans la prévision de la résistance nominale lors de l'interaction entre les modes local et global.

Ces études ont bien montré que l'interaction des modes d'instabilité est apparente dans le comportement des colonnes en acier formées à froid. Par conséquent, la DSM, qui prend en compte l'interaction du flambement, est une méthode de conception alternative viable pour la conception des profilés formés à froid. Malgré ses avantages, la DSM présente des limites majeures, notamment les dispositions relatives au cisaillement, et l'augmentation de la résistance due au formage à froid, ainsi qu'à un nombre limité de membres pré-qualifiés.

3.2.2 Limites de la méthode de résistance directe (DSM)

(Megnounif, Djafour, Belarbi, & Kerdal, 2008) ont proposé des procédures de conception permettant de prédire la résistance ultime des colonnes en acier formées à froid, basées sur l'approche de la largeur effective par Eurocode et la DSM. Dans leur étude, ils ont proposé plusieurs approches de conception.

Leur proposition pour l'EWM comprenait:

- (i) L'approche (EC3-1) avec des coefficients de voilement K pris égaux à 4.0 pour l'âme et 0.43 pour la semelle.
- (ii) L'approche (EC3-2) au lieu d'utiliser des valeurs de $k=4.0$ pour l'âme et $k=0.43$ pour la semelle pour le calcul du coefficient, les coefficients de voilement sont déterminés de l'équation :

$$K_{\sigma} = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_E} = \sigma_{cr} \frac{12(1-\nu^2)(b/t)^2}{\pi^2 E} \quad (3.1)$$

Pour les propositions DSM :

- (i) Approche (DSM-1), la charge de voilement local est calculée en utilisant la méthode classique d'élément. (calcul manuel)

- (ii) Approche (DSM-2), les expressions semi empiriques sont utilisées pour prédire la charge de voilement.
- (iii) Approche (DSM-3), la charge critique élastique distorsionnelle est proposée.
- (iv) Approche (DSM-4), la charge critique élastique est calculée en utilisant la méthode proposée des spline bandes finies composée.

La comparaison a été faite entre les résultats expérimentaux et les approches proposés. Pour les approches basées sur la méthode de la résistance directe, les résultats obtenus diffèrent légèrement des résultats expérimentaux et ceci pour les quatre cas considérés. Cette comparaison a montré aussi que le voilement local expérimental se rapproche des prédictions de la DSM alors que le flambement global dévie légèrement de la courbe de flambement de la DSM. Les approches basées sur la méthode de la largeur effective donnent de bons résultats. Ils ont conclu que l'efficacité de ces méthodes nécessite d'autres données expérimentales.

(Macdonald, Heiyantuduwa, & Rhodes, 2008) ont indiqué que la DSM a été développé à l'origine avec l'idée que la résistance à l'instabilité initiale de toute section transversale soit facilement réalisable par des moyens numériques. En outre, ils ont déclaré que pour la méthode développée le résultat n'était approximatif que pour les sections simples. Ils ont conclu que la méthode des bandes finies ne convient que pour la détermination des charges critiques d'éléments structuraux de section constante. Par conséquent, des recherches supplémentaires sont nécessaires pour permettre son utilisation sur des colonnes composées avec des sections transversales non constantes sur toute la longueur, telles que des colonnes composées ouvertes en C avec et sans espacement. Étant donné que le logiciel CUFSM est basé sur la méthode des bandes finies, il est nécessaire d'améliorer l'analyse des colonnes composées ouvertes en C avec ou sans espacement à l'aide du CUFSM.

Le guide de conception DSM propose deux modèles pour analyser les charges critiques du flambement élastique (AISI 2006, 54-55) de colonnes composées à l'aide du CUFSM. ils sont:

- (i) Modéliser la colonne composée en une section transversale de forme I.
- (ii) En modélisant la colonne composée en C comme une colonne individuelle en prenant les valeurs requises en tant que deux fois celle de la colonne en C.

À partir de ces deux modèles, le modèle (i) donne la limite supérieure des résistances au flambement élastique calculées, tandis que le modèle (ii) indique la limite inférieure des

résistances au flambement calculées. Par conséquent, il reste encore des améliorations à apporter à la modélisation des colonnes composées à l'aide du CUFSM.

(B. Young & Chen, 2008) en utilisant CUFSM ont étudié l'application de la méthode spline bande finies sur les colonnes composées. Dans leur étude, ils ont utilisé trois approches, comme suit:

- (i) Modéliser comme deux fois sa section individuelle.
- (ii) Modéliser deux fois une section individuelle avec des conditions prévu aux emplacements du boulon.
- (iii) Modéliser la section en contact avec une épaisseur de deux fois où les boulons se produisent.

Les résultats ont montré que le modèle (i) a une prévision conservatrice de la résistance de la colonne, tandis que les modèles (ii) et (iii) ont une prévision non conservatrice. Cela est dû au fait que les modèles (ii) et (iii) sont tous les deux connectés de manière plus rigide qu'une colonne composée actuelle qui est connectée uniquement à des emplacements distincts le long de la colonne. Ces modèles ne permettent pas bien de prédire la résistance des colonnes composées, car le CUFSM est uniquement capable de prédire les profilés avec une section transversale constante sur toute sa longueur. Ainsi, les modèles proposés par (B. Young & Chen, 2008) n'étaient que des approximations. Il est évident qu'il est nécessaire de poursuivre les investigations.

(J. H. Zhang & Young, 2012) ont poursuivi l'amélioration de leurs approches proposées. Ils ont introduit l'épaisseur de contact pour tenir compte de l'épaisseur de l'élément en contact. Dans leur étude, l'épaisseur de contact est de 1, 1.2, 1.5 et 2 fois l'épaisseur de la section du profilé, le calcul de la résistance d'une colonne composée sigma (forme I) a été analysée en utilisant le CUFSM. Ils ont démontré que la méthode de la résistance directe peut être utilisée pour la conception de colonnes composées de sections ouvertes en acier formé à froid en forme de I. les résultats obtenus par la $PDSM_{1,2t}$ sont généralement conservateurs et fiables, et les charges de conception $PDSM_{1t}$, sont légèrement plus conservatrices et également fiables. Les charges de conception $PDSM_{1,5t}$ sont légèrement peu conservatrices mais fiables. Les forces de conception $PDSM_{2t}$, sont légèrement conservatrices mais fiables. Par conséquent, des études supplémentaires sont nécessaires pour déterminer les résistances au flambement élastique des sections colonnes composées avec une épaisseur de contact en utilisant le CUFSM.

3.3 Colonne composée

Actuellement, deux méthodes de base pour la conception des profils en acier formés à froid sont disponibles dans les spécifications nord américain, à savoir la méthode de la largeur efficace (EWM) et la méthode de la résistance directe (DSM). Cependant, la seule méthode officiellement disponible pour les colonnes composées formés à froid est la méthode largeur effective, qui spécifie le taux d'élancement modifié.

Au cours des dernières décennies, de nombreux chercheurs ont étudié la résistance à la compression des colonnes composées. Les recommandations de conception et les méthodes de calcul de la résistance à la compression des colonnes composées étaient basées sur l'approche proposée par (Engesser, 1891) qui a effectué la première étude théorique importante des colonnes à étrésillons. Il a pu proposer l'expression d'un élancement équivalent d'une colonne à étrésillons. Beaucoup de chercheurs dans cette période ont pu établir une expression de la charge critique en supposant différentes hypothèses., comme (Muller-Breslau, 1910), (Timoshenko, 1934), (Pippard, 1948)(Pippard 1948) et (Bleich, 1952)...

En faisant une analogie avec les portiques à plusieurs étages et une seule travée, (Salem, 1973), a montré que la charge critique est du même ordre que celle des colonnes à étrésillons calculée par Timoshenko en tenant compte de la déformation axiale dans les colonnes des portiques et en choisissant une longueur de l'étrésillon très petite devant la hauteur de l'étage.

(Porter and Williams, 1978), ont présenté une méthode de calcul élastique exacte pour la détermination de la charge critique d'une colonne à étrésillons. En considérant la colonne à étrésillon comme un ensemble de panneaux liés rigidement et en utilisant les fonctions de stabilité.

(Gjelsvik, 1990) a pu présenter une extension de la méthode d'Engesser et de la théorie de Timoshenko pour les poutres où il a traité les deux éléments de profilés comme de simples poutres connectées par un panneau de cisaillement fictif qui simule l'âme de la colonne.

(Paul, 1995) a généralisé la théorie de Gjelsvik en supposant que l'âme de connexion est susceptible de reprendre des efforts de flexion en plus de ceux de cisaillement. Il l'a alors modélisée par une poutre de Timoshenko qui se déforme en flexion et en cisaillement. Cette nouvelle théorie permet, en outre, d'envisager la connexion de l'âme équivalente avec les membrures ailleurs qu'au niveau des lignes moyennes de ces dernières.

La popularité croissante d'utilisation de ces sections conduit, actuellement à des problèmes de conception complexes à cause de la déformation caractéristique interactive des membres composés sous une charge, et aussi leurs potentiels de développement d'instabilité importante de formes différentes (locales, globales, ou distorsionnelles). Afin de tenir compte de ces types d'instabilité, une nouvelle méthode a été développée par (B W Schafer & Peköz, 1998) appelée « méthode de la résistance directe » (DSM) et dans laquelle, les capacités portantes nominales vis-à-vis des trois types d'instabilité sont estimées directement à partir des forces critiques élastiques correspondantes calculées pour la section entière. Cette méthode, vue sa simplicité, commence à être utilisée de plus en plus pour calculer la charge ultime des éléments en acier formés à froid car elle permet d'éviter les longs calculs des largeurs efficaces. Elle a été approuvée par le comité AISI (2001) de la réglementation et a été introduite dans le code nord-américain AISI (2004-b) pour la conception des éléments en acier formés à froid.

Les spécifications AISI sont indiquées dans la section C4.5 deux critères importants pour la conception des colonnes composées:

- (i) l'élanement modifié
- (ii) l'exigence d'assemblage d'éléments de connexion (étrésillons)

Le coefficient d'élanement modifié a été introduit pour prendre en compte les effets des forces de cisaillement induites entre les fixations sur la contrainte de flambement (AISI 2002c, 83).

3.3.1 Elancement modifié

Selon les commentaires sur les spécifications nord-américaines AISI (AISI 2002b, 98-99), le facteur d'élanement modifié est utilisé dans d'autres normes relatives à l'acier, notamment dans la norme de conception d'acier laminé à chaud, telle que la spécification AISC (American Iron and Steel Construction).

L'étude sur le coefficient d'élanement modifié pour la colonne composée a commencé dès 1952, lorsque (Bleich, 1952) a proposé un critère analytique pour modifier le coefficient d'élanement général des colonnes à étrésillons (Aslani & Goel, 1991). Toutefois, l'équation proposée était limitée aux colonnes à étrésillons laminés à chaud avec des conditions d'extrémité articulée. La modification de l'élanement a suscité un grand intérêt lorsqu'elle a

été introduite pour la première fois dans les normes de conception pour l'acier laminé à chaud dans la spécification AISC de 1986 (Whittle & Ramseyer, 2009)

(Liu, Lue, & Lin, 2009) ont étudié plus en détail les colonnes composées laminées à chaud avec divers taux d'élançement ou dispositions utilisées dans les codes américains (AISC-ASD et AISC-LRFD), australiens (AS4100) et Code canadien (CSA S16-01). Ils ont constaté que l'effet de l'espacement des fixations sur la résistance des colonnes composées formées est apparent. Leur étude a montré que plus l'espacement des attaches est grand, plus la résistance de la colonne construite est faible. Ils ont également constaté que l'exigence de la norme de conception selon laquelle le coefficient d'élançement des composants ne dépasse pas les trois quarts du taux d'élançement actuel des colonnes construites semble justifiée. Dans l'ensemble, leur étude a conclu que le coefficient d'élançement modifié pour les calculs de colonnes composées laminées à chaud est raisonnablement applicable.

Les études réalisées sur les éléments de construction laminés à chaud constituent la base de la conception des éléments de construction en acier formés à froid. Cependant, les caractéristiques de l'acier laminé à chaud sont très différentes de celles de l'acier formé à froid. Ce n'est qu'en 2005 que l'élançement modifié pour les colonnes composées formées à froid a été étudié expérimentalement.

(Stone & LaBoube, 2005) et (Lue, Yen, & Liu, 2006), ont mené des enquêtes d'évaluation du comportement des colonnes composées en acier formées à froid et de vérification expérimentale directe de la fiabilité de la méthodologie de conception AISI actuelle pour les éléments en acier formé à froid (la modification d'élançement). À la suite de l'enquête, ils ont conclu que l'élançement modifié était conservateur pour la conception de colonnes composées avec parois épaisses, alors qu'il était en moyenne conservateur pour les colonnes composées avec parois minces.

Les codes et spécifications introduit l'utilisation d'élançement modifiée pour les colonnes composées dans la méthode EWM. Plus tard, la DSM est assistée par le logiciel CUFSM, aussi le guide de conception de la méthode résistance directe est introduit dans (AISI 2006).

La présente enquête fournit une vérification expérimentale directe de l'élançement d'une colonne par rapport à sa formule spécifié dans le LRFD. (Lue et al., 2006), ont réalisé des essais expérimentaux sur les colonnes composées en section-U ouverte. Une étude

paramétrique couvrant différents rapports globaux et individuels d'élanement a été effectuée pour comparer avec les charges de flambement mesurées. La comparaison des points forts de conception calculés sur la base des codes de conception primaires de AISC- ASD, AISC-LRFD , AS- 4100 , et CSA S16 a également été faite . Cette étude valide les équations de code spécifiques avec les résultats des tests et offre une directive plus claire sur leur utilisation pour les ingénieurs.

(Whittle & Ramseyer, 2009), avait comme objectif principal de trouver des capacités maximales de flambement pour une variété d'étrésillons afin de déterminer l'exactitude des méthodes de conception de l'AISI 2007 (description pour les colonnes composées). Ils ont suggéré que, lorsque les dispositions de l'emplacement et le nombre de pièces jointes intermédiaires par soudure de colonnes composées étaient respectées, le taux d'élanement modifié est conservateur pour les colonnes composées de petites largeurs, de plus grandes longueurs et de sections épaisses. Leur étude a conclu que la force de calcul moyenne calculée à l'aide du coefficient d'élanement modifié est très conservatrice. En outre, les effets des caractéristiques des colonnes composées, comme l'épaisseur de l'élément, sa géométrie, la longueur de la colonne, l'emplacement et le nombre d'étrésillons ont été explorés afin d'obtenir un large éventail de données expérimentales qui pourraient représenter de manière plus approfondie le comportement des colonnes composées de section-C en compression. Plus de 150 essais expérimentaux ont été menés en compression sur des colonnes composées de section C ouverte soudée, les résultats trouvés ont été comparés aux capacités de flambement théoriques basées sur le C4.5 élanement modifié de la section. L'utilisation de l'élanement modifiée est plus conservatrice pour les longues et épaisses colonnes.

Après plusieurs recherches sur l'élanement modifié, les résultats montrent que le coefficient d'élanement modifié ne peut pas être complètement applicable aux colonnes composées en acier formé froid. Par conséquent, il est nécessaire d'évaluer les exigences de conception des colonnes composées.

3.3.2 L'exigence d'assemblage d'éléments de connexion (étrésillons)

Les étrésillons sont des éléments importants d'une colonne composée. La norme de conception spécifie les exigences relatives à l'assemblage par des éléments de connexion lorsque le coefficient d'élanement maximal ne doit pas dépasser la moitié des colonnes individuelles d'une colonne composée, c.-à-d.

$$\frac{s}{r_y} \leq 0.5 \left(\frac{KL}{r} \right)_0 \quad (3.2)$$

(Sherman & Yura, 1998) ont mené des recherches expérimentales pour déterminer le nombre de connecteurs intermédiaires nécessaires sur les éléments constitués laminés à chaud. Le nombre de boulons intermédiaires nécessaires pour les éléments de compression construits à double angle variait selon les normes de conception en acier. Ils ont effectué onze tests élastiques et un test inélastique des éléments à double angle à échelle complète avec des assemblages d'extrémité boulonnés. Les résultats ont montré que la prévention du glissement par cisaillement dans la connexion d'extrémité est le facteur le plus important dans le développement de la capacité du membre construit. Les résultats des tests ont montré aussi une tendance à l'augmentation de la capacité avec un nombre croissant de connecteurs intermédiaires et le serrage des boulons intermédiaires. Cela a permis de vérifier les critères de spécification AISC. Cependant, à leur avis, les augmentations dues aux connecteurs supplémentaires ne sont pas importantes et la valeur unique prédite par l'Eurocode 3 a été jugée raisonnable. Pour le cas considéré, l'Eurocode 3 nécessiterait quatorze connecteurs intermédiaires, tandis que les tests montraient une augmentation faible de la résistance lorsque le nombre de connecteurs passait de 2 à 5. La spécification AISC E.4 autorisait aussi peu que deux connecteurs intermédiaires sur les sections testées. Avec les cinq connecteurs intermédiaires, les tests et la spécification AISC indiquent que la résistance totale au flambement élastique du membre est essentiellement obtenue

(Tang & Ma, 2005) ont étudié numériquement à l'aide du programme d'éléments finis ANSYS le comportement des colonnes composées formées à froid en C boulonnées. Ils ont constaté que la résistance des colonnes composées diminuait lorsque l'espacement des boulons dans le sens longitudinal était supérieur à la moitié de la longueur de la travée. La résistance des colonnes composées était deux fois que celle des colonnes individuelles lorsque les boulons de la colonne composée étaient efficaces. Lorsque la largeur effective de l'âme était inférieure à 2/3 fois sa hauteur, un voilement local peut se produire avant le flambement global de la colonne composée et la résistance au flambement est profondément influencée par l'espacement vertical des boulons dans le sens vertical. La résistance de la colonne construite est très influencée par les jointes intermédiaires situées entre les colonnes en C.

(eyes, W., 2011) ont étudié le comportement des colonnes composées formées à froid fermées et reliées au moyen de soudures. Ils se sont concentrés sur l'effet de l'épaisseur des éléments et de l'espacement des joints de soudure sur le comportement des poteaux composés

fermés. Ils ont testé 48 profilés au total, tous d'une longueur de 900 mm, avec un espacement de soudure de 100 mm, 300 mm, 600 mm et 900 mm. Leur étude a conclu que, dans les colonnes composées d'éléments plus épais, il n'était pas nécessaire d'utiliser un coefficient d'élanement modifié pour calculer la résistance de calcul. En outre, ils ont souligné que l'effet de l'espacement des soudures sur la résistance des éléments assemblés n'était pas apparent pour les éprouvettes dont l'espacement des fixations était inférieur à 600 mm.

Ces études ont montré que le but de limitation d'élanement d'une colonne individuelle de la colonne composée est d'éviter les interactions des modes. Ainsi, il est évident que les assemblages intermédiaires sont importants pour les colonnes composées. Cependant, l'espacement maximum autorisé suggéré par la norme de conception peut être restrictif et conservateur. Par conséquent, une étude plus poussée des exigences relatives aux assemblages intermédiaires est nécessaire.

3.4 Colonne à étrésillon

La colonne à étrésillons est similaire aux colonnes composées, mais sa rigidité latérale reste supérieure à celle des colonnes individuelles en raison de la plus grande section transversale. Les codes de conception actuels ne fournissent pas de méthodes complètes pour concevoir de telles colonnes avec une section transversale complexe. Pour cette raison, les concepteurs ont généralement recours à des hypothèses prudentes pour concevoir des colonnes à étrésillons. Il est courant de le concevoir en supposant que la colonne agit comme deux colonnes individuelles sans modifier le coefficient d'élanement. Cependant, cette approche peut ne pas refléter le comportement réel de la colonne à étrésillons.

Historiquement, (Engesser, 1891) a été le premier qui a effectué sa première étude théorique importante des colonnes à étrésillons. Il a pu proposer l'expression d'un élanement équivalent d'une colonne à étrésillons.

(Muller-Breslau, 1910) a montré que lorsque le nombre de panneaux est supérieur à 4 et que les étrésillons sont suffisamment rigides, alors la colonne se comporte comme une colonne pleine.

(Timoshenko, 1934), il a pris en considération les hypothèses d'Engesser, il a démontré que la déformée d'un élément de profilé entre deux étrésillons a un point d'inflexion au milieu d'un panneau. En tenant compte de l'effort tranchant, la flexion des étrésillons et des membrures, il a établi une expression de la charge critique de la colonne composée.

(Pippard, 1948) a développé une méthode des colonnes à étrésillons en considérant les hypothèses d'Engesser et d'autres qui sont citées comme suit : les semelles de profilés qui sont connectées aux étrésillons peuvent être considérées comme connectées par une âme fictive continue qui impose des restraints de flexion continues au profilé sans transmettre de contraintes le long de l'axe de la colonne.

(Bleich, 1952) a établi une expression de la charge critique en utilisant la méthode énergétique et en supposant que la déformée de la colonne est de type sinusoïdal et que la déformée d'un élément de profilé entre deux étrésillons présente un point d'inflexion au milieu du panneau.

La première solution théorique à voir le problème comme deux éléments connectés, et non comme une seule colonne a été proposé par (Johnston, 1971), où il a étudié l'effet des plaques rigides attachées aux extrémités d'une colonne à étrésillons qui se caractérise par le fait que la liaison entre l'étrésillon et l'élément de profilé est une articulation.

(Niazi, 1993), a fait une comparaison entre la méthode de l'élanement équivalent existante dans les différents codes pour le calcul des colonnes à étrésillons et la méthode de calcul au second ordre par rapport aux simulations numériques faites par le programme FINELG à base d'éléments finis non linéaire. Il a conclu que les essais effectués sur les colonnes à étrésillons composées de profilés minces formés à froid, montrent que les mécanismes de ruine observés sont similaires à ceux qu'on observe pour les colonnes composées laminés à chaud. Pour les colonnes à étrésillons composées de profilés formés à froid, la méthode du second ordre (qui est celle utilisée dans l'Eurocode) se montre légèrement insécuritaire.

(Salem, A. H., El aghoury, M., Hassan, S. K. 2004) ont présenté une approche analytique permettant de surveiller le comportement des poteaux composés de section C reliés entre eux par des étrésillons. Les détails des étrésillons, les conditions limites et les dimensions des boulons couvrent un large éventail de cas et répondent également aux exigences AISI, AISC et Eurocode. Cependant, l'espacement entre les étrésillons est élargi au-delà de la limite définie dans les normes de conception afin de tester leurs comportements et leurs résistances. Les résultats ont montré que la résistance diminue quand l'espacement entre deux profilés augmentent, pour les colonnes comportant le même nombre de joint intermédiaires et d'élanement d'élément de membre.

(Georgieva, Schueremans, Pyl, & Vandewalle, 2012) ont étudié des colonnes composées de sections complexes en Z. Leur étude a proposé plusieurs hypothèses pour concevoir les colonnes composées en Z, vue la difficulté des propriétés des sections complexes. Ils ont souligné que les prévisions de résistance utilisant les spécifications nord-américaines et les Eurocodes donnent des résultats conservateurs par rapport aux résultats des tests réels. L'effet bénéfique de connexion de deux sections en Z ne se reflète pas dans la prévision de la résistance selon les normes de conception actuelle. Par conséquent, la prédiction de la charge critique repose fortement sur les hypothèses retenues. Ceci est également vrai pour la colonne à étrésillons car la section de la colonne est complexe et n'est pas constante sur toute la longueur de la colonne. Il est donc difficile de calculer ses propriétés de section.

(Ting & Huon, 2013), a fin d'évaluer le comportement des colonnes composées, cette recherche examine les paramètres qui sont associés à la performance de la structure. Ceux-ci incluent l'espacement des fixations, section transversale de la colonne et longueur de la colonne. La portée des travaux entrepris pour étudier ces paramètres qui implique des recherches expérimentales, la modélisation par éléments finis, et l'évaluation de la conception. Les résultats montrent que la résistance de la colonne composée de profilé en C ouvert avec espacement est plus grande que sans espacement. Cependant, pour les spécimens avec grandes sections transversales la capacité de tous les testés des colonnes composées avec espacement diminues à cause du changement du mode de ruine. Les résultats trouvés par le modèle éléments finis sont bien corrélées avec la charge ultime et le comportement des colonnes testés. Les méthodes de conception actuelles, EWM et DSM, sont conservateurs pour prédire la capacité des colonnes à étrésillons en acier formé à froid, en particulier lorsque l'espacement des fixations dépasse les exigences d'espacement la section C4.5 des spécifications AISI Edition 2001. Le taux d'élancement modifié de la section C4.5 est plus conservatrice pour les colonnes plus longues que la plus courte .

3.5 Etude numérique

Parmi les méthodes numériques utilisables en calcul de structures, la méthode de calcul des éléments finis est largement utilisée pour l'analyse des structures métalliques. L'expérience actuelle de ce type de calcul permet d'affirmer que cette méthode se révèle particulièrement bien adaptée pour mieux prévoir et mieux comprendre le comportement incompréhensible du flambement. Le développement de la puissance de calcul des nouveaux ordinateurs et des nouveaux logiciels de calcul par E.F. permet l'utilisation de cette méthode relativement

simple. Il existe de nombreux logiciels d'éléments finis, tels que ANSYS, ABAQUS, LUSAS, etc., disponibles dans le commerce sur le marché.

(B. and J. T. Y. Young, 2000) ont mené des recherches sur la résistance et le comportement de colonnes en C formées à froid. Dans leurs recherches, un modèle d'éléments finis a été mis au point pour étudier le comportement et les forces des colonnes en C formées à froid en utilisant le logiciel ABAQUS. Les charges ultimes et les modes d'instabilité obtenus ont été vérifiés par rapport aux tests sur colonne menés par (Young, B., & Rasmussen, 1998; B. Young & Rasmussen, 1998). La simulation numérique comportait deux étapes. Dans la première étape, une analyse de flambement élastique à valeur propre a été réalisée sur une géométrie "parfaite" afin d'établir les modes de flambement probables de la colonne. Dans la deuxième étape, une analyse non linéaire a été réalisée en incorporant des non-linéarités géométriques et des non-linéarités matérielles en utilisant la méthode de Riks modifiée pour obtenir les modes d'instabilité et la charge critique et de la colonne. Dans leurs recherches, les résultats par éléments finis étaient généralement en bon accord avec les résultats du test. Ainsi, les éléments de type « Shell » conviennent pour simuler le comportement des profilés formés à froid.

(BAKKER, M. C. M. et PEKÖZ, 2003) se sont concentrés sur les aspects pratiques pour éviter les erreurs dans les solutions d'éléments finis linéaires et non linéaires, et ont donné des suggestions sur la manière de vérifier et de prévenir ces erreurs.

L'objectif principal de l'étude de (Ellobody et Young 2005) était de fournir un modèle efficace à éléments finis pour l'analyse des cornières en acier formées à froid, en tenant compte des imperfections géométriques locales et globales initiales ainsi que des contraintes résiduelles.

(Piyawat, Ramseyer, & Kang, 2011) ont présenté l'étalonnage de modèles d'éléments finis non linéaires pour gérer le comportement en flambement non linéaire de sections en acier formées à froid avec une géométrie instable. Les ensembles d'éléments ANSYS et ABAQUS (ABAQUS, 2007) pour valider et vérifier des tests de flambement expérimentaux approfondis précédemment effectués par l'équipe de recherche des auteurs. Ils développent une équation de capacité de charge axiale pour les sections formées à froid et doublement symétriques avec un nombre suffisant de connexions intermédiaires symétriques.

(Georgieva et al., 2012) ont utilisé la méthode des éléments finis pour but d'obtenir un modèle simple qui peut prédire la capacité globale et le mécanisme des colonnes composées

en Z. Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés. L'étude souligne également les faiblesses des membres et permet aux chercheurs d'apporter des corrections à la géométrie et au type de profils utilisés, afin d'obtenir des colonnes composées à parois minces de meilleure qualité. Ils ont conclu que la complexité du modèle est adéquate pour prédire le mode de flambement, la charge ultime, la rigidité globale et la sensibilité aux imperfections des colonnes composées CFS.

(El Aghoury, M. A., Salem, A. H., Hanna, M. T., & Amoush, 2013) ont étudié les colonnes à étrésillons de quatre cornières égales afin de déterminer sa charge ultime en utilisant un modèle non linéaire en éléments finis. La résistance à la rupture d'éléments diminue avec l'augmentation du rapport largeur - épaisseur, le rapport d'élanement d'une cornière entre les étrésillons, ainsi que la progression de l'ensemble colonne élanement rapport. La comparaison avec les différents codes de conception (AISI-2007 et Eurocode -3) est en bon accord avec les résultats d'éléments finis.

(J.-H. Zhang & Young, 2015) et (Vijayanand & Anbarasu, 2017) ont développé un modèle numérique et vérifié les résultats par rapport à des tests expérimentaux pour des colonnes composées à sections ouvertes formées à froid en C. Ils ont noté qu'un modèle à éléments finis précis et fiable est la clé des études paramétriques, dans lesquelles les non-linéarités géométriques et matérielles du spécimen devraient être incluses dans le modèle.

(Dabaon, Ellobody, & Ramzy, 2015b) ont développé des modèles non linéaires à éléments finis 3D de colonnes à étrésillons en acier profilés à froid de section U, à l'aide du logiciel ABAQUS, simulant les performances structurelles de colonnes composées assemblées avec étrésillons. Les propriétés non linéaires matérielles, les imperfections initiales géométriques locales et globales, les géométries réelles et les conditions aux limites ont été prises en compte dans les modèles. Les modèles d'éléments finis ont été vérifiés par rapport à des résultats de test de la même forme. Les charges ultimes des colonnes, les modes de flambement, les formes déformées lors de la rupture, le déplacement charge-latéral et les relations charge-déformation axiale ont été prédits numériquement et comparés à ceux mesurés expérimentalement par les auteurs.

La comparaison des résultats des tests et des éléments finis a montré qu'il existait un bon accord et que les modèles représentaient avec précision le comportement de flambement complexe des colonnes composées à étrésillons. Les charges critiques prédites à partir des analyses par éléments finis ont été comparées à celles de conception calculées à l'aide des

spécifications Nord-Américaines, Australiennes/Néo-zélandaises et du code Européen Eurocode. En générale, il a été démontré que les spécifications ont donné des résultats non conservateurs pour les profilés de mode de voilement local, alors que les spécifications ont été conservatrices pour les profilés de mode de flambement global.

3.6 Conclusion

La DSM est une méthode de conception alternative viable par rapport à la méthode EWM pour la conception d'éléments en acier formés à froid. Le logiciel disponible gratuitement dans la littérature, CUFSM, est couramment utilisé pour déterminer les solutions de flambement élastique utiles pour la DSM. Cependant, le CUFSM ne permet pas de faire varier la section transversale le long de la longueur. Par conséquent, des hypothèses sont nécessaires pour la détermination du flambement élastique pour les sections complexes telles que les colonnes composées dont la section transversale n'est pas constante sur la longueur. Par conséquent, il est nécessaire de simplifier et d'améliorer l'analyse des colonnes composées à étrésillons ouvertes ou fermées en utilisant le CUFSM.

Les prévisions de conception des colonnes composées en acier formées à froid ont été adoptées à partir des études menées sur les colonnes composées laminées à chaud. Cependant, les caractéristiques de l'acier laminé à chaud sont très différentes de celles de l'acier formé à froid. De plus, la disposition relative à la conception a limité l'espacement maximal autorisé des joints intermédiaires (boulon ou soudure). Tandis, l'espacement maximum autorisé suggéré par la norme de conception peut être restrictif et conservateur

Les codes de conception actuels ne fournissent pas de méthodes complètes pour concevoir une section transversale complexe. La conception des sections complexes telles que les colonnes composées à étrésillons dépend des propriétés de la section transversale des colonnes. Cependant, certaines propriétés de section telles que la constante de déformation et les constantes de torsion ne peuvent pas être calculées avec précision. Des hypothèses ont donc été formulées pour les calculs de conception.

Chapitre 4 : Validation du model numérique

4.1 Introduction

Les outils d'aide à la modélisation devenant de plus en plus perfectionnés, l'utilisation de la méthode des éléments finis s'est largement développée et peut sembler de moins en moins une affaire de spécialistes. Le développement de la puissance de calcul des nouveaux ordinateurs et des nouveaux logiciels de calcul par E.F. permet l'utilisation de cette méthode relativement simple.

Le succès de la méthode d'éléments finis pour la modélisation et l'analyse d'une structure ou autres systèmes d'ingénierie est basé largement sur les procédures de base utilisées. Indifférente au type d'application (structurale, thermique, etc ...), la simulation numérique par la méthode des éléments finis nécessite une information complète du domaine considéré. L'analyse structurale est probablement l'application la plus courante de la méthode des éléments finis.

La méthode de calcul par E.F. est largement utilisée pour l'analyse des structures métalliques. L'expérience actuelle de ce type de calcul permet d'affirmer que cette méthode se révèle particulièrement bien adaptée pour l'étude des phénomènes d'instabilités (flambement) pour des structures à parois minces. L'analyse du flambement est utilisée pour déterminer les charges critiques au cours de laquelle une structure devient instable et le mode de flambement par la forme qui caractérise la réponse du flambement d'une structure.

4.2 Étapes de base de l'analyse par éléments finis (ANSYS)

Les étapes principales de l'analyse par éléments finis telles que montrées dans la Figure 4.1 peuvent être présentées comme suit :

- Création de la géométrie du problème ;
- Discrétisation de la géométrie définie par le type d'éléments appropriés ;
- Application des conditions aux limites sur le modèle d'éléments finis ;
- Définition des charges appliquées sur le modèle ;
- Définition des propriétés du matériau ;

- Soumission du modèle d'éléments finis complété à l'analyse ;
- Interprétation et analyse des résultats.

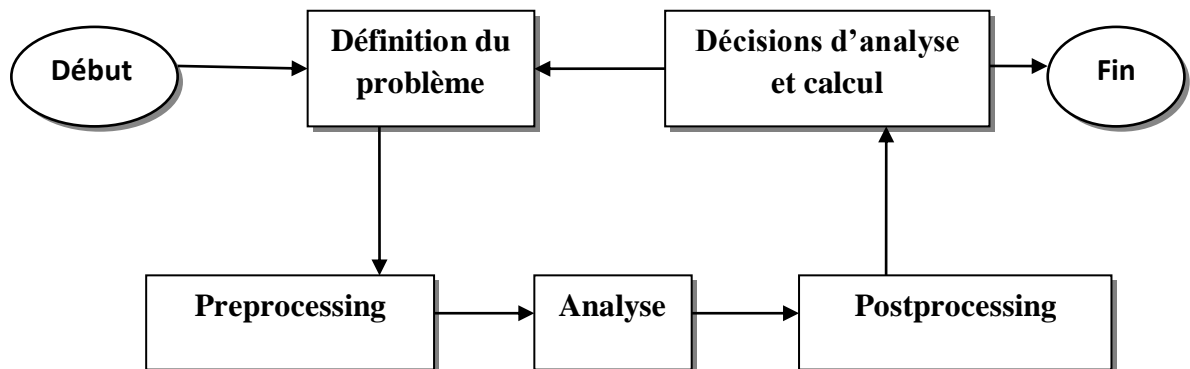


Figure 4.1 Etapes d'analyse par éléments finis

Toutes les opérations considérées avant de soumettre le modèle généré à l'analyse sont référées au preprocessing. Le postprocessing manipule l'analyse des résultats pour leur compréhension et leur interprétation.

Le logiciel choisi est la version 11 du logiciel ANSYS commercialisé par ANSYS, Inc. Il est l'un des logiciels les plus utilisés et les plus connus au monde pour ses différentes fonctionnalités. Avec un large choix de types d'éléments, de modèles de matériau, ce logiciel permet de couvrir un éventail conséquent de problèmes d'ingénierie actuels, notamment pour l'analyse non-linéaire des structures.

Dans ce qui suivra, on s'intéressera essentiellement à la commande "Buckling " du logiciel ANSYS qui a été utilisée pour le calcul des colonnes à parois minces. Celle-ci nécessite les caractéristiques et les propriétés des colonnes pour obtenir les valeurs post critiques recherchées.

4.3 L'analyse de flambement par ANSYS

L'analyse de flambement est une technique utilisée pour déterminer les charges de flambement (charges critiques dans laquelle une structure devient instable) et les formes de mode d'instabilités.

Deux techniques sont disponibles dans l'ANSYS Multiphysics, ANSYS mécanique, ANSYS structurel et des programmes ANSYS professionnels pour prédire la charge critique de flambement et la forme de mode d'instabilité d'une structure: une analyse de flambement

linéaire et non linéaire. Puisque les deux méthodes peuvent donner des résultats très différents, il faut d'abord comprendre les différences entre eux.

- L'analyse linéaire de flambement appelée analyse de bifurcation linéaire (voir Figure 4.2 (b)). Par exemple, une valeur propre de l'analyse de flambement d'une colonne correspondra à la solution d'Euler classique pour les poteaux. Toutefois, les imperfections et les linéarités empêchent la plupart des structures du monde réel de réaliser leur théorie élastique résistance au flambage. Ainsi, l'analyse des valeurs propres de flambement donne souvent des résultats imprudents, et ne doit généralement pas être utilisée dans les analyses d'ingénierie réelle au jour le jour.
- L'analyse non linéaire de flambement est généralement l'approche la plus précise et est donc recommandée pour la conception ou à l'évaluation des structures réelles. Cette technique utilise une analyse statique non linéaire avec des charges croissantes pour rechercher le niveau de charge à laquelle une structure devient instable, comme le montre la Figure 4.2 "Courbes de flambement" (a). En utilisant la technique non linéaire, le modèle peut inclure des fonctionnalités telles que les imperfections initiales, le comportement plastique, et la réponse de grande déformation.

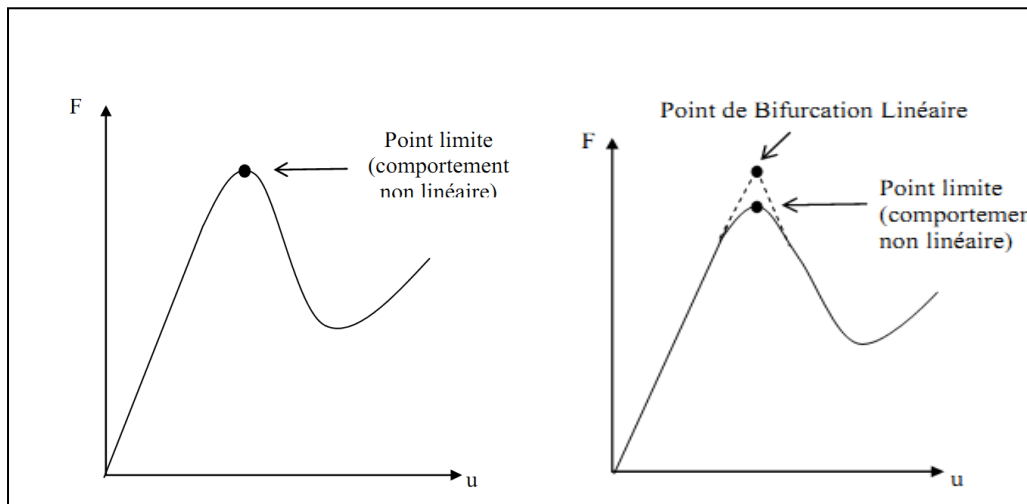


Figure 4.2 a) Courbe force-déplacement non linéaire (b) Courbe force-déplacement linéaire (Megnounif, 2007)

Avant toute analyse par élément fini, il faut d'abord choisir un modèle numérique capable de reproduire la structure réelle. Dans le modèle, des hypothèses et des décisions doivent être prises concernant le type d'élément, les conditions aux limites, le chargement appliqué et les méthodes de résolution qu'il faut utiliser.

4.3.1 Choix du type d'élément

L'élément coque (SHELL) est l'un des éléments les plus importants utilisés dans l'analyse des structures formées à froid. Généralement les profilés formés à froid et à parois minces sont constitués d'éléments plans minces. Ils peuvent être considérés comme des coques minces. L'épaisseur des plaques formant la section formée à froid est très petite devant les dimensions de la section transversale. De plus, dans l'étude de la stabilité de ce type de structures les déformations et les contraintes qui se développent dans le plan des éléments de la structure sont importantes.

ANSYS propose une grande variété d'éléments de type coque (SHELL) pouvant modéliser des structures formées par l'intersection de plusieurs plats subissant un comportement non linéaire et dont le matériau peut aussi être non linéaire. La librairie d'ANSYS comprend 18 éléments SHELL allant du plus simple au plus compliqué.

De toute la liste des éléments SHELL disponibles, seuls 02 éléments nous semblent intéressants pour notre étude. Il s'agit des éléments SHELL63 et SHELL181. La différence essentielle entre ces deux éléments est le type de matériau que peut modéliser l'élément. L'élément SHELL63 est utilisé pour modéliser un comportement élastique alors que l'élément SHELL181 est utilisé dans le cas d'un comportement plastique.

4.3.2 Matériau

Le choix d'une loi de comportement d'un matériau restera la décision la plus difficile à prendre sachant qu'elle est la plus importante dans la détermination du modèle analytique. Parce que les éléments sont formés à froid par pliage, leur loi de comportement peut être très différente de celle de la tôle d'acier d'origine. La loi de comportement contrainte-déformation subit un changement important au niveau des coins où la contrainte d'écoulement est augmentée mais en même temps la ductilité est diminuée. En absence de données expérimentales, il est généralement admis de considérer un matériau élasto-plastique avec écrouissage pour les profilés formés à froid. (voir Figure 4.3).

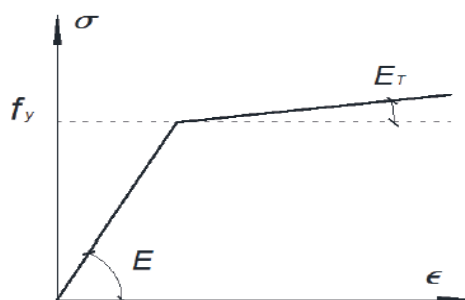


Figure 4.3 Model élasto-plastique linéaire

4.3.3 Conditions aux limites

La section de l'élément formé à froid sera soumise à un chargement membranaire uniformément distribué sur les bords de la section transversale. Quand aux conditions aux limites, la structure formée à froid sera soit simplement appuyée soit encastree. Le détail d'application des conditions aux limites sera donné dans la partie analyse.

4.3.4 Imperfections

Un des paramètres les plus importants causant des divergences entre les théories et la pratique dans les problèmes d'instabilité est la présence de défauts initiaux dans la structure. Dans le cas général, ils diminuent la capacité ultime de la structure. En pratique, ces imperfections ne peuvent pas être évitées. Elles se présentent sous deux formes

4.3.4.1 Imperfections géométriques

Les imperfections géométriques sont la déviation du profil par rapport à la géométrie parfaite. Les imperfections géométriques comprennent le défaut de rectitude le long du profil, le défaut de planéité des parois et le vrillage d'une section à l'autre. La technique communément adoptée afin de définir la distribution des imperfections initiales est de réaliser une analyse linéaire de flambement et puis d'utiliser un des modes propres, choisi selon un critère spécifique, comme la forme initiale.

i) Imperfections locales

(B W Schafer & Peköz, 1998), après avoir effectué plusieurs campagnes de mesures expérimentales, ont montré que le défaut de planéité des parois peut être classifié en deux catégories: type 1, l'imperfection locale maximale est située à l'âme du profil et type 2, la déviation maximale est située à la semelle raidie ou non raidie (Figure 4.4). Ils ont proposé des formules simples pour déterminer l'amplitude de l'imperfection.

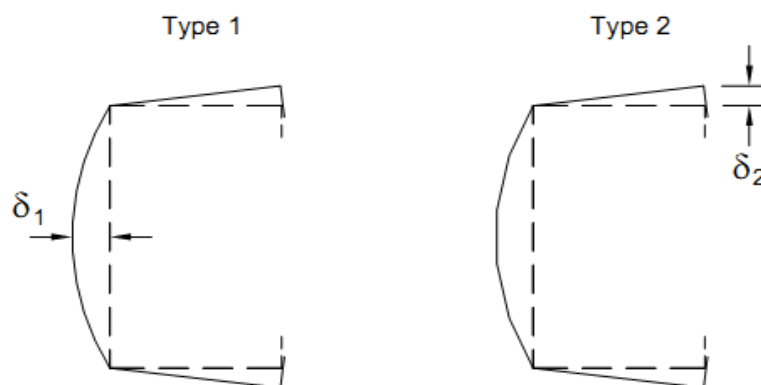


Figure 4.4 Définition des imperfections locales

Les formules suivantes qui sont réécrites ici en forme relative sont appliquées pour une épaisseur inférieure à 3mm.

Pour le type 1 lorsque le rapport hauteur/épaisseur (h/t) est inférieur à 200:

$$\frac{\delta_1}{h} \approx 0.006 \quad (4.1)$$

Une autre expression est aussi recommandée:

$$\frac{\delta_1}{h} \approx 6 e^{-2t} \quad (\delta_1 \text{ et } t \text{ en mm}) \quad (4.2)$$

Pour le type 2, lorsque le rapport largeur/épaisseur (b/t) est inférieur à 100, la déviation maximale est prise approximativement égale à l'épaisseur de la plaque:

$$\frac{\delta_2}{t} \approx 1 \quad (4.3)$$

Le type 1 peut être considéré comme convenant au voilement local des plaques et le type 2 caractérise l'instabilité distorsionnelle de la semelle. Les équations (4.1), (4.2) et (4.3) donnent les valeurs maximales pour des imperfections avec ondulations régulières. Hancock (1981) a suggéré que la distribution des imperfections locales des plaques dans un poteau formé à froid peut être supposée analogue au mode de voilement local. Pour le voilement local d'une barre composée de plaques, une plaque flambe en une demi-onde dans la direction transversale et en une série d'ondes longitudinales. Ainsi, une distribution de double onde sinusoïdale peut y être utilisée afin de modéliser les imperfections géométriques locales de la plaque d'âme (type 1, Figure 4.4).

ii) Imperfections globales

L'une des caractéristiques marquantes du comportement des profils à parois minces est le couplage entre les modes d'instabilités local et global. Batista (1988) a effectué la mesure des déformations initiales dans le sens longitudinal des profils longs de section en U et en C, pour plusieurs génératrices de ces profils. Ces mesures permettent de visualiser les imperfections dans les deux directions principales, sur les bords libres des sections en U ou en C et sur les raccords semelle-raideur des sections en C. Il existe deux types de déformations: déformation en forme de plusieurs demi-ondes et déformation en une seule demi-onde.

Rondal (2000) a observé différents types de déformées (Figure 4.5) et on voit bien, à partir de ces observations, que les imperfections géométriques peuvent être décomposées en défauts globaux et locaux ou distorsionnels.

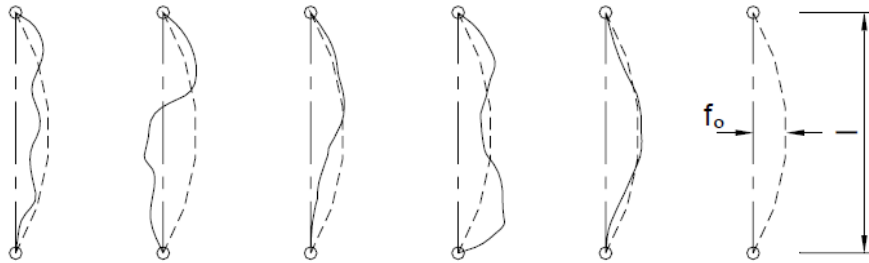


Figure 4.5 Différents types de déformées observées et déformée sinusoïdale théorique considérée

4.3.4.2 Contraintes résiduelles, écrouissage et modèles matériels

Les contraintes résiduelles existent toujours dans les profils de construction en acier à cause du processus de fabrication: laminage à chaud, soudage, découpage au chalumeau, d'une part, et formage à froid par pliage et profilage, d'autre part. Par contre, l'écrouissage, qui est en général le phénomène d'augmentation de la limite élastique et de diminution de la ductilité, n'est produit que par le formage à froid. Parmi deux méthodes du formage à froid, le profilage entraîne un accroissement de la limite élastique qui est importante dans les arrondis et assez appréciable dans les faces planes. Par contre, le pliage à la presse cause une augmentation similaire aux arrondis, mais les faces planes sont moins influencées par le pliage. Ainsi, les contraintes résiduelles et l'écrouissage apparaissent tous dans les éléments formés à froid et leur intensité est plus importante aux mêmes endroits de la section droite de l'élément, les arrondis. L'effet positif de l'un balance l'effet négatif de l'autre et pour cette raison, les contraintes résiduelles sont généralement négligées dans l'analyse des structures formées à froid.

Les modes d'imperfection mentionnés ci-dessus sont aisément introduits dans le modèle via la commande "UPGEOM" (UPDATE GEOMETRY) dans ANSYS. Cette commande met à jour la géométrie du modèle éléments finis en fonction des résultats des déplacements de l'analyse précédente et crée une géométrie révisée sur la base de la configuration déformée. Cette commande fonctionne sur tous les nœuds ou sur un ensemble choisi de nœuds. Si cette commande est émise à plusieurs reprises, une géométrie révisée du modèle éléments finis

d'une manière cumulative est créée, c'est-à-dire que les résultats des déplacements sur la géométrie s'additionnent, ce qui est souhaité ici.

4.4 Les règles de conception actuelles des colonnes composées

4.4.1 Règles de conception dans les spécifications AISI

Les spécifications pour les sections formées à froid sous compression pure sont incluses dans les sections C4 et D1.2 des spécifications AISI 2007. La contrainte nominale de flambement (f_n) des sections formées à froid composées est donnée comme suit:

$$f_n = (0.658 \lambda_c^2) P_y \quad \text{pour } \lambda_c \leq 1.5 \quad (4.4)$$

$$f_n = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2} \right) P_y \quad \text{pour } \lambda_c > 1.5 \quad (4.5)$$

$$\text{Où } \lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{F_e}} \quad (4.6)$$

$$P_{AIS I} = A_e \times f_n \quad (4.7)$$

Où A_e est la section effective, λ_c est le facteur d'élancement définissant la transition du flambement inélastique au flambement élastique, calculé à l'aide de l'Eq. (4.6), f_y est la limite d'élasticité, F_e est le minimum des trois charges critiques élastiques des modes d'instabilité globaux : flexionnel, torsionnel et flexionnel torsionnel

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r} \right)_m^2} \quad (4.8)$$

Tous les calculs sont basés sur 'élancement modifié calculé comme suit:

$$\left(\frac{KL}{r} \right)_m = \sqrt{\left(\frac{KL}{r} \right)_0^2 + \left(\frac{L_z}{r_{y1}} \right)^2} \quad (4.9)$$

Où $(KL/r)_m$ est l'élancement global de la section entière autour des colonnes composées, $(KL/r)_0$ est l'élancement entière de la section entière autour de l'axe de l'élément de la colonne composée, L_z est l'intermédiaire espacement des fixations ou des points de soudure, r_{y1} est le minimum de rayon de giration de la section transversale entière d'une colonne individuelle forme de la colonne composée et A est la section transversale non réduite.

4.4.2 Conception selon Eurocode 3

L'Eurocode 3 est le règlement européen de conception des structures en acier, dont la partie 1-3 est dédiée au dimensionnement des profils minces formés à froid qu'on va essayer

de détailler dans ce chapitre. Selon EC3 (BS EN 1993-1-3), la résistance de calcul non pondérée pour la classe 4 est calculée comme suit:

$$P_{EC3} = \chi A_e f_y \quad (4.10)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad \text{pour } \chi \leq 1.0 \quad (4.11)$$

$$\phi = 0.5 [1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (4.12)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \sqrt{\frac{A_e/A_g}{\lambda_1}} \quad \text{pour section de Classe 4} \quad (4.13)$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4.14)$$

χ : un coefficient de réduction

A_e : section effective d'une seule membrure

f_y : la limite élastique de l'acier

α : le facteur d'imperfection dépendant de la section transversale

N_{cr} : charge élastique critique

L_{cr} : la longueur de flambement dans le plan considéré

4.4.3 Conception selon Méthode de la résistante directe (DSM)

La DSM, dans les spécifications nord-américaines et le code Australie / Nouvelle-Zélande est présentée comme suit :

La charge nominale élastique du mode d'instabilité global (P_{ne}) est donnée comme suit:

$$\text{Pour } \lambda_c \leq 1.5 \quad P_{ne} = (0.658^{\lambda_c^2}) P_y \quad (4.15)$$

$$\text{Pour } \lambda_c \geq 1.5 \quad P_{ne} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right) P_y \quad (4.16)$$

$$\text{Où } \lambda_c = \sqrt{P_y/P_{cre}} \quad (4.17)$$

$$\text{Avec } P_y = A f_y \quad (4.18)$$

P_{cre} est la plus petite valeurs des trois charges critiques élastiques des modes globaux d'instabilité : flexionnel, torsionnel et flexionnel torsionnel.

La charge nominal (P_{nl}) pour pour l'instabilité locale est donnée par :

$$\text{Pour } \lambda_l \leq 0.776 \quad P_{nl} = P_{ne} \quad (4.19)$$

$$\text{Pour } \lambda_l > 0.776 \quad P_{nl} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4}\right) \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4} P_{ne} \quad (4.20)$$

$$\text{Où } \lambda_l = \sqrt{P_y/P_{crl}} \quad (4.21)$$

P_{crl} est la charge critique élastique du mode local.

Pour l'instabilité de type distorsionnelle, la charge nominal (P_{nd}) est donnée par :

$$\text{Pour } \lambda_d \leq 0.561 \quad P_{nd} = P_y \quad (4.22)$$

$$\text{Pour } \lambda_d > 0.561 \quad P_{nd} = \left(1 - 0.25 \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6}\right) \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6} P_y \quad (3.23)$$

$$\text{Où } \lambda_d = \sqrt{P_y/P_{crd}} \quad (3.24)$$

P_{crd} est la charge critique élastique du mode distorsionnel.

À partir des équations (3.15), (3.16), (3.19), (3.20), (3.22) et (3.23), la charge minimal P_n sera égale au:

$$P_n = \min(P_{ne}, P_{nl}, P_{nd}) \quad (4.25)$$

4.5 Les approches proposées

Les principes de la méthode de résistance directe sont utilisés pour déterminer les prévisions de résistance des colonnes composées. La procédure exige que la charge de flambement local, distorsionnel ou global soit obtenue numériquement, en utilisant une méthode appropriée telle que des éléments finis. Dans cette recherche, la procédure DSM définie dans le paragraphe 4.4.3 est utilisée pour déterminer les valeurs de résistance des colonnes, quatre approches sont proposées pour le calcul de la charge critique d'un poteau composé de profilés formés à froid.

4.5.1 Approches (DSM 1) et (DSM 2)

Dans ces deux approches la charge nominale est calculée en utilisant la méthode des bandes finies CUFSM pour obtenir la limite élastique locale f_{ol} et la limite élastique distorsionnelle f_{od} sauf que dans la première approche (DSM1) on suppose, pour le calcul de la charge P_n d'un poteau composé, que sa section est égale à deux fois la section transversale (A_g) d'un seul poteau.

4.5.2 Approches (DSM 3) et (DSM 4)

Dans cette approche, la charge critique élastique est calculée à l'aide du logiciel ANSYS, l'analyse des valeurs propres a été effectuée pour un certain nombre de modes de flambement et le mode de flambement suffisant de l'analyse de valeur propre a été utilisé. La charge critique correspondante est la charge élastique critique équivalente au mode de flambement local, global ou distorsionnel trouvé dans l'analyse à valeurs propres, P_{crl} , P_{crd} , P_{cre} .

Pour la DSM4 Le logiciel ANSYS a été utilisé dans ce cas pour déterminer la charge critique élastique pour les colonnes composées considérant la section en contact de 1,0, 1,5 et 2,0 fois l'épaisseur de la colonne individuelle.

4.6 Validité du modèle numérique ANSYS

Dans le but d'établir la validité des résultats obtenus par le modèle numérique ANSYS, une série d'exemples a été traitée en comportement élastique linéaire et élastique non linéaire. Les exemples, choisis de la littérature, fournissent des résultats théoriques exacts ou bien des résultats obtenus à partir d'autres méthodes numériques.

4.6.1 Comportement élastique linéaire

Deux exemples ont été traités par ANSYS pour le calcul de la contrainte critique élastique: Un profilé en « C » simplement appuyé et un profil composé.

4.6.1.1 Profilé en « C » simplement appuyé

Le premier exemple traité est celui d'un profilé en « C » simplement appuyée et soumis à une compression uni axiale uniforme dans son plan. Les caractéristiques géométriques et mécaniques du profilé étudié ainsi que ses conditions aux limites sont données dans la Figure 3.6.

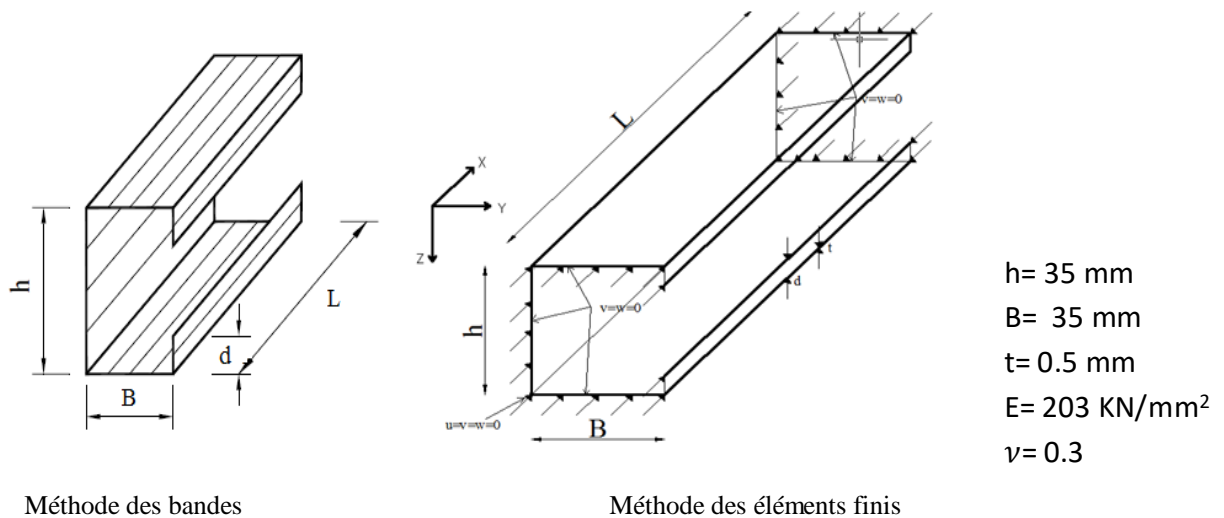


Figure 4.6 Profil de section en C soumise à compression uniforme.

L'étude de ce profilé consiste à tracer sa courbe de voilement en fonction de la longueur de la demi-onde, on a considéré les résultats de calcul pour les deux premiers modes qui décrivent le comportement du profilé en C. Pour cela, plusieurs valeurs de la longueur ont été considérées et les résultats obtenus par ANSYS ont été comparés avec ceux déterminés par le logiciel à base de bandes finies développé par Schafer (CUFSM (Schafer), 2001).

Les résultats sont regroupés dans le tableau 4.1 ci dessous alors que le graphe de la Figure 4.7 présente la variation de la contrainte critique de voilement en fonction de la demi-onde.

Tableau 4.1 Comparaison des premières valeurs propres d'ANSYS et CUFISM du profilé en C

Longueur (mm)	MODE 1				MODE 2			
	σ_{CUFISM} (N)	σ_{ansys} (N)	V.P	$\sigma_{ANS}/\sigma_{CUFISM}$	σ_{CUFISM} (N)	σ_{ansys} (N)	V.P	$\sigma_{ANS}/\sigma_{CUFISM}$
1,3	27216,67	25662,00	1	0,9429	27221,21	25662,00	2	0,9427
2,5	7415,13	7382,40	1	0,9956	7420,18	7384,00	2	0,9951
4	2943,68	2916,00	1	0,9906	2949,48	2918,00	2	0,9893
5,9	1395,64	1375,50	1	0,9856	1402,52	1379,38	2	0,9835
7,8	833,12	814,52	1	0,9777	841,18	819,64	2	0,9744
10	539,56	521,13	1	0,9658	549,12	527,67	2	0,9609
20	206,43	191,21	1	0,9263	224,31	205,24	2	0,9150
34,4	155,11	146,55	1	0,9448	188,98	176,36	2	0,9333
52	176,02	170,80	2	0,9703	234,63	224,91	5	0,9586
65,9	209,23	206,39	5	0,9864	286,57	279,75	10	0,9762
80	243,11	239,39	8	0,9847	329,29	321,57	14	0,9765
95,5	264,01	256,74	12	0,9725	340,48	331,08	17	0,9724
102,7	264,43	258,38	14	0,9771	332,35	322,81	19	0,9713
113,2	255,67	249,00	13	0,9739	312,00	302,84	19	0,9706
125,8	236,76	230,24	12	0,9725	283,66	275,53	19	0,9713
134,6	221,92	215,84	11	0,9726	265,00	257,46	19	0,9716
158	186,41	181,43	7	0,9733	226,14	220,48	13	0,9750
260	131,71	129,62	1	0,9841	188,99	186,51	14	0,9869
320	140,73	139,42	1	0,9907	203,15	201,57	22	0,9922
400	174,57	173,74	11	0,9952	211,53	209,74	30	0,9916
530	176,79	174,70	15	0,9882	263,97	263,47	76	0,9981
610	147,28	145,38	3	0,9871	334,88	334,42	119	0,9986
700	118,88	117,64	1	0,9896	423,10	422,38	168	0,9983
740	108,34	106,44	1	0,9824	459,03	457,67	188	0,9970
860	83,37	82,24	1	0,9864	436,59	431,57	210	0,9885
920	73,89	72,89	1	0,9865	388,25	383,64	205	0,9881
1040	59,20	58,41	1	0,9866	307,78	304,17	183	0,9883

1100,2	53,47	52,76	1	0,9868	275,90	272,69	164	0,9884
1500	30,75	30,37	1	0,9877	149,68	148,04	6	0,9890
2100	17,53	17,34	1	0,9892	76,61	75,81	3	0,9896
2800	11,41	11,31	1	0,9909	43,14	42,71	3	0,9899
3600	8,22	8,11	1	0,9864	26,11	25,85	3	0,9899
4000	7,26	7,21	1	0,9931	21,16	20,95	3	0,9901
4550	6,29	6,25	1	0,9936	16,35	16,20	3	0,9906
5320	5,33	5,31	1	0,9953	11,96	11,85	2	0,9906
6000	4,72	4,70	1	0,9959	9,41	9,32	2	0,9907
	Moyenne			0,9808	Moyenne			0,9798
	Ecart Type			1,55%	Ecart Type			1,86%

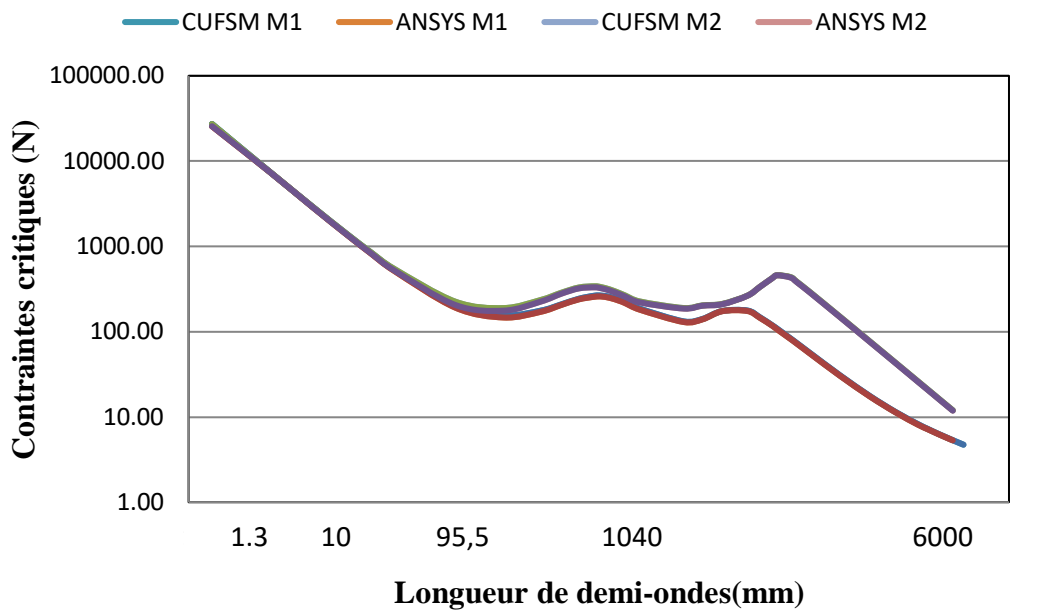


Figure 4.7 Courbe de voilement du profilé en « C »

CUFSM_1 : Mode I calculé par la méthode des bandes finies.

CUFSM_2 : Mode II calculé par la méthode des bandes finies.

ANSYS_1 : Mode I calculé par ANSYS.

ANSYS_2 : Mode II calculé par ANSYS

Dans la Figure 4.7 On remarque qu'il y a un grand accord entre les deux résultats des deux méthodes de calcul pour le premier et le deuxième modes. La moyenne du rapport

entre la valeur calculée par le CUFSM et ANSYS est de 0,9808 pour le premier mode et de 0,9798 pour le deuxième mode.

4.6.1.2 Colonne composée

Afin de valider notre modèle numérique, nos résultats trouvés vont être comparés avec ceux des résultats expérimentaux disponibles dans la littérature. On a choisi trois programmes expérimentaux réalisés par (Niazi, 1993) et (Georgieva et al., 2012) et al. En se basant sur le guide de conception par la DSM introduit dans le code américain (AISI 2007), on va utiliser les approches proposées définies dans le paragraphe 4.5.

i) Programme expérimental de Niazi

(Niazi, 1993) a effectué 18 essais sur des colonnes à étrésillons, 03 essais pour chaque type de colonne. Les dimensions moyennes de ces colonnes sont données au Tableau 4.2. La contrainte limite nominale de l'acier est de 455 N/mm^2 pour les profils dont l'épaisseur est de 2.5 mm et de 428 N/mm^2 pour les profils dont l'épaisseur est de 3.0 mm. Les détails des caractéristiques géométriques des colonnes sont donnés en Figure 4.8. Le model numérique est représenté dans la Figure 4.9. Les éléments choisis sont SHELL63 élastique pour les profils formés à froid, et BEAM4 élastique pour les étrésillons d'une section (10X10) mm. Le matériau utilisé est linéaire isotrope avec Module d'Young = 210 KN/mm^2 ; Coefficient de Poisson= 0.3. Le Tableau 4.3 représente les propriétés géométriques de notre section transversale de la colonne composée en C.

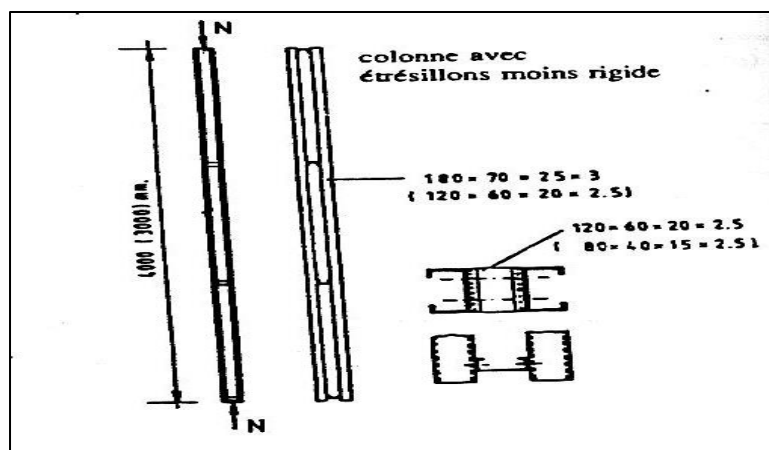


Figure 4.8 Dimensions des colonnes étudiées par (Niazi, 1993)

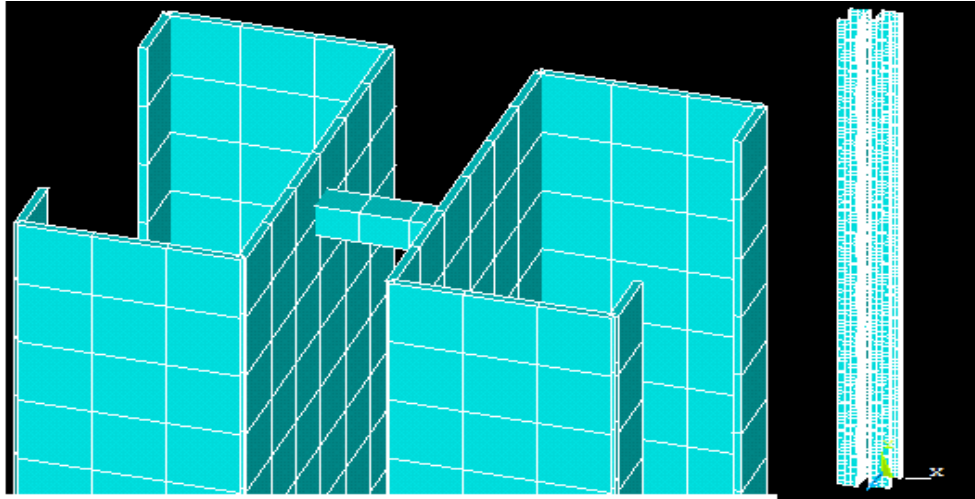


Figure 4.9 Model numérique (ANSYS) de la colonne composée en C

Tableau 4.2 Dimensions moyennes mesurées des colonnes étudiées. (Tirés des travaux de (Niazi, 1993))

Réf	Dimension des profilés (mm)					s (mm)	a (mm)
	H(mm)	B	D	t	L		
C120.4.4S	120	60	20	2.4	4000	C80X40X15X2.5	1300
C120.3.4S	120	60	20	2.4	3000	C80X40X15X2.5	970
C180.3.4S	180	70	25	2.97	4000	C120X60X19X2.45	950
C180.3.3S	180	70	25	2.97	3000	C120X60X19X2.45	1450

Tableau 4.3 Propriétés géométriques et les résultats d'analyse par CUFSM

	F ₀₁ (MPa)	F _{0d} (MPa)	A _G (mm ²)	IZZ (mm ⁴)
S_C120	411.67	544.92	672	382628.57
d_C120	411.67	498.94	1344	960071.99
S_C180	326.41	451.84	1098.9	840402.97
d_C180	324.85	429.48	2197.8	1039025.83

Tableau 4.4 Comparaison des résultats de (Niazi, 1993) avec les approches DSM

Réf	N _{u,exp} exp(KN)	P _{cre(Ans)} (KN)	P _{DSM1} (KN)	P _{DSM3} (KN)	N _{u,exp} /P _{DSM1} (KN)	N _{u,exp} /P _{DSM3} (KN)	Mode de ruine
C120.4.4S	245	210	320.68	246.92	0.76	0.99	F
C120.3.4S	346	350	425.32	357.63	0.81	0.97	F
C180.3.4S	549	570	763.13	716.39	0.72	0.77	F
C180.3.3S	571	580	763.13	721.33	0.75	0.79	F
Mean, Pm					0.76	0.88	
Cov, Vp				0.24		0.12	

Note:

N_{u, exp} = Charge expérimentale de la colonne composée.

P_{cr (Ans)} = charge critique élastique par ANSYS.

P_{DSM1} = charge nominale de la colonne composée parla DSM 1.

P_{DSM3} = charge nominale de la colonne composée parla DSM 3.

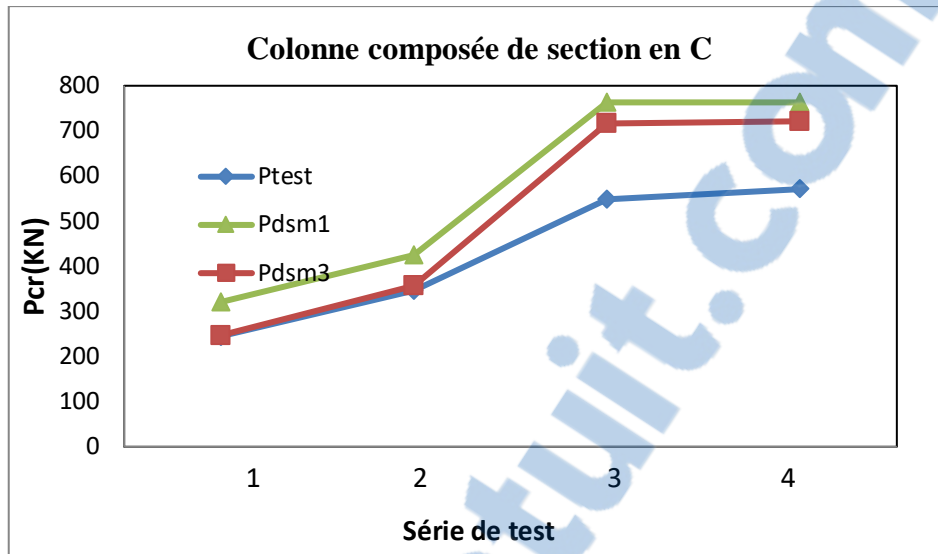


Figure 4.10 Comparaison des résultats (Niazi, 1993)avec les approches proposées

ii) Programme expérimental de (Georgieva et al., 2012)

8 essais de compression ont été réalisés pour obtenir la capacité portante du mode d'instabilité globale des poteaux composés en Z (Figure 4.11) d'une longueur de 4.45 m. Trois paramètres ont été étudiés, la géométrie de la section, la contrainte limite nominale de l'acier et l'espacement entre les étrésillons. Les dimensions des profilés sont choisies de sorte que les trois modes d'instabilité seront représentés.

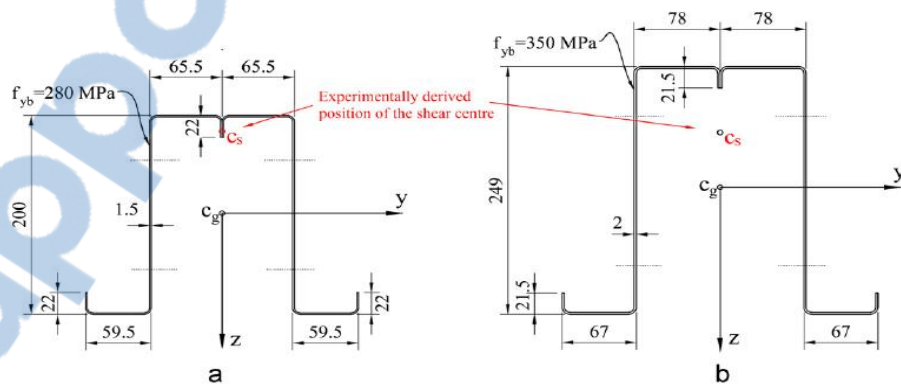


Figure 4.11 Géométrie et Dimension du poteau composé de Z

Pour ce type de profilés, on utilisera la méthode des éléments finis pour la détermination de la charge critique de flambement global. L'élément choisi est SHELL63 élastique pour les profils formés à froid et l'étrésillon (Figure 4.12). Le matériau utilisé est considéré linéaire isotrope avec : Module d'Young = 210 GPa; Coefficient de Poisson= 0.3

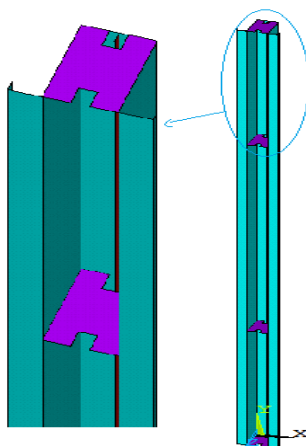


Figure 4.12 Modèle numérique d'un poteau composé en Z

Tableau 4.5 Comparaison des résultats (Georgieva et al., 2012) et al. avec l'approche proposée

	Nombre d'étrésillons	P_{exp} (kN)	P_{cr} (Ansys) (kN)	$P_{DSM4-2t}$ (kN)	mode de ruine	$\frac{P_{exp}}{P_{DSM4-2t}}$
Z200-1.5	1	77.04	79	76.67	L+F	1
	1.5	89.29	90.414	83.49	L+F	1.07
	2	94.41	94	91.26	L+F	1.03
Z250-2	1	173.15	149.48	227.91	L+F	0.76
	1.5	194	144.6	220.83	L+F	0.88
	2	169.14	139.52	213.85	L+F	0.79
MEAN, P_m						0.92
COV, V_p						0.08

$P_{DSM4-2t}$ = charge nominale de la colonne composée par la DSM 4 avec une section de contact de 2t.

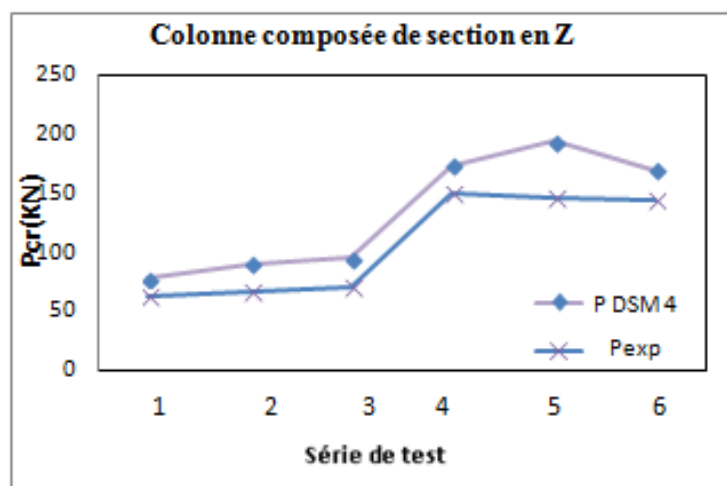


Figure 4.13 Les résultats de la charge nominale avec différents approches de section en C

iii) Programme expérimental de (J.-H. Zhang & Young, 2012)

Jia Zhang-Hui, et al en 2012, ont mené une série de tests sur les poteaux composés de section en Σ ouverte de forme I (Figure 4.14). Les poteaux ont été comprimés entre les extrémités fixes. Un total de 21 essais a été effectué, la limite élastique statique mesuré de 0.2% de l'acier f_y est de 604 MPa. Les détails des caractéristiques géométriques des poteaux sont donnés dans le tableau 4.6.

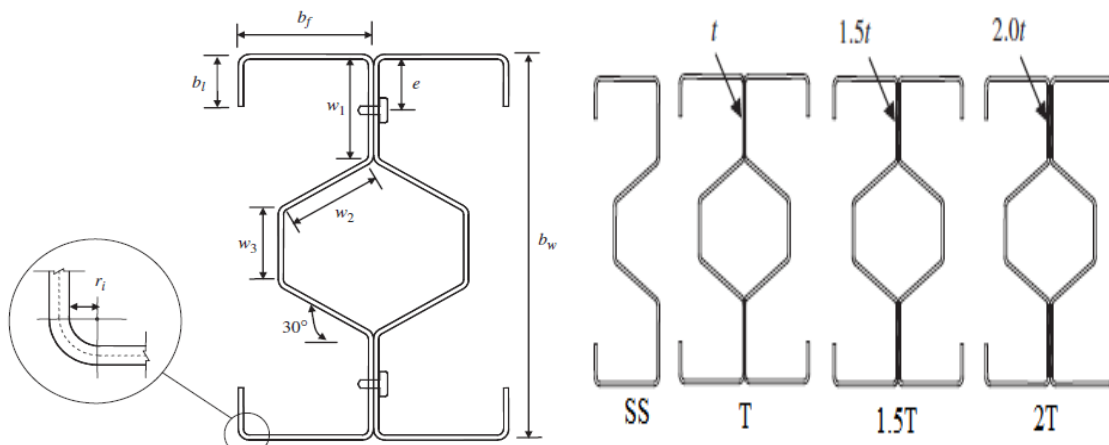


Figure 4.14 Poteau composé Σ de forme I (J.-H. Zhang & Young, 2012)

Tableau 4.6 Dimensions mesurées pour les poteaux de la série IT0.48

Réf	Dimensions des profils (mm)									
	L(mm)	Bw (mm)	w1 (mm)	w2 (mm)	w3 (mm)	e (mm)	bf (mm)	bl (mm)	t (mm)	ri (mm)
IT1.0L300	299.6	100.4	25.1	23.3	16.1	12.7	32	9.9	0.586	3.3
IT1.0L800	800	99.4	24.4	24.4	16.1	12.4	32	10.1	0.597	3.3
IT1.0L1400	1400.2	100	25.1	25.7	18.7	12.8	32	9.9	0.590	3.3
IT1.0L2000	2000	99.5	25	25.7	18.3	12.6	32.5	9.8	0.580	3.3P
IT1.0L2600	2600	100	24.8	24.3	17.9	13.1	32.3	9.4	0.598	2.8
IT1.0L3200	3199.5	99.97	25.1	24.9	18.5	13.0	32.1	9.9	0.569	3
Moyen		99.9	24.9	24.6	17.4	12.8	32.2	9.8	0.586	3.1

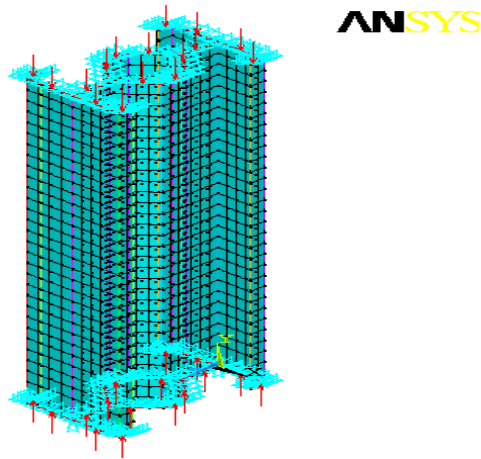


Figure 4.15 Modèle numérique d'un poteau composé en Σ

Tableau 4.7 Comparaison des résultats (J. H. Zhang & Young, 2012) avec les approches DSM

	P_{EXP}	mode de ruine	P_{DSM4-t}	$P_{DSM4-1.5t}$	$P_{DSM4-2t}$	$P_{EXP}/$ P_{DSM4-t}	$P_{EXP}/$ $P_{DSM1.5t}$	$P_{EXP}/$ $P_{DSM4-2t}$
IT1.2L300	161.1	L+D	227.14	249.44	266.80	1.15	1.05	0.98
IT1.2L800	249.5	L+D	226.82	248.38	267.73	1.1	1.00	0.93
IT1.2L1400	230.5	L+D+F	209.94	221.94	233.66	1.1	1.04	0.99
IT1.2L2000	178.7	L+D+F	172.3	178.42	181.42	1.04	1.00	0.99
IT1.2L2600	149.6	L+D+F	127.04	130.22	132.82	1.18	1.15	1.13
IT1.2L3200	105.3	L+D+F	93.02	94.12	94.78	1.13	1.12	1.11
MEAN, P_m						1.12	1.06	1.02
COV, V_p						0.12	0.06	0.02
IT1.0L300	201.9	L+D	180.94	200.07	213.76	1.12	1.01	0.94
IT1.0L800	191.2	L+D	180.45	204.05	215.47	1.06	0.94	0.89
IT1.0L1400	150.6	L+D+F	172.31	183.00	191.9	0.87	0.82	0.78
IT1.0L2000	157.6	L+D+F	142.08	148.01	151.67	1.11	1.06	1.04
IT1.0L2600	127.0	L+D+F	105.04	107.74	109.83	1.21	1.18	1.16
IT1.0L3200	71.1	L+D+F	77.12	78.07	78.68	0.92	0.91	0.9
MEAN, P_m						1.05	0.99	0.95
COV, V_p						0.05	0.01	0.05

Note:

PDSM4-1t = charge nominale de la DSM 4 avec une épaisseur de contact entre les deux sections égale à $1*t$ calculé par ANSYS.

PDSM4-1.5t = charge nominale de la DSM 4 avec une épaisseur de contacte entre les deux sections est de $1.5*t$ calculé par ANSYS

PDSM4-2t = charge nominale de la DSM 4 avec une épaisseur de contacte entre les deux sections est de $2*t$ calculé par ANSYS

iv) Résultats et discussions

Afin de valider le model numérique et les approches proposées, une étude comparative avec les résultats expérimentaux de trois programmes expérimentaux dans les paragraphes i), ii) et iii) a été menée et les résultats sont donnés dans les tableaux (4.4), (4.5) et (4.7).

On remarque dans les tableaux 4.4 et 4.5 que les valeurs de la charge nominale obtenues par les approches proposées basées sur la méthode des éléments finis sont très proches des valeurs expérimentales. Pour le programme expérimental par Niazi, les

valeurs moyennes 0.76 et 0.88 pour les rapports P_{exp}/P_{DSM3} et $P_{exp}/P_{DSM4-2t}$ respectivement, pour le programme expérimental de Georgieva et al. La valeur moyenne est de 0.92 pour le rapport $P_{exp}/P_{DSM4-2t}$.

Le Tableau 4.7 montre que les résultats obtenus par l'approche DSM4-t sont généralement conservateurs, en comparaison avec les autres approches proposées, DSM4-1.5t et DSM4-2t, tout en étant également fiables. Pour la série IT1.2, les valeurs moyennes des différentes rapport P_{EXP} / P_{DSM4-t} , $P_{EXP} / P_{DSM4-1.5t}$ et $P_{EXP} / P_{DSM4-2t}$ sont 1,12, 1,06 et 1,02, le coefficient de variation correspondant (COV) de 0,12, 0,06 et 0,02 pour et IT1.2, respectivement. Pour la série IT1.0, ces valeurs moyennes sont 1,05, 0,99 et 0,95, les coefficients de variation (COV) correspondants étant de 0,05, 0,01 et 0,05. La comparaison indique que les approches proposées basée sur la méthode de résistance directe sont fiable et peut être utilisée pour la conception des colonnes composées en acier formées à froid.

4.6.2 Comportement non linéaire

Le calcul de stabilité non linéaire par ANSYS peut être fait en tenant compte ou pas de la présence d'imperfections géométriques. Nous utilisons essentiellement la méthode d'Arc Length pour réaliser l'analyse non-linéaire. Toutefois, nous pouvons réaliser l'analyse non-linéaire par l'augmentation pas-à-pas de la charge appliquée dans les cas où cette dernière est plus avantageuse Pour la modélisation des imperfections, il est demandé de faire d'abord une analyse de stabilité élastique linéaire.

4.6.2.1 Barre élancée

Cet exemple traite une barre mince élancée simplement appuyée et soumise à une force de compression uni axiale concentrée. Les caractéristiques géométriques et mécaniques de la plaque étudiée ainsi que ses conditions aux limites sont données dans la Figure 4.17.

L'analyse de cette barre consistait à tracer sa courbe de comportement membranaire dans le domaine non linéaire. Une imperfection de valeur $u_0/L = 0.001$ a été supposée afin de respecter les hypothèses de Chin et al. 1994 pour la comparaison. Le graphe de la Figure 4.18 représente la variation de la force appliquée en fonction du déplacement latéral du milieu de la barre. On remarque dans la figure une bonne concordance des résultats trouvés par ANSYS avec ceux de la littérature (Kwon & Hancock, 1991)

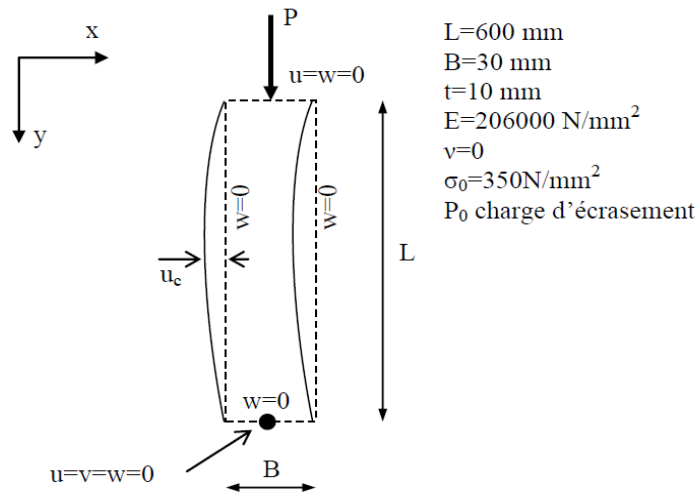


Figure 4.17 Caractéristiques de la barre mine élancée (Kwon & Hancock, 1991)

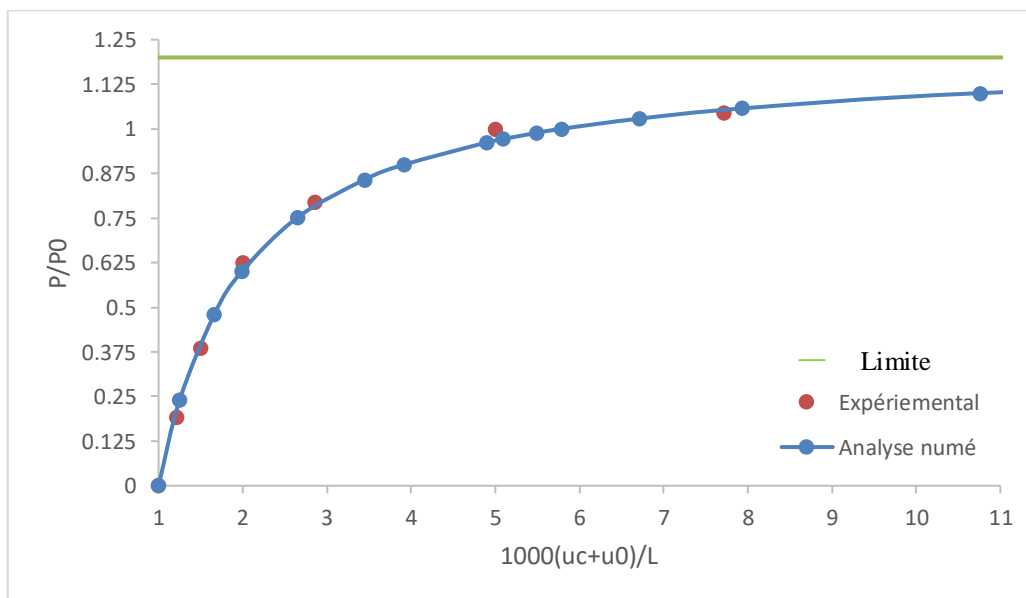


Figure 4.18 Courbe force déplacement d'une barre mince

4.6.2.2 Profilé en « C »

Cet exemple a été traité par Kwon et Hancock (1989) pour différentes valeurs d'imperfections traite, le profilé en « C » simplement appuyé et soumis à une compression uni axiale uniforme dans son plan. Les caractéristiques géométriques et mécaniques du profilé étudié ainsi que ses conditions aux limites sont données dans la figure 4.19. La Figure 4.20 représente la variation de la contrainte en fonction du déplacement latéral de la semelle du profilé.

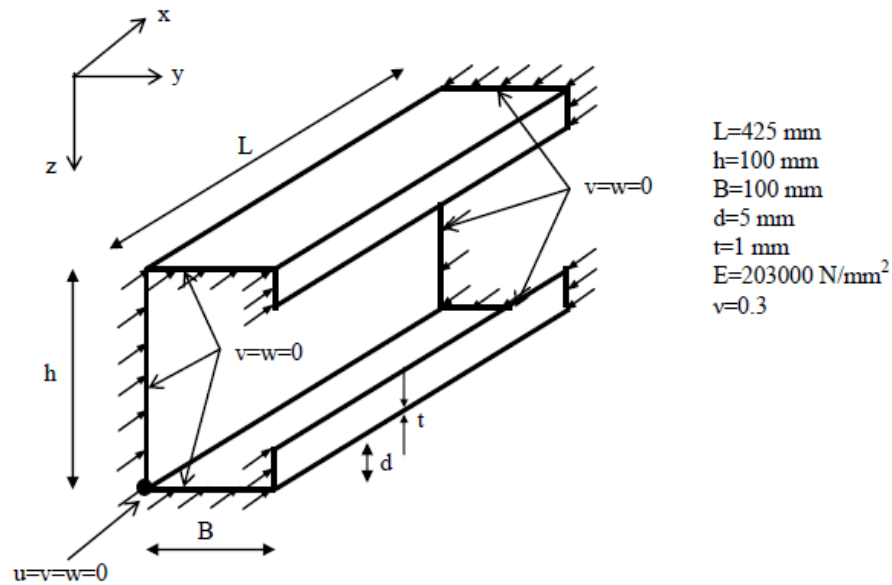


Figure 4.19 Caractéristiques de profil en C

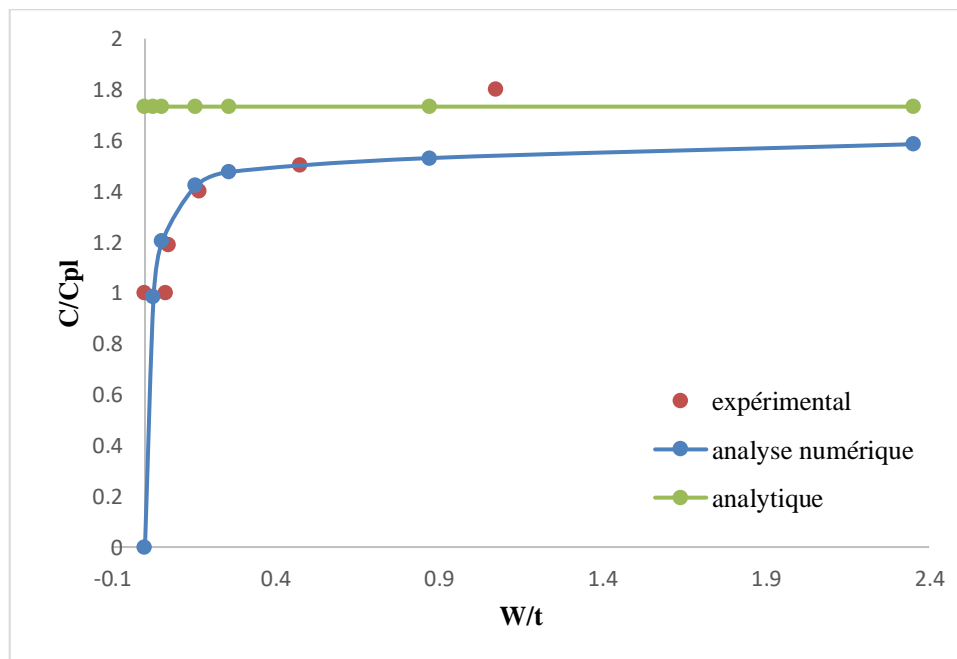


Figure 4.20 Courbe force déplacement du profil en C

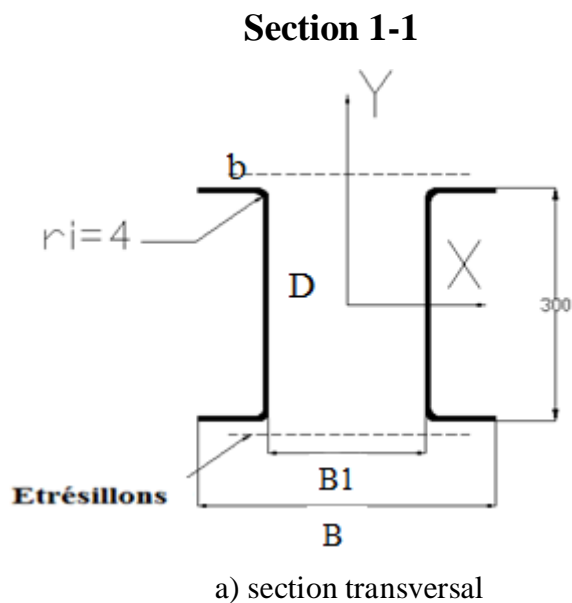
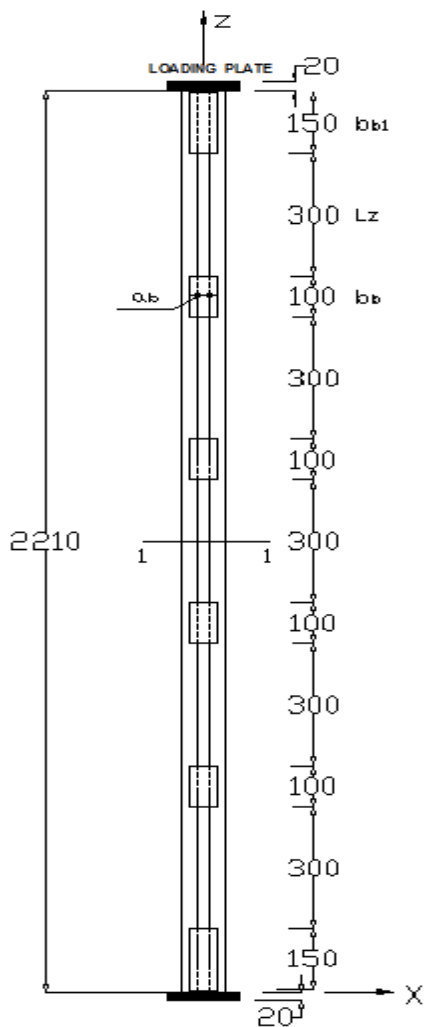
En recherchant le premier point limite par ANSYS, on a trouvé une valeur de $\sigma_{dis}/\sigma_{pl} = 1.7325$. En comparant cette valeur avec celle de Kwon et Hancock (1.7357), dans la figure 4.20, on remarque que les deux valeurs sont très proches.

4.6.2.3 Colonne composée

i) Programme expérimental de (Dabaon, Ellobody, & Ramzy, 2015a)

La recherche expérimentale a été menée par (Dabaon et al., 2015a) sur les colonnes composées à étréssillons de section U ouverte avec une distance entre les profils variant de

$B = 25 \text{ mm}$ à $B = 75 \text{ mm}$, les profilés étant reliés par des étréssillons de distance (L_z) variant de 150 mm à 400 mm. Les détails d'essais, les dimensions mesurées d'une colonne composée formées à froid sont résumés dans le Tableau 3.8. Les profilés ont des dimensions (D , b , t , r_i), où D est la profondeur du profilé de 100 mm, b une largeur de semelle de 30 mm, t est l'épaisseur du profilé de 2 mm et r_i est le rayon d'angle de 4 mm. Les dimensions des étréssillons sont (b_b , b , t_b), les colonnes sont simplement appuyées avec la plaque épaisse de 20 mm, pour assurer une distribution uniforme de la charge avec les dimensions (b_{b1} , b_a , t_b). La Figure 4.21 donne une description complète de toutes les dimensions géométriques. Les spécimens ont été codifiés conformément aux auteurs voir la Figure 4.22



Détails et définition des symboles utilisé dans les essais par (Dabaon et al., 2015a)

b) Elevation

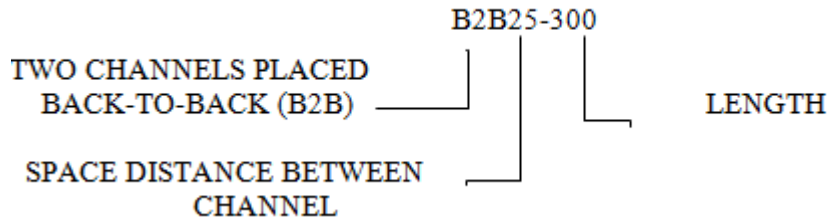


Figure 4.22 Codification des profilés d'auteur

ii) Description du model numérique

Dans ce travail, le logiciel EF ANSYS est utilisé pour développer le model numérique. Pour construire le modèle, le préprocesseur PREP7 est utilisé pour définir les types et les constantes réelles de l'élément, les propriétés du matériau et la géométrie du modèle (voir le Tableau 4.9)

Pour fournir des résultats précis avec un temps de calcul minimum, les spécimens ont été modélisés en utilisant un élément Shell 181 à quatre nœuds et six degrés de liberté par nœud. Les deux plaques d'extrémité et les étrésillons ont été fusionnés avec leur nœud coïncidant, tel que le point de soudure, à l'aide de la commande "nummrg". Le maillage de l'élément est de taille 5 x 5 mm avec une taille de maille plus fine au niveau des coins. La zone de superposition entre le profilé et l'étrésillon est définie par une épaisseur constante de 8 mm. L'étrésillon est modélisé entre les deux colonnes avec une constante réelle de 6 mm d'épaisseur.

Les propriétés du matériau utilisé dans le modèle sont basés sur la courbe contrainte-déformation mesurée par (Dabaon et al., 2015a) pour les zones plates et coins décrite dans le test de traction au coupon (Figure 4.23). La courbe contrainte-déformation est convertie en une contrainte-déformation réelle, pour les grandes déformations, en utilisant Eq.(4.26) et Eq.(4.27). Le matériau choisi est nonlineare isotropique plastique écroui de la bibliothèque d'ANSYS avec le critère d'écoulement de Von-misses. Les valeurs mesurées retenues, le module de Young, E, est de 210 GPa, les contraintes limite élastique et ultimes est de 310 et 436 MPa, respectivement, et le coefficient de Poisson est de 0,3 (voir le Tableau 4.10).

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3.26)$$

$$\varepsilon_{true}^{Pl} = \ln(1 + \varepsilon) - \frac{\sigma_{true}}{E_0} \quad (3.27)$$

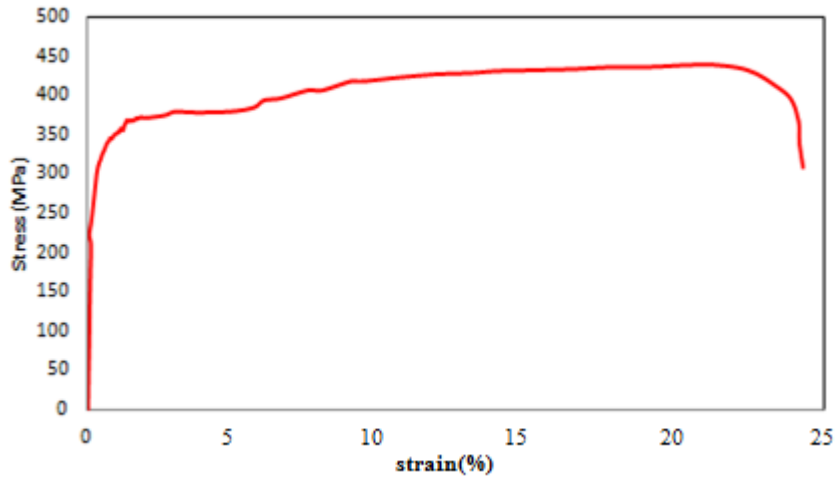


Figure. 4.23 Courbe moyenne contrainte-déformation de l'acier formé à froid utilisé

Tableau 4.8 Dimensions mesurées des profilés étudiés par (Dabaon, Ellobody, and Ramzy2015a)

Profilé	Longueur	Espacement	Profondeur	Longueur	Etrésillons			
		Entre les		de				
	L	Profilés	D	flambement	a_b	b_b	$b_{b,l}$	t_b
	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)
B2B25-300	2210	27	100	297	63	104	150	6
B2B50-300	2205	50	100	297	90	103	150	6
B2B75-300	2206	75	100	295	115	105	150	6
B2B50-150	2209	45	100	145	90	106	150	6
B2B50-400	2211	50	100	396	90	106	150	6

Tableau 4.9 Propriété du matériau par (Dabaon et al., 2015a)

Matériau	Position	Mésuré			
		E_0 (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ (%)
Normal strength	Flat portion	210	310	436	24
Steel (3-5)	Corner	205	357	502	7
High strength	Flat portion	208	500	530	11
Steel(18)	Corner	203	575	610	3

Les colonnes en acier formées à froid sont testées entre deux appuis simplement appuyés. Les deux plaques supérieure et inférieure sont simulées en créant une région rigide, via un nœud principal. Les conditions aux limites sont assignées en empêchant la translation dans les directions x, y et z pour la plaque inférieure et dans les directions x et z pour la plaque supérieure. Le nœud maître est connecté aux nœuds esclaves en utilisant

une région rigide dans les plaques supérieure et inférieure, comme indiqué sur la (Figure 4.24). Pour éviter un déplacement latéral dans la demi-longueur de la colonne utilisée dans l'essai expérimental, la translation pour les quatre nœuds a été bloquée dans la direction z. Une force de compression concentrée a été appliquée dans le nœud principal au niveau de la plaque d'extrémité épaisse supérieure. La charge a été appliquée par incréments à l'aide d'itérations de la méthode Arc-Length pour résoudre le système non linéaire. Une analyse de flambement linéaire est effectuée pour déterminer une valeur propre d'une colonne qui correspond à la solution d'Euler et le mode de flambement. Ensuite, une imperfection initiale a été appliquée et la non-linéarité du matériau pour obtenir la capacité globale, les modes de flambement et les déplacements latéraux des éléments de compression en acier formés à froid.

Afin de garantir la fiabilité des colonnes en acier formées à froid, l'influence des imperfections géométriques est incluse. Les modes de flambement obtenus par l'utilisation d'une analyse de flambement à valeur propre ont été factorisés par les valeurs d'imperfections locales et globales initiales dans l'étude de (Dabaon et al., 2015a). Le mode de flambement correspondant obtenu dans l'analyse linéaire de flambement a été importé par la commande «UpDate Geom». La moyenne des imperfections totales mesurées pour la colonne de longueur inférieure à 3000 mm a été prise égale à 1/1100 de la longueur de la colonne, celles ayant une longueur comprise entre 3000 mm et 5000 mm ont été prises de 1/1500 de la longueur de la colonne et celles ayant une longueur supérieure à 5000 mm a été prise 1/2000 Ramzy K (2014) et (Dabaon et al., 2015a). Pour les imperfections locales, il a été recommandé dans (Dabaon et al., 2015a), une valeur de 0,5% de l'épaisseur du Profilé.

iii) Résultats et discussions

Les résultats obtenus à partir du modèle numérique développé ont été comparés aux résultats des tests présentés dans le Tableau 4.10, à savoir les charges, les modes de flambement et les valeurs de déplacement latéral. Les résultats obtenus montrent une bonne concordance entre la charge ultime des colonnes de la méthode des EF (P_{FEA}) et les résultats expérimentaux (P_{TEST}).

Les valeurs moyennes du rapport P_{TEST} / P_{FEA} sont de 0,97 avec un coefficient de variation (COV) correspondant de 0,03. Les pourcentages maximaux de différence entre P_{TEST} et P_{EXP} sont de 8%. Les modes de flambement observés à partir des résultats de test pour chaque échantillon montrent un bon accord, comme indiqué dans le Tableau 4.10. Les

modes de flambement obtenus étaient le voilement local (L), le flambement flexionnel (F) et l'interaction entre le voilement local et le flambement flexionnel (L + F). Les modes de flambement observés à partir de l'analyse par éléments finis reflètent un bon accord avec ceux obtenus lors des tests, à l'exception des échantillons de colonne B2B75-300. Les formes déformées obtenues aux Figure 4.25 et Figure 4.26 respectivement pour les tests B2B25-300 et B2B50-400 ont montré un bon accord avec le mode de flambement des tests dans Mohamed Dabaon .al (2015).

Les déplacements latéraux ont également été comparés pour les échantillons B2B25-300 et B2B50-300 situés à demi-longueur des colonnes, où nous pouvons voir, à partir des Figures 4.27 et 4.28, que les courbes obtenues par FEA et celles du test sont dans une très bonne concordance. La comparaison indique que les charges ultimes, les modes de flambement et le déplacement latéral obtenus par la FEA sont précis et reflètent le comportement fiable des colonnes composées formées à froid.

Tableau 4.10 Comparaison des résultats Mohamed Dabaon .al (2015) avec l'analyse EF

Profilé	Résultats de Test		Résultats EF		Test/FEA
	$P_{TEST}(kN)$	Mode de ruine	$P_{FEA}(kN)$	Mode de ruine	P_{TEST}/P_{FEA}
B2B25-300	109.9	F	106.94	F	1.03
B2B50-300	119.1	F+L	127.85	F+L	0.93
B2B75-300	125.3	L	126.34	F+L	0.99
B2B50-150	133.1	F	136.115	F	0.98
B2B50-400	112.3	L	122.63	L	0.92
MEAN, P_m					0.97
COV, V_p					0.03

Note: L=Voilement Local;; F=Flambement flexionnel.

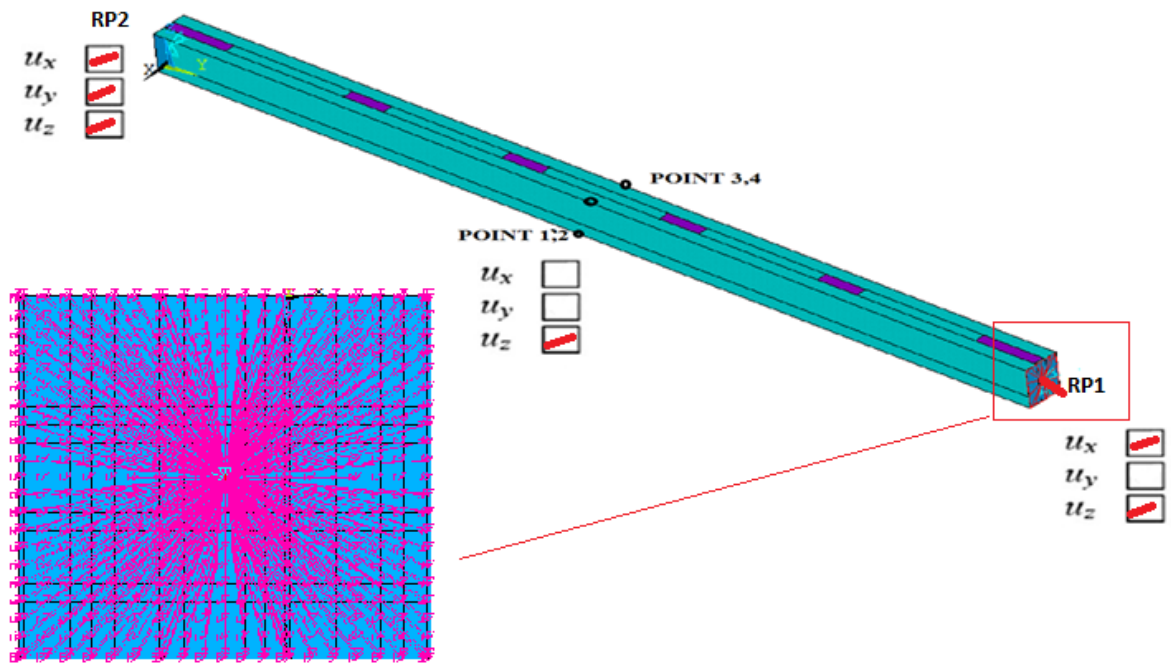


Figure 4.24 Détails du model EF, condition limite et la charge appliqué

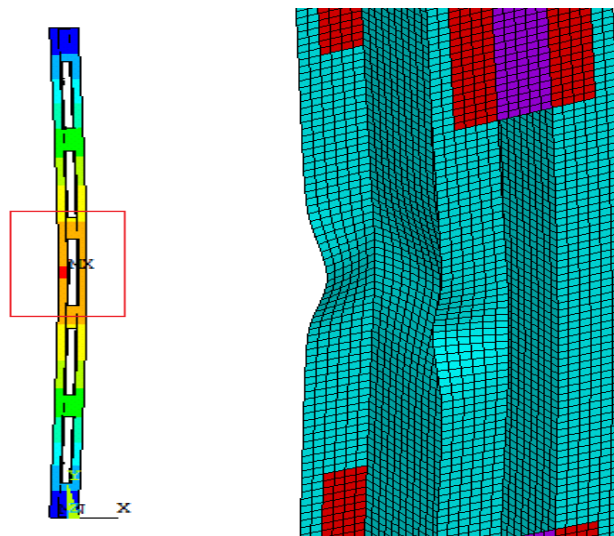


Figure 4.25 Le mode de flambent flexionnel du profilé B2B25-300



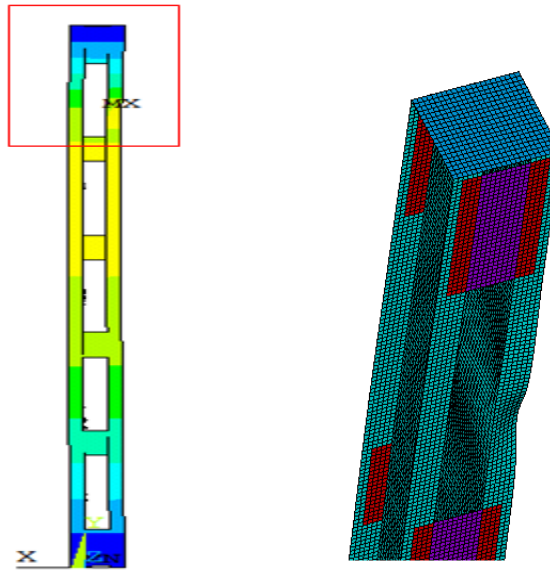


Figure 4.26 Le mode de flambent L+F du profilé B2B50-300

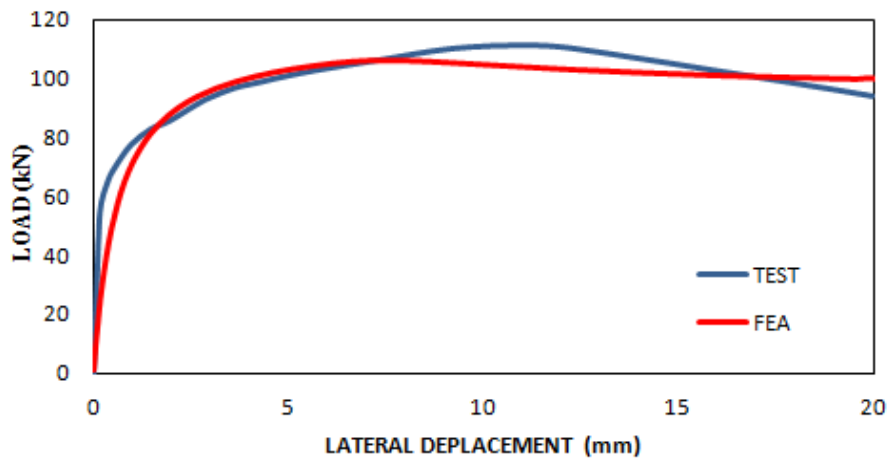


Figure. 4.27 Charge-latérale déplacement à demi-longueur de la colonne B2B25-300

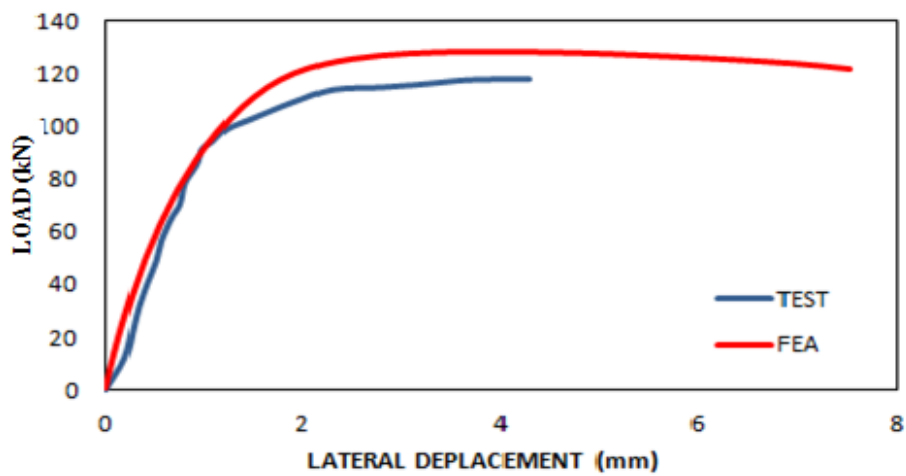


Figure 4.28 Charge-latérale déplacement à demi-longueur de la colonne B2B50-300

4.7 Conclusion

Le modèle numérique constitue un outil important dans la détermination de la charge critique élastique, paramètre important pour toutes les approches considérées. Les résultats prouvent que le modèle proposé permet de faire une analyse précise et efficace de la stabilité élastique des poteaux composés. Les modes d'instabilité observés des poteaux composés de profilés formés à froid sont de type local, distorsionnel, global de la membrure ou bien de type eulérien.

Les différentes comparaisons menées avec les charges expérimentales ont montré que les approches donnent de bons résultats, ce qui nous amène à dire que ces procédures de conception très simples à utiliser, peuvent être adoptées pour différentes sections complexes de structures formées à froid.

Les résultats obtenus par le modèle numérique non linéaire ont montré un bon accord avec les résultats expérimentaux, tels que la résistance ultime, le mode de ruine et le déplacement latéral. Après cette analyse, il est intéressant d'utiliser le modèle numérique développé à base d'éléments finis pour faire une étude paramétrique

Chapitre 5 : Etude paramétrique

5.1 Introduction

Afin de comprendre le comportement des colonnes composées, dans ce chapitre une étude paramétrique a été réalisée après avoir vérifié l'exactitude du modèle d'éléments finis. Une étude paramétrique a été réalisée pour étudier les effets de : la section transversale, l'espacement entre deux profilés, l'espacement entre les étrépillons, l'ajout du raidisseur, l'effet d'angle de rebord et différentes longueurs des profilés. Un total de 134 colonnes composées avec espacement a été étudié pour des longueurs entre 600 mm et 5000 mm et 10 colonnes composées sans espacement avec différents épaisseur de section en contact pour des longueurs entre 250 mm et 4000 . Une étude comparative a été réalisée entre le modèle par éléments finis proposé, la méthode de la largeur effective et les approches proposées.

5.2 Section en « C » ouverte

Toutes les caractéristiques géométriques des sections ouvertes étudiés en C (nommée série C1) ainsi que les étrépillons sont données au tableau 5.1, où les dimensions (D , b , t , r_i) sont les mêmes pour toute la série (voir figure 5.1). La longueur de flambement local L_z pour tous les échantillons est prise égale à 300 mm, à l'exception de la série d'échantillons B50, pour la longueur 2200 mm où elle varie de 185 à 400 mm et pour la longueur de 3000 mm de 250 à 600 mm. Les spécimens sont codifiés de la même manière que celle définie dans la Figure 3.22.

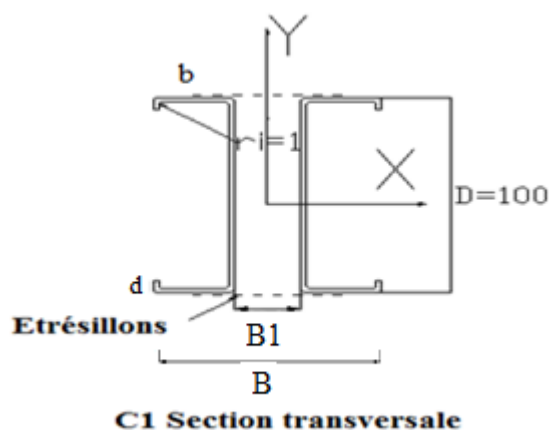


Figure 5.1 Détails de la section transversale étudiée (Série C1)**Tableau 5.1** Dimensions des colonnes composées formées à froid de série C1 ouvert et CC1 fermé

Séries	Spécimens	Section transversale	L (mm)	B ₁ (mm)	B ₁ /D	L _z (mm)	Etrésillons			
		D, b, d, t, r _i (mm)					a _b (mm)	b _b (mm)	b _{b1} (mm)	t _b (mm)
B25	C1B25L600-300	100x30x10.8x2x1	600	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L1000-300	100x30x10.8x2x1	1000	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L1400-300	100x30x10.8x2x1	1400	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L1800-300	100x30x10.8x2x1	1800	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L2200-300	100x30x10.8x2x1	2200	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L2600-300	100x30x10.8x2x1	2600	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L3000-300	100x30x10.8x2x1	3000	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L3400-300	100x30x10.8x2x1	3400	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L4200-300	100x30x10.8x2x1	4200	25	0.25	300	65	100	150	6
	C1B25L5000-300	100x30x10.8x2x1	5000	25	0.25	300	65	100	150	6
B50	C1B50L600-300	100x30x10.8x2x1	600	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L1000-300	100x30x10.8x2x1	1000	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L1400-300	100x30x10.8x2x1	1400	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L1800-300	100x30x10.8x2x1	1800	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L2200-185	100x30x10.8x2x1	2200	50	0.5	185	90	100	150	6
	C1B50L2200-230	100x30x10.8x2x1	2200	50	0.5	230	90	100	150	6
	C1B50L2200-300	100x30x10.8x2x1	2200	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L2200-400	100x30x10.8x2x1	2200	50	0.5	400	90	100	150	6
	C1B50L2600-300	100x30x10.8x2x1	2600	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L3000-245	100x30x10.8x2x1	3000	50	0.5	245	90	100	150	6
	C1B50L3000-300	100x30x10.8x2x1	3000	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L3000-455	100x30x10.8x2x1	3000	50	0.5	455	90	100	150	6
	C1B50L3000-600	100x30x10.8x2x1	3000	50	0.5	600	90	100	150	6
	C1B50L3400-300	100x30x10.8x2x1	3400	50	0.5	300	90	100	150	6
	C1B50L4200-300	100x30x10.8x2x1	4200	50	0.5	300	90	100	150	6
C1B50L5000-300	100x30x10.8x2x1	5000	50	0.5	300	90	100	150	6	
B75	C1B75L600-300	100x30x10.8x2x1	600	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L1000-300	100x30x10.8x2x1	1000	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L1400-300	100x30x10.8x2x1	1400	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L1800-300	100x30x10.8x2x1	1800	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L2200-300	100x30x10.8x2x1	2200	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L2600-300	100x30x10.8x2x1	2600	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L3000-300	100x30x10.8x2x1	3000	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L3400-300	100x30x10.8x2x1	3400	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L4200-300	100x30x10.8x2x1	4200	75	0.75	300	115	100	150	6
	C1B75L5000-300	100x30x10.8x2x1	5000	75	0.75	300	115	100	150	6

5.2.1 Effet du rapport B1/D

Les résultats résumés dans le tableau 5.2 sont illustrés dans les figures 5.2 à 5.4, où nous avons comparé les résultats numériques avec les règlements AISI et EC3, et l'approche DSM3 proposée. Les valeurs moyennes des rapports ($AISI F_n/P_{FE}$), (P_{DSM3}/P_{FE}) et ($EC3/P_{FE}$) sont respectivement de 0,89, 1,00 et 0,92 avec un coefficient de variation (COV) de 0,11, 0,00 et 0,08. Les figures 5.5 à 5.7 montrent la variation des charges calculées par AISI, EC3 et DSM3 en fonction de l'élancement non dimensionnel. En général, pour les colonnes composées C1, les résultats obtenus par les trois règles de conception se corrèlent très bien avec les résultats du modèle par éléments finis non linéaires voir la Figure 5.8.

En général, les prédictions de la résistance au flambement des colonnes composées par la méthode de la résistance directe (DSM) sont meilleures que la méthode de la largeur effective pour un facteur d'élancement inférieur à 1,5, alors que pour un facteur supérieur à 1,5, c'est la méthode de la largeur effective qui est meilleure.

Les résultats pour des rapports B1/D de 0.25, 0.5 et 0.75 sont illustrés dans les figures 5.9 à 5.11. La figure 5.9 montre que, pour l'AISI, la section (C1) des colonnes composées d'étrésillons avec un rapport B1/D=(0,25; 0,5; 0,75) présente un mode de voilement local pour $\lambda_c \leq (0,57; 0,55; 0,47)$ respectivement. Les modes combinés flexionnel et local (F+L) sont obtenus pour $\lambda_c \leq (0,74; 0,78; 0,8)$ à l'exception de C1B50L2200-185 et C1B50L2200-230 où $\lambda_c \leq (0,74; 0,76)$ respectivement. Les colonnes composées restantes sont de mode flexionnel pour $\lambda_c \geq (0,93; 0,74; 0,89)$. Pour le code EC3 et d'après la figure 5.10, pour le mode de voilement est local pour $\bar{\lambda} \leq (0,49; 0,46; 0,34)$, Les modes combinés flexionnel et local (F+L) sont obtenus pour $\bar{\lambda} \leq (0,68; 0,72; 0,73)$, sauf pour C1B50L2200-185 et C1B50L2200-230 qui ont le mode de flexionnel avec $\bar{\lambda} \leq (0,72; 0,72)$ respectivement. Le mode de flexionnel est obtenu pour $\bar{\lambda} \geq (0,87; 0,85; 0,83)$. Enfin, pour l'approche proposée en utilisant la DSM, la figure 5.11, on peut voir que, le mode local est obtenu pour $\lambda_c \leq (0,52; 0,40; 0,42)$ respectivement. Le mode combiné est obtenu avec $\lambda_c \leq 0,83$. Le mode de flexionnel est obtenu pour $\lambda_c \geq (0,94; 0,82; 0,91)$ respectivement.

Tableau 5.2 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série C1

	P_{FE}	λ_C	AISI F_n	Mode de ruine	AISI F_n/P_{FE}	P_{DSM3}	λ_C P_{DSM3}	$P_{DSM3}/$ P_{FE}	EC3	$\bar{\lambda}$	EC3/ P_{FE}
C1B25L600-300	209.74	0.42	179.06	L	0.85	209.91	0.38	1.00	184.44	0.29	0.88
C1B25L1000-300	183.57	0.57	168.01	L	0.92	199.06	0.52	1.08	174.50	0.49	0.95
C1B25L1400-300	172.29	0.74	152.70	F+L	0.89	166.64	0.83	0.97	160.56	0.68	0.93
C1B25L1800-300	163.8	0.93	134.44	F	0.82	154.08	0.94	0.94	139.8	0.87	0.85
C1B25L2200-300	137.30	1.11	114.66	F	0.84	131.05	1.13	0.95	116.04	1.07	0.85
C1B25L2600-300	113.53	1.3	94.72	F	0.83	107.74	1.32	0.95	92.402	1.26	0.81
C1B25L3000-300	76.27	1.49	75.79	F	0.99	85.02	1.52	1.11	74.17	1.46	0.97
C1B25L3400-300	60.54	1.68	59.54	F	0.98	67.32	1.70	1.11	59.66	1.65	0.99
C1B25L4200-300	39.38	2.07	39.44	F	1.00	44.62	2.09	1.13	40.99	2.04	1.04
C1B25L5000-300	27.20	2.46	28.10	F	1.03	31.69	2.48	1.17	29.64	2.43	1.09
C1B50L600-300	211.24	0.36	182.61	L	0.86	213.38	0.32	1.01	188.57	0.2	0.89
C1B50L1000-300	191.50	0.44	177.45	L	0.93	208.34	0.4	1.09	182.82	0.33	0.95
C1B50L1400-300	181.40	0.55	169.97	L	0.94	201.23	0.4	1.11	176.13	0.46	0.97
C1B50L1800-300	169.50	0.66	160.48	F+L	0.95	171.43	0.79	1.01	167.04	0.59	0.99
C1B50L2200-185	172.84	0.74	152.82	F	0.88	168.36	0.82	0.97	157.05	0.72	0.91
C1B50L2200-230	173.43	0.76	151.66	F	0.87	166.93	0.83	0.96	157.05	0.72	0.91
C1B50L2200-300	167.85	0.78	149.37	F+L	0.89	165.88	1.05	0.99	157.05	0.72	0.94
C1B50L2200-400	177.26	0.82	145.16	F	0.82	163.83	0.86	0.92	157.05	0.72	0.89
C1B50L2600-400	168.00	0.9	137.05	F	0.82	155.51	0.93	0.93	142.88	0.85	0.85
C1B50L3000-245	158.30	1.01	125.48	F	0.79	142.83	1.03	0.90	127.31	0.98	0.80
C1B50L3000-300	155.44	1.03	123.95	F	0.80	140.39	1.05	0.90	127.31	0.98	0.82
C1B50L3000-455	145.41	1.08	118.15	F	0.81	132.32	1.12	0.91	127.31	0.98	0.88
C1B50L3000-600	133.63	1.15	110.99	F	0.83	123.98	1.18	0.93	127.31	0.98	0.95
C1B50L3400-600	136.50	1.15	110.50	F	0.81	124.82	1.18	0.91	110.42	1.11	0.81
C1B50L4200-300	88.38	1.41	84.13	F	0.95	94.35	1.43	1.07	81.67	1.37	0.92
C1B50L5000-300	62.20	1.66	61.03	F	0.98	68.27	1.69	1.10	61.04	1.63	0.98
C1B75L600-300	211.38	0.36	182.59	L	0.86	206.58	0.31	0.98	190.64	0.15	0.90
C1B75L1000-300	191.74	0.41	179.70	L	0.94	204.03	0.36	1.06	186.55	0.24	0.97
C1B75L1400-300	186.13	0.47	175.46	L	0.94	200.28	0.42	1.08	182.15	0.34	0.98
C1B75L1800-300	172.75	0.55	169.95	F+L	0.98	167.01	0.78	0.97	176.33	0.44	1.02
C1B75L2200-300	169.57	0.63	163.3	F+L	0.96	189.42	0.55	1.12	171.38	0.53	1.01
C1B75L2600-300	164.25	0.71	155.67	F+L	0.95	166.86	0.78	1.02	163.68	0.63	1.00
C1B75L3000-300	165.32	0.8	147.22	F+L	0.89	161.93	0.82	0.98	155.93	0.73	0.94
C1B75L3400-300	177.25	0.89	138.12	F	0.78	152.69	0.91	0.86	145.28	0.83	0.82
C1B75L4200-300	149.78	1.08	118.7	F	0.79	132.48	1.08	0.88	121.82	1.02	0.81
C1B75L5000-300	104.96	1.26	98.80	F	0.94	110.60	1.26	1.05	97.81	1.22	0.93
MEAN, P_m					0.89			1.00			0.92
COV, V_p					0.11			0.00			0.08

Note: L=Voilement local; F=flambement flexionnel

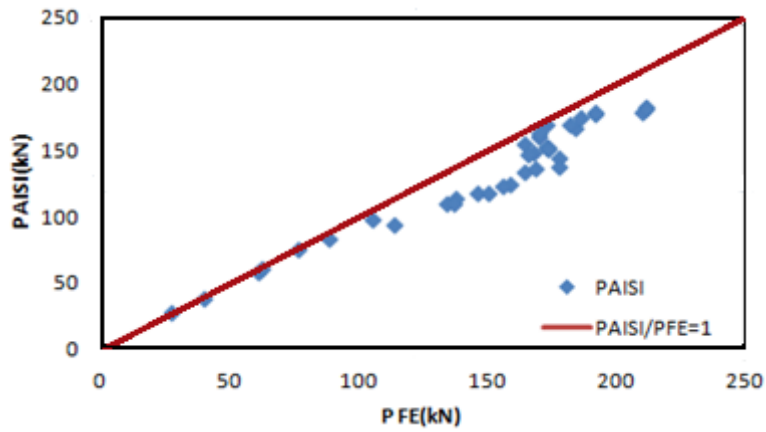


Figure 5.2 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série C1

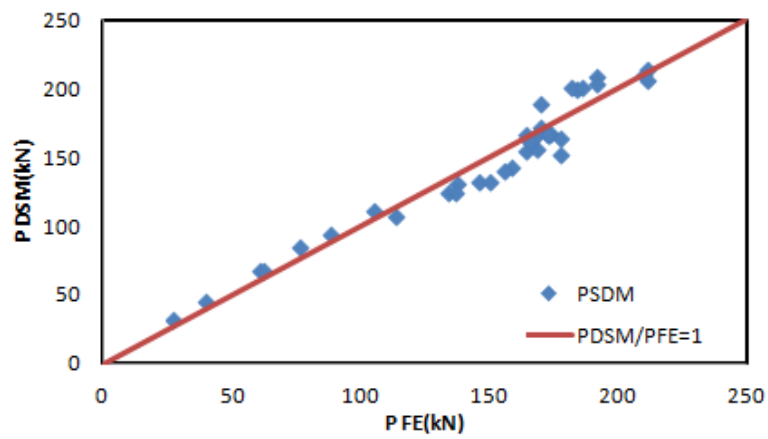


Figure 5.3 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposé de la série C1

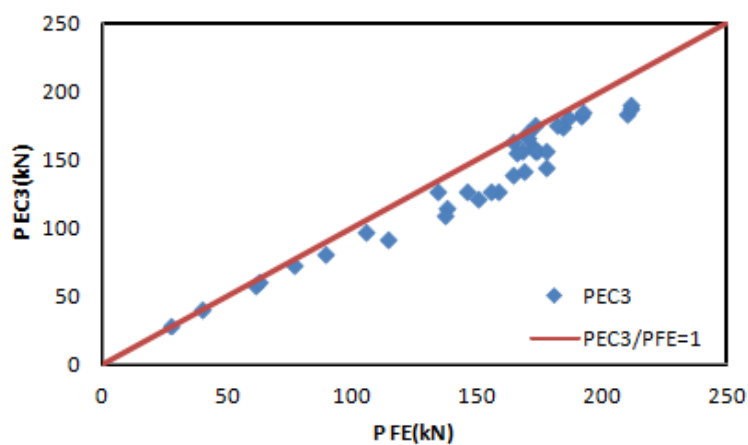


Figure 5.4 Comparaison des résultats numériques avec l'EC3 de la série C1

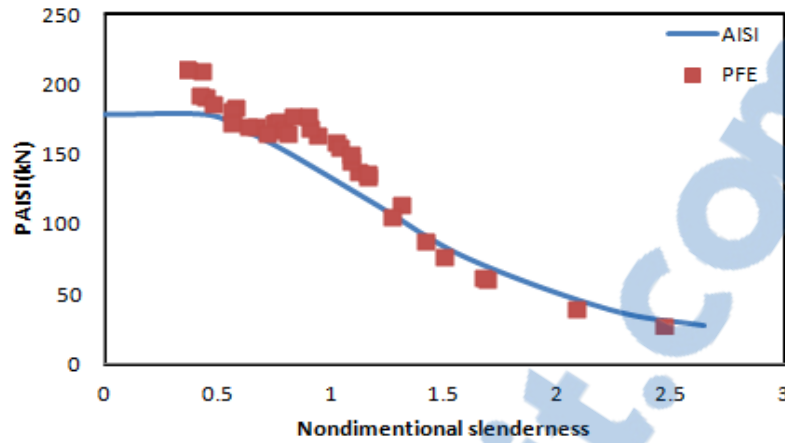


Figure 5.5 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série C1. Résultats numériques avec AISI.

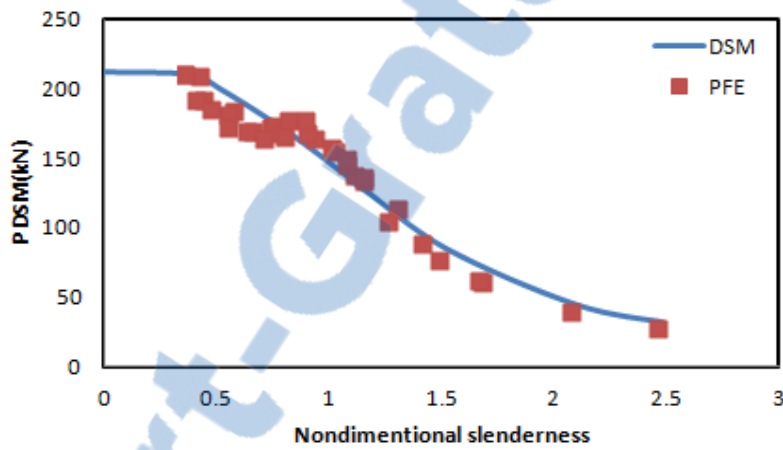


Figure 5.6 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série C1. Résultats numériques avec DSM.

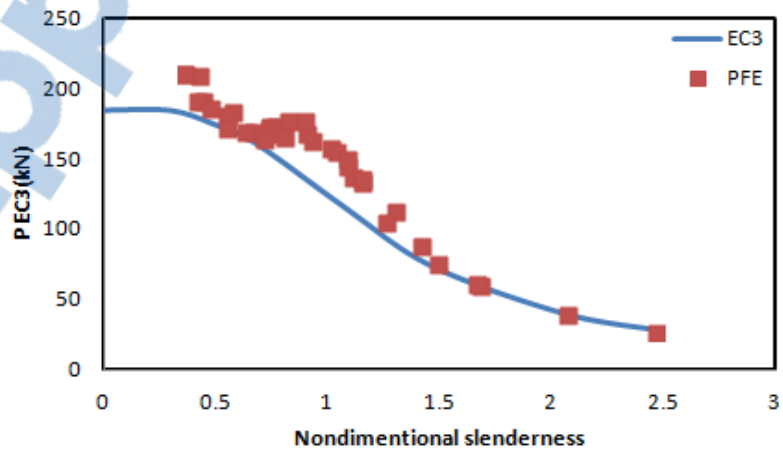


Figure 5.7 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série C1. Résultats numériques avec EC3

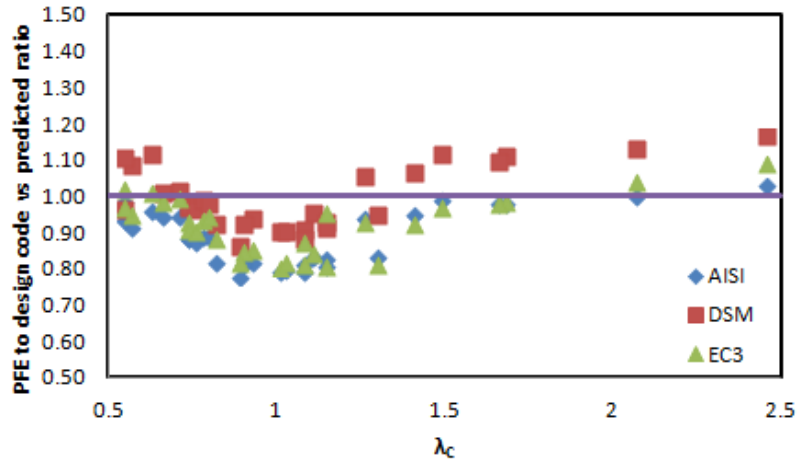


Figure 5.8 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série C1

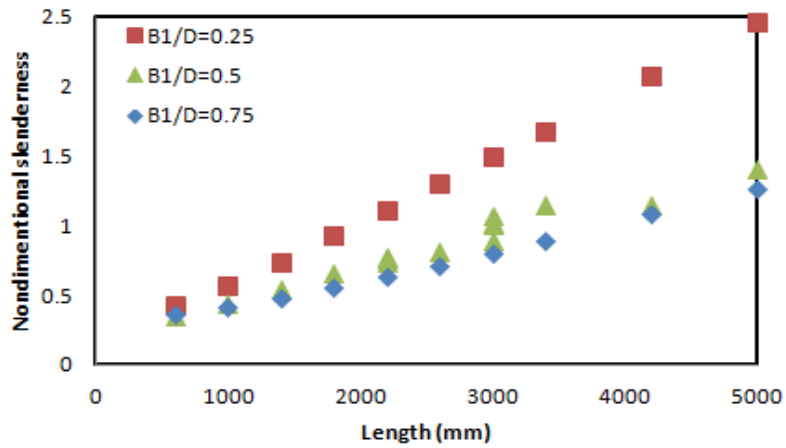


Figure 5.9 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant l'AISI

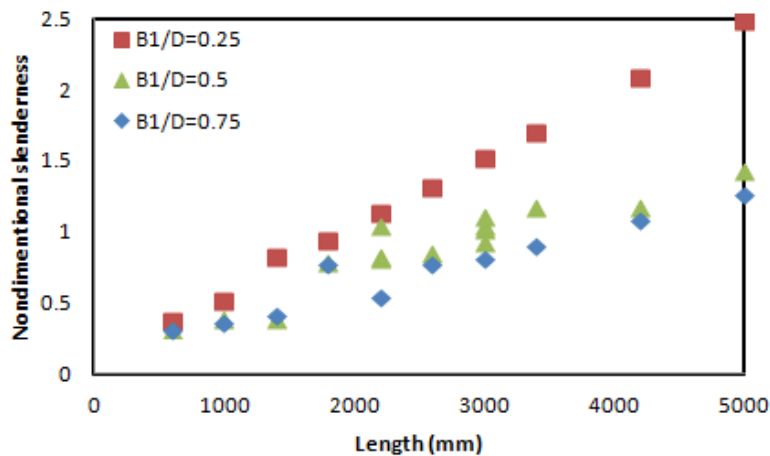


Figure 5.10 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant l'EC3

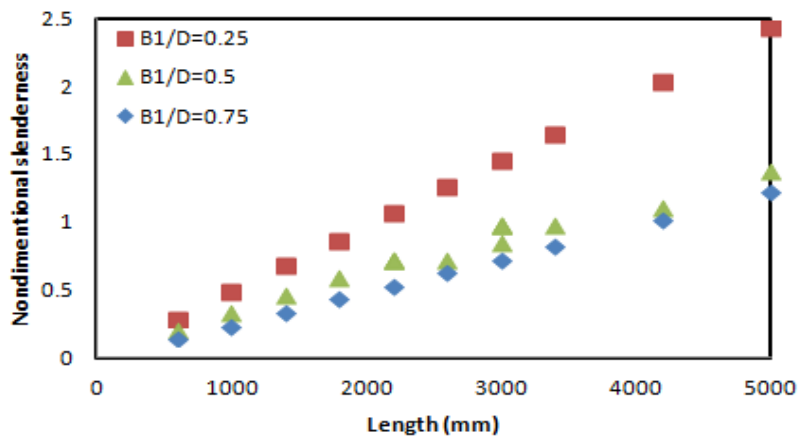


Figure 5.11 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série C1en utilisant la DSM3

5.2.2 Effet du rapport d/D

Toutes les caractéristiques géométriques des sections ouvertes étudiés en C (nommée série CD) ainsi que les étrésoillons sont données au tableau 5.1, où les dimensions (D, b, t, ri) sont les mêmes pour toute la série (voir figure 5.12).

La longueur de flambement local L_z pour tous les échantillons est prise égale à 300 mm). La longueur du rebord « d » est variée de (15, 20 et 30). Les spécimens sont codifiés de la même manière que celle définie dans la Figure 4.22.

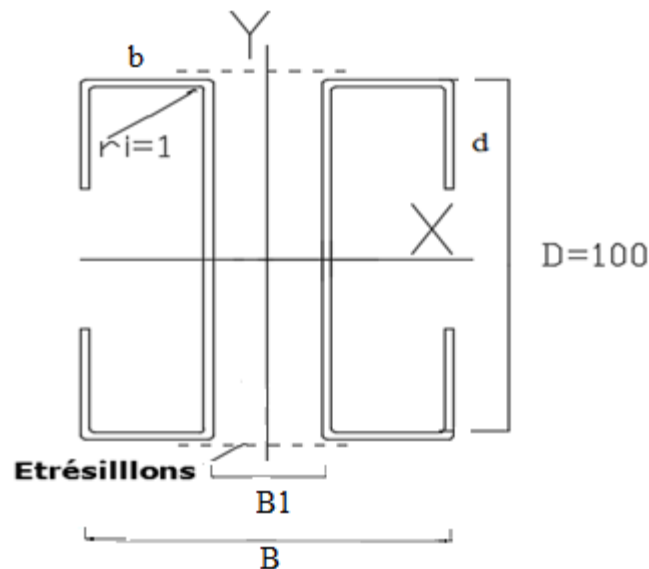


Figure 5.12 Détails de la section transversale étudiée (Série CD)

Les résultats résumés dans le tableau 4.3 sont illustrés dans les figures 5.16 à 5.18, où nous avons comparé les résultats numériques avec les règlements AISI et EC3, et l'approche DSM3 proposée. Les valeurs moyennes des rapports $(AISI F_n/P_{FE})$, (P_{DSM3}/P_{FE}) et $(EC3/P_{FE})$ sont respectivement de 1,00, 1,03 et 0,96 avec un coefficient de variation (COV) de 0,00, 0,03

et 0,04. La figure 5.16 résume la comparaison entre les résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD. On peut conclure que les modes de voilement local et combiné, la DSM3 donne de meilleures résultats que la méthode de la largeur effective pour un facteur d'élancement inférieur à 1. Pour le mode flexionnel, pour un facteur supérieur à 1, c'est la méthode de la largeur effective qui est meilleure. Les figures 5.13 à 5.15 montrent l'effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C (série CD) par AISI, EC3 et DSM3. On peut observer en augmentant le rapport d/D la résistance de la colonne composée étudiée pour chaque longueur de la série CD augmente.

Tableau 5.3 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD

	P_{FE}	λ_C	AISI Fn	F/ MODE	AISI Fn/P _{FE}	PDSM3	λ_C DSM3	DSM3/ P _{FE}	EC3	$\bar{\lambda}$	EC3/ P _{FE}
CD15B25L600-300	203.75	0.42	211.47	L	1.04	209.48	0.42	1.03	197.30	0.28	0.97
CD15B25L1000-300	203.59	0.57	198.33	F+L	0.97	198.33	0.57	0.97	187.41	0.47	0.92
CD15B25L1400-300	171.36	0.746	180.14	F+L	1.05	177.76	0.77	1.04	174.26	0.65	1.02
CD15B25L2200-300	153.58	1.11	134.97	F	0.88	122.37	1.22	0.80	130.19	1.02	0.85
CD15B25L3000-300	85.1	1.49	88.95	F	1.05	98	1.42	1.15	85.17	1.40	1.00
CD15B25L4200-300	47.3	2.0765	46.26	F	0.98	51.71	1.96	1.09	47.50	1.96	1.00
CD15B25L5000-300	31.2	2.46	32.84	F	1.05	37.23	2.31	1.19	34.39	2.33	1.10
CD20B25L600-300	215.49	0.39	224.05	L	1.04	221.46	0.4	1.03	205.59	0.26	0.95
CD20B25L1000-300	215.99	0.55	211.24	F+L	0.98	211.24	0.55	0.98	196.06	0.44	0.91
CD20B25L1400-300	207.05	0.71	193.38	F+L	0.93	188.34	0.76	0.91	183.39	0.62	0.89
CD20B25L2200-300	169.1	1.07	148.37	F	0.88	154.98	1.02	0.92	142.26	0.97	0.84
CD20B25L3000-300	84.55	1.43	101.18	F	1.20	98.18	1.36	1.16	95.62	1.33	1.13
CD20B25L4200-300	51.35	1.98	53.08	F	1.03	58.77	1.89	1.14	53.99	1.86	1.05
CD20B25L5000-300	36.43	2.36	37.67	F	1.03	41.52	2.25	1.14	39.20	2.21	1.08
CD30B25L600-300	236.6	0.38	248.56	L	1.05	243.82	0.38	1.03	214.22	0.24	0.91
CD30B25L1000-300	228.06	0.52	236.06	F+L	1.04	224.66	0.62	0.99	205.61	0.4	0.90
CD30B25L1400-300	230.65	0.67	218.48	F+L	0.95	198.47	0.82	0.86	194.72	0.56	0.84
CD30B25L2200-300	197.94	1	173.2	F	0.88	178.72	0.97	0.90	160.14	0.88	0.81
CD30B25L3000-300	145.42	1.34	128.85	F	0.89	131.64	1.29	0.91	114.25	1.21	0.79
CD30B25L4200-300	64.3	1.86	66.66	F	1.04	72.85	1.78	1.13	66.45	1.69	1.03
CD30B25L5000-300	44.6	2.21	47.33	F	1.06	51.81	2.11	1.16	48.55	2.01	1.09
MEAN, P _m					1.00			1.03			0.96
COV, V _p					0.00			0.03			0.04

Note: L=Voilement local; F=flambement flexionnel

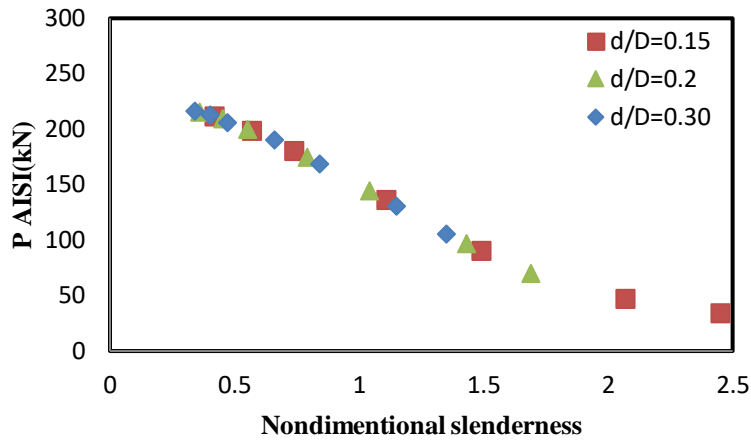


Figure 5.13 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant l'AISI

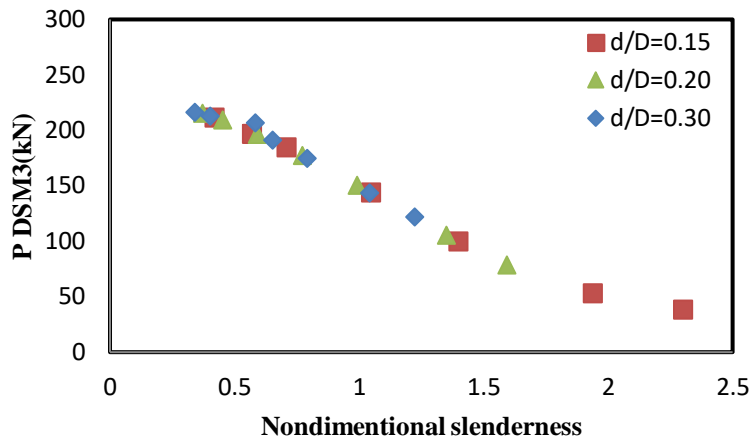


Figure 5.14 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant DSM3

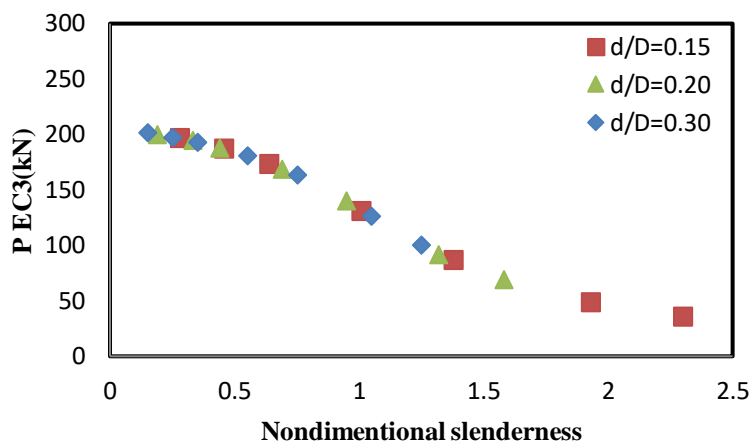


Figure 5.15 Effet du rapport d/D sur les colonnes composées en C de la série CD en utilisant EC3

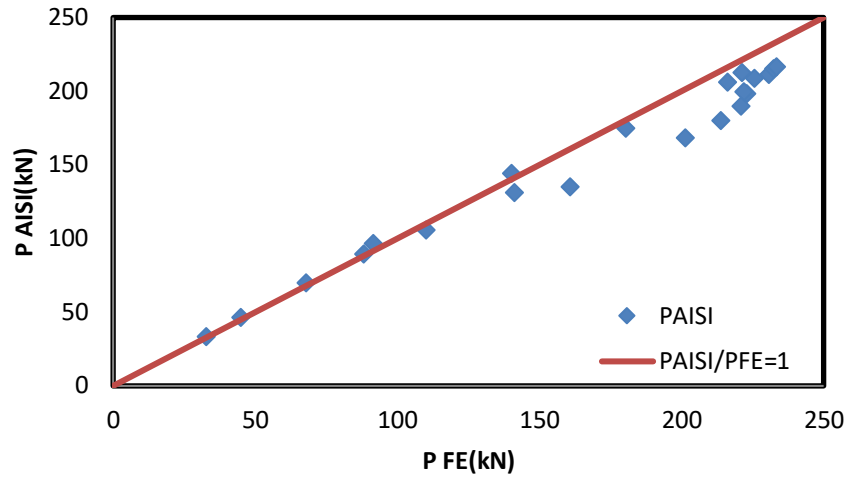


Figure 5.16 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CD

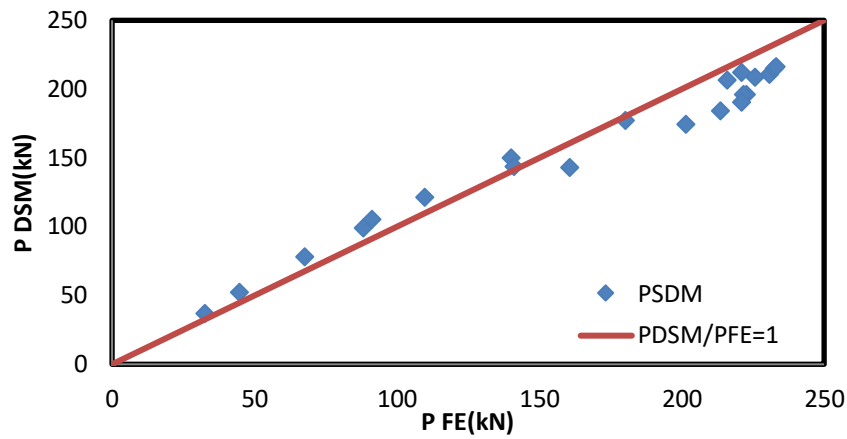


Figure 5.17 Comparaison des résultats numériques avec le règlement DSM3 de la série CD

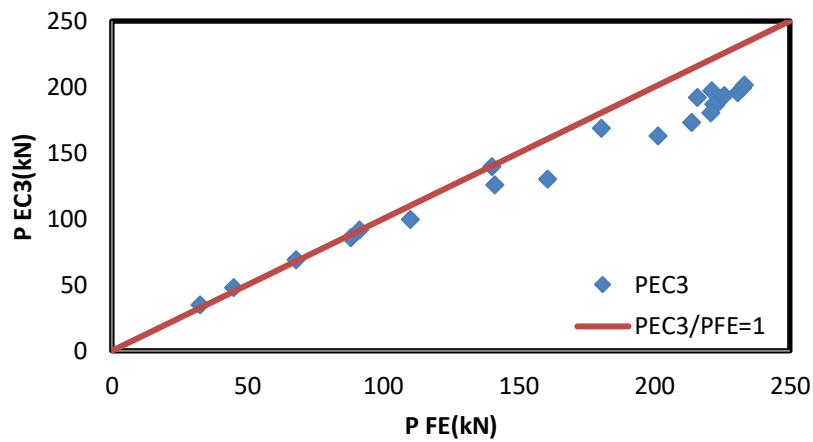


Figure 5.18 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série CD

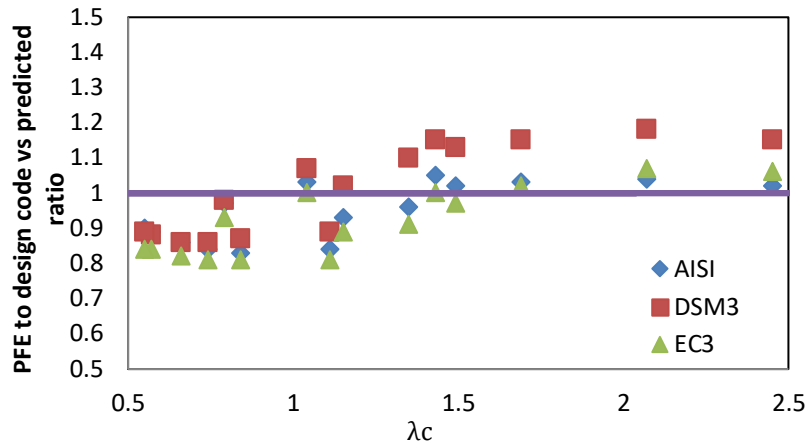


Figure 5.19 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD

5.2.3 Effet de d'angle du rebord (raidisseur de bord)

Pour les sections étudiées en « C » de la série nommée AL (voir figure 5.20), les dimensions (D, b, t, ri) sont les mêmes (voir le Tableau 5.1). La longueur de voilement local L_Z pour tous les échantillons est prise égale à 300 mm). L'angle du rebord « α » est varié de (30°, 45° et 60°). Les spécimens sont codifiés de la même manière que celle définie à la Figure 4.22.

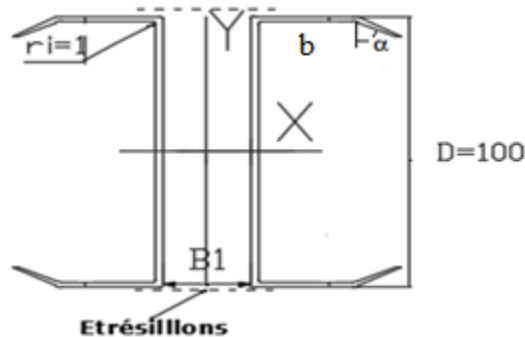


Figure 4.20 Détails de la section transversale étudiée (Série AL)

Les résultats résumés dans le tableau 5.4 sont illustrés dans les figures 5.24 à 5.26, où nous avons comparé les résultats numériques avec les règlements AISI et EC3, et l'approche proposée DSM3. Les valeurs moyennes des rapports (AISI F_n/P_{FE}), (P_{DSM3} / P_{FE}) et ($EC3 / P_{FE}$) sont respectivement de 0,95, 1,05 et 0,89 avec un coefficient de variation (COV) de 0,05, 0,05 et 0,11. La figure 5.27 résume la comparaison entre les résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série AL. On peut conclure que pour les modes de voilement local et combiné, la DSM3 donne de meilleurs résultats que la méthode de la largeur effective pour un facteur d'élançement inférieur à 1. Pour le mode

flexionnel et pour un facteur supérieur à 1, c'est la méthode de la largeur effective qui est meilleure. Les figures 5.22 à 5.24 montrent l'effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C par AISI, EC3 et DSM3. On peut observer que, généralement la variation de cet angle n'a pas un effet significatif sur la résistance de la colonne composée étudiée de série AL. D'autres colonnes peuvent faire l'objet d'autres études pour confirmer ou infirmer ce résultat.

Tableau 5.4 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série AL

	P_{FE}	λ_c	AISI F_n	Mode de ruine	AISI F_n/P_{FE}	P_{DSM3}	λ_c DSM3	DSM3/ PFE	EC3	$\bar{\lambda}$	EC3/ P_{FE}
AL30B25L600	208.76	0.39	210.95	L	1.01	208.39	0.39	1.00	192.050	0.270	0.92
AL30B25L1000	194.17	0.55	198.6	L	1.02	198.61	0.55	1.02	183.020	0.450	0.94
AL30C1B25L1400	190.43	0.72	181.43	F+L	0.95	176.85	0.76	0.93	170.96	0.62	0.90
AL30B25L2200	160.2	1.078	138.33	F	0.86	146.83	1.01	0.92	131.79	0.98	0.82
AL30B25L3000	87.5	1.45	93.48	F	1.07	104.39	1.35	1.19	88.12	1.01	1.01
AL30B25L4200	48.5	2.01	48.81	F	1.01	55.97	1.87	1.15	49.64	1.88	1.02
AL30B25L5000	34.85	2.387	34.63	F	0.99	39.75	2.22	1.14	36.02	2.23	1.03
AL45B25L600	200.16	0.39	203.44	L	1.02	202.14	0.39	1.01	183.56	0.27	0.92
AL45B25L1000	193.18	0.55	190.92	L	0.99	190.93	0.55	0.99	174.63	0.46	0.90
AL45B25L1400	187.12	0.73	173.58	L+F	0.93	169.80	0.77	0.91	162.56	0.64	0.87
AL45B25L2200	162.89	1.1	130.44	F	0.80	145.86	0.97	0.90	123.39	1.01	0.76
AL45B25L3000	87.6	1.48	86.33	F	0.99	106.06	1.31	1.21	81.51	1.37	0.93
AL45B25L4200	50.05	2.06	44.8	F	0.90	57.85	1.81	1.16	45.67	1.92	0.91
AL45B25L5000	35.75	2.44	31.76	F	0.89	41.06	2.15	1.15	33.1	2.28	0.93
AL60B25L600	198.15	0.39	202.64	L	1.02	200.83	0.39	1.01	165.67	0.26	0.84
AL60B25L1000	196.32	0.55	190.18	L	0.97	190.17	0.55	0.97	158.22	0.43	0.81
AL60B25L1400	184.09	0.73	172.9	L+F	0.94	162.01	0.83	0.88	148.42	0.61	0.81
AL60B25L2200	164.95	1.1	129.93	F	0.79	147.17	0.96	0.89	116.66	0.95	0.71
AL60B25L3000	87.5	1.49	85.99	F	0.98	108.07	1.28	1.24	79.34	1.3	0.91
AL60B25L4200	52.4	2.06	44.62	F	0.85	59.45	1.79	1.13	45.043	1.82	0.86
AL60B25L5000	35.6	2.44	31.64	F	0.89	42.17	2.12	1.18	32.74	2.17	0.92
MEAN, P_m					0.95			1.05			0.89
COV, V_p					0.05			0.05			0.11

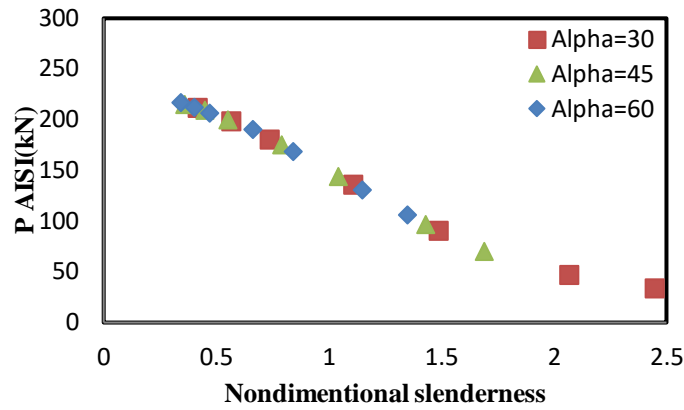


Figure 5.21 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant l'AISI

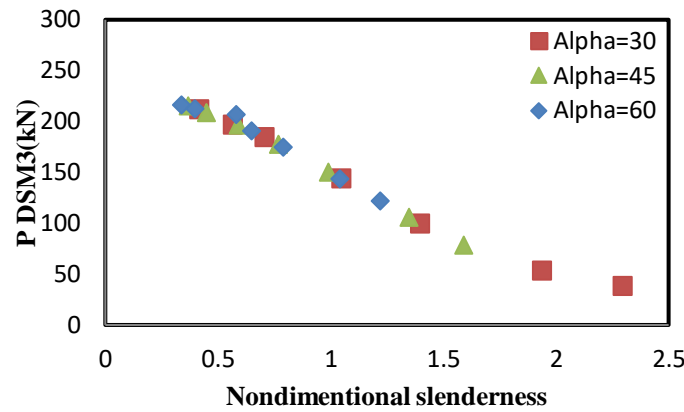


Figure 5.22 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant la DSM3

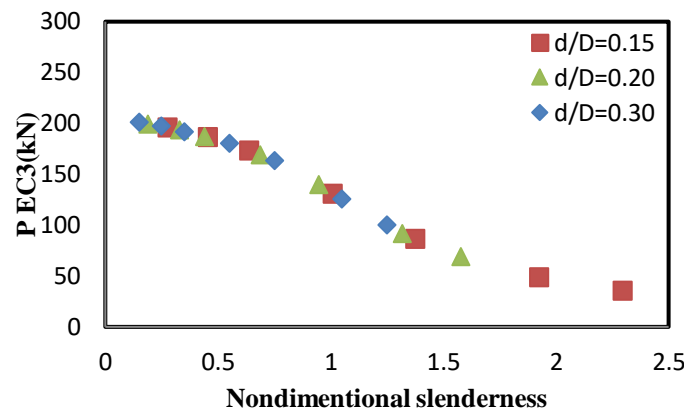


Figure 5.23 Effet de l'angle du rebord des colonnes composées en C de la série AL en utilisant l'EC3

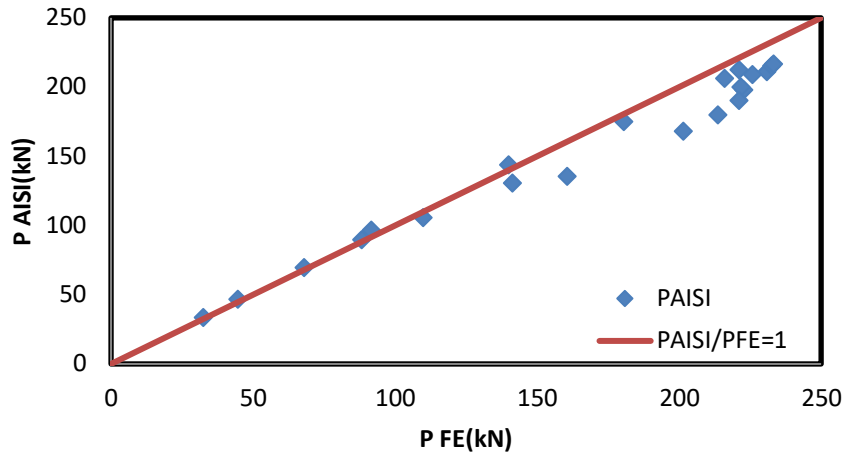


Figure 5.24 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CD

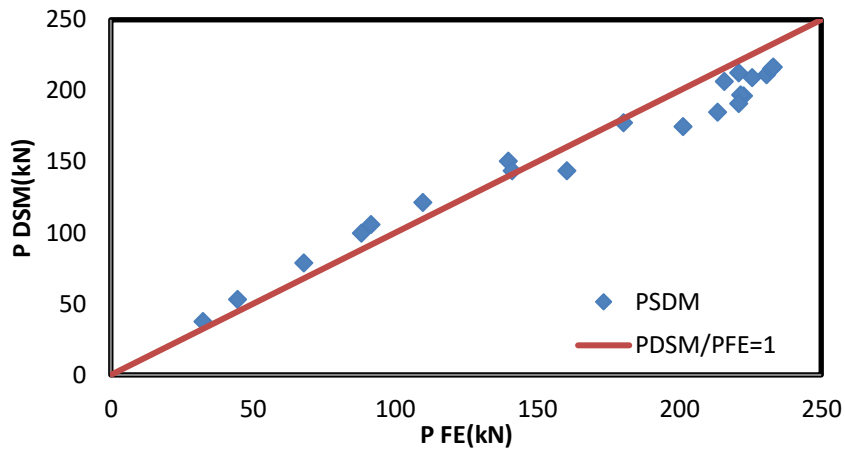


Figure 5.25 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 de la série AL

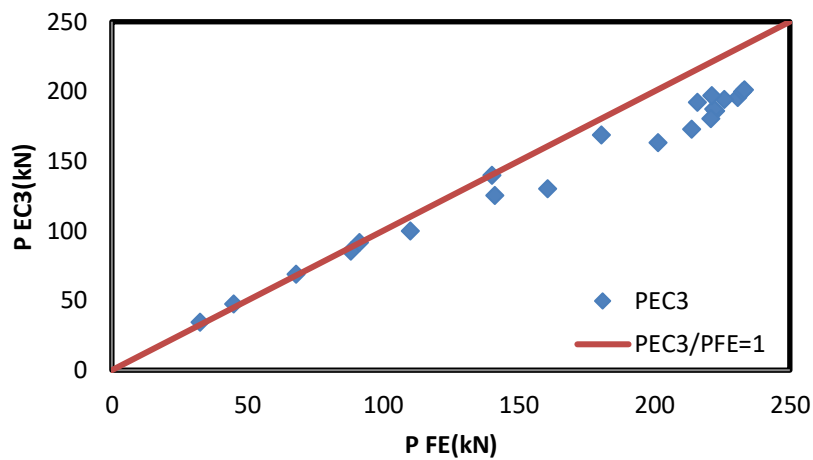


Figure 5.26 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série AL

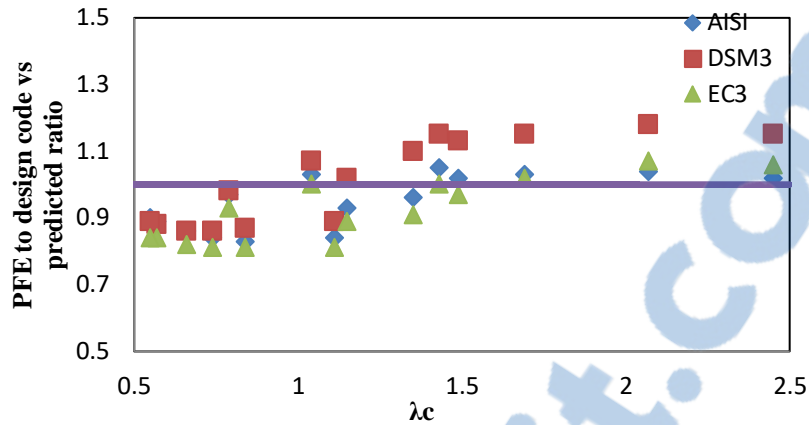


Figure 5.27 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série AL

5.2.4 Effet du raidisseur intermédiaire

Pour les sections étudiées en « C » de série nommée SC (voir figure 5.28), les mêmes dimensions (D , b , t , r_i) sont utilisées (voir le Tableau 5.1). La longueur de voilement local L_z pour tous les échantillons est prise égale à 300 mm. On va étudier l'effet de l'ajout de raidisseur intermédiaire en variant l'espacement entre les deux colonnes (25, 50 et 75) mm. Les spécimens sont codifiés de la même manière que celle définie dans la Figure 4.22.

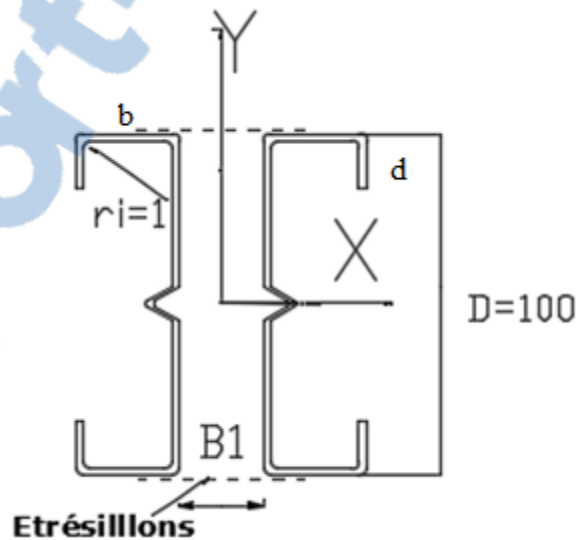


Figure 5.28 Détails de la section transversale étudiée (Série SC)

Les résultats résumés dans le tableau 4.5 sont illustrés dans les figures 5.29 à 5.31, où nous avons comparé les résultats numériques avec les règlements AISI et EC3, et l'approche proposée DSM3. Les valeurs moyennes des rapports $(AISI F_n/P_{FE})$, (P_{DSM3}/P_{FE}) et $(EC3/P_{FE})$ sont respectivement de 0,94, 0,99 et 0,90 avec un coefficient de variation (COV) de 0,06,

0,01 et 0,10. La figure 5.32 résume la comparaison entre les résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série SC. On peut conclure que pour les modes de voilement local et combiné la DSM3 donne de meilleurs résultats que la méthode de la largeur effective pour un facteur d'élancement inférieur à 1. Pour le mode flexionnel, pour un facteur supérieur à 1, c'est la méthode de la largeur effective qui est meilleure. Les figures 5.33 à 5.35 montrent une comparaison entre un profilé en C avec et sans raidisseur sur les colonnes composées en C par AISI, EC3 et DSM3. On peut observer que l'ajout des raidisseurs à un effet significatif pour les colonnes composées de mode de ruine local L et combiné F+L, contrairement au rapport B/D qui à un effet sur les poteaux élancés (flambement global).

Tableau 5.5 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série SC

	PFE	λ_c	AISI Fn	Mode de Ruine	AISI Fn/PFE	PDSM1	λ_c	DSM1/ PFE	EC3	$\bar{\lambda}$	EC3/ PFE
SC1B25L600-300	230.9	0.42	211	L	0.91	211.01	0.42	0.91	195.86	0.28	0.85
SC1B25L1000-300	222.9	0.57	198	L	0.89	196.03	0.57	0.88	186.19	0.46	0.84
SC1B25L1400-300	213.8	0.74	180.1	L+F	0.84	184.33	0.71	0.86	173.05	0.64	0.81
SC1B25L2200-300	160.7	1.11	135.3	F	0.84	143.13	1.05	0.89	130.45	1.01	0.81
SC1B25L3000-300	88.2	1.49	89.59	F	1.02	99.33	1.40	1.13	85.72	1.38	0.97
SC1B25L4200-300	44.84	2.07	46.68	F	1.04	52.72	1.94	1.18	47.93	1.93	1.07
SC1B25L5000-300	32.64	2.45	33.16	F	1.02	37.48	2.30	1.15	34.72	2.30	1.06
SC1B50L600-300	232.6	0.36	215.1	L	0.92	215.05	0.37	0.92	199.82	0.19	0.86
SC1B50L1000-300	225.8	0.45	208.8	L	0.92	208.76	0.45	0.92	194.02	0.33	0.86
SC1B50L1400-300	221.9	0.55	199.7	L+F	0.90	196.53	0.59	0.89	187.34	0.44	0.84
SC1B50L2200-300	180.5	0.79	174.7	F	0.97	177.43	0.77	0.98	168.75	0.69	0.93
SC1B50L3000-300	140.1	1.04	144	F	1.03	149.94	0.99	1.07	139.64	0.95	1.00
SC1B50L4200-300	91.5	1.43	96.48	F	1.05	105.52	1.35	1.15	91.75	1.32	1.00
SC1B50L5000-300	67.9	1.69	69.64	F	1.03	78.19	1.59	1.15	68.99	1.58	1.02
SC1B75L600-300	233.4	0.34	216.4	L	0.93	216.38	0.34	0.93	201.54	0.15	0.86
SC1B75L1000-300	221.2	0.4	212.4	L	0.96	212.40	0.40	0.96	197.10	0.25	0.89
SC1B75L1400-300	216.1	0.47	206	L	0.95	206.54	0.58	0.96	192.30	0.35	0.89
SC1B75L2200-300	221	0.66	189.9	L+F	0.86	190.68	0.65	0.86	180.45	0.55	0.82
SC1B75L3000-300	201.5	0.84	168.2	L+F	0.83	174.71	0.79	0.87	163.23	0.75	0.81
SC1B75L4200-300	141.2	1.15	130.8	F	0.93	143.65	1.04	1.02	125.67	1.05	0.89
SC1B75L5000-300	110	1.35	105.6	F	0.96	121.40	1.22	1.10	100.14	1.25	0.91
MEAN, P _m					0.94			0.99			0.90
COV, V _p					0.06			0.01			0.10

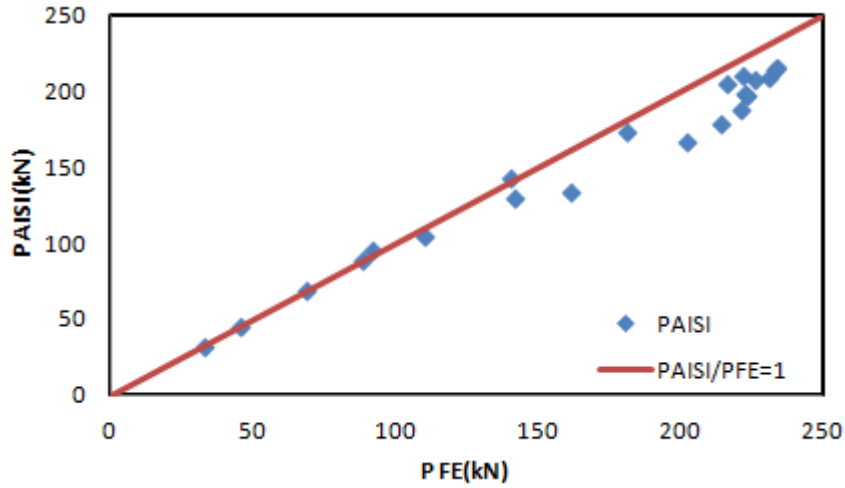


Figure 5.29 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série SC

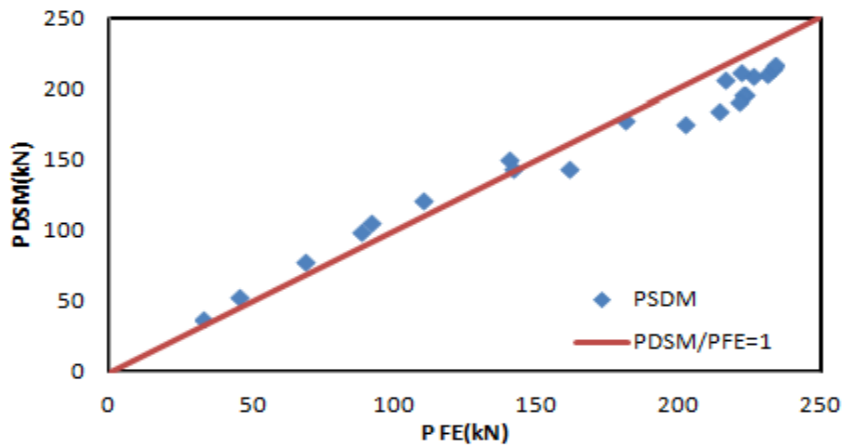


Figure 5.30 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 de la série SC

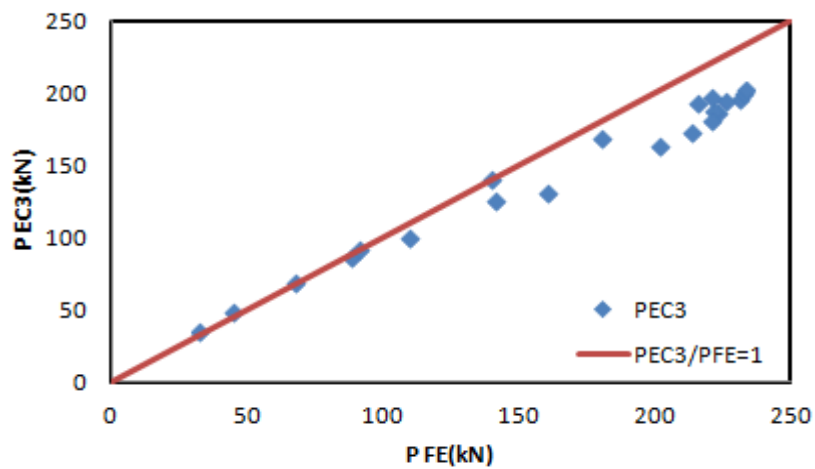


Figure 5.31 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série SC

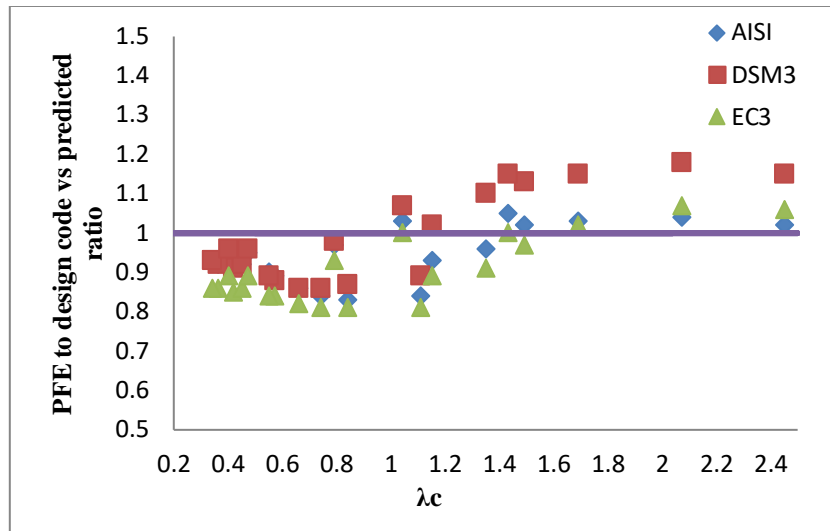


Figure 5.32 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CD

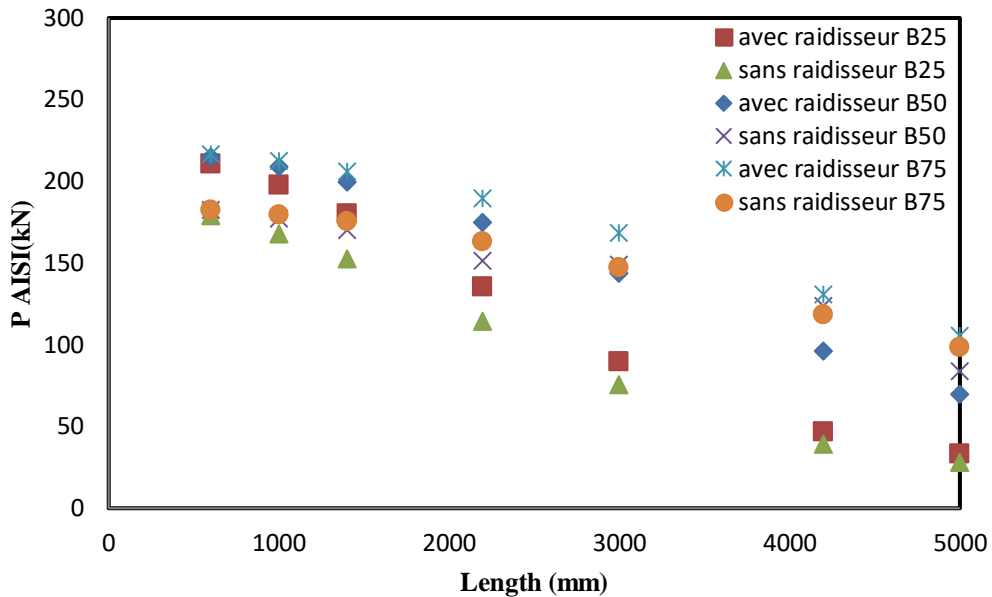


Figure 5.33 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant AISI

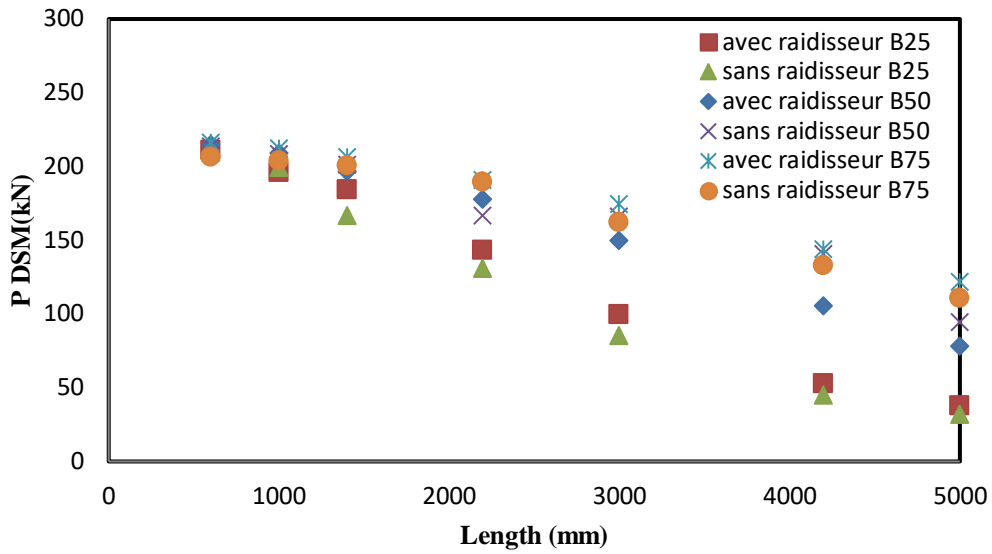


Figure 5.34 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant l'approche proposée DSM3

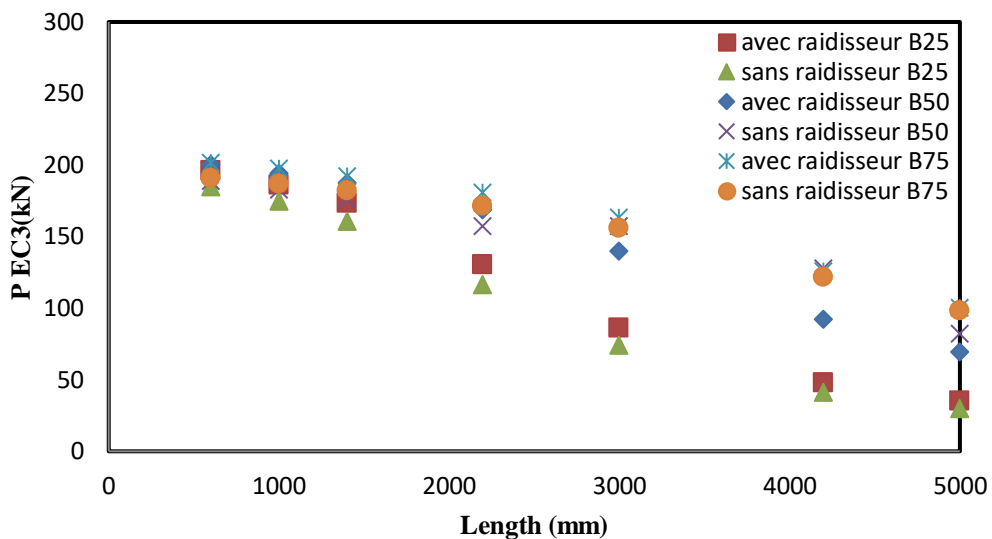


Figure 5.35 Effet du raidisseur sur les colonnes composées de la série SC en utilisant EC3

5.3 Section en « C » fermée

5.3.1 Effet du rapport B1/D

Pour les sections étudiées en « C » de la série nommée CC1 (voir figure 5.36), les dimensions (D , b , t , r_i) sont les mêmes (voir le Tableau 5.1). La longueur de voilement local L_z pour tous les échantillons est prise égale à 300 mm, à l'exception de la série d'échantillons B50, pour la longueur 2200 mm où elle se varie de 185 à 400 mm et pour la longueur de 3000

mm de 250 à 600 mm. Les spécimens sont codifiés de la même manière que celle définie dans la figure 4.22.

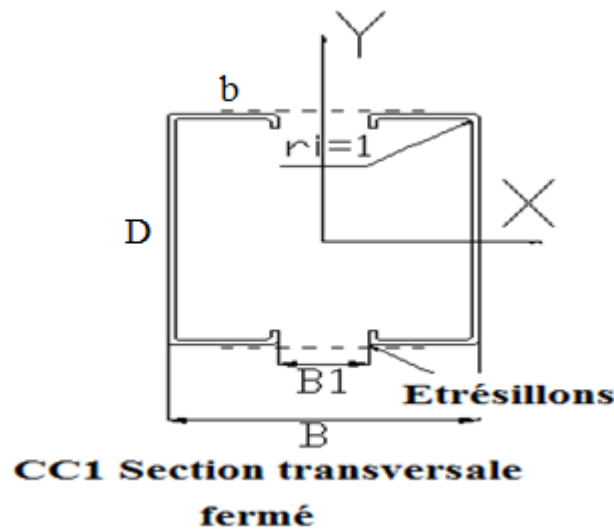


Figure 5.36 Détails de la section transversale étudiée (Série CC1)

Les résultats pour des valeurs du rapport $B1/D$ pour la série CC1 de 0,25, 0,5 et 0,75 sont illustrés dans les figures 5.37 à 5.39. La figure 5.37 montre que, pour AISI, la section fermée (CC1) des colonnes composées d'étrésillons avec un rapport $B1/D=(0,25; 0,5; 0,75)$, le mode est de type voilement local pour $\lambda_c \leq (0,46;0,47;0,42)$ respectivement. Les modes combinés flexionnel et local (F+L) sont obtenus pour $\lambda_c \leq (0,79;0,71;0,73)$ respectivement. Les colonnes composées restantes sont de mode type flexionnel avec $\lambda_c \geq (0,91;0,78;0,88)$. Pour le code EC3 et d'après la figure 5.38, le mode est de voilement local pour $\bar{\lambda} \leq (0,33;0,34;0,27)$. Les modes combinés flexionnel et local (F+L) sont obtenus pour $\bar{\lambda} \leq (0,72;0,63;0,66)$. Le mode flexionnel est obtenu pour $\bar{\lambda} \geq (0,85;0,73;0,81)$. Enfin, pour l'approche proposée par la DSM, la figure 5.39, on peut voir que, le mode local est obtenu pour $\lambda_c \leq (0,42;0,43;0,39)$ respectivement. Le mode combiné est obtenu avec $\lambda_c \leq 0,83$. Le mode de flexionnel est obtenu avec $\lambda_c \geq (0,92;0,82;0,89)$ respectivement.

Les figures 5.40 à 5.42 montrent la variation des charges calculées par AISI, EC3 et DSM3 en fonction de l'élancement non dimensionnel. En général, pour les colonnes composées CC1, les résultats obtenus par les trois règles de conception se corrèlent très bien avec les résultats du modèle par éléments finis non linéaires (voir la Figure 5.46). Les figures 5.43 à 5.45 montrent l'effet du rapport $B1/D$ sur les colonnes composées en C par AISI, EC3 et DSM3.

Tableau 5.6 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CC1

	P_{FE}	λ_c	AISI F_n	Mode de ruine	AISI F_n/P_{FE}	P_{DSM1}	λ_c P_{DSM1}	$P_{DSM1}/$ P_{FE}	EC3	$\bar{\lambda}$	EC3/ P_{FE}
CC1B25L600-300	202.80	0.38	181.31	L	0.89	212.11	0.35	1.05	188.61	0.19	0.93
CC1B25L1000-300	185.58	0.46	176.22	L	0.95	207.14	0.42	1.12	182.88	0.33	0.99
CC1B25L1400-300	178.55	0.56	168.85	F+L	0.95	199.89	0.51	1.12	176.23	0.46	0.99
CC1B25L1800-300	172.10	0.67	159.50	F	0.93	167.88	0.82	0.98	155.72	0.59	0.90
CC1B25L2200-300	163.47	0.79	148.54	F+L	0.91	167.80	0.82	1.03	157.31	0.72	0.96
CC1B25L2600-300	177.50	0.91	136.37	F	0.77	156.88	0.92	0.88	128.45	0.85	0.72
CC1B25L3000-300	166.09	1.03	123.44	F	0.74	141.29	1.04	0.85	127.8	0.99	0.77
CC1B25L3400-300	145.20	1.15	110.14	F	0.76	125.35	1.17	0.86	98.81	1.10	0.68
CC1B25L4200-300	86.33	1.41	84.03	F	0.97	91.33	1.46	1.06	82.18	1.37	0.95
CC1B25L5000-300	62.69	1.66	61.10	F	0.97	65.49	1.73	1.04	61.45	1.63	0.98
CC1B50L600-300	204.84	0.36	182.60	L	0.89	213.37	0.32	1.04	189.52	0.15	0.93
CC1B50L1000-300	186.73	0.41	179.73	L	0.96	210.57	0.37	1.13	183.08	0.24	0.98
CC1B50L1400-300	178.00	0.47	175.51	L	0.99	206.44	0.43	1.16	176.39	0.34	0.99
CC1B50L1800-300	173.15	0.54	170.03	F+L	0.98	171.37	0.79	0.99	168.28	0.44	0.97
CC1B50L2200-185	170.3	0.57	167.95	F+L	0.99	170.51	0.8	1.00	161.15	0.53	0.95
CC1B50L2200-230	168.22	0.59	166.42	F+L	0.99	168.72	0.82	1.00	161.15	0.53	0.96
CC1B50L2200-300	169.47	0.63	163.42	F+L	0.96	168.42	0.82	0.99	161.15	0.53	0.95
CC1B50L2600-300	159.20	0.71	155.82	F+L	0.98	171.28	0.79	1.08	151.42	0.63	0.95
CC1B50L3000-245	164.34	0.78	149.6	F	0.91	168.17	0.82	1.02	142.25	0.73	0.87
CC1B50L3000-300	165.38	0.8	147.42	F	0.89	167.78	0.82	1.01	142.25	0.73	0.86
CC1B50L3000-455	183.45	0.88	139.20	F	0.76	160.26	0.89	0.87	142.25	0.73	0.78
CC1B50L3000-600	167.44	0.98	129.15	F	0.77	150.25	0.97	0.90	142.25	0.73	0.85
CC1B50L3400-600	186.25	0.89	138.36	F	0.74	158.43	0.90	0.85	130.79	0.83	0.70
CC1B50L4200-300	158.56	1.15	119.01	F	0.75	135.35	1.09	0.85	108.94	1.022	0.69
CC1B50L5000-300	105.77	1.26	99.17	F	0.94	111.77	1.28	1.06	88.23	1.22	0.83
CC1B75L600-300	203.32	0.34	183.20	L	0.90	213.95	0.31	1.05	191.49	0.12	0.94
CC1B75L1000-300	194.70	0.38	181.38	L	0.93	212.17	0.34	1.09	186.42	0.19	0.96
CC1B75L1400-300	178.50	0.42	178.67	L	1.00	209.53	0.39	1.17	181.27	0.27	1.02
CC1B75L1800-300	175.60	0.48	175.12	F+L	1.00	172.28	0.78	0.98	174.99	0.35	1.00
CC1B75L2200-300	168.89	0.54	170.79	F+L	1.01	168.10	0.82	1.00	170.18	0.43	1.01
CC1B75L2600-300	168.15	0.59	165.73	F+L	0.99	171.22	0.79	1.02	163.16	0.50	0.97
CC1B75L3000-300	168.00	0.67	160.01	F+L	0.95	167.83	0.82	1.00	157.25	0.58	0.94
CC1B75L3400-300	165.67	0.73	153.72	F+L	0.93	171.13	0.80	1.03	149.11	0.66	0.90
CC1B75L4200-300	167.20	0.88	139.76	F	0.84	159.58	0.89	0.95	133.34	0.81	0.80
CC1B75L5000-300	166.60	1.02	124.54	F	0.75	154.77	0.93	0.93	115.48	0.96	0.69
MEAN, P_m					0.90			1.00			0.90
COV, V_p					0.10			0.00			0.10

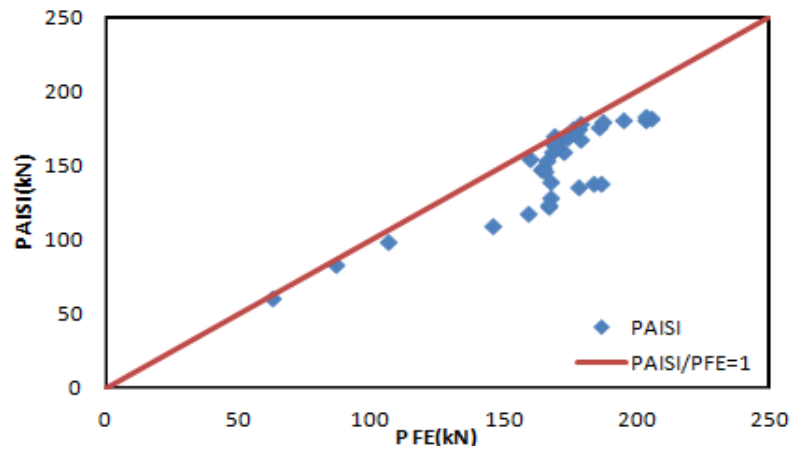


Figure 5.37 Comparaison des résultats numériques avec le règlement AISI de la série CC1

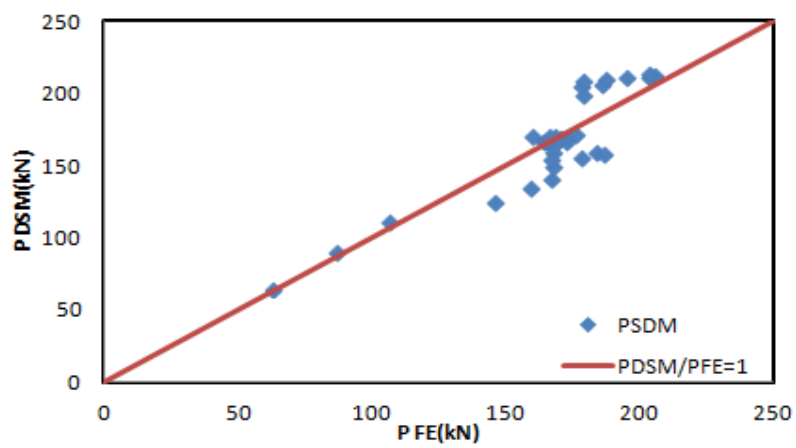


Figure 5.38 Comparaison des résultats numériques avec l'approche proposée DSM3 AISI de la série CC1

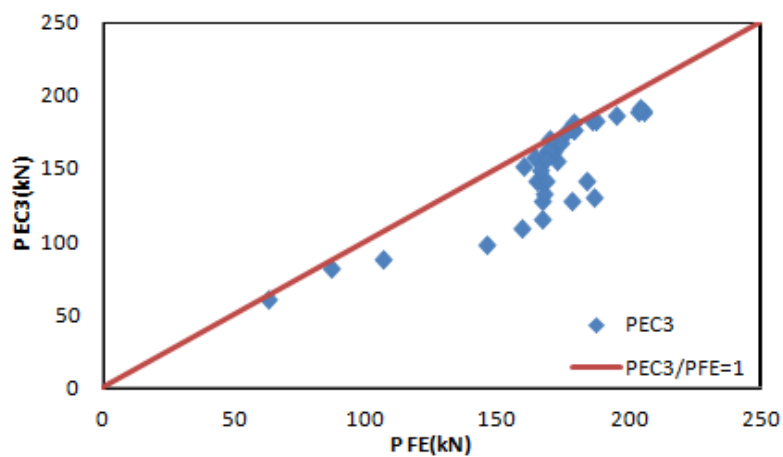


Figure 5.39 Comparaison des résultats numériques avec le règlement EC3 de la série CC1

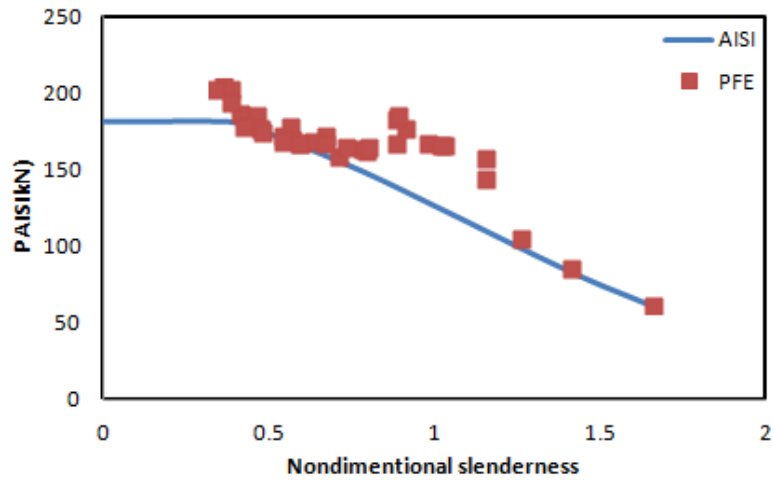


Figure 5.40 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série CC1.
Résultats numériques avec AISI.

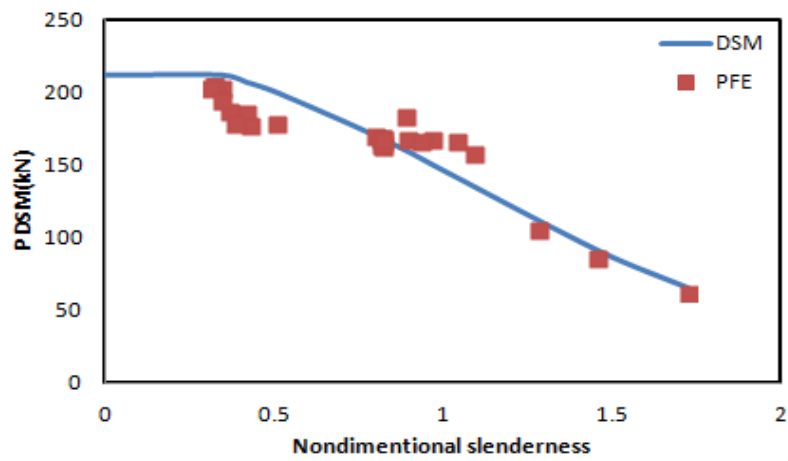


Figure 5.41 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série CC1.
Résultats numériques avec DSM3.

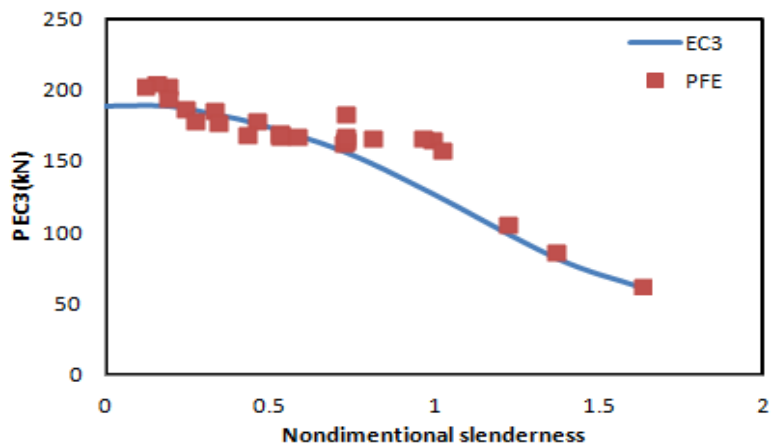


Figure 5.42 Variation de la charge en fonction de l'élanement pour la série CC1.
Résultats numériques avec EC3.

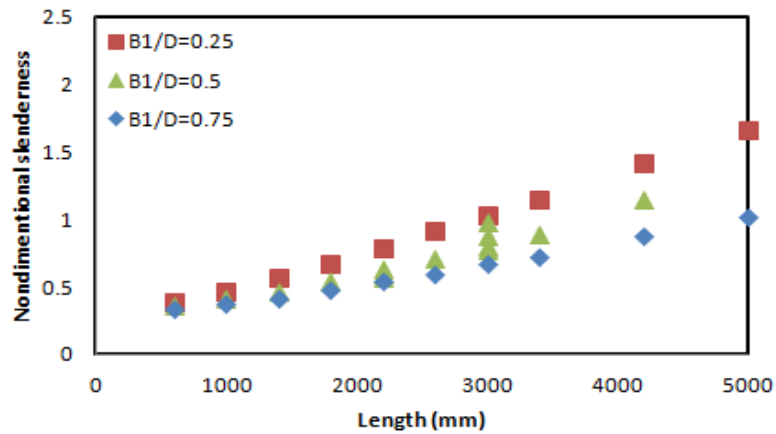


Figure 5.43 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1en utilisant l'AISI

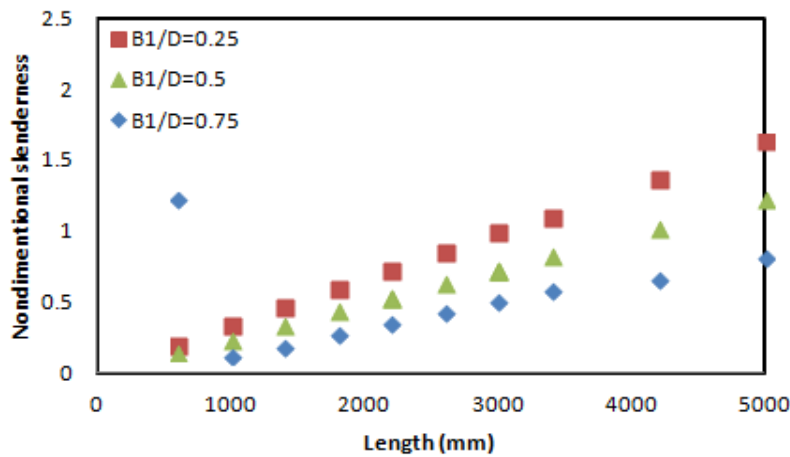


Figure 5.44 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1en utilisant la DSM3

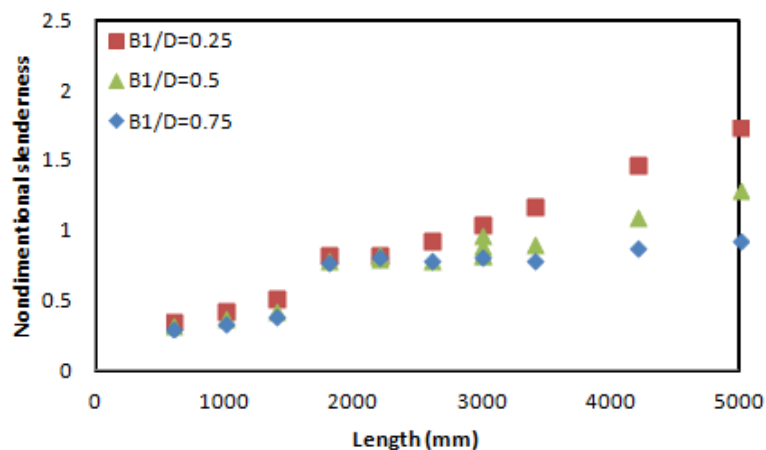


Figure 5.45 Effet du rapport B1/D sur les colonnes composées en C de la série CC1en utilisant la DSM3

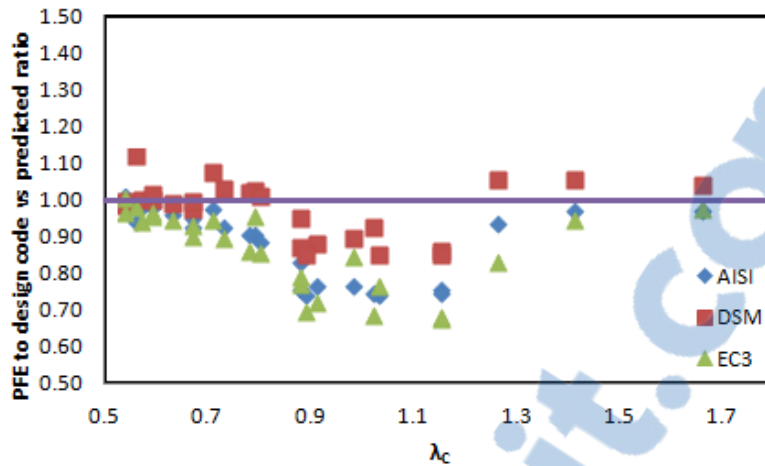


Figure 5.46 Comparaison des résultats numériques avec ceux des codes (l'AISI et EC3) et l'approche proposée DSM3 de la série CC1

5.4 Colonne composée sans espacement

L'objectif principal dans cette partie est d'étudier l'influence de l'épaisseur de la section en contact de deux profilés en contact, en utilisant l'approche DSM2 et DSM4 de la méthode résistance directe (DSM) qui est basée essentiellement sur la détermination de la charge critique élastique et en comparant les résultats trouvés avec le code américain AISI.

Dans le travail (Kherbouche & Megnounif, 2018), on a mené une étude paramétrique sur des poteaux composés sans espacement en utilisant les différentes approches proposées et en faisant varier les paramètres tels que l'élanement du poteau, et l'épaisseur de la section de contact de 1T et 1.5T et 2T, et cela pour deux types de sections transversales.

5.4.1 Section transversale de forme I

Les caractéristiques géométriques des colonnes étudiés de différents épaisseur de section de contact sont illustrés dans la figure 5.47.

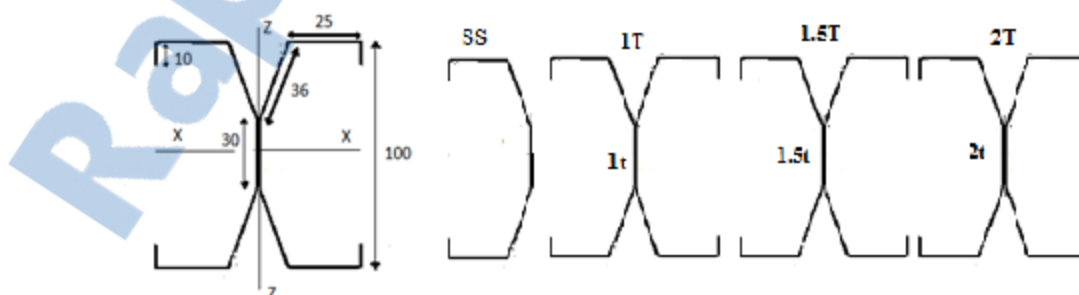


Figure 5.47 Section transversale étudié de forme I

Les Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section I sont nommé comme suit:(voir tableau 5.7)

- SS pour un seule profilé
- 1T pour une section en contact d'épaisseur 1t,
- 1.5T pour une section en contacte de 1.5t
- 2T pour une section en contacte de 2t

La longueur des colonnes est prise entre 250 à 4000 mm, les résultats de la charge élastique pour la section de forme I calculé par Ansys sont illustrés dans le tableau 5.8.

Tableau 5.7 Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section I

Section en I				
	SS	T	1.5T	2T
Ag(mm ²)	172.8	315.6	330.6	345.60
Iyy(mm ⁴)	27133.54	109686.74	109686.74	109686.74
t=1 mm Fy=604 Mpa; E=203 Gpa				
	SS	1T	1.5T	2T
Fol (Mpa)	684.77	732.67	895.19	990.11
Fod (Mpa)	434.78	530.51	613.56	630.47

Tableau 5.8 Les charges critiques élastique pour section transversale de forme I trouvés par Ansys

Section en I			
L(mm)	Pcre(ANS)1t (kN)	Pcre(ANS)1.5t (kN)	Pcre(ANS)2t (kN)
250	818.22	840.22	809.86
750	653.32	880.02	931.3
1200	396.42	413.47	432.75
2500	103.93	110.39	110.4
4000	43.36	43.37	43.47

Les résultats résumés dans le tableau 5.9 sont illustrés dans les figures 5.48 à 4.54, où nous avons comparé les résultats des approches DSM1, DSM2 et DMS4 avec le code AISI. Les modes d'instabilités observés pour ce type de section été distortionnel (D), couplés distortionnel et flexionnel (D+F) ou flexionnel (F). Les figures 5.48 à 5.50 montrent l'influence de modélisation de section en contact sur les charges calculées par DSM2, AISI et DSM4 en fonction de longueur des colonnes . On peut s'apercevoir pour les colonnes composées de mode d'instabilité global , en général n'a pas une grande influence sur la charge critique, contrairement au modes instabilité locaux, distortionnels ou couplés. Les résultats

obtenus par AISI se corrèlent bien avec les résultats obtenu par DSM4 à la base des éléments finis voir les Figures 5.51 au 5.53. La DSM1 se montre conservatrice par rapport au autre approches, la figure 5.54 résume les résultats obtenus pour tous les colonnes composées étudiés.

Tableau 5.9 Comparaison des résultats des approches proposées de la section en I

Section I											Mode de ruine
L(mm)	PDSM1 (kN)	PDSM2-1t (kN)	PDSM2-1.5t (kN)	PDSM2-2t (kN)	PDSM4-1t (kN)	PDSM4-1.5t (kN)	DSM4-2t (kN)	AISI-1t (kN)	AISI-1.5t (kN)	AISI-2t (kN)	
250	136.2	135.56	150.7035	159.24	171.90	191.89	206.98	176.78	185.13	193.48	D
750	136.20	135.56	150.70	159.24	166.69	185.72	197.39	169.19	176.82	184.41	D
1200	136.20	135.56	150.70	159.24	155.87	163.14	168.98	156.65	163.12	169.50	F+D
2500	61.03	108.09	112.16	112.16	88.47	93.66	94.61	102.72	104.84	106.77	F+D
4000	23.84	48.18	48.18	48.18	38.03	38.04	38.12	47.48	47.58	47.68	F

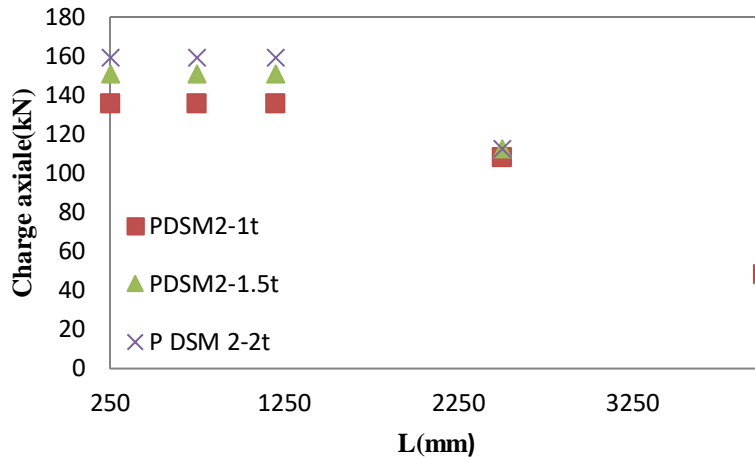


Figure 5.48 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM2 de la section en I

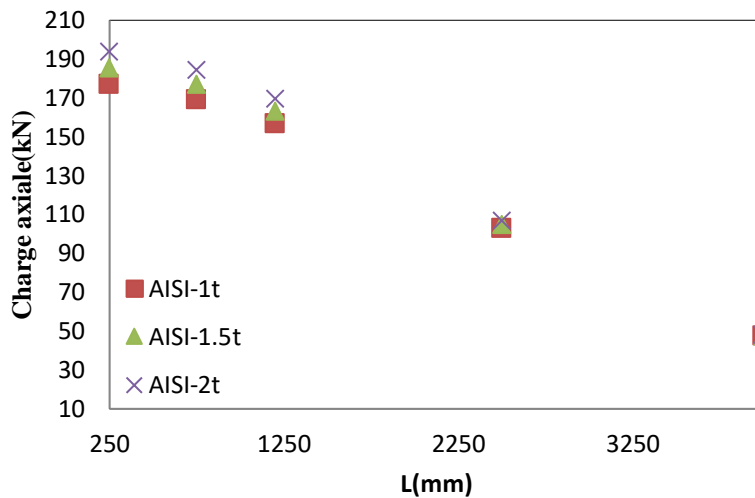


Figure 5.49 Comparaison des résultats de code I AISI de la section en I

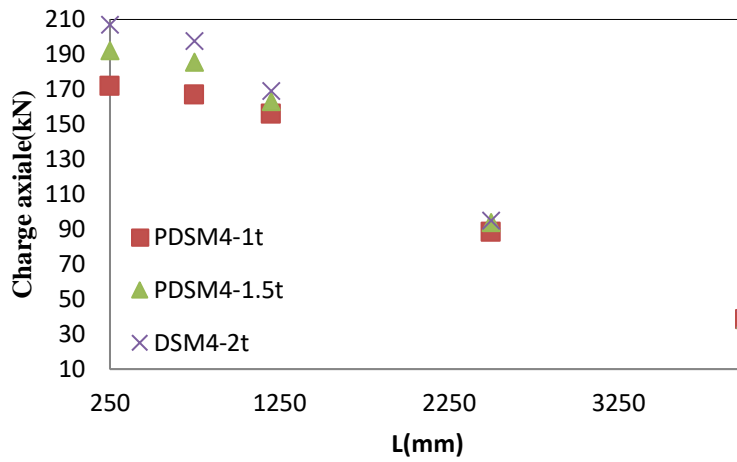


Figure 5.50 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM4 de la section en I

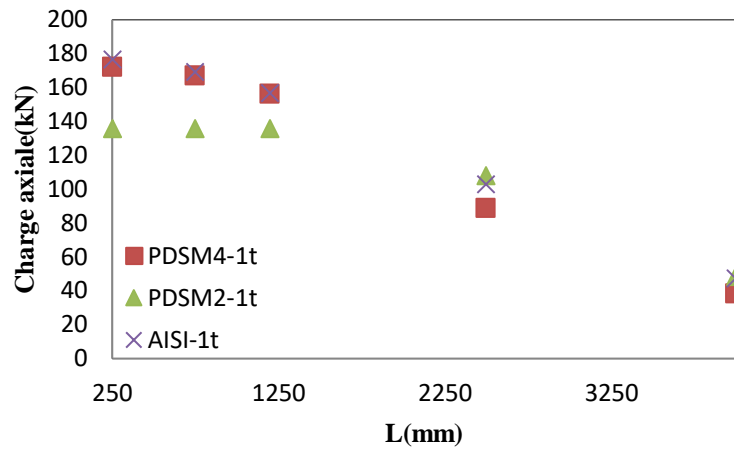


Figure 5.51 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1t

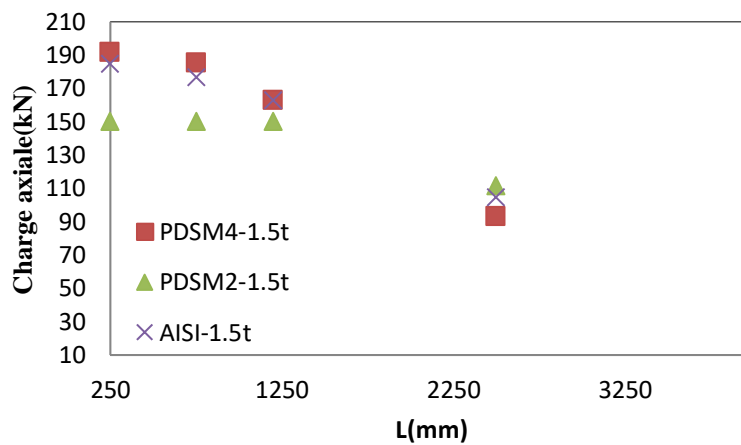


Figure 5.52 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contacte 1.5t

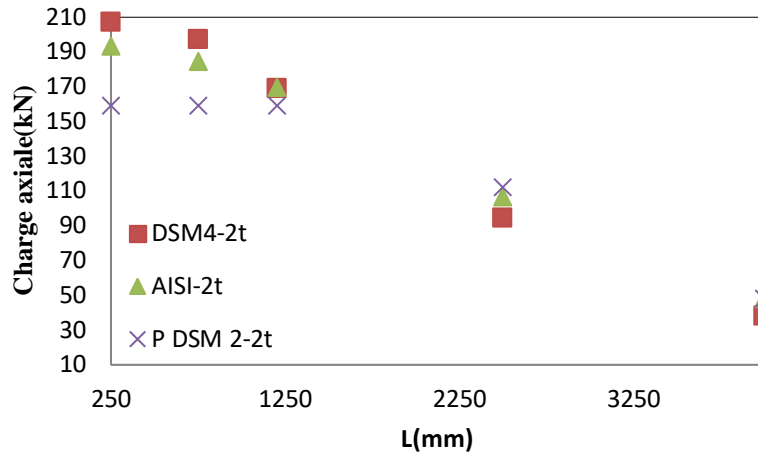


Figure 5.53 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contact 2t

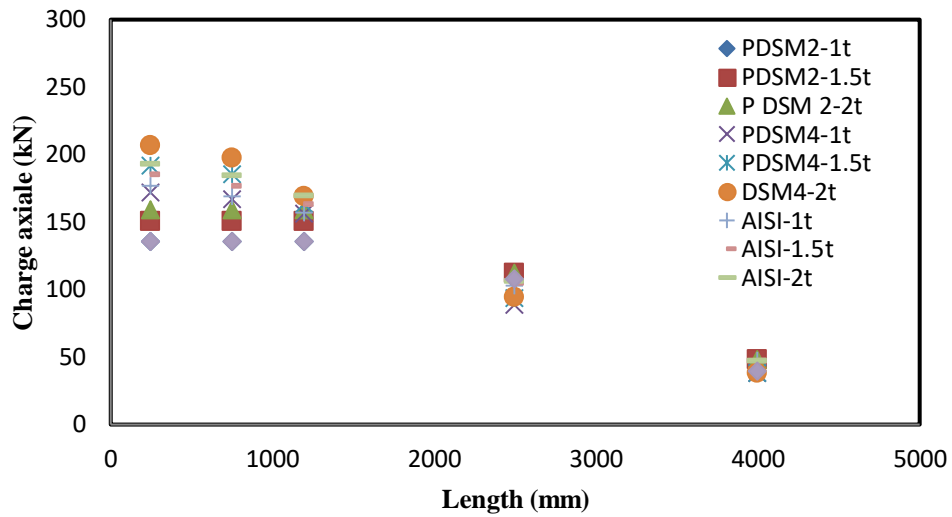


Figure 5.54 Comparaison des résultats obtenus de la section transversale en I

5.4.1 Section transversale de forme octogonale

Les caractéristiques géométriques des colonnes étudiés de différents épaisseur de section de contact sont illustrés dans la figure 5.55.

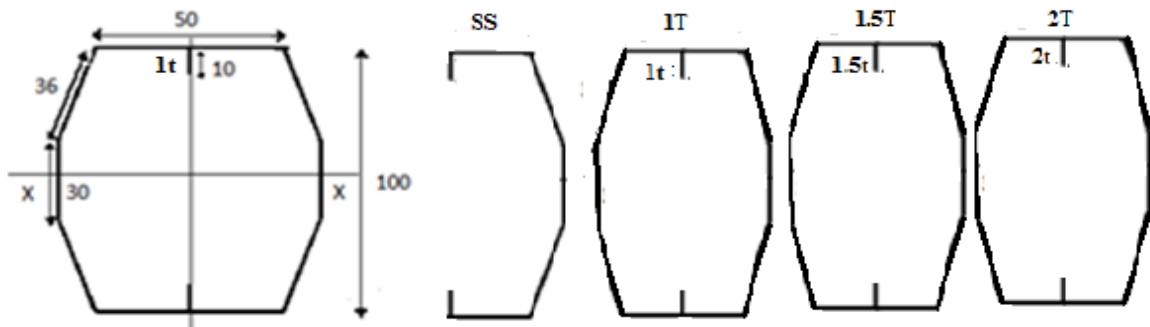


Figure 5.55 Section transversale étudié de forme I

Les Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section I sont nommé comme suit:(voir tableau 5.10)

La longueur des colonnes est prise entre 250 à 4000 mm, les résultats de la charge élastique pour la section de forme I calculé par Ansys sont illustrés dans le tableau 5.11.

Tableau 5.10 Résultats d'analyse par CUFSM et propriétés géométriques de la section octogonale

Section octogonale				
	SS	T	1.5T	2T
Ag(mm ²)	172.8	315.6	330.6	345.6
Iyy(mm ⁴)	205755.15	205755.15	205755.15	205755.15
t=1 mm	Fy=604 Mpa;		E=203 Gpa	
	SS	1T	1.5T	2T
Fol (Mpa)	754.15	753.44	762.07	767.43
Fod (Mpa)	421.14	865.83	845.47	825.76

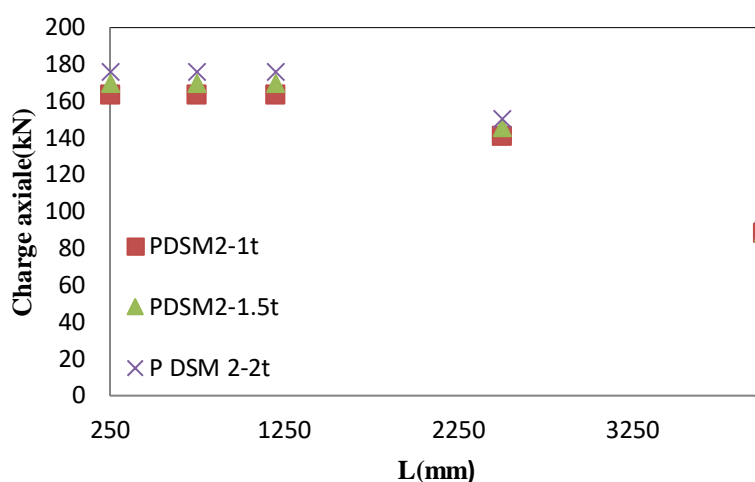
Tableau 5.11 Les charges critiques élastique pour section transversale de forme octogonale trouvés par Ansys

Section octogonale			
L(mm)	Pcre(ANS)1t (KN)	Pcre(ANS)1.5t (KN)	Pcre(ANS)2t (KN)
250	993.02	988.878	985.85
750	1692.00	1688.00	1688.00
1200	919.74	920.67	921.49
2500	220.69	220.67	220.66
4000	86.77	86.764	86.76

Les résultats résumés dans le tableau 5.12 sont illustrés dans les figures 5.56 à 4.62, où nous avons comparé les résultats des approches DSM1, DSM2 et DMS4 avec le code AISI. Les modes d'instabilités observés pour ce type de section été couplés distorsionnel et local (D+L), distorsionnel , local flexionnel ou flexionnel (F). Les figures 5.56 à 5.58 montrent l'influence de modélisation de section en contact sur les charges calculées par DSM2, AISI et DSM4 en fonction de longueur des colonnes . On peut remarqué la même chose pour la section octogonale que les colonnes composées de mode d'instabilité global , en général n'a pas une grande influence sur la charge critique, contrairement au modes instabilité locaux, distorsionnels ou couplés. Les résultats obtenus par AISI se corrèlent bien avec les résultats obtenu par DSM4 à la base des éléments finis voir les Figures 5.59 au 5.61. La DSM1 se montre sécuritaire par rapport à la DSM4, la figure 5.62 résume les résultats obtenus pour tous les colonnes composées étudiés.

Tableau 5.12 Comparaison des résultats des approches proposées de la section octogonale

Section Octogonale											Mode de ruine
L(mm)	PDSM1 (KN)	PDSM2-t (KN)	PDSM2-1.5t (KN)	PDSM2-2t (KN)	PDSM4-1t (KN)	PDSM4-1.5t (KN)	DSM4-2t (KN)	AISI-1t (KN)	AISI-1.5t (KN)	AISI-2t (KN)	
250	135.56	163.18	169.58	175.87	190.05	199.05	208.052	176.78	185.16	193.54	D+L
750	135.56	163.18	169.58	175.87	181.84	190.04	198.21	172.56	180.53	188.48	D+L+F
1200	135.56	163.18	169.58	175.87	174.78	182.34	189.86	165.39	172.68	179.91	F
2500	108.09	140.87	145.46	149.89	132.79	136.73	138.0578	131.05	135.32	139.44	F
4000	39.31	87.89	88.74	89.42	76.10	76.10	76.0885	81.76	82.55	83.18	F



Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Figure 5.56 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM2 de la section octogonale

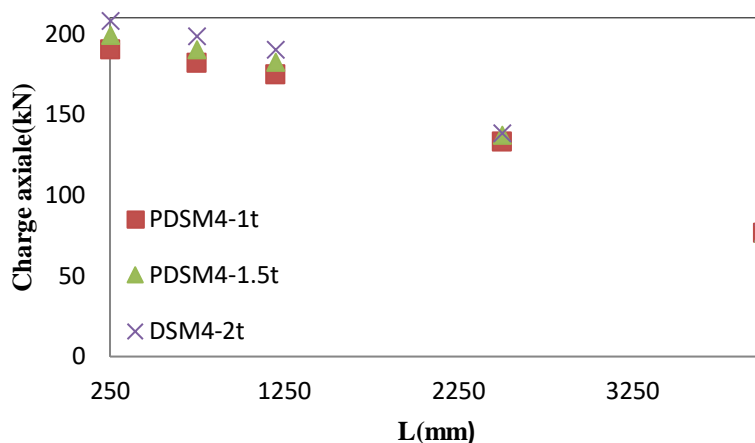


Figure 5.57 Comparaison des résultats l'approche proposée DSM4 de la section octogonale

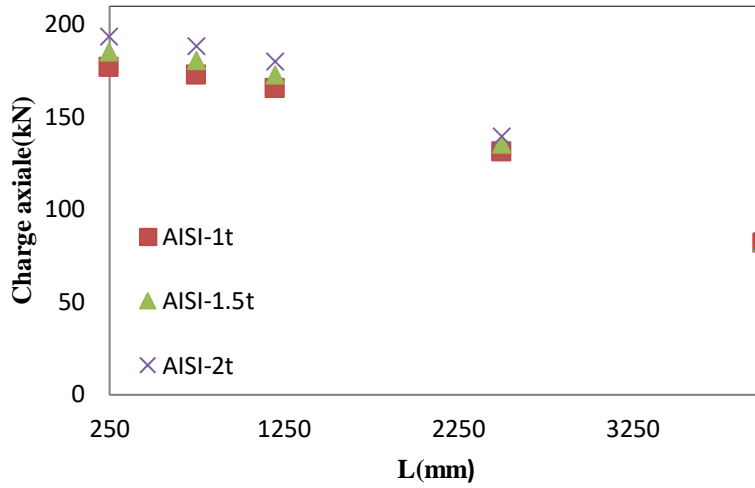


Figure 5.58 Comparaison des résultats de code l'AISI de la section octogonale

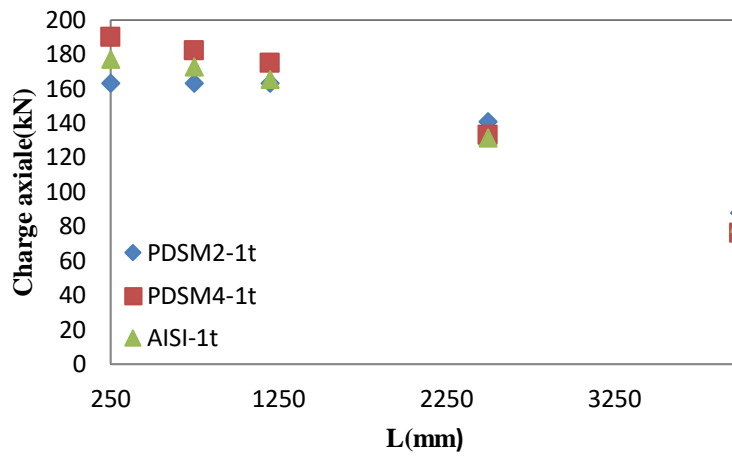


Figure 5.59 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contact 1t

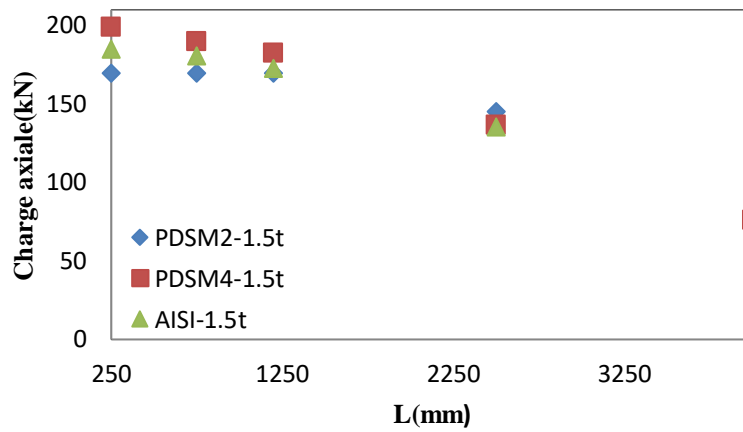


Figure 5.60 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contact 1.5t

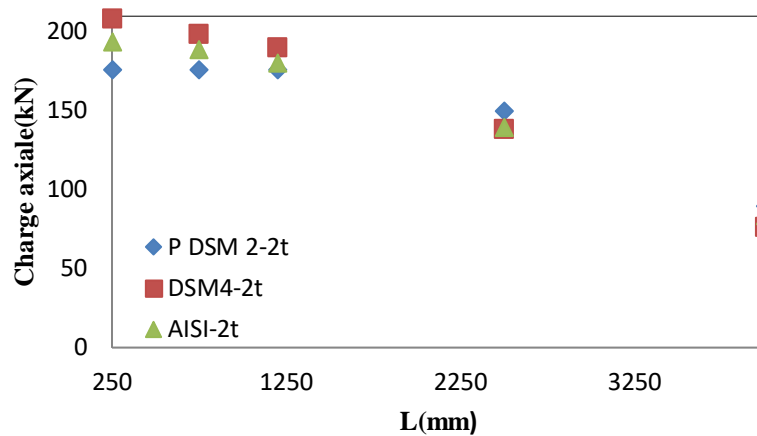


Figure 5.61 Comparaison des résultats de codes l'AISI l'approche proposée DSM4 et DSM2 de la série CC1 pour une section de contact 2t

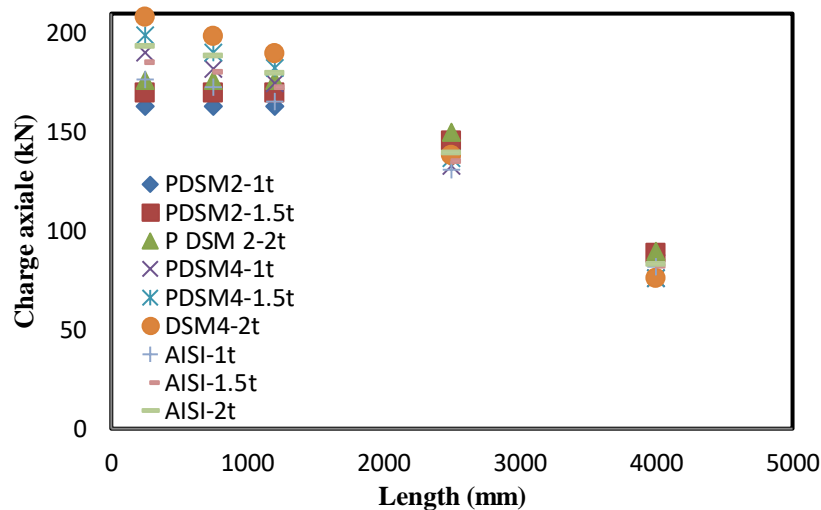


Figure 5.62 Comparaison des résultats obtenus de la section transversale octogonale

5.4 Conclusion

L'étude comparative des spécifications AISI, du code européen (EC3) et de l'approche proposée utilisant la méthode de résistance directe est réalisée; la valeur des éléments finis non linéaires est prise comme référence. En général, pour la section fermée, CC1, les résultats obtenus par les trois approches de conception sont très bien corrélés avec les résultats du modèle par éléments finis non linéaires par rapport à ceux de la section ouverte C1. La comparaison indique que les spécifications AISI sont conservatrices pour les colonnes de mode de flambement global et légèrement conservatrices pour les colonnes de mode de

voilement local. Pour les spécifications EC3, il existe une différence entre les sections ouvertes et fermées. Pour les sections ouvertes, les résultats sont sécuritaires pour les colonnes de mode de voilement local et légèrement sécuritaires pour les colonnes de mode de flambement global, alors que pour la section fermée, CC1, c'est le contraire. Enfin, pour l'approche DSM proposée, les résultats sont légèrement conservateurs pour les colonnes de flambement global et non conservateurs pour les colonnes de mode de flambement local.

L'étude paramétrique montre que le comportement de colonnes composées de différentes longueurs, espacements entre étrésillons et espacement entre colonne a une grande d'influence sur le mode de flambement dans différentes locations. Il a été remarqué que la déformation maximale la plus commune se produisait à mi-longueur pour le flambement global et un quart de longueur pour le voilement local. Il a également été observé que les modes de flambements dépendaient de la section transversale, de l'élanement, du rapport ($B1/D$), du rapport (d/D) et de la présence de raidisseur intermédiaire.

Pour les colonnes composées sans espacement, les résultats obtenus sont largement influencés par la modélisation de la section contacte avec différents épaisseurs, et cela pour toutes les approches proposées et le code AISI.

Chapitre 6 : Conclusions et Recommandations

Les profilés formés à froid constituent un sujet de recherche important suite à leur utilisation croissante en construction et à la tendance permanente vers une meilleure optimisation de poids et de rigidité.

Les problèmes associés aux constructions à parois minces découlent essentiellement du phénomène d'instabilité. Au cours de ces dernières années, les exigences de plus en plus pressantes de l'industrie ont donné l'essor à toute une série de recherches et d'études théoriques et pratiques sur les conditions qui gouvernent la stabilité de certains éléments.

Afin de comprendre le comportement des colonnes composées, le but de notre travail se résume en trois points essentiels :

Dresser un état de l'art des récentes recherches scientifiques afin de ressortir les progrès réalisés à ce jour mais aussi pour entrevoir les développements qui restent à accomplir. Les études ont bien montré que la DSM est une méthode de conception alternative viable pour la conception des profilés formés à froid qui prend en compte l'interaction des modes d'instabilités. Que le coefficient d'élanement modifié ne peut pas être complètement applicable aux colonnes composées en acier formé froid. Par conséquent, il est nécessaire d'évaluer les exigences de conception des colonnes composées. Enfin la comparaison des résultats des tests et des éléments finis ont montré un bon accord et que les modèles représentaient avec précision le comportement de flambement complexe des colonnes composées à étrésillons. En générale, il a été démontré que les spécifications ont donné des résultats non conservateurs pour les profilés de mode de voilement local, alors que les spécifications ont été conservatrices pour les profilés de mode de flambement global.

Proposer un modèle numérique en élément fini capable de décrire le comportement post-critique des profilés à parois minces formés à froid en considérant un comportement non linéaire et en tenant compte des éventuelles imperfections géométriques initiales. Les résultats prouvent que le modèle proposé permet de faire une analyse précise et efficace de la stabilité élastique des poteaux composés. Les modes d'instabilité observés

des poteaux composés de profilés formés à froid sont de type local, distorsionnel, global. Les résultats obtenus par le modèle numérique non linéaire ont montré un bon accord avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature, tels que la résistance ultime, le mode de ruine et le déplacement latéral. Après cette analyse, il est intéressant d'utiliser le modèle numérique développé à base d'éléments finis pour faire une étude paramétrique.

Proposer une approche simplifiée basée sur le concept de la méthode de résistance directe (la DSM), qui reste simple à utiliser par rapport aux approches de la largeur effective.

Evaluer les approches proposées basées sur la méthode résistante directe. Les comparaisons menées avec les charges expérimentales disponibles dans la littérature ont montré que les approches donnent de bons résultats, ce qui nous amène à dire que ces procédures de conception très simples à utiliser, peuvent être adoptées pour différentes sections complexes de structures formées à froid. Cette comparaison a montré aussi que le voilement local se rapproche des approches proposées de la DSM alors que le flambement global dévie légèrement de la courbe de flambement de la DSM.

Etudier l'effet de certains paramètres tels que le nombre des étrésillons, l'espacement entre les deux profilés et les étrésillons, le rapport $(B1/D)$, le rapport (d/D) , l'ajout du raidisseur intermédiaire, l'angle du rebord (raidisseur de bord), la longueur des colonnes, la géométrie des sections transversales et l'épaisseur de section en contact de poteau composé sans espacement. Les résultats trouvés sont comparés avec les valeurs trouvées par l'AISI, l'EC3 et les approches DSM proposés. La comparaison indique que les spécifications AISI sont conservatrices pour les colonnes de mode de flambement global et légèrement conservatrices pour les colonnes de mode de voilement local. Pour les spécifications EC3, il existe une différence entre les sections ouvertes et fermées. Pour les sections ouvertes, les résultats sont conservateurs pour les colonnes de mode de voilement local et légèrement conservateurs pour les colonnes de mode de flambement global, alors que pour la section fermée, CC1, c'est le contraire. Enfin, pour l'approche DSM proposée, les résultats sont légèrement conservateurs pour les colonnes de flambement global et non conservateurs pour les colonnes de mode de voilement local.

Les études que nous proposons de faire dans l'avenir peuvent être mentionnées comme suit :

- Développer le modèle numérique en tenant compte du contact entre les profilés et les étrésillons, le type de l'élément et les conditions aux limites

- Etudier d'autres sections transversales telles que la colonne composée en forme de I sans espacement entre les deux profilés.
- A partir du modèle numérique, on peut entamer une étude paramétrique très large pour étudier l'influence de certains paramètres comme le rapport des dimensions de la section, les conditions limites, les imperfections.
- Vérifier la validité des approches proposées pour d'autres sections plus complexes.
- Faire des essais expérimentaux afin de comprendre mieux le comportement des colonnes composées.

Références bibliographiques

- AISI (2007). “AISI Standard for Cold-Formed Steel Framing” 2007, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.
- ANSYS GUI Help Documentation, ANSYS Release 11, 2003.
- Australian Standard. SAA loading code, part 1: dead and live loads and load combinations. AS 1170.1-2002. Sydney, Australia: Standards Association of Australia, 2002.
- Aslani, F., & Goel, S. C. (1991). An analytical criterion for buckling strength of built-up compression members. *Engineering Journal, AISC*, 28(4), 159–168.
- BAKKER, M. C. M. et PEKÖZ, T. (2003). The finite element method for thin-walled members—basic principles. *Thin-Walled Structures*, 41(2–3), 179–189.
- Bleich, F. (1952). *Buckling strength of metal structures*. McGraw-hill.
- Dabaon, M., Ellobody, E., & Ramzy, K. (2015a). Experimental investigation of built-up cold-formed steel section battened columns. *Thin-Walled Structures*, 92, 137–145.
- Dabaon, M., Ellobody, E., & Ramzy, K. (2015b). Nonlinear behaviour of built-up cold-formed steel section battened columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 110, 16–28.
- DJAFOUR, M. (2007). Etude de la Stabilité Distorsionnelle des Profils en Acier Formés à Froid.
- El Aghoury, M. A., Salem, A. H., Hanna, M. T., & Amoush, E. A. (2013). Ultimate capacity of battened columns composed of four equal slender angles. *Thin-Walled Structures*, 63, 175–185.
- Ellobody, E., & Young, B. (2005). Behavior of cold-formed steel plain angle columns. *Journal of Structural Engineering*, 131(3), 457–466.
- Engesser, F. (1891). *Die knickfestigkeit gerader stäbe*. W. Ernst & Sohn.
- eyes, W., & G. (2011). Evaluation of the slenderness ratio in built-up cold-formed box sections. *Journal of Constructional Steel Research*, 67(5), 929–935.
- Georgieva, I., Schueremans, L., Pyl, L., & Vandewalle, L. (2012). Numerical study of built-up double-Z members in bending and compression. *Thin-Walled Structures*, 60, 85–97.
- Gjelsvik, A. (1990). Buckling of built-up columns with or without stay plates. *Journal of Engineering Mechanics*, 116(5), 1142–1159.
- Harraq, A. (1999). *Étude de la stabilité de poteaux d’acier formés à froid de section*

octogonale.

- Kherbouche, S., & Megnounif, A. (2018). ANALYSE DE LA STABILITE ELASTIQUE DES POTEAUX COMPOSES FORMES A FROID PAR LA METHODE DSM. *ALGÉRIE ÉQUIPEMENT*, 78–87.
- Kwon, Y. B., & Hancock, G. J. (1991). A nonlinear elastic spline finite strip analysis for thin-walled sections. *Thin-Walled Structures*, 12(4), 295–319.
- Kwon, Y. B., Kim, B. S., & Hancock, G. J. (2009). Compression tests of high strength cold-formed steel channels with buckling interaction. *Journal of Constructional Steel Research*, 65(2), 278–289.
- Liu, J.-L., Lue, D. M., & Lin, C. H. (2009). Investigation on slenderness ratios of built-up compression members. *Journal of Constructional Steel Research*, 65(1), 237–248.
- Lue, D. M., Yen, T., & Liu, J.-L. (2006). Experimental investigation on built-up columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 62(12), 1325–1332.
- Macdonald, M., Heiyantuduwa, M. A., & Rhodes, J. (2008). Recent developments in the design of cold-formed steel members and structures. *Thin-Walled Structures*, 46(7–9), 1047–1053.
- Megnounif, A. (2007). Etude de la stabilité non linéaire des profils formés à froid. Thèse de Doctorat, Université Abou Bekr Belkaid. Tlemcen.
- Megnounif, A., Djafour, M., Belarbi, A., & Kerdal, D. (2008). Strength buckling predictions of cold-formed steel built-up columns. *Structural Engineering and Mechanics*, 28(4), 443–460.
- Mei, C., Ng, A., Lau, H. H., & Toh, S. (2009). Applications of Built-up Sections in Lightweight Steel Trusses. In *Proceedings of Sixth International Conference on Advances in Steel Structures and Progress in Structural Stability and Dynamics* (pp. 857–864). The Hong Kong Institute of Steel Construction.
- Muller-Breslau, H. (1910). Uber excentrisch gedriickte gegliederte stabe (On eccentrically compressed built-up columns). *Sitzungsberichte DK Preuss., Akad. d. Wissenschaften, Berlin*, 166.
- Niazi, A. (1993). *Contribution à l'Etude de la Stabilité des Structures Composées de Profils à Parois Minces et Sections Ouvertes de Type C*. Université de liège.
- Paul, M. (1995). Theoretical and experimental study on buckling of built-up columns. *Journal of Engineering Mechanics*, 121(10), 1098–1105.
- Pippard, A. J. S. (1948). The Approximate Estimation of Safe Loads on Masonry Bridges. In *The civil engineer in war: A symposium of papers on war-time engineering problems*

- (pp. 1–365). Thomas Telford Ltd.
- Piyawat, K., Ramseyer, C., & Kang, T. H. K. (2011). Nonlinear buckling of built-up cold-formed sections. *International Journal of Theoretical and Applied Multiscale Mechanics*, 2(2), 146–164.
- SALEM, A. H., EL AGHOURY, M., HASSAN, S. K., et al. (2004). Post-buckling strength of battened columns built from cold-formed lipped channels. *Emirates Journal for Engineering Research*, 9(2), 117–125.
- Schafer, B W. (2002). Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering*, 128(3), 289–299.
- Schafer, B W, & Peköz, T. (1998). Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research*, 47(3), 193–210.
- Schafer, Benjamin W. (2008). The direct strength method of cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*, 64(7–8), 766–778.
- Sherman, D. R., & Yura, J. A. (1998). Bolted double angle compression members. *Journal of Constructional Steel Research*, 1(46), 470–471.
- Stone, T. A., & LaBoube, R. A. (2005). Behavior of cold-formed steel built-up I-sections. *Thin-Walled Structures*, 43(12), 1805–1817.
- Tang, X., & Ma, H. (2005). -A study on bolted connection of built-up I-shaped member consisting of double thin-walled cold-formed lipped channels. In *Fourth International Conference on Advances in Steel Structures* (pp. 523–528). Elsevier.
- Timoshenko, S. P. (1934). Stability of the webs of plate girders. *Engineering*, 138, 207.
- Ting, T., & Huon, C. (2013). *The Behaviour of Axially Loaded Cold-formed Steel Back-to-back C-channel Built-up Columns*. Curtin University.
- Vijayanand, S., & Anbarasu, M. (2017). Effect of Spacers on Ultimate Strength and Behavior of Cold-Formed Steel Built-up Columns. *Procedia Engineering*, 173, 1423–1430.
- Von Karman, T. (1932). The strength of thin plates in compression. *Trans. ASME*, 54, 53–57.
- Whittle, J., & Ramseyer, C. (2009). Buckling capacities of axially loaded, cold-formed, built-up C-channels. *Thin-Walled Structures*, 47(2), 190–201.
- Winter, G. (1947). Strength of thin steel compression flanges. *Trans. ASCE*, 112, 527.
- Yan, J., & Young, B. (2002). Column tests of cold-formed steel channels with complex stiffeners. *Journal of Structural Engineering*, 128(6), 737–745.

- Young, B., & Rasmussen, K. J. (1998). Tests of fixed-ended plain channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 124(2), 131–139.
- Young, B. and J. T. Y. (2000). Finite element analysis of cold-formed channel columns. *15 the International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, pp 281 – 305.
- Young, B., & Chen, J. (2008). Design of cold-formed steel built-up closed sections with intermediate stiffeners. *Journal of Structural Engineering*, 134(5), 727–737.
- Young, B., & Rasmussen, K. J. R. (1998). Design of lipped channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 124(2), 140–148.
- Young, B., & Yan, J. (2002). Channel columns undergoing local, distortional, and overall buckling. *Journal of Structural Engineering*, 128(6), 728–736.
- Zhang, J.-H., & Young, B. (2012). Compression tests of cold-formed steel I-shaped open sections with edge and web stiffeners. *Thin-Walled Structures*, 52, 1–11.
- Zhang, J.-H., & Young, B. (2015). Numerical investigation and design of cold-formed steel built-up open section columns with longitudinal stiffeners. *Thin-Walled Structures*, 89, 178–191.
- Zhang, J. H., & Young, B. (2012). Compression tests of cold-formed steel I-shaped open sections with edge and web stiffeners. *Thin-Walled Structures*, 52, 1–11.
<https://doi.org/10.1016/j.tws.2011.11.006>