

UNIVERSITE SAAD DAHLAB BLIDA 1

Faculté de Technologie

Département de Génie Civil

THESE DE DOCTORAT EN SCIENCES

Spécialité : Génie Civil

EVALUATION DE LA PERFORMANCE DES ELEMENTS COMPOSITES
PAF-BOIS SOUS CHARGEMENT AXIAL

Par

Hiba MEDDAH

Devant le jury composé de :

K.GRINE	Professeur, USDB1, Blida	Président
B.MENADI	Professeur, USDB1, Blida	Examineur
A.N.T.IHADDOUDENE	Professeur, USTHB, Alger	Examineur
M.REMKI	Directeur de recherche, CGS, Alger	Examineur
N.BOURLAHLA	Professeur, ENP, Alger	Directeur de thèse

Blida, juin 2023

ملخص

في المنشآت المصنوعة من الحديد المشكل على البارد يعتبر جدار القص هو العنصر الأساسي للهيكل، و هو مكون من إطار يتضمن عدة أعمدة و عارضتين سفلية و علوية مغلف بلوحات تغليف من الحديد أو من الخشب مترابطة فيما بينها باستخدام عناصر الربط. الأعمدة الطرفية في جدار القص تتحمل قوى دورية محورية شديدة عند تعرضها للتحميل الزلزالي، في مثل هذه الظروف يتطلب وجود قدرات محورية عالية، لكن العناصر المصنوعة من الحديد المشكل على البارد تعتبر حساسة و سلوكها غير مستقر

الهدف من هذه الأطروحة هو اقتراح تقنية لتقوية أعمدة الحديد المشكل على البارد لتحسين القوة والليونة، وقد تم اقتراح مقطع مركب يجمع بين قوة وصلابة الحديد المشكل على البارد وليونة الخشب. يتألف العمود المركب من قلب خشبي مدمج داخل مقطع من الحديد المشكل على البارد ذو المقطع العرضي على شكل حرف ©. والهدف من ذلك هو منع الإعوجاج المبكر والإعوجاج الموضعي، وكذلك للتعويض الجزئي عن فقدان القوة بعد الإعوجاج

وفي هذا السياق، تلخص هذه الأطروحة نتائج برنامج تجريبي تم تنفيذه في مخبر المركز الوطني للبحث المطبق في هندسة مقاومة الزلازل بغرض دراسة سلوك الأعمدة المركبة (حديد مشكل على البارد+خشب) تحت التحميل المحوري الرتيب و الدوري لأجل تحديد القوة القصوى ومدى تأثير إضافة الخشب في القدرة على تبديد الطاقة وأنماط الفشل للعناصر المركبة. في هذا الإطار تم إختبار مجموع أربعة و عشرون عمودا ذات إرتفاعات متفاوتة. حيث تم إخضاع الأعمدة المركبة و غير المركبة لنفس الإختبارات لأجل المقارنة بينهما (حمولات رتيبة و دورية بسرعات تحميل مختلفة). تم تكيف مع استنتاج الإزاحة الأولية من - (FEMA461)- بروتوكول التحميل الدوري من الإختبارات الرتيبة. استنادًا إلى النتائج التجريبية، تبين أن التشوهات الموضعية

الاعوجاج الموضعي) كانت أقل وضوحًا بالنسبة للأعمدة المركبة. ولوحظ أيضًا أن تدهور القوة والصلابة وإجمالي الطاقة الهستيرية المشتتة كانت أكبر بالنسبة للأعمدة المركبة. كما تبين أيضًا أن إضافة الخشب أدى إلى زيادة كبيرة في السعة القصوى للأعمدة الأقصر و لوحظت زيادة كبيرة في ليونة العينات المركبة الأطول.

نظرًا للتكلفة العالية للاختبارات التجريبية، فإن عمليات المحاكاة باستخدام نماذج عددية تم التحقق من صحتها مفيدة للغاية من وجهة نظر اقتصادية وتوفر لنا أيضًا الكثير من الوقت. ولذلك، تم تطوير نموذج مفصل بالعناصر المنتهية باستخدام تقنيات نمذجة متقدمة للواجهات، والذي يتنبأ بالقوة النهائية وأنماط الفشل، وتم التحقق من صحتها بناءً على النتائج التجريبية. تتوافق النتائج التي تم الحصول عليها من النماذج العددية مع النتائج التجريبية، مما يتيح استخدامها بشكل موثوق في الأبحاث الجارية حول حساسية وتحسين الأعمدة المركبة.

الكلمات المفتاحية:

أعمدة المركبة (حديد مشكل على البارد+خشب)، تحميل محوري رتيب و دوري ، إنحاء ، الاعوجاج الموضعي ، نموذج من العناصر المنتهية

RESUME

Dans une construction en acier léger, le mur ou le panneau constitue l'élément de base de la structure. Il est composé d'un cadre comportant plusieurs montants et deux traverses avec des plaques en acier ou en bois fixé sur le cadre par des vis. Les montants d'extrémité dans les panneaux de mur de cisaillement (SWP) supportent des forces axiales cycliques sévères lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations sismiques. Dans ces circonstances, des capacités axiales élevées en traction et en compression sont requises, or les éléments en profilés formés à froid (PAF) sont très sensibles aux phénomènes d'instabilité.

L'objectif de cette thèse est de proposer une technique de renforcement des montants en PAF pour améliorer la résistance et la ductilité, on a proposé une section composite qui combine les vertus de résistance et de rigidité du PAF avec la ductilité du bois. Le montant composite est constitué d'un noyau en bois incorporé à l'intérieur d'un profilé en PAF de section en C. Le but est de mettre en œuvre l'approche composite afin de prévenir le flambement précoce et le voilement local de la section PAF, ainsi que de compenser partiellement la perte de résistance après le flambement.

Dans ce contexte cette thèse expose la synthèse des résultats d'un programme expérimental réalisé au laboratoire du Centre National de la Recherche Appliquée en Génie Parasismique (CGS)-ALGÉRIE afin d'analyser le comportement des montants composites PAF-bois lors de chargements axial monotonique et cyclique. Les essais visent principalement à quantifier la résistance ultime, l'effet composite, la capacité de dissipation d'énergie et les modes de rupture d'éléments composites PAF-bois. Ainsi, vingt-quatre (24) montants à échelle réelle avec des extrémités bi-encastées de différentes hauteurs ont été testés. On a effectué des tests monotoniques et cycliques sur les montants composites PAF-bois, avec différentes vitesses de chargement. Des tests similaires ont été effectués sur des montants en PAF nus afin de comparer les résultats. Le protocole de chargement cyclique a été adapté de la FEMA 461 en déduisant le déplacement initial à partir des tests monotoniques. Selon les résultats expérimentaux, il a été prouvé que les déformations locales (voilement local) étaient moins visibles pour les montants composites PAF-bois. Il a aussi été noté que les montants composites présentaient une dégradation plus significative de la résistance et de la rigidité ainsi que l'énergie hystérétique totale dissipée été plus importante. Il a également été démontré que l'ajout de bois entraîne une hausse importante de la capacité ultime pour les spécimens les plus courts. D'autre part, on a

distingué une augmentation significative de la ductilité des spécimens composites les plus élancés.

En raison des coûts élevés des essais expérimentaux, les simulations utilisant des modèles numériques validés sont extrêmement bénéfiques sur le plan économique et nous permettent également de gagner beaucoup de temps. Par conséquent, on a élaboré un modèle en éléments finis (EF) détaillé en utilisant des techniques de modélisation d'interface avancées par le logiciel ABAQUS v.19, qui permet de prédire les résistances ultimes et les modes de rupture, et validé en se basant sur les résultats expérimentaux. Les résultats obtenus grâce aux modèles numériques sont cohérents avec les résultats expérimentaux, ce qui permet de les utiliser de manière fiable dans les recherches en cours sur la sensibilité et l'optimisation de l'action composite.

Mots clés: Montant composite bois-acier formé à froid, Chargement axial monotonique et cyclique, Comportement charge-déformation hystérésis, Flambement, voilement local, Analyse en éléments finis.

ABSTRACT

In light gauge steel construction, the bearing wall is the basic element of the structure. It is made of a frame composed of studs and tracks with sheeting connected by screws. End studs in shear wall panels (SWP) acting as lateral resisting systems of cold-formed steel (CFS) structures endure severe cyclic axial forces when subjected to earthquake ground motions. In these circumstances, high axial capacity in tension and compression are required, yet CFS elements are very sensitive to instability phenomena.

The main objective of this thesis is to propose a reinforcing technique for CFS stud to improve strength and ductility. A composite section has been proposed that combines the CFS's strength and stiffness with the wood's ductility. The composite stud is made of a wooden core incorporated inside a CFS C-channel. The aim is to use the composite approach to prevent early buckling and local buckling of the CFS section, as well as to partially compensate for the loss of strength after buckling.

In this context, this thesis summarises the results of an experimental programme carried out at the National Center of Applied Research on Earthquake Engineering Laboratory (CGS)-ALGERIA to investigate the behavior up to failure of composite wood-cold formed steel (CFS) studs under monotonic and cyclic axial loading. The primary goal of the experiments is to quantify the ultimate strength, the composite effect, the energy dissipation capacity and the failure mode of full scale CFS-wood composite elements. For this purpose, a total of twenty-four (24) fixed ended columns of different lengths were tested. The composite CFS C-studs with wooden core were subjected to monotonic and cyclic tests with different loading rates. For comparison purposes, similar tests were conducted on bare CFS C-studs. The cyclic loading protocol was adapted from FEMA 461 with initial displacement obtained from the monotonic tests. The results showed that the local deformations (local-buckling) were less noticeable for the wood-CFS columns. It was also noticed that for composite columns, the total amount of hysteretic energy dissipated, stiffness, and resistance degradation were more significant. It has also been shown that the addition of the wooden core increase significantly the ultimate capacity of the shortest specimens. However, an important increase in the ductility of the slenderest composite specimens was observed.

Due to the high cost of experimental testing, simulations using validated numerical models are extremely beneficial from an economic point of view and also save us a lot of time. Therefore, a detailed finite element (FE) model using advanced interface modelling techniques, capable to predict the ultimate strengths and the failure modes is elaborated by ABAQUS v.19 software and validated based on experimental results. The numerical results are in good agreement with the experimental results, and they can be used eventually in a future research work to optimize and improve the composite action.

Key words: Composite wood-cold-formed steel column, Monotonic and Cyclic Axial loading , Hysteretic load-deformation behavior, Buckling, Local buckling, Finite element analysis.

REMERCIEMENTS

Cette thèse n'aurait jamais pu voir le jour sans le courage et la volonté que m'a donné le bon Dieu.

الحمد لله الذي بنعمته تتم الصالحات

Je tiens à témoigner ma reconnaissance à mes très chers parents pour leurs soutiens et leurs encouragements.

A mon directeur de thèse P^r. Nouredine BOURAHLA qui m'a honoré de sa confiance en m'acceptant et en me formant au sein de son équipe de recherche qui m'a permis de poursuivre mon travail de recherche dans un esprit scientifique rigoureux. Pour ses directives et ses multiples relectures et ses précieuses corrections.

A mon co-directeur de thèse P^r Hakim BECHTOULA qui n'a pas hésité à me fournir toutes les informations qu'il pouvait me donner y compris celles que je ne lui avais pas demandé et qui ont été très utiles pour ce travail. Pour ces conseils judicieux et tout le temps qu'il a consacré à son écoute attentive ainsi que pour son soutien moral.

A tous les membres du jury : P^r Khaled GRINE, P^r Belkacem MENADI, P^r Abd Nacer Touati IHADDOUDENE et P^r Mustapha REMKI, qui m'ont fait l'immense honneur de présider et d'examiner ce travail et me faire part de commentaires constructifs et de critiques susceptibles d'améliorer la qualité de mon travail.

A ALRIM/FRAMEMETAL qui ont gracieusement fourni les spécimens et au laboratoire LGMGC-USDB1 pour leur soutien financier.

A l'équipe technique du laboratoire du CGS, D^r Hassan AKNOUCHE, M^r Chafik ZAHAF, M^r Mihoub SACHE et M^r Mohamed SEKAT pour leurs efforts à la concrétisation de la partie expérimentale.

A D^r Rafik TALEB et P^r Ali NOUR pour leurs assistances et conseils.

A tous mes enseignants du département de génie civil à l'université de Blida-1 pour la qualité de leur enseignement. Ainsi qu'à la mémoire de mes chers enseignants D^r Abdelaziz SETHI et P^r Zein-El-Abidine ZITOUNI -رحمهما الله وجزاهما عنا خير الجزاء-

Mes remerciements les plus sincères à toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin à l'élaboration de ce travail.

TABLE DES MATIERES

RESUME	1
REMERCIEMENTS	7
TABLE DES MATIERES	8
LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX	11
INTRODUCTION	14
1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	16
1.1. Introduction	17
1.2. Résistance et stabilité des éléments minces	17
1.3. Recherches numériques et expérimentales antérieures sur le comportement des montants en PAF	20
1.3.1. Les paramètres influençant la résistance et la rigidité des PAF	20
1.3.2. Méthodes de renforcement des PAF-sections composées	25
1.3.3. Méthodes de renforcement des PAF-matériaux composites	33
1.4. Conclusion	38
2. ETUDE EXPERIMENTALE DE L'EFFET COMPOSITE PAF-BOIS SUR UN ELEMENT DE REFERENCE	40
2.1. Introduction	41
2.2. Programme expérimental	41
2.2.1. Dimensions des spécimens et propriétés des matériaux	41
2.2.2. Configuration des essais et instrumentation	42
2.2.3. Protocole de chargement	46
2.3. Résultats expérimentaux	47
2.3.1. Dommages et modes de rupture	47
a. Réponse monotonique	47
b. Réponse cyclique	49
c. Réponse en traction	52
2.3.2. Capacité ultime	53
2.3.3. Dissipation d'énergie hystérésis et dégradation de rigidité	55
2.3.4. Déformées globales	56
2.4. Conclusion	58
3. INVESTIGATION EXPERIMENTALE DE L'EFFET DE L'ELANCEMENT SUR LES ELEMENTS A SECTIONS COMPOSITES	60

3.1. Introduction	61
3.2. Programme expérimental	61
3.2.1. Dimensions des spécimens et propriétés des matériaux	61
3.2.2. Configuration des essais et instrumentation	62
3.2.3. Protocole de chargement	63
3.3. Résultats expérimentaux	64
3.3.1. Dommages et modes de rupture	64
a. Réponse monotonique	64
b. Réponse cyclique	68
c. Réponse en traction	72
3.3.2. Capacité ultime	72
3.3.3. Dissipation d'énergie hystérésis et dégradation de rigidité	76
3.3.4. Déformées globales	78
3.4. Conclusion	81
4. DEVELOPPEMENT ET VALIDATION DES MODELES NUMERIQUES A SECTIONS COMPOSITES	82
4.1. Introduction	83
4.2. Type d'élément et taille du maillage	83
4.3. Propriétés des matériaux	84
4.4. Interactions	85
4.5. Conditions aux limites et chargement	85
4.6. Validation des modèles numériques	88
4.7. Conclusion	92
CONCLUSION	93
REFERENCES	96
ANNEXES	101
ANNEXE-A : Plans d'exécutions	102
ANNEXE-B : Courbes expérimentales	108
ANNEXE-C : Propriétés de la section 600s200-68	126

LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

Figure 1.1 : Les différentes formes d'instabilité des éléments en PAF [2]	17
Figure 1.2 : Voilement post élastique des éléments plats [1]	18
Figure 1.3 : Différents modes de flambement des poteaux en PAF [1]	20
Figure 1.4 : Différents modes de ruine [7]	23
Figure 1.5 : Différents modes de ruine à la base des poteaux [8]	23
Figure 1.6 : Courbes charge-déformation des spécimens de différents élancements [9]	24
Figure 1.7 : Géométrie des spécimens [12]	25
Figure 1.8 : Courbes charge-déformation des spécimens [12]	25
Figure 1.9 : Comparaison entre les modes de ruine des poteaux à section simple vs les poteaux à section composés en I [13]	26
Figure 1.10 : Modes de ruine des poteaux à différentes sections [14]	27
Figure 1.11 : Géométrie des spécimens [16]	28
Figure 1.12 : Modes de ruine des poteaux à différentes sections [16]	28
Figure 1.13 : Sections transversales et nomenclature des spécimens [17]	29
Figure 1.14 : Sections transversales et localisations des connecteurs [19]	30
Figure 1.15 : Modes de ruine des poteaux a) LC1-2a, b) LC1-2b, c) LC1-3a, d) LC1-3b, e) LC1-8a, f) LC1-8b [19]	31
Figure 1.16 : Modes de ruine des poteaux a) LC2-2a, b) LC2-2b, c) LC2-6a, d) LC2-6b, e) LC2-4a, f) LC2-4b [19]	31
Figure 1.17 : Modes de ruine des poteaux a) LC3-2a, b) LC3-2b, c) LC3-3a, d) LC3-3b, e) LC3-8a, f) LC3-8b [19]	32
Figure 1.18 : Modes de ruine des poteaux a) LC4-2a, b) LC4-2b, c) LC4-3a, d) LC4-3b, e) LC4-8a, f) LC4-8b [19]	32
Figure 1.19 : Section transversale et géométrie des spécimens [20]	34
Figure 1.20 : Sections transversales des spécimens [21]	34
Figure 1.21 : Sections transversales des spécimens [31]	38
Figure 2.1: Section transversale (gauche) 600-S200-68 (droite) section composée PAF-Bois	42
Figure 2.2: Nomenclature des spécimens	42
Figure 2.3: Courbe contraintes-déformations pour PAF (Essai de traction)	42
Figure 2.4 : Essai de compression parallèle à la direction des fibres	42

Figure 2.5 : Schéma d'instrumentation : (a) Vue globale (b) Platine de fixation inférieure (c) Platine de fixation supérieure (d) Vue Est-Ouest (e) Vue Nord-Sud	44
Figure 2.6 : (a) Schéma d'instrumentation : (b) Positions des LVDTs (c) Détails d'assemblage	45
Figure 2.7 : Protocole de chargement cyclique	46
Figure 2.8 : Courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques	47
Figure 2.9 : Comparaison entre LWW et LWOW -courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques	48
Figure 2.10 : Déformée Monotonique -LWOW spécimens	48
Figure 2.11 : Déformée Monotonique -LWW spécimens	49
Figure 2.12 : Boucles hystérésis des six premiers cycles initiatifs	49
Figure 2.13: Boucles hystérésis et dommages (20 cycles)	50
Figure 2.14 : Boucles hystérésis du 24eme cycle à la fin du chargement	50
Figure 2.15 : Réponse hystérésis globale et flambement au tour du faible axe des spécimens LWOW et LWW	51
Figure 2.16 : Dommages dans les assemblages boulonnés (extrémités supérieures)	52
Figure 2.17 : Dommages dans les assemblages boulonnés (extrémités inférieures)	52
Figure 2.18 : Charges maximales (expérimentales)	53
Figure 2.19 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis	55
Figure 2.20 : Variation des taux de dégradation de la rigidité	56
Figure 2.21 : Les déplacements latéraux au cours des différentes étapes des essais	57
Figure 2.22 : Les déformées finales des spécimens LWOW et LWW	58
Figure 3.1 : Schéma d'instrumentation : (a) Vue globale (b) Fixation inférieure	63
Figure 3.2 : (a) Schéma d'instrumentation : (b) Positions des LVDTs	63
Figure 3.3 : Courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques	64
Figure 3.4 : Comparaison entre WW et WOW –réponses monotoniques	65
Figure 3.5 : Déformée Monotonique – spécimens LWOW	66
Figure 3.6 : Déformée Monotonique – spécimens LWW	66
Figure 3.7 : Déformée Monotonique - spécimens 1/2LWOW	67
Figure 3.8 : Déformée Monotonique - spécimens 1/2LWW	67
Figure 3.9 : Déformée Monotonique - spécimens 1/4LWOW	68
Figure 3.10 : Déformée Monotonique - spécimens 1/4LWW	68
Figure 3.11 : Comparaison entre WW et WOW –réponses cycliques	68
Figure 3.12 : Déformations des spécimens LWOW et LWW sous chargement cyclique	70

Figure 3.13 : Déformations des spécimens 1/2LWOW et 1/2LWW sous chargement cyclique	71
Figure 3.14 : Déformations des spécimens 1/4LWOW et 1/4LWW sous chargement cyclique	72
Figure 3.15 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis LWOW vs LWW	76
Figure 3.16 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis 1/2LWOW vs 1/2LWW	77
Figure 3.17 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis 1/4LWOW vs 1/4LWW	77
Figure 3.18 : Variation des taux de dégradation de la rigidité LWOW vs LWW	78
Figure 3.19 : Variation des taux de dégradation de la rigidité 1/2LWOW vs 1/2LWW	78
Figure 3.20 : Variation des taux de dégradation de la rigidité 1/4LWOW vs 1/4LWW	78
Figure 3.21 : Les déformées finales des spécimens WOW et WW	80
Figure 4.1 : Type d'élément de maillage	83
Figure 4.2 : Etude de convergence du maillage	84
Figure 4.3 : Conditions aux limites-Modèle 1	86
Figure 4.4 : Conditions aux limites-Modèle 2	86
Figure 4.5 : Conditions aux limites-Modèle 3	87
Figure 4.6 : Comparaison des déformés des trois modèles avec les résultats expérimentaux: Chargement Monotonique	87
Figure 4.7 : Comparaison des trois modèles avec les résultats expérimentaux: Courbes Monotoniques	87
Figure 4.8 : Conditions aux limites	88
Figure 4.9 : Comparaison des résultats expérimentaux et EF : Courbes envelopes et Monotoniques	88
Figure 4.10 : Comparaison des résultats expérimentaux et EF: (a) Boucles hystérésis, (b) Déformation globale et voilement local	89
Figure 4.11 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis (Exp. vs EF.)	90

Tableau 2.1 : Spécifications des essais et nomenclature des specimens	43
Tableau 2.2 : Charges et déplacements maximums (Essais monotoniques)	54
Tableau 2.3 : Charges et déplacements maximums (Essais cycliques)	54
Tableau 2.4 : Déformations finales (fin de test)	56
Tableau 3.1: Spécifications des essais et nomenclature des specimens	62
Tableau 3.2: Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais monotoniques)	73
Tableau 3.3 : Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais cycliques)	73
Tableau 3.4 : Charges et déplacements maximums 1/2LWOW vs 1/2LWW (Essais monotoniques)	74
Tableau 3.5 : Charges et déplacements maximums 1/2LWOW vs 1/2LWW (Essais cycliques)	74
Tableau 3.6 : Charges et déplacements maximums 1/4LWOW vs 1/4LWW (Essais monotoniques)	75
Tableau 3.7 : Charges et déplacements maximums 1/4LWOW vs 1/4LWW (Essais cycliques)	75
Tableau 3.8 : Déformations finales des spécimens LWOW et LWW (fin de test)	79
Tableau 3.9 : Déformations finales des spécimens 1/2LWOW et 1/2LWW (fin de test)	79
Tableau 3.10 : Déformations finales des spécimens 1/4LWOW et 1/4LWW (fin de test)	80
Tableau 4.1 : Réponses maximales pour les montants LWOW (Exp. vs modèle EF.)	90
Tableau 4.2 : Réponses maximales pour les montants LWW (Exp. vs modèle EF.)	91

INTRODUCTION

L'acier formé à froid est utilisé dans le domaine de la construction de manière remarquable. En général, il est valorisé pour ses performances mécaniques et sa facilité d'utilisation. Cependant, les sections en PAF sont extrêmement minces et donc exposés aux instabilités locales et globales. Les phénomènes d'instabilité présentent un risque incontestable en zones sismiques, mettant en péril l'intégrité des structures en PAF. Dans cette étude, l'accent est mis sur les actions à entreprendre pour résoudre ce comportement implicite des profilés formés à froid.

Dans le cadre de cette thèse, la solution suggérée est de renforcer les profilés minces en utilisant un élément en bois qui forme une section composée qui combine les caractéristiques de rigidité et de résistance de l'acier, ce qui retarde les phénomènes de détérioration et d'instabilité tout en augmentant la ductilité de l'élément. La méthodologie consiste à tester différents spécimens renforcés et comparer avec des éléments de référence en PAF sous des sollicitations axiales monotoniques et cycliques.

En premier lieu, dans le chapitre étude bibliographique, nous avons abordé les concepts généraux des structures en PAF. Ensuite, nous avons examiné les principales recherches menées sur les principaux modes de ruine des éléments minces, les différentes méthodes de modélisation numérique, ainsi que les résultats des essais expérimentaux menés pour étudier le comportement des éléments en profilés formés à froid sous sollicitations axiales. De plus, nous avons également abordé les différentes techniques de renforcement proposées dans la littérature.

Le chapitre deux et le chapitre trois sont dédiés à une étude expérimentale qui implique des séries d'essais cycliques et monotoniques sur des spécimens en PAF et composés. Différents profilés avec des élancements variés qui couvrent toute la gamme des élancements utilisés dans la pratique ont été testés sous chargement monotonique et cyclique. Un dispositif d'essais approprié a été conçu afin de pouvoir effectuer tous les essais sur les mêmes supports.

Le chapitre quatre aborde la modélisation numérique du projet, qui implique la création de modèles numériques réalisés à l'aide du logiciel ABAQUS v.19 et calibrés en fonction des résultats expérimentaux tel que les limites de résistance, les phénomènes

d'instabilité et les méthodes de ruine. On a soigneusement souligné les bénéfices et les limites des profils composés en ce qui concerne leur capacité de résistance, leur ductilité et leur dissipation d'énergie.

La conclusion présente une synthèse des contributions de la thèse en ce qui concerne la méthodologie proposée et les résultats obtenus. Quelques perspectives sont proposées dans le même sens, mettant en évidence l'intérêt réel de la section composite suggérée.

CHAPITRE 1
Etude bibliographique

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1. Introduction

Les profilés formés à froid sont vulnérables aux phénomènes d'instabilités qui ne se produisent pas dans les profilés en charpente métallique laminé à chaud. De plus, il est possible que des modes de flambement global, de voilement local et de distorsion se produisent lorsqu'ils sont soumis à un chargement axial.

Le principal objectif de cette thèse est de proposer des techniques de renforcement afin d'éviter les problèmes d'instabilité élastique et post-élastique, d'améliorer leur résistance et leur ductilité, et d'évaluer la performance des éléments composites PAF-bois lors d'un chargement axial jusqu'à la ruine.

Dans ce chapitre, on aborde les principes fondamentaux des modes de ruine des éléments minces, les diverses études sur les méthodes de modélisation numérique et les principaux résultats des essais expérimentaux menés dans le but d'analyser le comportement des éléments en profilés formés à froid sous sollicitations axiales, ainsi que les différentes techniques de renforcement proposées dans la littérature.

1.2. Résistance et stabilité des éléments minces

Dans la conception en acier formé à froid, les différents éléments des pièces structurales sont habituellement minces et les rapports de largeur à épaisseur sont grands. Ces éléments minces peuvent voiler à un niveau d'effort plus bas que la limite élastique de l'acier quand ils sont sujets à la compression axiale, à la flexion composée, ou au cisaillement [1]. La figure 1.1 illustre les modèles d'instabilité des éléments en PAF.

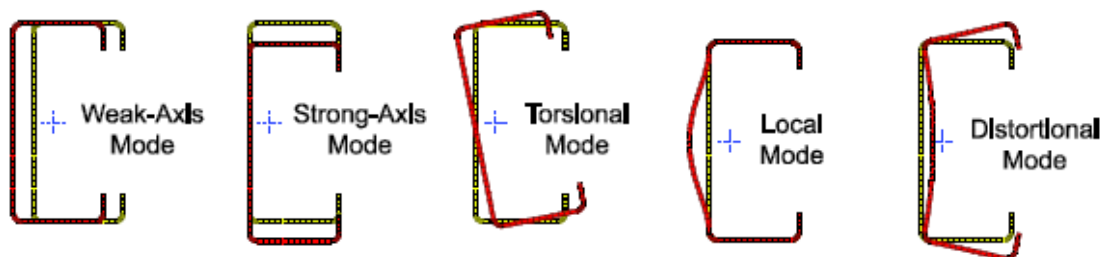


Figure 1.1 : Les différentes formes d'instabilité des éléments en PAF [2]

Un élément plat bidimensionnel, soumis à la compression sous les différentes conditions d'appuis ne se comporte pas comme les éléments unidimensionnels, tels que les poteaux quand l'effort de voilement local critique est atteint. Le plat continuera à supporter la charge additionnelle au moyen de la redistribution de l'effort dans les éléments comprimés après que le voilement se produit à cause de la force de voilement post élastique des plats représenté en figure 1.2 [1]. Cette force peut être plusieurs fois plus grande que le voilement local critique.

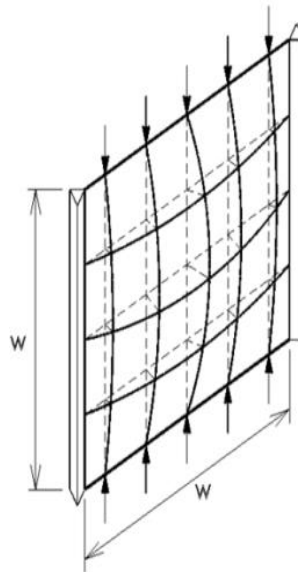


Figure 1.2 : Voilement post élastique des éléments plats [1]

Contrairement aux profilés en acier laminés à chaud, les sections à parois minces formés à froid ont tendance à se déformer localement à des niveaux de résistance inférieurs à la limite d'élasticité du matériau lorsqu'ils sont soumis à diverses conditions de chargement. Ces membres ne se rompent pas à ces niveaux de contraintes et continuent à supporter d'autres charges. Au cours des dernières décennies, les travaux de recherche sur les membres à parois minces en acier formé à froid avec chargement axial ont montré les différents modes de ruine susceptibles à se produire (figure 1.3) : voilement local, flambement avec torsion, flambement d'Euler et Déversement [1].

Les membres formés à froid à paroi mince sous une charge de compression présentent un comportement post-flambement (flambement simple et voilement local). La résistance globale du poteau est fortement tributaire de l'effet d'interaction entre le flambement simple du poteau et son voilement local. Les membres en acier formés à froid sous la compression

peuvent voiler localement avant que la charge appliquée atteigne la charge critique de la ruine du poteau. L'influence de voilement local sur la résistance du poteau dépend des facteurs suivants : l'élanement, la forme de la section transversale, l'influence de la formation à froid, le type d'acier utilisé et ses propriétés mécaniques, l'effet des imperfections, l'effet de la soudure, de l'interaction entre les différents composants, effet de perforations, effet de contraintes résiduelles, etc. Pour les poteaux courts, le voilement local qui se produit en premier lieu conduit à des grandes déformations de la section comme représenté sur la figure 1.3 (a).

Le flambement avec torsion est caractérisé par une rotation de la semelle au niveau de la jonction semelle / âme dans des éléments à raidisseur de bord et ne se produit que pour les sections transversales ouvertes où l'âme comprimée flambe vers l'intérieur ou vers l'extérieur le long de la longueur de l'élément tel qu'illustré à la figure 1.3 (b). Ceci est la forme d'un mode de flambement "semi-local". Le comportement post-flambement élastique déterminé est généralement stable, mais sur le plan déformations il peut engendrer des contraintes substantielles des membranes qui causent la rupture rapide des raidisseurs.

Pour les poteaux élancés sous charge de compression, le flambement simple (d'Euler) est plus susceptible de se produire avant toute autre défaillance de l'instabilité et se produit par flexion de l'âme. Lorsqu'un membre mince est soumis à une force axiale, la ruine dans le membre a lieu en raison de torsion ou de flexion plutôt que la compression directe du matériau. En outre, si l'élément comprimé n'est pas maintenu dans la direction latérale il subit un déversement de la semelle comprimée. Ce phénomène se produit lorsque la charge de flexion augmente jusqu'à une limite critique. Dans les sections à semelles larges, si la semelle se déverse, la section transversale sera également tournée en torsion, ce qui entraîne dans un mode de défaillance qui représente le déversement avec torsion. La résistance au déversement avec torsion d'une section peut être augmentée en utilisant un système de contreventement latéral. Les systèmes de contreventement peuvent être divisés en deux catégories, à savoir, le contreventement latéral et contreventement de torsion. Les structures en acier formées à froid sont faites de tôles d'acier minces et ont souvent des sections transversales mono-symétriques ou non symétriques. D'où leur comportement de déversement est plus compliqué que celle des éléments laminés à chaud doublement symétriques.

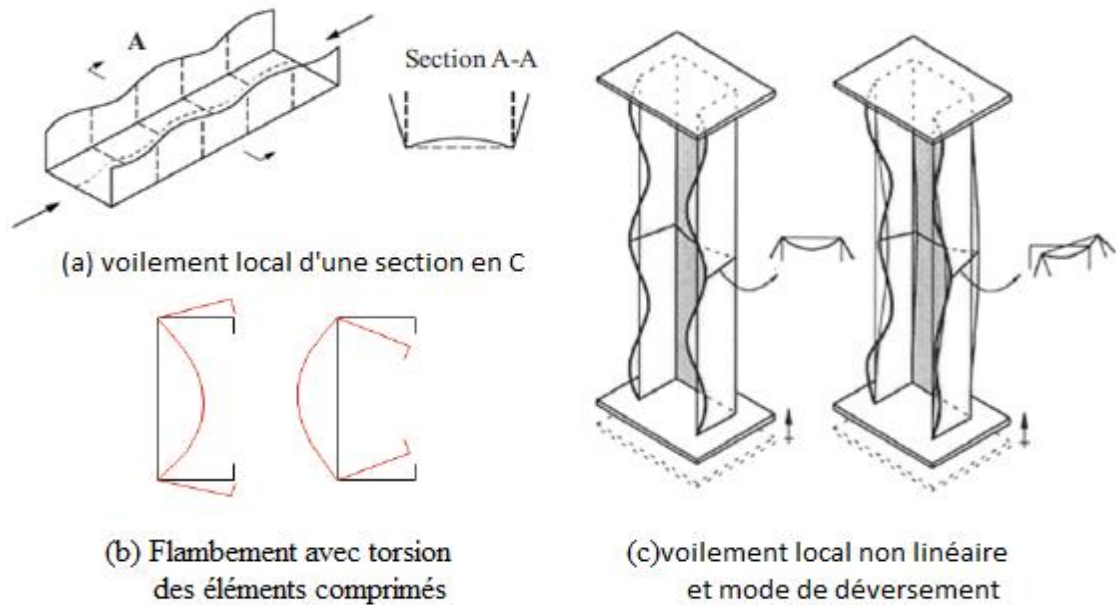


Figure 1.3 : Différents modes de flambement des poteaux en PAF [1]

1.3. Recherches numériques et expérimentales antérieures sur le comportement des montants en PAF

Les montants d'extrémités dans les panneaux de mur de cisaillement (SWP) agissant comme des systèmes de résistance latérale des structures en acier formé à froid (PAF) supportent des forces axiales cycliques sévères lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations sismiques. Dans ces circonstances, des capacités axiales élevées en traction et en compression sont requises, or les éléments en PAF sont très sensibles aux phénomènes d'instabilité [3].

1.3.1. Les paramètres influençant la résistance et la rigidité des PAF

Le flambement et la résistance ultime des éléments en acier formés à froid soumis à une charge axiale ont été étudiés à l'aide de méthodes expérimentales et numériques. Il a été constaté que les contraintes résiduelles, ainsi que l'importance et la distribution des imperfections géométriques, ont un effet sur la réponse post-flambage en termes de résistance et de modes de flambement [4,6]. D'autres chercheurs ont mis en évidence que l'élanement de l'élément, la géométrie de la section transversale, l'épaisseur du matériau, les conditions aux limites et les propriétés mécaniques du matériau ont toutes un impact significatif sur la résistance et la rigidité de l'élément [9,10]. Il a été aussi remarqué qu'à mesure que la limite d'élasticité de l'acier augmentait, la charge critique augmentait également [5]. Il a également été remarqué que le rapport hauteur-largeur et le rapport de

compression axiale ont une influence sur la dissipation d'énergie et le mode de défaillance, l'énergie totale dissipée diminuant avec l'augmentation de l'élançement de l'élément [7,8].

➤ **En 1998, B.W. Schafer et T. Pekoz** ont étudié l'effet des imperfections géométrique et des contraintes résiduelles sur le comportement des profilés formés à froid. Onze (11) spécimens ont été sélectionnés pour étude. Chaque spécimen est monté sur la table d'une machine à fraisage qui a une surface de référence plane pour la mesure des imperfections, les spécimens ont été sollicités par des efforts axiaux et les mesures ont été effectuées par un transformateur différentiel à courant continue (DCDT). Ils ont déduit un spectre d'imperfection et ils ont montré par un exemple d'une analyse numérique non linéaire par éléments finis en utilisant le programme ABAQUS que l'ampleur des imperfections géométrique et la distribution de l'imperfection et de contraintes résiduelles influencent la réponse post-flambage en termes de résistance et de modes de flambement [4].

➤ **En 2003, S. Narayanan, et M. Mahendran** ont fait une investigation sur le comportement d'une série d'éléments en profilés formés à froid sous l'effet de flambement et leurs résistances ultimes sous une compression axiale. Ils ont utilisé des résultats trouvés expérimentalement au laboratoire et des analyses numériques par le logiciel ABAQUS. 16 spécimens de longueurs et de sections transversales différentes ont été étudiés où il a été constaté que les contraintes résiduelles avaient un très petit effet sur la charge ultime. La première étude paramétrique qui a pris en compte la variation de l'épaisseur de la section de 0.6mm à 2mm et la limite élastique du matériau entre 250MPa et 1500MPa a montré que la charge critique accroît pour une limite d'élasticité supérieure à 750MPa et elle est proportionnelle avec l'épaisseur de la section. Une deuxième étude paramétrique a été menée pour les mêmes caractéristiques du matériau et la même épaisseur de la section mais avec des longueurs différentes (1000mm, 876mm, 675mm, 475mm, 275mm, 130mm et 100mm) où la rupture a été atteinte par mode de torsion pour les poteaux élancés et local pour les poteaux courts (130mm et 100mm) [5].

➤ **En 2010, B.W. Schafer et al.** ont fournis un aperçu des travaux de recherches sur la modélisation numérique du flambement élastique et l'analyse de la ruine non linéaire pour les éléments en profilés formés à froid, qui concentre principalement sur la comparaison entre l'utilisation de la méthode semi-analytique des bandes finies (semi analytical finite strip méthode) et la méthode des éléments finis, l'importance des imperfections, contrainte résiduelles, caractéristique du matériaux, conditions aux limites, choix de l'élément,

discrétisation et maillage, et les critères de convergence ainsi que le contrôle de la solution [6].

➤ **En 2014, D. Padilla-Llano et al.** ont étudié la réponse des sections en C en profilés formés à froid sous un chargement axial cyclique. Douze essais cycliques, douze monotoniques en compression et deux monotoniques en traction ont été effectués pour évaluer la réponse hystérétique charge-déformation, dégradation de rigidité, dissipation d'énergie des éléments axiales en profilés formés à froid. Ils ont remarqué que la dégradation de résistance, la dégradation de rigidité, le pincement de la courbe de réponse charge-déformation varie pour les différents spécimens. Cependant, le comportement était similaire dans les différents modes de flambement, de longueurs et sections transversales considérées. La figure 1.4 représente les différents modes de ruine. L'énergie totale dissipée diminue avec l'augmentation des dimensions de la section transversale. La dégradation de la résistance à la compression est produite à des taux similaires pour tous les spécimens indépendamment du mode de flambement. Le déchargement de rigidité lors de la compression était différent pour les différents modes de flambement affectés le pincement hystérésis lors du rechargement de la traction [7].

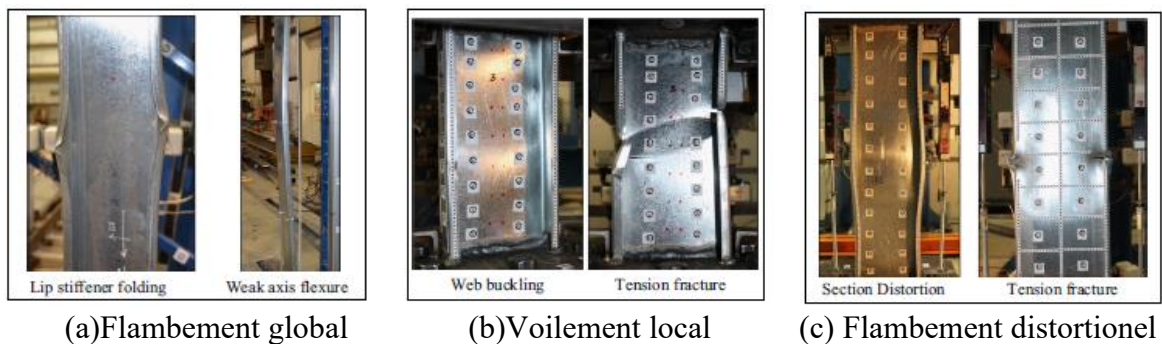


Figure 1.4 : Différents modes de ruine [7]

➤ **En 2014, N. Yang et al.** ont présenté des simulations numériques et expérimentales pour montrer la performance hystérétique des poteaux rectangulaires creux en profilés formés à froid. Ils ont examiné la résistance au flambement, la rigidité post-flambement, les mécanismes de ruine, la ductilité et la capacité de dissipation de l'énergie. Ils ont conclu que le voilement local hors plan est le principal facteur qui représente la dissipation de l'énergie, la ruine des spécimens a été à la fois par déformation plastique et voilement local hors plan et leur interaction. La déformation plastique n'a pas été entièrement mis au point et le développement du voilement local se produit rapidement. Le voilement hors plan joue un

rôle plus important dans la dissipation plastique de l'énergie. Il y a 3 modes de ruine des profilés formés à froid soumis à un chargement cyclique : ruine par hors flambement, par flambement plastique et par voilement local tel que montre la figure 1.5. Les instabilités de flambement ont été due à des effets de la non linéarité géométrique des structures minces où la ruine est causée par des déformations plastique sévère du matériau et les dommages plastique de la structure, le mode de ruine était en relation avec le rapport hauteur sur largeur H/b de la tôle. Les poteaux ont été très sensibles au taux de la charge axiale de compression (n : rapport compression axial avec capacité de charge ultime) peut induire un flambement local prématuré et une perte de capacité de charge, le taux recommandé de la compression axiale est inférieur ou égale à 3 pour assurer la ductilité et la stabilité des poteaux dans les zones de forte sismicité. Avec l'augmentation de H/b , le voilement local joue un rôle plus important dans la ruine, capacité de déformation et dissipation d'énergie a dégradé avec H/b . Pour éviter les déformations excessives et l'instabilité dynamique soudaine le rapport H/b devrait être limité en dessous de 1.5 [8].

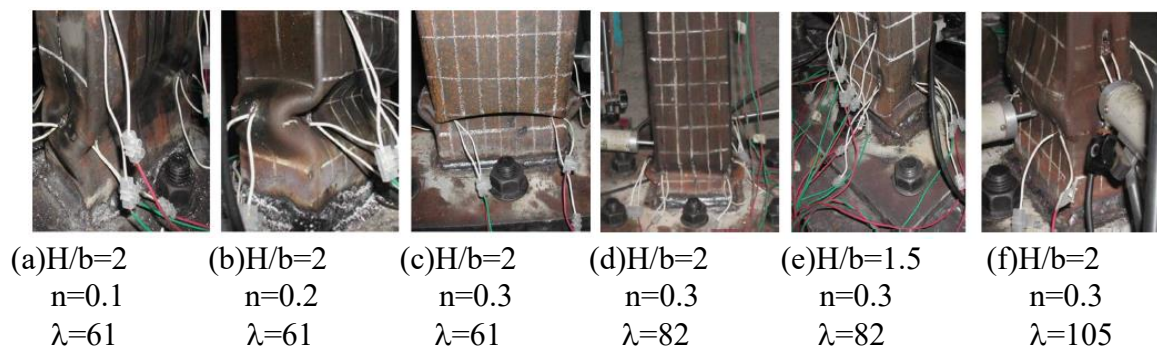


Figure 1.5 : Différents modes de ruine à la base des poteaux [8]

➤ **En 2019, W.B.Yuan et al.** ont proposé une approche analytique pour prédire la charge critique de flambement global pour des poteaux à section en U sous des charges de compression axiale. L'effet de la déformation locale avant le flambement global a été considéré. L'analyse a été effectuée en utilisant la méthode de Rayleigh-Ritz. La solution analytique a été validée en utilisant la méthode d'analyse par éléments finis non linéaire (figure 1.6). Une étude paramétrique a été également réalisée pour différentes sections, y compris différentes valeurs de rapport d'élanement, de rapport hauteur-épaisseur et de rapport largeur-hauteur. La comparaison entre cette approche et celles tirées des normes chinoises et américaines a démontré que ce modèle fournit une bonne approche pour prédire les charges critiques des poteaux en acier formé à froid impliquant une interaction de flambement local et global [9].

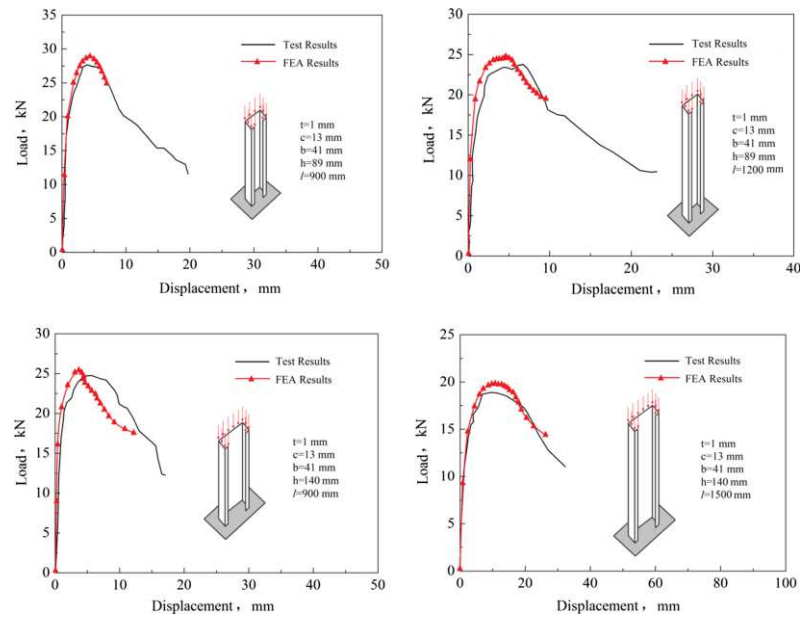


Figure 1.6 : Courbes charge-déformation des spécimens de différents élancements [9]

➤ **En 2020, M. Chen et al.** ont étudié l'influence du voilement local sur la résistance ultime et la conception des poteaux en PAF à section en C, à extrémités partiellement encastrés et parfaitement encastrés sous compression et il a été remarqué que la charge de flambement élastique est affectée par les conditions aux limites. Pour étendre les données, un modèle d'éléments finis a été développé et vérifié par rapport aux données d'essai. Ainsi que les résultats des tests sont comparés aux prévisions de résistance de la méthode de résistance directe (DSM), indiquant que les forces de conception prédites par la spécification nord-américaine AISI sont principalement non conservatrices par contre la DSM proposé par Becque et al. est conservatrice [10].

➤ **En 2022, H. Liang et al.** Ont fait une revue sur les études existantes sur l'optimisation structurelle des sections en PAF et la performance thermique de ces structures. Au total, plus de 160 articles publiés dans la littérature entre 1997 et 2021 ont fait l'objet d'une analyse critique. Les méthodologies utilisées dans la littérature existante pour optimiser les éléments en PAF en termes de performances structurelles et thermiques ont été résumées et présentées de manière systématique. Les lacunes de la recherche ont été identifiées à partir de l'ensemble des connaissances existantes, et des recommandations ont été formulées pour les futures recherches. Il a été constaté qu'un grand nombre d'études ont été menées sur la manière d'optimiser la section transversale des PAF pour un meilleur comportement structurel. Afin d'obtenir des solutions plus pratiques, de plus en plus de contraintes sont prises en compte dans le processus d'optimisation. Plus récemment, les conditions de

chargement des sections en PAF sont passées de la flexion/compression pure à des scénarios de chargement combinés, et différentes techniques d'optimisation ont été appliquées au cours du processus d'optimisation. Cependant, l'étude sur l'optimisation au niveau du système structurelle est rare. Ils ont recommandé que les futures recherches se concentrent sur l'optimisation des structures en PAF afin de prendre en compte à la fois l'énergie intrinsèque et la performance opérationnelle [11].

1.3.2. Méthodes de renforcement des PAF-sections composées

Pour améliorer la résistance et la rigidité des éléments en PAF, de nombreux chercheurs ont proposé diverses méthodes de renforcement. Certains d'entre eux ont suggéré des sections PAF composées, qui sont généralement assemblées dans une section « box » en face à face [12,16,17] ou section « I » dos à dos [13-15] et [18-19].

➤ **En 2011, R. Masoudnia et S.A.M.A.Sadeghian** ont comparé le comportement des poteaux en profilés formés à froid de section transversal en caisson (face à face) avec ceux de section carré creuse formé par la soudure de quatre cornières ou deux sections en C soudés (figure 1.7) sous un effort axial, les résultats de l'analyse en éléments finis trouvées par le logiciel LUSAS qui a été utilisé pour effectuer une analyse non linéaire afin d'étudier la charge critique élastique et ultime ont été comparés avec les résultats basés sur les essais expérimentaux et calculés par le code BS5950 tel que montre la figure 1.8. Il a été constaté que la charge critique des poteaux de section transversale en caisson est supérieure à celle des poteaux de section transversale soudée [12].

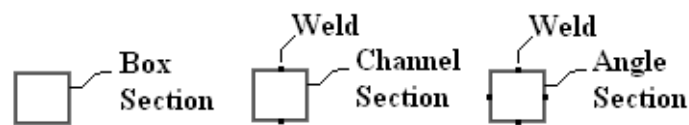


Figure 1.7 : Géométrie des spécimens [12]

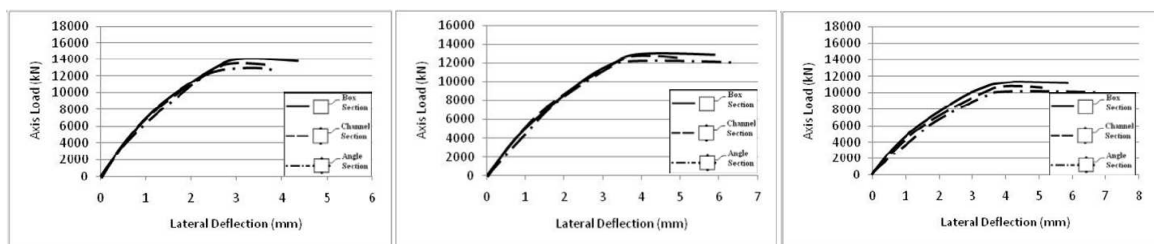


Figure 1.8 : Courbes charge-déformation des spécimens de longueur (a)2m ,(b)3m,(c)4m

[12]

➤ **En 2017, Y. Lu et al.** ont étudié la réponse structurale et la résistance ultime des poteaux en PAF à sections composées en I affectés par les modes de flambement locaux, de distorsion, globaux et en particulier par les interactions des modes locales-distorsionnelles (LD) et locales-distorsionnelles-globales (LDG). À cette fin, un total de 18 poteaux à section en C simples et 18 poteaux à sections composées en I ont été testés sous une charge de compression uni-axiale, avec une variété de dimension de la section transversal, l'épaisseur et la hauteur des spécimens testés. Les résultats représenté par la figure 1.9 montrent qu'une interaction LD notable a été observée pour les poteaux courts de section composée ainsi qu'une interaction LDG pour les poteaux de hauteur moyenne de section composée. Sur la base des résultats expérimentaux une nouvelle méthode basée sur la résistance directe a été proposée pour estimer la résistance ultime d'un poteau à section en I formé à froid affecté par un mode de flambement pur ainsi que par un mode de flambement interactif [13].



(a) Modes de flambements locales (b) interactions des modes locales-distorsionnelles
Figure 1.9 : Comparaison entre les modes de ruine des poteaux à section simple vs les poteaux à section composés en I [13]

➤ **En 2018, D.C. Fratamico et al.** ont effectué une série de tests expérimentaux sur un total de 32 spécimens sous compression axial monotonique portant sur le comportement de flambement et d'effondrement des poteaux en acier formé à froid constitués de deux sections en C assemblées dos à dos reliées à l'âme à l'aide d'une paire de vis de fixations auto-perceuses à un espacement spécifié sur la longueur du poteau avec une étude paramétrique de 16 sections transversales différentes. Ces essais visaient à quantifier l'effet de deux dispositions d'attaches d'âme sur l'action composite pour chaque section transversale, à observer le comportement de flambement et d'effondrement et à fournir des repères pour la conception qui incluent des considérations spécifiques pour le flambement des éléments à paroi mince. La figure 1.10 illustre les différents modes de ruine des poteaux à différentes sections. Il a été conclu que l'interaction locale-globale s'avère être le mode de défaillance prédominant. Des approches de conception rationnelle étendant l'application de la méthode

de force directe (DSM) et employant des techniques de modélisation numérique sont proposées et validées avec les données d'essai. En outre, le développement de recommandations de conception définitives qui aident à réduire la complexité des conceptions de fixations et intègre le cadre DSM lors de la prédiction de la résistance des éléments constitués est en cours [14].

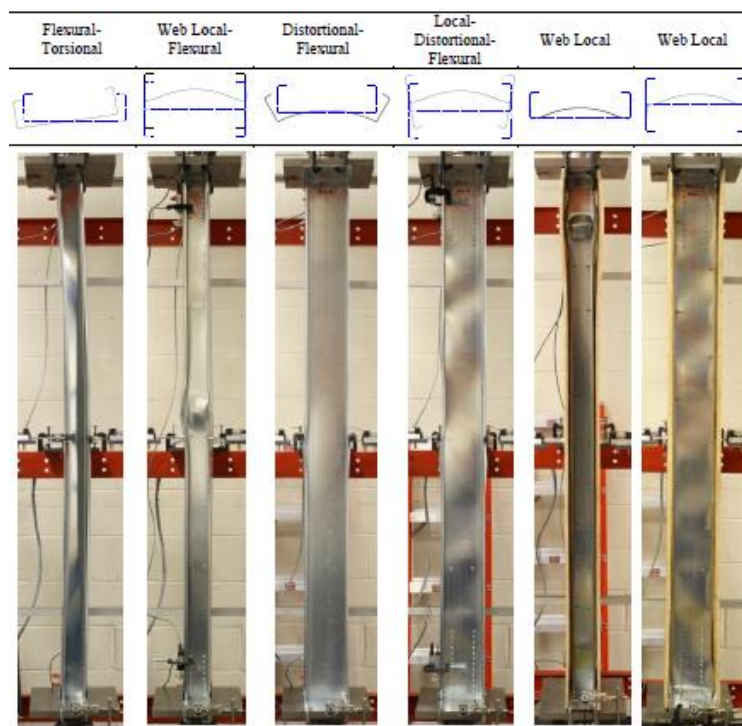


Figure 1.10 : Modes de ruine des poteaux à différentes sections [14]

Ils ont ainsi effectué d'autres essais pour explorer explicitement l'effet du revêtement, tel qu'il est généralement utilisé dans les charpentes en acier formé à froid, sur la réponse. Un total de 17 essais de compression axial monotonique sont complétés. Les résultats indiquaient que les poteaux gainés de panneaux en bois de lamelles orientées (OSB) sur les deux semelles se comportaient comme contreventés contre le flambement global dans le plan du mur [15].

➤ **En 2019, K.Y. Ning et al.** ont testé huit spécimens sous chargement cyclique pour étudier le comportement hystérétique des poteaux en profilés formés à froid de section transversal en caisson (face à face) montré dans la figure 1.11. Les modes de rupture, la capacité de développement plastique, la dissipation d'énergie et la ductilité des spécimens ont été étudiés, et l'influence du rapport largeur sur épaisseur ainsi que le rapport de charge axiale sur le comportement hystérétique ont été analysés. Les résultats des tests obtenus

représenté par la figure 1.12 ont été utilisés pour valider les modèles d'éléments finis (EF). Les résultats de l'EF ont été utilisés pour évaluer si les limites de classification codifiées de la section transversale dans 1993-1-4+A1 (2015) sont également applicables aux poteaux en PAF soumises à une force axiale constante combinée à une charge cyclique. Les résultats des tests ont montré qu'avec un rapport largeur sur épaisseur plus grand, la courbe d'hystérésis devient moins charnue, le coefficient de ductilité et la capacité de développement plastique étaient plus petits, tandis que les effets du rapport d'élancement n'étaient pas significatifs, l'influence du rapport de charge axiale sur la capacité de développement plastique a été liée au rapport largeur sur épaisseur. En outre, il a été constaté que l'EN 1993-1-4 pourrait être conservatrice pour la classification des sections transversales de classe 3 et de classe 4 des poteaux en PAF de section transversal en caisson (face à face), alors qu'elle pourrait être dangereuse pour la classification des poteaux à section de classe 1 [16].

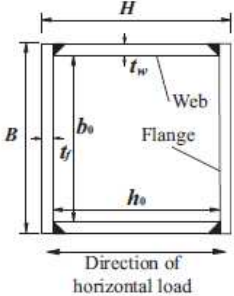
Cross-section	Specimens	B or H / mm	t_w or t_f / mm	r_f or r_w	Section class
	B304-1	280.0	9.60	30.7	1
	B304-2	279.0	7.90	37.9	4
	B304-3	280.0	7.90	37.9	4
	B304-4	281.0	5.82	54.3	4
	B2205-1	200.5	9.70	31.1	1
	B2205-2	198.0	7.70	38.0	4
	B2205-3	198.0	7.70	38.0	4
	B2205-4	198.5	5.75	50.6	4

Figure 1.11: Géométrie des spécimens [16]

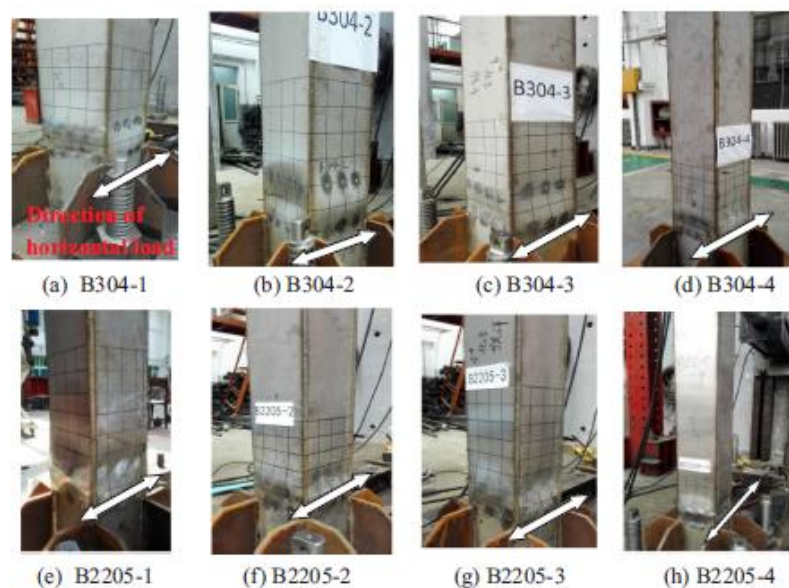


Figure 1.12 : Modes de ruine des poteaux à différentes sections [16]

➤ **En 2019, K. Roy et al.** ont présenté les résultats de 36 essais expérimentaux, menés sur des profilés en U en acier formé à froid et assemblés face à face (figure 1.13), couvrant une large gamme d'élançements. Un modèle d'éléments finis non linéaire a été ensuite décrit qui a montré un bon accord avec les résultats expérimentaux. Les résultats des éléments finis et expérimentaux ont été comparés aux résistances de conception calculées conformément aux normes américaines (AISI), aux normes australiennes et néo-zélandaises (AS/NZS) et à l'Eurocode (EN 1993-1-3). Il a été démontré que la conception conformément à l'AISI & AS/NZS et à l'Eurocode (EN 1993-1-3) est généralement conservatrice d'environ 15 %, cependant elle peut être non conservatrice de 8 % en moyenne pour les poteaux rompus par flambement local [17].

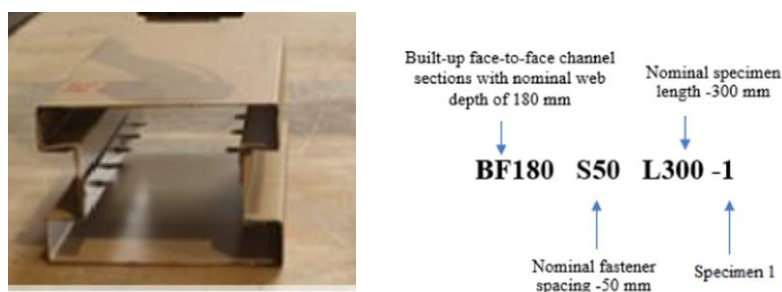


Figure 1.13 : Sections transversales et nomenclature des spécimens [17]

➤ **En 2020, S.Kechidi et al.** ont développé des modèles en élément finis dans ABAQUS pour des poteaux en PAF composés et assemblés par des vis. Le protocole est développé et validé à l'aide des résultats d'essais menés précédemment [14,15]. Ils ont pris en considération la non-linéarité géométrique du matériau et les imperfections géométriques basées sur des mesures scannées au laser des spécimens testés et un modèle de contact qui inclut le frottement. Les vis de fixations ont été intégrées dans le protocole de modélisation à l'aide de sous-programmes prédéfinis capable de reproduire la détérioration de la résistance et de la rigidité sous une charge monotonique ainsi que le pincement qui se produit lorsque les vis de fixations sont soumises à des charges cycliques. Les déformations, la résistance et les mécanismes d'effondrement obtenus par les modèles étaient en bon accord avec les résultats expérimentaux. L'évaluation de la demande de charge sur les attaches à vis a révélé le conservatisme dans la disposition et la conception des attaches de poteaux composés, comme l'exige la spécification nord-américaine pour la conception des éléments de structure en acier formé à froid [18].

➤ **En 2020, F.J. Meza et al.** ont conçu un programme expérimental dans le but d'étudier le comportement et la capacité des poteaux de sections composées en acier formé à froid ainsi que les effets de l'espacement des vis et du contact entre les composants. Un total de 24 spécimens comprenant quatre géométries de section différentes ont été testés (figure 1.14) en appliquant la charge avec des excentricités nominales de $L/1000$ ou $L/1500$. Les sections construites ont été fabriquées à partir de plaques plates, de sections en C simples et de sections en C avec raidisseurs de bord et ont été assemblées avec des boulons ou des vis auto-perceuses. L'espacement des connecteurs variait entre les spécimens de la même géométrie de section transversale. Il a été observé que les modes de flambement représenté par les figures 1.14 à 1.18 des spécimens assemblés étaient affectés par le contact entre les différents composants et par l'espacement des vis de fixation. Cependant, dans les cas où le flambement global des composants entre les points de connexion n'était pas critique, l'espacement des connecteurs avait une influence mineure sur la capacité ultime des poteaux [19].

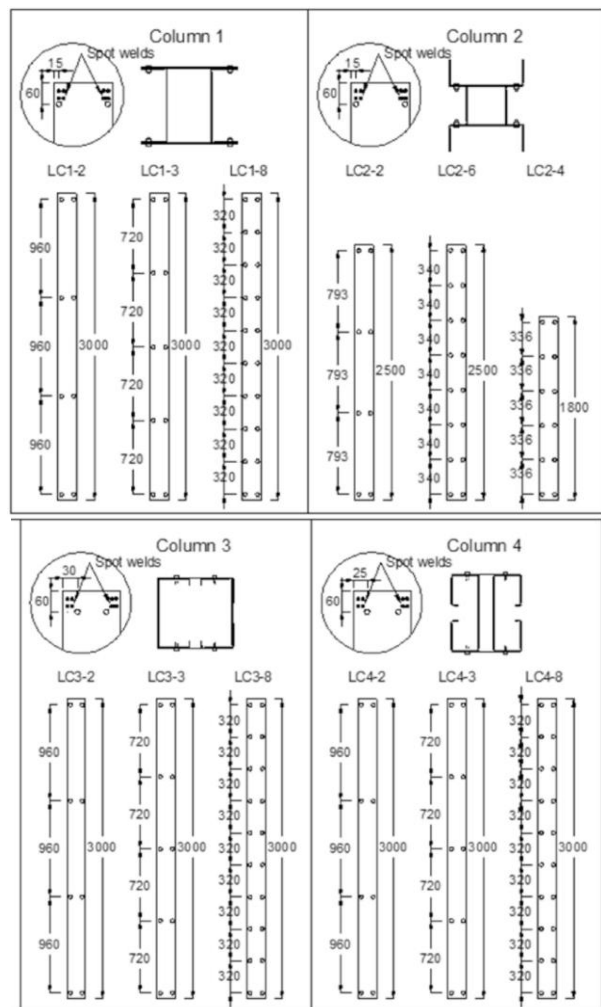


Figure 1.14 : Sections transversales et localisations des connecteurs [19]

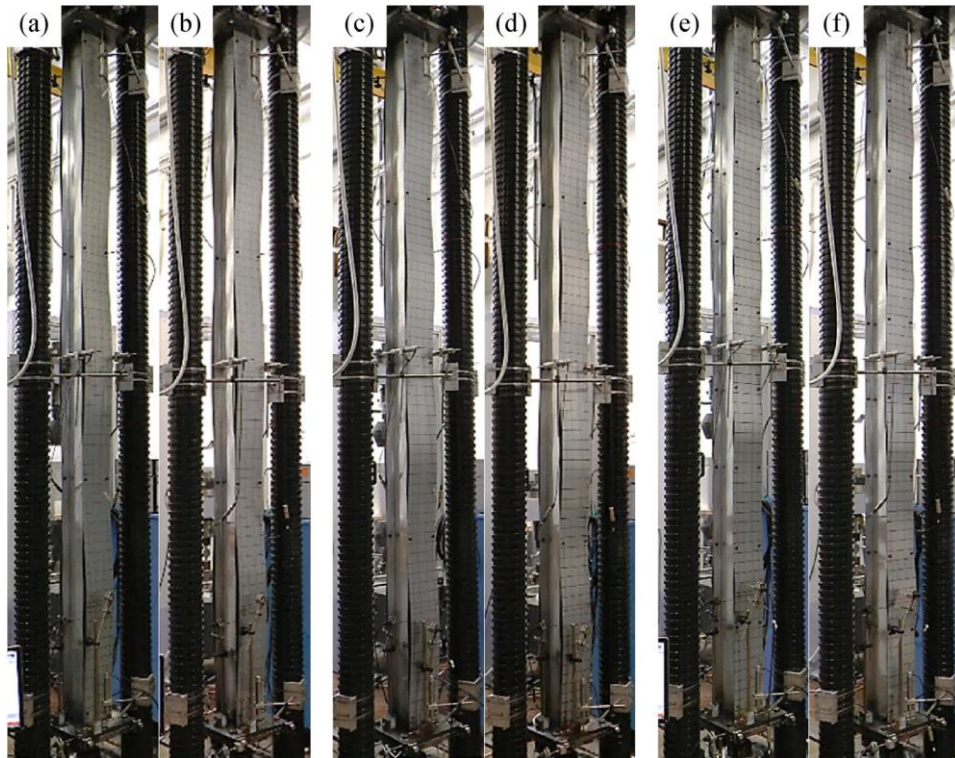


Figure 1.15 : Modes de ruine des poteaux a) LC1-2a, b) LC1-2b, c) LC1-3a, d) LC1-3b, e) LC1-8a, f) LC1-8b [19]

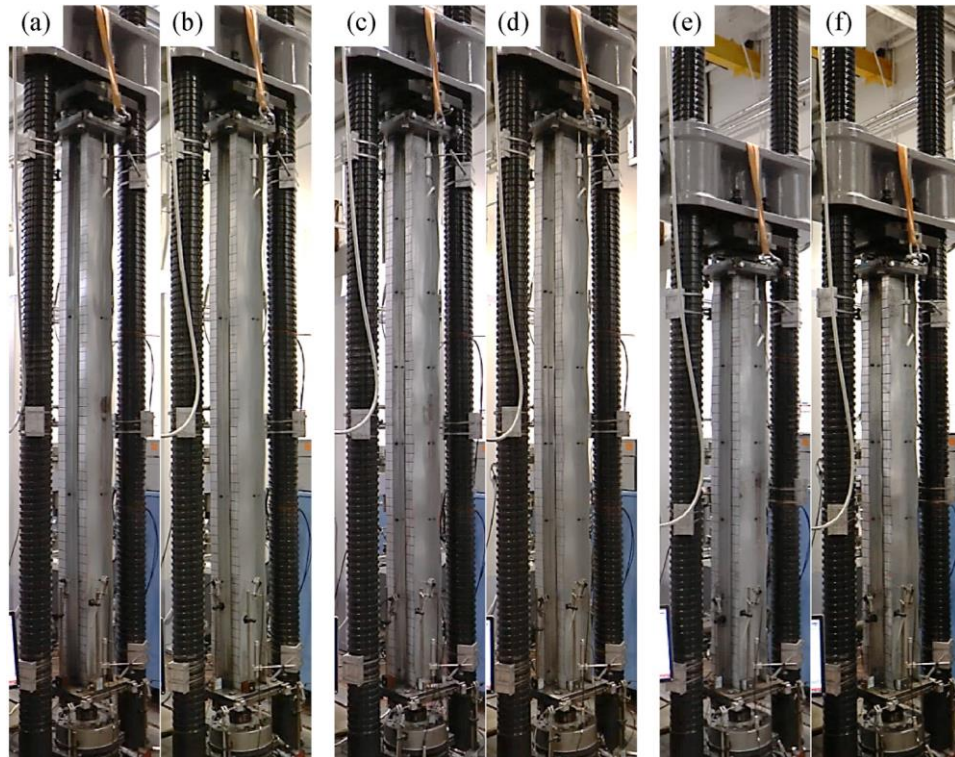


Figure 1.16 : Modes de ruine des poteaux a) LC2-2a, b) LC2-2b, c) LC2-6a, d) LC2-6b, e) LC2-4a, f) LC2-4b [19]

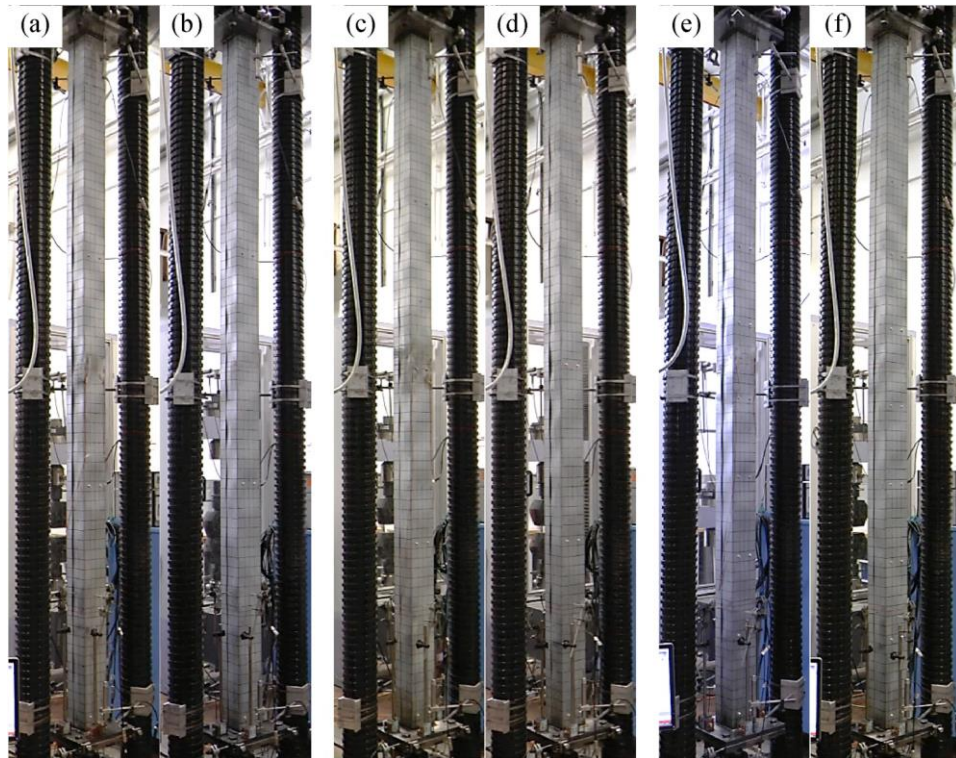


Figure 1.17 : Modes de ruine des poteaux a) LC3-2a, b) LC3-2b, c) LC3-3a, d) LC3-3b, e) LC3-8a, f) LC3-8b [19]

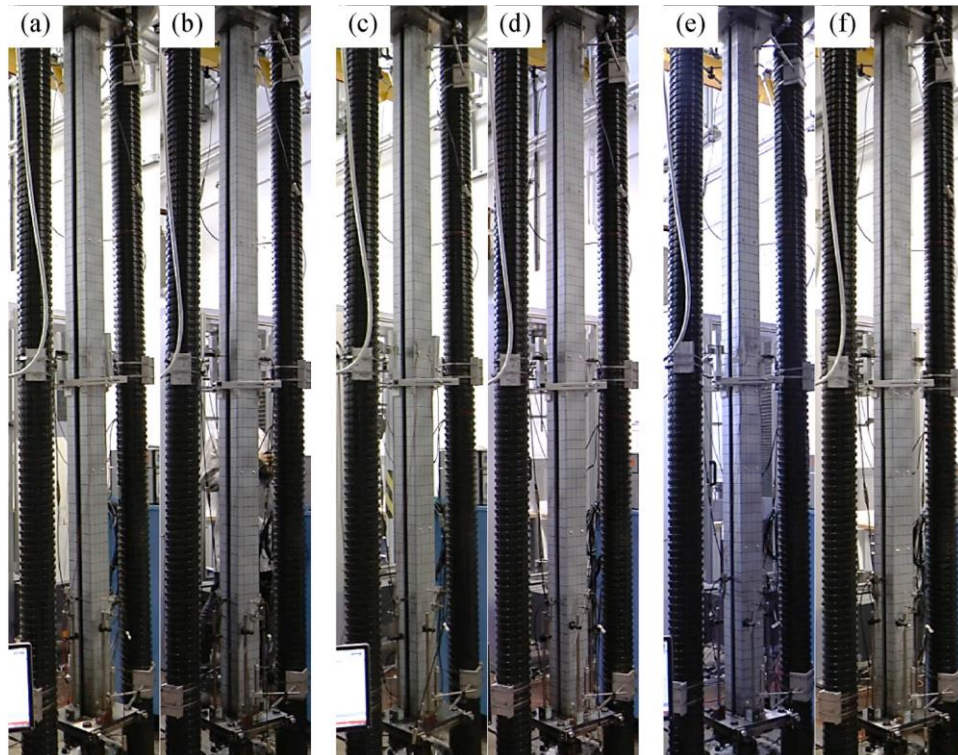


Figure 1.18 : Modes de ruine des poteaux a) LC4-2a, b) LC4-2b, c) LC4-3a, d) LC4-3b, e) LC4-8a, f) LC4-8b [19]

1.3.3. Méthodes de renforcement des PAF-matériaux composites

D'autres chercheurs ont proposé de combiner différents matériaux avec la section PAF, tels que PAF-béton [20,23,24,31], PAF-béton à haute résistance [19,20,26], ou section en PAF chemisée en béton armé [25,26]. D'autres chercheurs ont proposé d'associer le matériau PAF au bois pour résoudre les problèmes de flambement et minimiser les déformations de la section [27,29,30].

➤ **En 2003, K.M.A. Hossain** a effectué une étude expérimentale et analytique sur le comportement des poteaux en profilés formés à froid remplis de béton soumis à une compression axiale et il a valorisé la performance des équations de conception et les formules de base des codes de calcul par les résultats expérimentaux. Un total de 52 spécimens ont été étudiés en vue d'avoir des informations sur la réponse charge-déformation ainsi que les modes de ruine, et d'étudier l'effet des formes géométriques et dimensions des sections transversales, l'épaisseur de l'acier et la qualité du béton de remplissage sur la performance des poteaux. La section transversale et la géométrie des spécimens est représenté par la figure 1.19. Il a été constaté que la ruine des poteaux a été marquée par un décollement initial suivi par flambement local ou globale qui a conduit à la ruine totale, la limite de charge qui cause le décollement a diminué avec l'augmentation des dimensions de la section transversale en raison de l'effet de confinement dans les poteaux. Deux types de ruine ont été observé, les poteaux courts ont une rupture par la formation d'une succession de voilement locale associée à des déformations plastiques et flexion entre les boucles locales adjacentes tandis que les poteaux relativement élancés ont une rupture par flambement global. L'apparition du premier mode de ruine (local ou global) dépendent de l'élancement (rapport h/b), pour les poteaux courts le premier mode a été formé près de la partie supérieure ou inférieure à environ 1% à 6% de la hauteur totale du poteau à environ 74% à 100% de la charge ultime. Pour les poteaux élancés, l'initiation du flambement global associée à la boucle locale a commencé à mi-hauteur. La rupture des poteaux courts a été progressive car il faut du temps pour la formation des boucles locales adjacentes et la formation de la zone de déformation plastique menant à l'instabilité du poteau. Les poteaux élancés se sont rompus rapidement après l'initiation du flambement global en raison de l'effet ($P-\Delta$). La résistance a diminué avec l'augmentation de l'élancement [20].

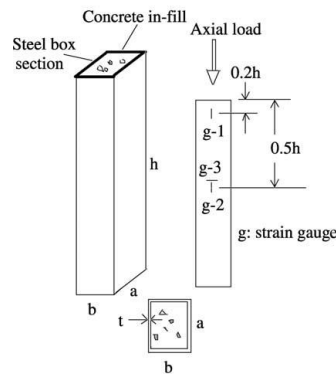


Figure 1.19 : Section transversale et géométrie des spécimens [20]

➤ **En 2006, B.Young et E. Ellobody** ont réalisé une série d'essais sur des poteaux tubulaires en acier formé à froid en sections creuses carrées et rectangulaires et remplies de béton (figure 1.20). Les tubes en PAF avaient une limite d'élasticité et une résistance à la traction allant jusqu'à 536 et 961 MPa respectivement. Le comportement des poteaux a été étudié en utilisant différentes résistances du béton variant de 40 à 80 MPa. Les poteaux avaient des hauteurs différentes et ont été soumis à une compression axiale uniforme. Les résistances des poteaux, les relations charge-déformation axiale ont été présentées et il a été démontré que les résistances de calcul obtenues à partir des essais de traction sur les coupons en PAF ont été généralement non conservatrices pour les poteaux en PAF remplis de béton. Par contre les résistances de conception obtenues à partir des essais sur des tronçons de poteaux ont été généralement conservatrices pour les poteaux en PAF remplis de béton avec différentes résistances. Par conséquent, il a été recommandé que les règles de conception des spécifications américaines et australiennes/néo-zélandaises pour les structures en PAF-béton soient utilisées pour la conception des poteaux tubulaires PAF remplis de béton à haute résistance, à condition que les résistances de conception sont calculées à l'aide des propriétés matérielles de l'acier obtenu à partir d'essais sur des tronçons de poteaux [21].

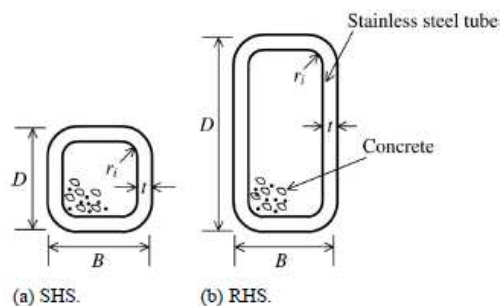


Figure 1.20 : Sections transversales des spécimens [21]

➤ **En 2008, Q.Yu et al.** ont étudié la possibilité d'utiliser des poteaux de sections creuses à paroi mince remplis de béton autoplaçant (BAP) à très haute résistance. Des essais sur 28 spécimens ont été effectués, où les principaux paramètres étudiés sont : (1) les types de section, circulaire et carrée ; (2) le rapport d'élanement, de 12 à 120 ; et (3) le rapport d'excentricité de charge, de 0 à 0,6. Le mode de défaillance des poteaux carrés était local (pliage vers l'extérieur), tandis que celui des poteaux circulaires était un mode de rupture par cisaillement. Les ductilités pour les poteaux remplis de BAP à très haute résistance sont généralement plus petites que ceux d'une résistance normale en particulier pour les charges axiales. Des comparaisons sont faites avec les forces de poteaux prévues à l'aide des codes existants tels que AISC, EC4 et DBJ13-51-2003, il a été constaté qu'en général, ces codes sont acceptables pour la prédiction des capacités des poteaux en PAF remplis de BAP à haute résistance [22].

➤ **En 2012, N. Ferhoune et J. Zeghiche** ont conduit des tests sur poteaux à échelle réduit en profilés formés à froid, Deux sections en U soudées de section (100 x 70 x 2 mm) remplis de béton avec des élancements différents (50mm, 100mm, 150mm, 200mm, 300mm, 400mm et 500mm), l'influence de l'âge du béton de remplissage a été aussi étudiée (28 jours et 3 ans), un totale de 21 spécimens ont été testés sous un effort axial de compression (7 spécimens en profilés formés à froid vide, 7 spécimens remplis de béton testés à l'âge de 28 jours et 7 spécimens remplis de béton testés à l'âge de 3 ans). Il a été confirmé que la longueur des spécimens vide a un effet radical sur la capacité de charge critique et le mode de rupture est atteint par voilement local avec des déformations des extrémités vers l'intérieur et vers l'extérieur, les résultats de prédiction de l'EC3 ont été supérieurs ce qui n'est pas du côté de sécurité pour les spécimens vides. Pour les spécimens composites, la charge critique a augmenté significativement, les prédictions de l'EC4 ont été supérieurs pour les spécimens élancés (300 à 500 mm) et inférieurs pour les spécimens courts (50 à 200 mm). La rupture des spécimens composites a été par voilement local avec déformations des extrémités de l'acier vers l'extérieur. La charge critique obtenue après 3 ans a été supérieure que celle de 28 jours, le rapport de charge 3 ans/28 jours augmente avec l'augmentation de la hauteur [23].

➤ **En 2014, N. Ferhoune** a effectué des essais expérimentaux sur 20 poteaux à échelle réduit en acier formé à froid de section rectangulaire (100x70x2.5mm) formée en double U soudée, remplis de béton à base de granulats de laitier cristallisé, d'élanement 200, 300, 400 et 500 mm. Quatre spécimens ont subi un effort de compression axial centré et 16

spécimens ont subis un effort de compression excentré suivant les axes major et mineur en utilisant une machine de compression hydraulique. Tous les spécimens sont testés à 28 jours de coulage de béton. Les résultats expérimentaux enregistrés sont ensuite comparés avec ceux calculés par les prédictions de règlement Eurocode 4. La prédiction donnée par l'EC4 donne une bonne concordance des résultats. Il a été noté que la diminution de la capacité de charge avec l'augmentation de l'excentricité et de l'élancement varie entre 6.8% à 9.6% pour un chargement centré, de 5.3% à 10.8% pour un chargement excentré suivant l'axe (xx) et de 7% à 11.1% pour un chargement excentré suivant l'axe (yy) [24].

➤ **En 2015, K. Alenezi et al.** ont effectué des essais sur huit poteaux composites en PAF (section en C) chemisés en béton armé au moyen de connecteurs de cisaillement. Trois types de connecteurs de cisaillement avec quatre diamètres différents, à savoir les boulons (10 mm et 12 mm de diamètre), les tiges (10 mm de diamètre) et les vis auto-perceuses (6,3 mm de diamètre × 12 mm de long) ont été évalués. Les résultats ont montré qu'à mesure que le diamètre des boulons augmentait, la capacité de charge ultime de la section composite augmentait également et le connecteur de cisaillement avec boulon de 12 mm de diamètre a montré la capacité de cisaillement la plus élevée [25].

➤ **En 2015, A. Saggaff et al.** ont préparé et testé neuf spécimens de poteaux composites en PAF (section en C) chemisés en béton armé sous une charge de compression axiale. Les principaux paramètres évalués étaient la hauteur du poteau où il y avait trois hauteurs différentes, à savoir 2000 mm, 3000 mm et 4000 mm, l'épaisseur de l'acier formé à froid et l'influence du chemisage. Les résultats ont indiqué que la chemise en béton armé fournissait un support latéral suffisant à l'âme du poteau et augmentait de manière significative à la fois la résistance et la ductilité des spécimens sous chargement axial. La capacité de résistance des poteaux composites s'est considérablement améliorée, environ 149 % supérieure à celle de la section de poteau en PAF nu. Il a également été constaté que la capacité de charge axiale des poteaux composites avait augmenté de manière significative (de l'ordre de 20 % à 40 %) à mesure que l'épaisseur du CFS augmentait [26].

➤ **En 2015, A. Awaludin et al.** ont testé les éléments de compression fabriqués en fixant des lamelles en bois à l'âme des profilés en acier formé à froid Z, C et double C à l'aide de vis à espacement régulier avec cinq hauteurs différentes et comparés à des spécimens de référence avec la même section PAF sans bois. Les résultats montrent que le bois attaché augmente la capacité de charge de flambement des éprouvettes composites et que leur mode

de rupture était un flambement local progressif de la semelle suivie d'un flambement par flexion, contrairement aux éléments en PAF qui sont une combinaison de flambement local et de flambement par flexion-torsion en même temps [27].

➤ **En 2017, M.X. Xiong et al.** ont mené un programme expérimental pour étudier le comportement de 56 tubes en acier formé à froid avec une limite d'élasticité jusqu'à 780 MPa remplis de béton à haute et ultra-haute résistance avec une résistance de compression jusqu'à 190 MPa à température ambiante. Les résultats des essais ont montré que la résistance à la compression ultra-élevée, qui est requise pour les éléments structuraux dans les structures de grande hauteur, peut être atteinte en employant le béton à ultra-haute résistance (BUHR). Les comparaisons des résultats d'essais avec les prédictions de l'Eurocode 4 ont indiqué que la méthode de l'Eurocode 4 peut fournir des prévisions si l'effet de confinement n'est pas pris en compte et les profilés en acier de classe 3 ne sont pas utilisés. Les autres codes (AISC 360-10, ACI 318R, AS 4100, AS 3600, AIJ, CISC) ont généralement donné des prévisions conservatrices pour les PAF avec BUHR, sauf AIJ et CISC légèrement surestimés la résistance axiale [28].

➤ **En 2018, J.Zhang et al.** ont effectué des tests de poussée sur des poteaux composites en contreplaqué de bambou et en profilés d'acier formé à froid. Ces poteaux composites sont constitués de deux canaux en PAF reliés par un panneau de bambou à l'extérieur des brides pour former une forme de boîte et un panneau de bambou fixé à l'intérieur de chaque âme de canal collé par un adhésif structurel et renforcé par des vis dans certains spécimens. Six spécimens ont été soumis à une charge à court terme, tandis que vingt-sept ont été soumis à une charge à long terme. Il a été remarqué que la capacité de charge des éprouvettes collées uniquement par collage diminuait avec le temps, et les vis peuvent augmenter la ductilité des éprouvettes et la capacité de charge pour atteindre la résistance ultime, ainsi que réduire le glissement entre l'acier et le bois [29].

➤ **En 2019, S.M.H. Sani et al.** ont étudié trois sections différentes de poteaux en PAF remplis de panneaux en bois à lamelles orientées (OSB): une section en C en PAF avec OSB, une section PAF dos à dos avec OSB et une section PAF en I avec OSB. Il y avait une différence ultime de 9,20 %, 5,16 % et 5,84 % entre le PAF sans et avec les sections OSB, respectivement. En conséquence, l'OSB a complètement éliminé le flambement local et de distorsion dans les sections composites tout en le minimisant dans les sections de canal [30].

➤ **En 2020, H. Taufiq et R.M. Lawson** ont effectué un programme expérimental sur des poteaux composites utilisant des profilés en C en acier formé à froid perforés pour former des poteaux de section 100×100 mm (figure 1.21) avec trois groupes d'essais : essai sur poteau court, essai sur poteau élancé et des essais de poussée pour déterminer les propriétés de liaison en cisaillement de l'âme perforée des profilés en C. Les résultats ont été comparés aux prévisions de l'Eurocode 4 basées sur les propriétés effectives de la section en C, qui se sont avérées bonnes. La méthode de conception a été étendue à d'autres hauteurs de poteaux par des modèles d'éléments finis utilisant Abaqus. Il a été démontré que la méthode de conception de l'Eurocode 4 pour les poteaux mixtes peut s'appliquer aux poteaux composites en PAF [31].

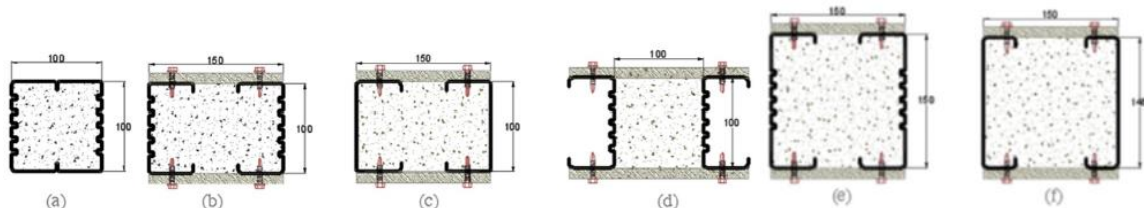


Figure 1.21 : Sections transversales des spécimens [31]

1.4. Conclusion

La conception des ouvrages en acier formé à froid nécessite la compréhension des principes de dimensionnement des éléments de base, à savoir les différents modes d'instabilité de ces éléments causés par leurs faibles épaisseurs. Les chercheurs ont proposé des méthodes pour l'estimation de la résistance de ces structures avec plusieurs lois de comportement intégrées dans des modèles numériques en éléments finis. Ces modèles traitent les différents cas d'instabilité des éléments en profilés formés à froid ainsi que les paramètres qui influent leurs résistances et qui tiennent compte des facteurs qui affectent principalement leurs comportements et leurs modes de rupture.

Les essais sous chargement axial monotoniques et cycliques effectués sur les éléments en acier formé à froid de différentes configurations et typologie, ont mis en évidence les paramètres qui influent sur la capacité portante ainsi que sur les modes de ruptures dominants. La rupture par voilement local, par flambement ou rupture par déversement sont les paramètres les plus dominants dans tous les cas de figures. L'élancement de l'élément, la géométrie de la section transversale, l'épaisseur du matériau, les conditions de fixations

aux limites, les caractéristiques mécaniques du matériau et le type ou la nature de chargement influent directement la résistance et la rigidité de l'élément.

Dans ce chapitre on a cité quelques recherches qui ont étudié les différents paramètres qui peuvent affecter la résistance ultime, la rigidité et les modes de rupture des éléments en PAF sous chargement axial. Puis on a cité les solutions techniques proposées par certains chercheurs pour améliorer la résistance et la rigidité des éléments en PAF, comme les sections composées qui sont généralement assemblées dans une section « box » en face à face ou section « I » dos à dos. D'autres recherches ont proposé de combiner différents matériaux avec la section PAF, tels que PAF-béton, PAF-béton à haute résistance, ou section en PAF chemisée en béton armé. Ainsi que d'autres recherches ont proposé d'associer le matériau PAF au bois pour résoudre les problèmes de flambement et minimiser les déformations de la section.

Quelques programmes expérimentaux se sont concentrés sur la dissipation d'énergie du flambement local, et ont montré que la résistance à la compression du flambement local se dégradait jusqu'à une magnitude constante avec l'augmentation de nombre de cycles en raison de la capacité inhérente de post-flambement, qui est différente et potentiellement plus bénéfique pour la performance sismique que le comportement cyclique du flambement global où la résistance à la compression diminue jusqu'à zéro lorsque la rotule plastique se développe.

Dans le cadre de cette thèse, on propose dans le chapitre suivant une nouvelle technique de renforcement des montants en PAF sous sollicitation axiale pour essayer d'avoir un comportement meilleur et de réduire les déformations précoces. Le chapitre suivant expose le programme expérimental qui examine ces bénéfices de post-flambement et enregistre le comportement cyclique des éléments axiaux en PAF renforcés par un noyau en bois. Il se focalise sur les états limites de flambement des éléments composites PAF-bois.

CHAPITRE 2

Etude expérimentale de l'effet composite PAF-bois sur un élément de référence

CHAPITRE 2

ETUDE EXPERIMENTALE DE L'EFFET COMPOSITE PAF-BOIS SUR UN ELEMENT DE REFERENCE

2.1.Introduction

Dans ce chapitre, nous exposons les résultats d'un programme expérimental qui a examiné le comportement cyclique axial et la capacité de dissipation d'énergie des éléments de charpente en acier formé à froid renforcés par un noyau en bois rouge qui subissant un flambement global et local.

Le programme expérimental comprenait huit spécimens subdivisés en deux groupes, quatre avec une section composite bois-PAF et quatre autres avec une section nue PAF. Chaque groupe a subi une compression monotonique, une traction monotonique et deux chargements cycliques quasi statiques contrôlés par déplacement avec des vitesses de chargement différentes. On a effectué des essais monotoniques afin de déterminer la courbe enveloppe charge-déformation et le déplacement ultime. La réponse hystérétique axiale, la déformation axiale cumulative sur l'endommagement et la dissipation d'énergie hystérétique des éléments exposés à un flambement global ou local ont été déterminées à travers des essais cycliques.

2.2. Programme expérimental

2.2.1. Dimensions des spécimens et propriétés des matériaux

Tous les spécimens avaient la même hauteur $L_t = 2320$ mm pour s'adapter à la configuration expérimentale et la même section transversale PAF (600S200-68) choisie parmi les tailles standard SSMA [32] pour un montant typique à échelle réelle. La section composite est constituée de PAF 600S200-68 et d'une section rectangulaire en bois rouge de $49 \times 150,6$ mm comme illustré à la figure 2.1. La nomenclature des spécimens est donnée dans la figure 2.2. La limite d'élasticité et la contrainte de traction ultime PAF ont été enregistrées avec une moyenne de 281,62 MPa et 311,22 MPa, respectivement (figure 2.3), la valeur de la limite d'élasticité est considérablement supérieure à la valeur nominale (280 MPa). Le module d'élasticité a été pris égal à 203400 MPa comme prescrit dans AISI S100-2012 [33]. Des cubes de bois de $45 \text{ mm} \times 45 \text{ mm} \times 45 \text{ mm}$ [34] ont été compressés

parallèlement au fil comme le montre la figure 2.4, pour évaluer la résistance à la compression des spécimens de bois orthotrope. Le niveau de limite d'élasticité pour la compression était d'environ 50 MPa. La limite d'élasticité en traction a été estimée à 100 MPa et le module de Young à 12500 MPa [35]. Les conditions aux limites ont été adaptées pour être bi-encasté.

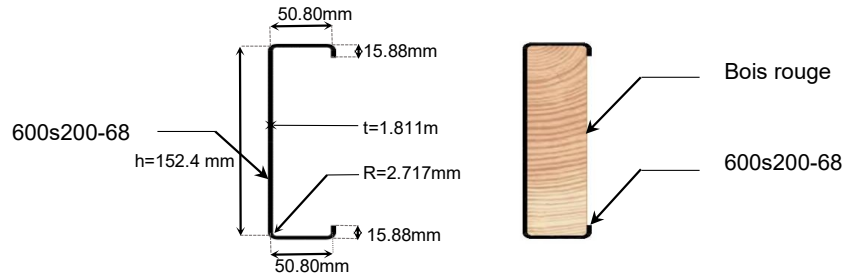
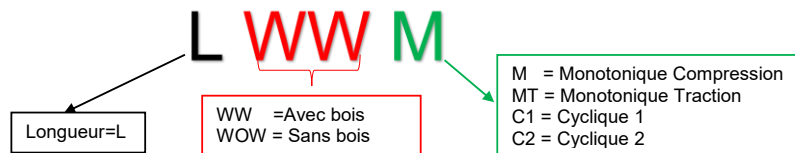


Figure 2.1: Section transversale (gauche) 600-S200-68 (droite) section composée PAF-Bois



Exemple: **LWOWMT** ie: specimen avec une hauteur de "L", **WithOut Wood**, sous **Monotonic Tension**.

Figure 2.2: Nomenclature des spécimens

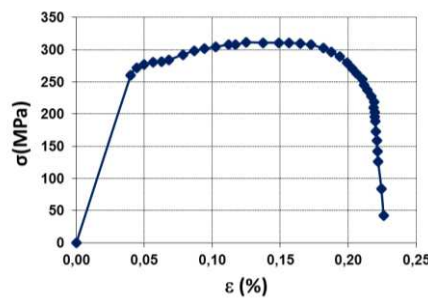
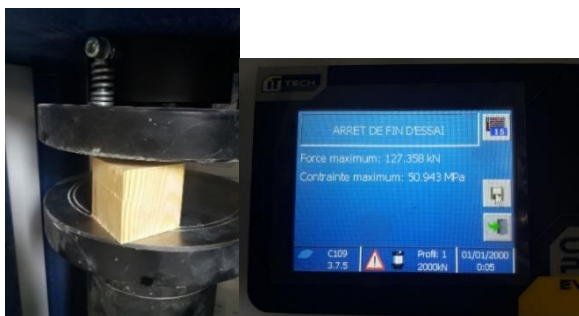
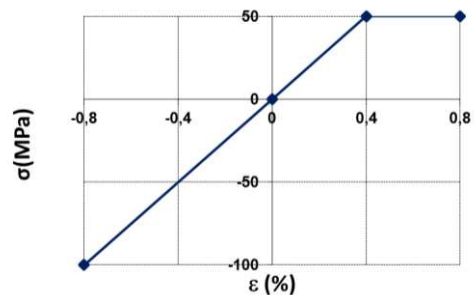


Figure 2.3: Courbe contraintes-déformations pour PAF (Essai de traction)



(a) Essai d'écrasement du bois



(b) Courbe Contraintes-déformations

Figure 2.4 : Essai de compression parallèle à la direction des fibres

2.2.2. Configuration des essais et instrumentation

Un portique de chargement uni-axial a été assemblé au sein du laboratoire du centre national de la recherche appliquée en génie parasismique (CGS) pour effectuer les essais axiaux comme illustré dans la figure 2.5. Des platines d'extrémités ont été assemblées par des boulons aux deux extrémités des échantillons pour transférer les forces axiales tout en fournissant des conditions aux limites d'extrémités fixes en rotation, en torsion et en déversement longitudinal. Des entretoises latérales ont été prévues pour empêcher tous les déplacements hors plan de la plaque de fixation supérieure et la torsion du vérin (figure 2.5 c,d,e), pour maintenir la charge au même point tout au long du test.

Les spécimens ont été soumis à un déplacement monotonique à un taux de déplacement constant de 0,02 mm/s. La vitesse de déplacement pour les essais cycliques a été fixée à 0,5 mm/s et 1 mm/s. Le tableau 2.1 résume le programme d'essais.

Les déformations ont été mesurées à l'aide de huit LVDT, un pour les déformations axiales connecté entre les platines d'extrémités supérieure et inférieure, un pour le déplacement relatif entre la base et la plaque d'extrémité, six pour les déplacements latéraux est-ouest et nord-sud (trois dans chaque direction). Tous les détails sont donnés dans les figures 2.5 et 2.6.

Tableau 2.1: Spécifications des essais et nomenclature des spécimens

L_t (mm)	L (mm)	Type	Spécimen	Essai	Vitesse de chargement (mm/s)
2320	2000	Bois-PAF (Avec bois)	LWWM	Monotonique compression	0.02
			LWWMT	Monotonique traction	0.02
			LWWC1	Cyclique 1	0.5
			LWWC2	Cyclique 2	1
		PAF (Sans bois)	LWOWM	Monotonique compression	0.02
			LWOWMT	Monotonique traction	0.02
			LWOWC1	Cyclique 1	0.5
			LWOWC2	Cyclique 2	1

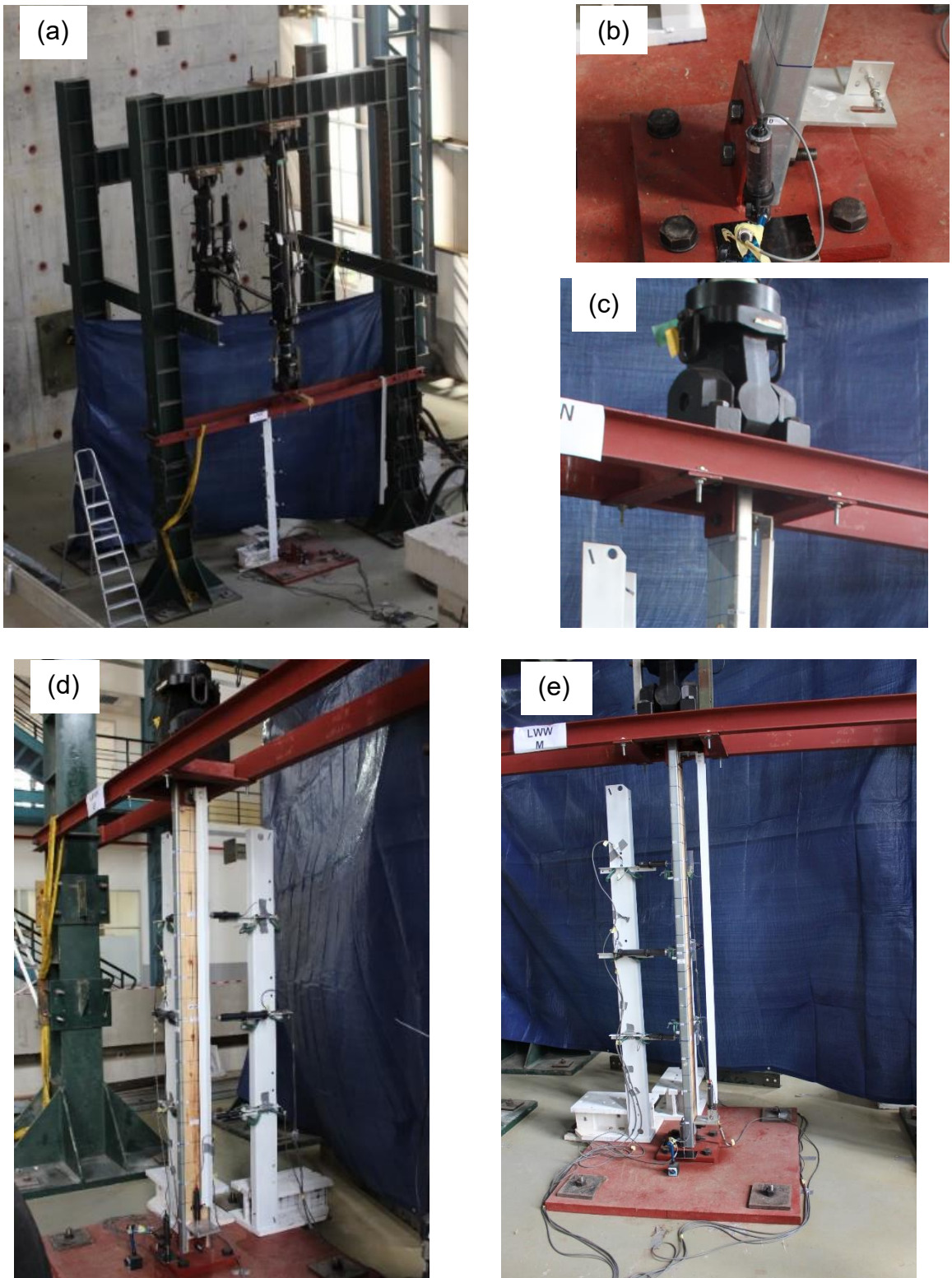


Figure 2.5 : Schéma d'instrumentation: (a) Vue globale (b) Platine de fixation inférieure (c) Platine de fixation supérieure (d) Vue Est-Ouest (e) Vue Nord-Sud

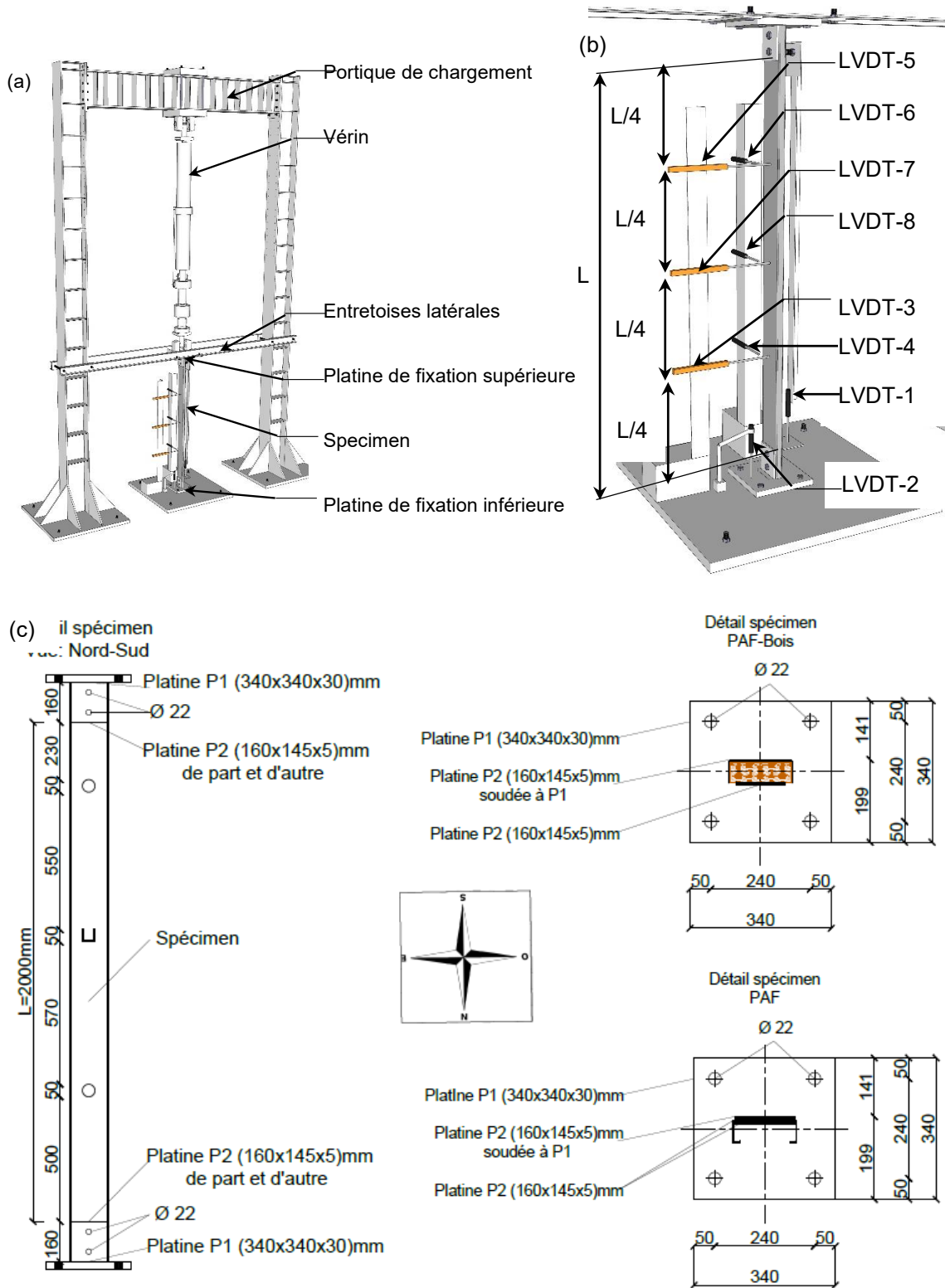


Figure 2.6 : (a) Schéma d'instrumentation: (b) Positions des LVDTs (c) Détails d'assemblage

2.2.3. Protocole de chargement

Les essais monotoniques ont été réalisés en appliquant un déplacement croissant à une vitesse de 0,02 mm/s jusqu'à la rupture du spécimen en traction ou en compression.

Le protocole d'essai cyclique quasi-statique avec contrôle en déplacement a été adopté à partir de la FEMA461 [36]. Ce protocole est jugé approprié pour les tests d'hystérésis visant à quantifier la capacité de dissipation d'énergie et la ductilité des spécimens.

Le protocole de chargement cyclique FEMA consiste en des étapes d'augmentation d'amplitude avec deux cycles par étape. La première amplitude est δ_0 et la dernière amplitude prévue est δ_m .

Où δ_m est estimé à partir du test monotonique, il est défini comme le déplacement ultime observé lorsque la résistance post-pic est réduite à 80% de la résistance maximale. Le protocole contient six cycles initiaux de faible amplitude $\delta_0 = 0,018 \delta_m$. L'amplitude δ_{i+1} du pas $i+1$ est donnée par l'équation $\delta_{i+1} = 1,4 \delta_i$ où δ_i est l'amplitude du pas précédent.

La figure 2.7 montre l'historique de chargement cyclique appliqué pendant les tests. δ_m obtenu par le test monotonique du spécimen « LWW » a été choisi pour définir le protocole de chargement afin de pouvoir faire une comparaison entre les spécimens « LWW » et « LWOW » à un déplacement donné.

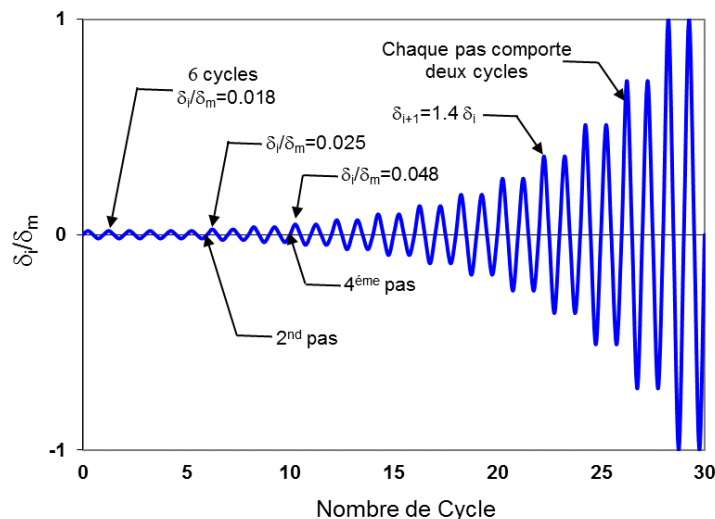


Figure 2.7 : Protocole de chargement cyclique [36]

2.3. Résultats expérimentaux

2.3.1. Dommages et modes de rupture

Les réponses monotoniques charge-déplacement pour chaque groupe ont été obtenues en combinant les essais de compression monotonique et de tension monotonique pour estimer le déplacement ultime et la courbe enveloppe charge-déplacement.

Des essais cycliques ont été effectués pour déterminer les performances hystérétiques axiales et la capacité de dissipation d'énergie, ainsi que l'effet du taux de chargement.

Les performances LWW sont nettement supérieures à celles du LWOW en termes de résistance ultime et de ductilité pour les courbes monotoniques et cycliques.

- Pour toutes les figures ci-dessous, un déplacement positif est pour la "compression" et un déplacement négatif est pour la "traction".

a. Réponse monotonique

Les figures 2.8. et 2.9. illustrent une comparaison globale entre les courbes enveloppes de la réponse cyclique des sections composites (LWW : avec bois) et CFS nu (LWOW : sans bois) et les courbes charge-déplacement monotoniques. Les courbes enveloppes LWW sont très proches des courbes monotoniques en traction et compression alors que la courbe monotonique LWOW en compression est inférieure à la courbe enveloppe correspondante [37].

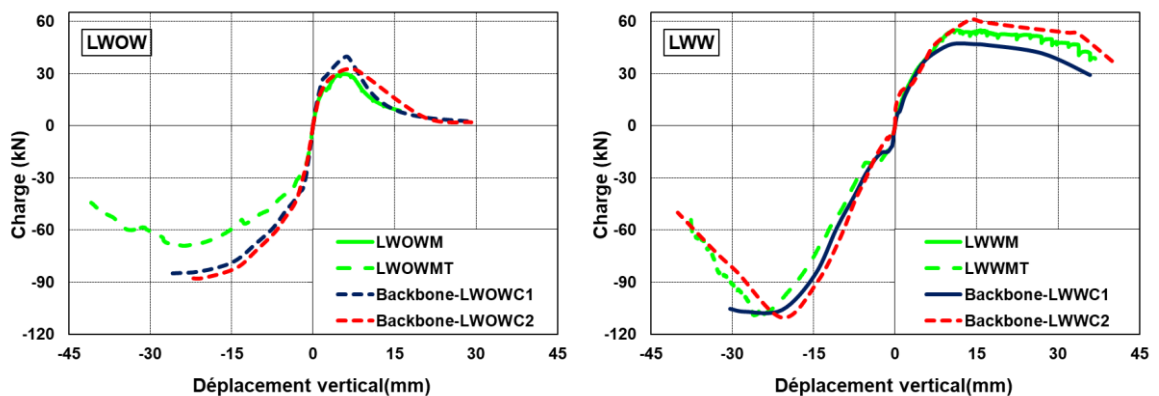


Figure 2.8 : Courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques

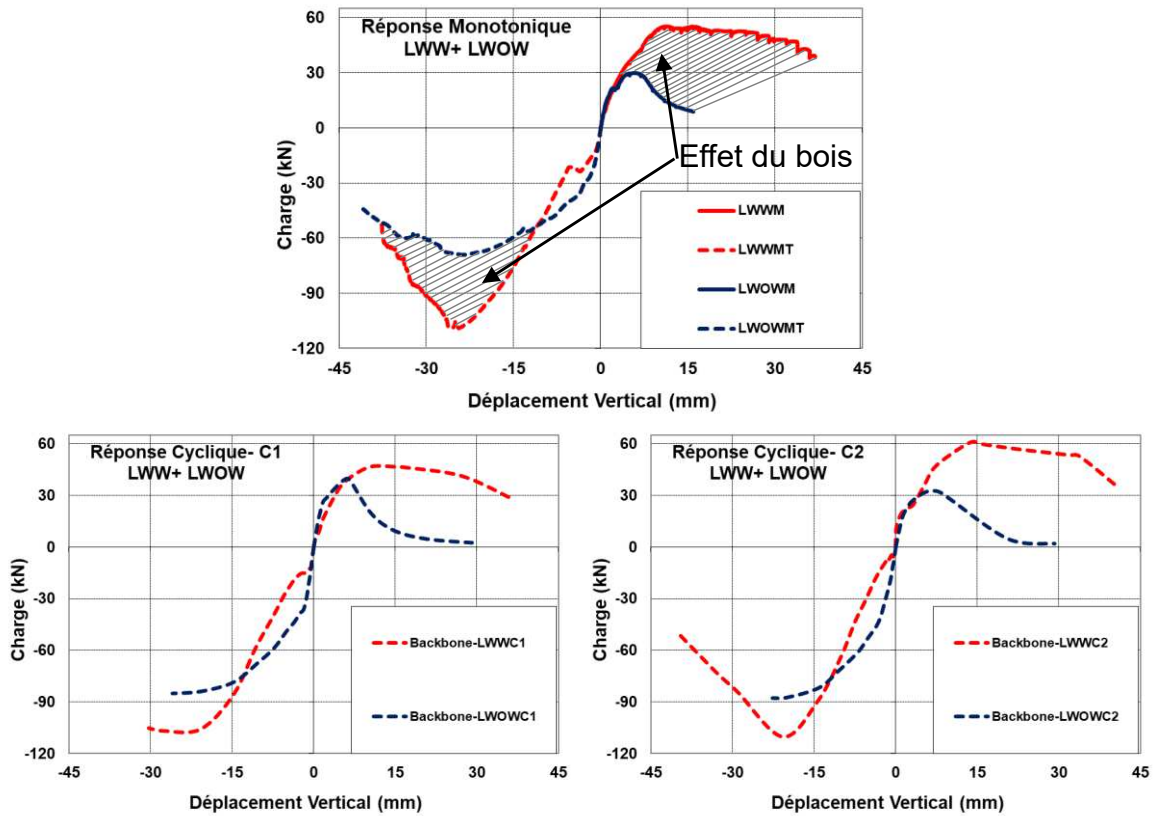


Figure 2.9 : Comparaison entre LWW et LWOW -courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques

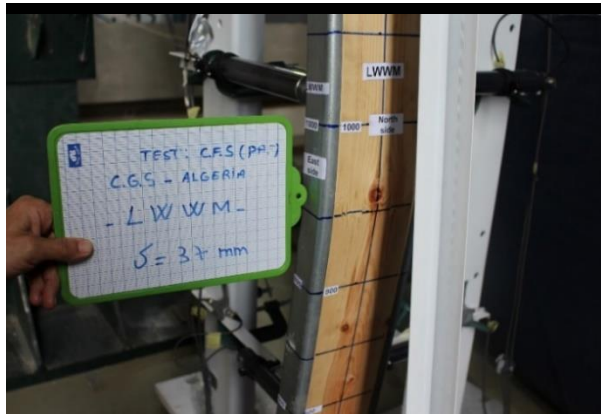
La réponse monotonicque des spécimens LWOW était caractérisée par un voilement en flexion autour du faible axe et quelques vagues de voilement local se produisant lorsque la charge de compression maximale est atteinte (voir figure 2.10.a) puis, la résistance à la compression et la rigidité de déchargement se sont dégradées rapidement et les dommages de compression ont été accumulés à mi-hauteur comme illustré à la figure 2.10.b.



(a) LWOWM- charge de compression maxi (b) LWOWM-Fin de l'essai

Figure 2.10 : Déformée Monotonique -LWOW specimens

Alors que la réponse monotonique des spécimens LWW était caractérisée par un flambement global par flexion autour de l'axe à faible inertie et un écrasement du noyau en bois à mi-hauteur à la fin de l'essai, comme le montre la figure 2.11 [37].



(a) Ecrasement du bois



(b) LWWM-Fin de l'essai

Figure 2.11 : Déformée Monotonique -LWW spécimens

b. Réponse cyclique

Pour les six premiers cycles initiatifs, la réponse cyclique est linéaire pour les spécimens LWOW et présente une rigidité symétrique en traction et en compression, comme le montre la figure 2.12. Par contre les spécimens LWW présentent un comportement plastique précoce en raison de la non-linéarité du bois [37].

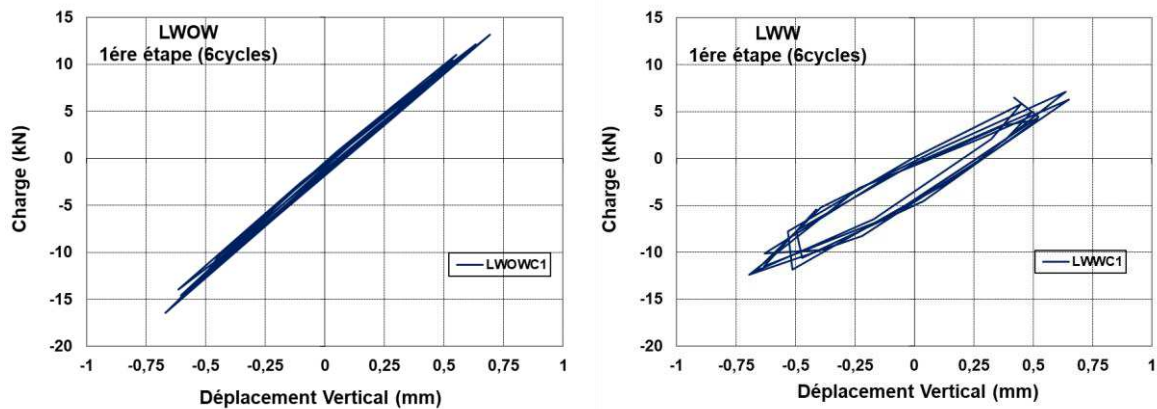


Figure 2.12 : Boucles hystérésis des six premiers cycles initiatifs

Par la suite, la réponse cyclique est toujours symétrique malgré quelques déformations inélastiques modérées. Les boucles d'hystérésis des spécimens LWW semblent pincées avec une dégradation de la résistance et de la rigidité plus prononcée que celles observées pour les spécimens LWOW, comme illustré sur les figures 2.13 et 2.14. Ce comportement peut être lié aux dommages de plasticité de l'élément bois [37]. Cependant, sous des amplitudes

cycliques importantes, la section composite LWW montre des boucles d'hystérésis plus stables à la fois en traction et en compression par rapport à la section LWOW qui a complètement perdu sa résistance à la compression [38].

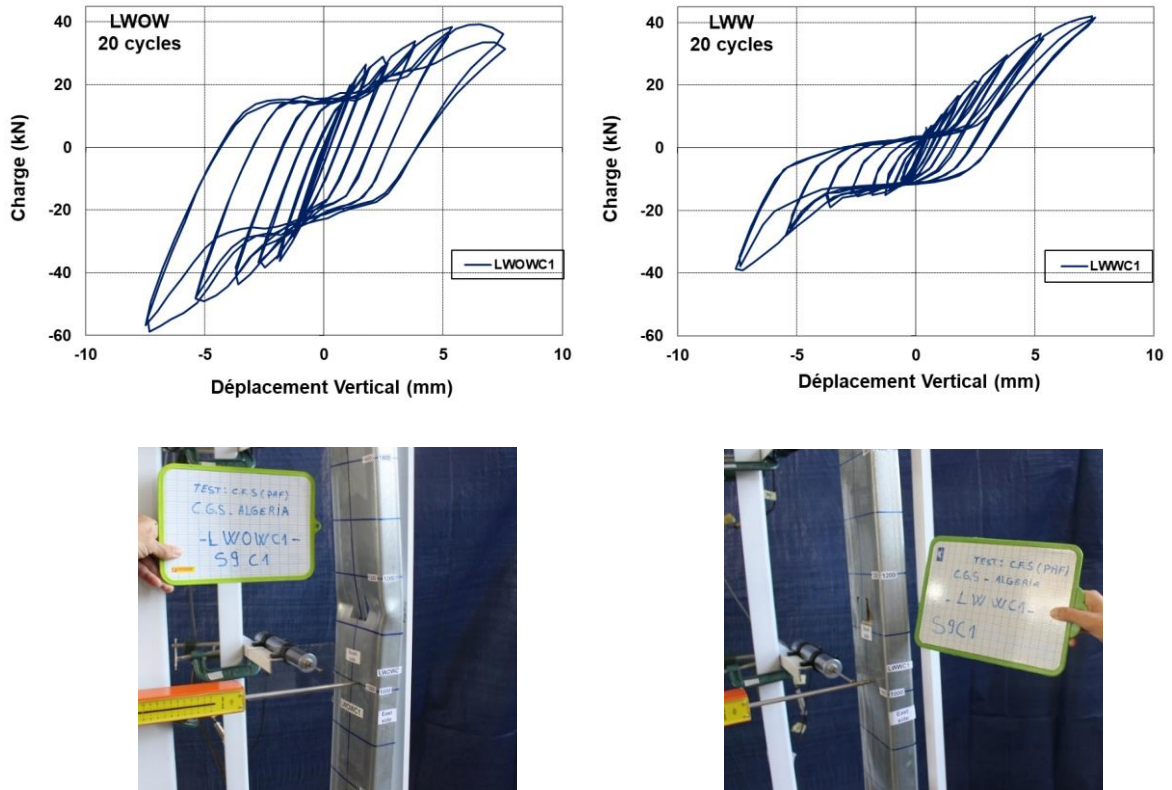


Figure 2.13: Boucles hystérésis et dommages (20 cycles)

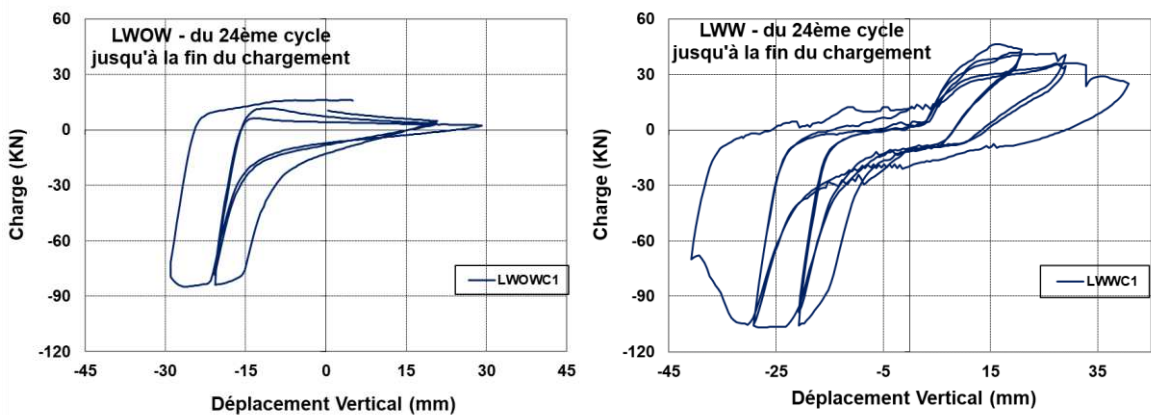


Figure 2.14 : Boucles hystérésis du 24eme cycle à la fin du chargement

Sachant que, pour les éléments PAF sous charge de traction, les semelles portent plus de charge que l'âme et que la section transversale n'est pas totalement efficace en traction, par conséquent, pour les spécimens LWOW sous charge cyclique, les déformations de

flambement observées pendant la charge de compression n'ont pas été complètement redressées lorsqu'ils sont chargés en traction.

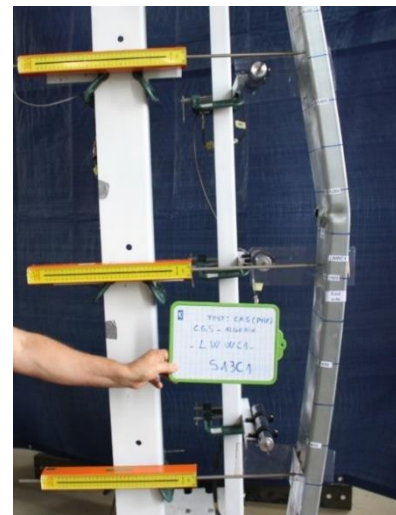
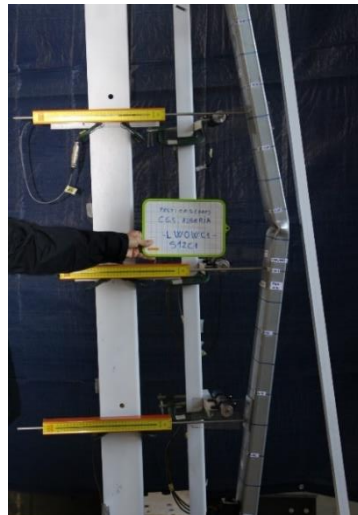
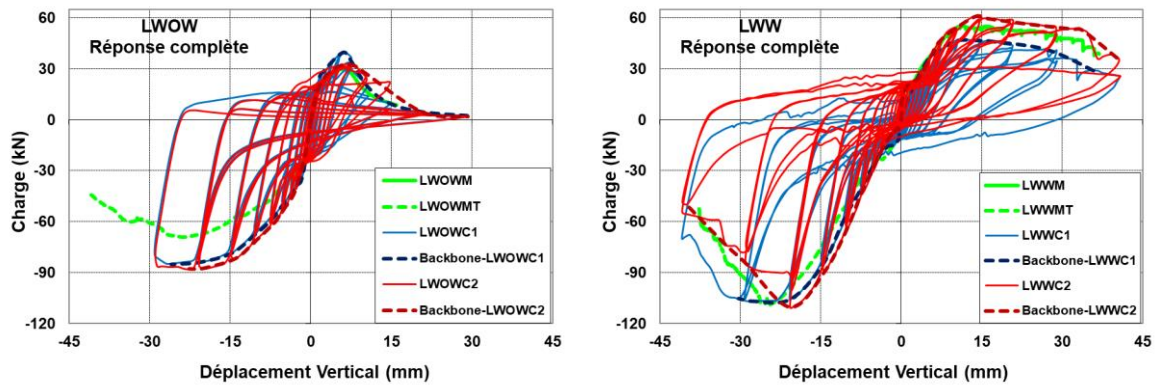


Figure 2.15 : Réponse hystérésis globale et flambement au tour du faible axe des spécimens LWOW et LWW

La réponse cyclique était caractérisée par un flambement au tour du faible axe pour tous les spécimens, en plus de l'ouverture des raidisseurs de bord, du pliage des semelles et

de la déchirure de la section à mi-hauteur pour les spécimens LWOW uniquement et de l'écrasement du noyau en bois à mi-hauteur pour les spécimens LWW comme le montre la figure 2.15. Cela a entraîné une charge de compression maximale plus élevée et une enveloppe monotonique plus élevée, comme indiqué sur la figure 2.15 et les tableaux 2.2 et 2.3. Une fois la charge de compression maximale atteinte, la résistance à la compression s'est dégradée plus rapidement pour les spécimens LWOW en raison des dommages accumulés au niveau des semelles pliées [37].

c. Réponse en traction

Il est à noter que les spécimens n'ont pas atteint leur pleine résistance à la traction, car une rupture par cisaillement s'est produite dans les assemblages boulonnés pour tous les spécimens sous une charge de traction cyclique ou monotonique, comme indiqué sur les figures 2.16 et 2.17.

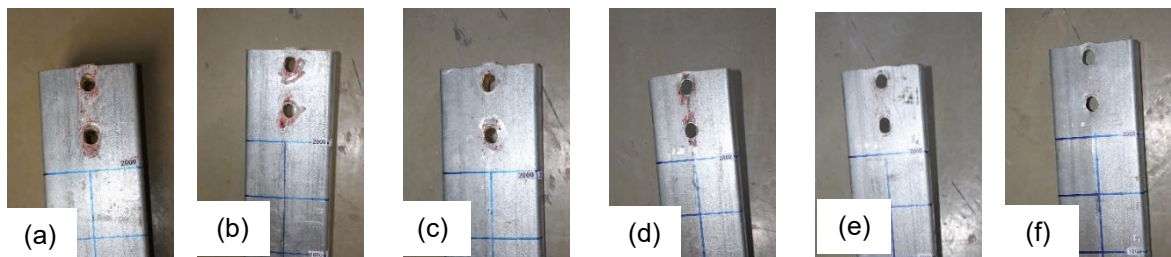


Figure 2.16 : Dommages dans les assemblages boulonnés (extrémité supérieure) :
(a) LWWC1 (b) LWWC2 (c) LWWMT (d) LWOWC1 (e) LWOWC2 (f) LWOWMT

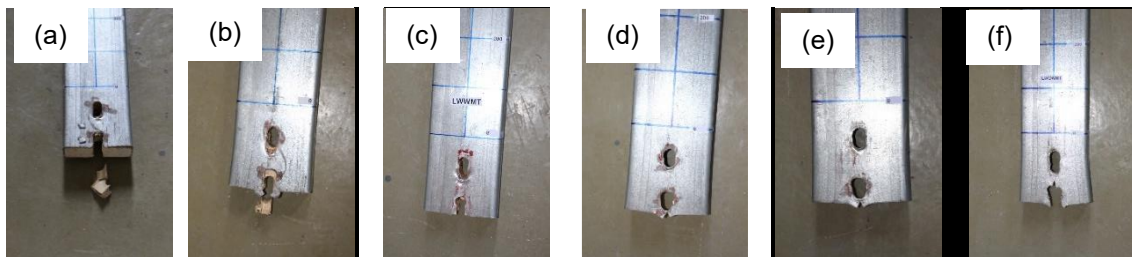


Figure 2.17 : Dommages dans les assemblages boulonnés (extrémité inférieure):
(a) LWWC1 (b) LWWC2 (c) LWWMT (d) LWOWC1 (e) LWOWC2 (f) LWOWMT

La réponse monotonique en traction des spécimens LWOW était linéaire jusqu'à 30 % de la charge de traction maximale ($P_{\max, t}$) qui correspond au début de plastification de l'âme. Ensuite, un comportement non linéaire se produit comme le montre la figure 2.8 (à gauche), provoquant la propagation de la plastification autour de la section transversale. Cependant, pour le cas des spécimens LWW, la réponse monotonique en traction était linéaire jusqu'à la

charge de traction maximale ($P_{\max,t}$), puis un court segment non linéaire se produit suivi par un segment linéaire montrant une dégradation rapide de la résistance. La figure 2.9, montre une comparaison entre LWW et LWOW sous traction et compression, il est clairement montré que le bois améliore les performances des spécimens [37].

2.3.2. Capacité ultime

D'après les essais monotoniques et cycliques, la moyenne du rapport de charge maximale des spécimens composites aux spécimens PAF-nus correspondant est de 1.85 en compression et le rapport de déplacement associé est de 1.89 avec un rapport de ductilité $\mu_{\text{comp}}^{\text{WW}}/\mu_{\text{comp}}^{\text{WOW}} = 1.94$, plus de détails sont donnés dans les Tableaux 2.2 et 2.3 [37].

La figure 2.18 associée illustre un exemple sur la façon de déterminer les charges maximales et les déplacements correspondants.

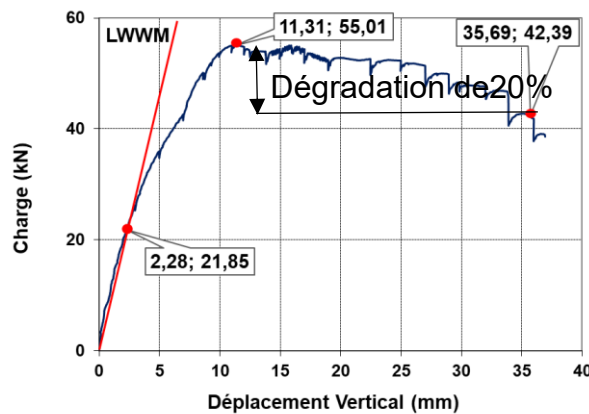


Figure 2.18 : Charges maximales (expérimentales)

Avec :

$P_{\max,t}$: La charge axiale maximale en traction ;

$P_{\max,c}$: La charge axiale maximale en compression ;

P_u : La charge axiale de rupture correspond à la dégradation à 80% de la charge maximale;

P_y : La charge axiale élastique correspond au point d'intersection entre la courbe et la ligne tangent à la rigidité initiale;

$\delta_{p\max}$: Déplacement vertical correspondant à P_{\max} ;

δ_y : Déplacement vertical élastique ;

δ_u : Déplacement vertical de rupture ;

μ : Coefficient de ductilité $\mu = \delta_u / \delta_y$;

ε : Déplacement relatif, $\varepsilon_{\max} = \delta_{p\max} / L$.

Tableau 2.2: Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais monotoniques)

Monotonique compression				Monotonique traction			
	LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW		LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW
P_y (kN)	14.98	21.85	-	P_y (kN)	20.49	12.84	-
δ_y (mm)	1.05	2.28	-	δ_y (mm)	1.13	0.98	-
$P_{max,c}$ (kN)	29.81	55.01	1.85	$P_{max,t}$ (kN)	69.11	109.17	1.58
$\delta_{pmax,c}$ (mm)	5.98	11.31	1.89	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	23.69	25.91	1.09
P_u (kN)	23.22	42.39	-	P_u (kN)	55.67	87.12	-
δ_u (mm)	8.46	35.69	-	δ_u (mm)	35.76	31.04	-
μ_{comp}	8.06	15.65	1.94	μ_{tens}	31.65	31.67	1.00
$\varepsilon_{max,c}$ (10^{-3})	2.99	5.66	1.89	$\varepsilon_{max,t}$ (10^{-3})	11.85	12.96	1.09

Tableau 2.3 : Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais cycliques)

		Cyclique 1			Cyclique 2		
		LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW	LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW
Compression	P_y (kN)	16	21.33	-	15.1	20.34	-
	δ_y (mm)	0.9	2.47	-	1.02	1.25	-
	$P_{max,c}$ (kN)	39.21	46.88	1.20	32.72	61.16	1.87
	$\delta_{pmax,c}$ (mm)	6.53	10.62	1.63	7	14	2.00
	P_u (kN)	31.4	29.05	-	26.15	48.93	-
	δ_u (mm)	8.15	35.88	-	10.3	36	-
	μ_{comp}	9.06	14.53	1.60	10.1	28.8	2.85
	$\varepsilon_{max,c}$ (10^{-3})	3.27	5.31	1.62	3.5	7	2.00
Traction	P_y (kN)	20.08	12.1	-	20.75	17.31	-
	δ_y (mm)	0.87	0.62	-	1.08	3.53	-
	$P_{max,t}$ (kN)	84.97	106.92	1.26	87.82	110.27	1.26
	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	25.98	27.66	1.06	22.66	20.71	0.91
	P_u (kN)	-	-	-	-	88.22	-
	δ_u (mm)	-	-	-	-	28.16	-
	μ_{tens}	-	-	-	-	-	-
	$\varepsilon_{max,t}$ (10^{-3})	12.99	13.83	1.06	11.33	10.36	0.91

2.3.3. Dissipation d'énergie hystérésis et dégradation de rigidité

L'énergie hystérésis dissipée par un spécimen au cours d'un cycle peut être évaluée en calculant la surface délimitée par ce cycle. La figure 2.19 montre l'évolution de la dissipation d'énergie cumulée. Les courbes ont mis en évidence que pour les premiers cycles initiatifs, lorsque des cycles de chargement de faible amplitude sont appliqués, tous les spécimens dissipent la même quantité d'énergie. Ensuite, pour les cycles d'amplitude modérée, les spécimens LWOW présentaient moins de pincement de la réponse charge-déformation (voir figure 2.14) et dissipent plus d'énergie hystérétique en raison des dommages dans l'acier causés par le voilement local. Cependant, lorsque les amplitudes de chargement cyclique augmentent au-delà de $0,37 \delta_u$, la section des spécimens LWOW perd complètement sa résistance à la compression mais, les spécimens LWW présentent des boucles hystérésis plus larges et plus stables (voir figure 2.15) et dépassent la capacité de dissipation d'énergie des spécimens LWOW [37].

On peut conclure que pendant la phase de chargement initiale, la génération d'un voilement local dans les échantillons LWOW induit des déformations plastiques plus élevées dans l'acier, augmentant la dissipation d'énergie. Ensuite, lorsque des amplitudes de déformation plus élevées sont atteintes, l'accumulation de déformations plastiques complète dans l'acier mince des spécimens LWOW a dépassé leur capacité de dissipation [39].

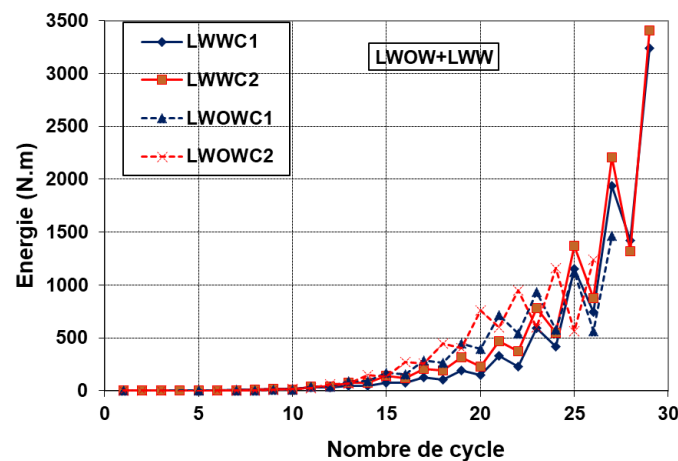


Figure 2.19 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis

La figure 2.20 illustre la variation des taux de dégradation de la rigidité (K/K_0), où K_0 est la rigidité initiale par rapport à la déformation axiale ($\epsilon_{\max} = \delta_{\max}/L$).

On peut remarquer que la dégradation de la rigidité des spécimens LWOW est comparable à celle de LWW pour les faibles déplacements et devient plus importante pour les déplacements plus importants [37].

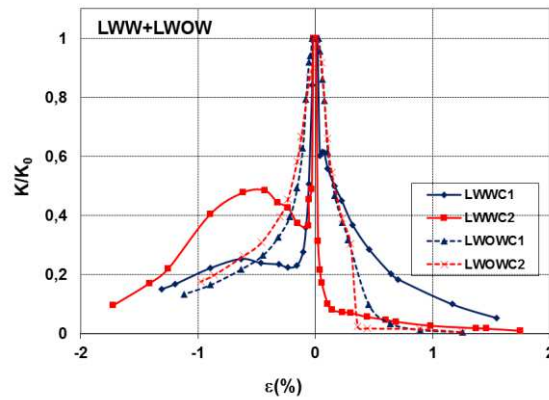


Figure 2.20 : Variation des taux de dégradation de la rigidité

2.3.4. Déformées globales

Six LVDT, ont été placés le long de la hauteur totale des spécimens pour mesurer les déplacements latéraux et deux LVDT pour mesurer le soulèvement et les déformations longitudinales (figure 2.6). Le Tableau 2.4 résume les déplacements maximums enregistrés à la rupture.

Tableau 2.4 : Déformations finales (fin de test)

	Axial	Relatif	Nord-Sud			Est-ouest		
	δ_1 (mm)	δ_2 (mm)	δ_3 (mm)	δ_7 (mm)	δ_5 (mm)	δ_4 (mm)	δ_8 (mm)	δ_6 (mm)
LWOWM	15.98	0.68	47.66	80.99	57.82	-4.04	-5.03	-5.12
LWWM	36.91	0.01	109.90	143.12	100.59	-1.27	-1.65	-0.91
LWOWMT	-40.82	-0.09	-6.89	-8.53	-7.15	1.50	2.14	2.35
LWWMT	-37.73	-0.08	-16.60	-19.51	-16.18	1.05	1.12	0.91
LWOWC1	29.12	0.26	97.20	150.49	116.30	-1.87	-11.68	-3.73
	-29.04	-0.45	-5.36	-72.12	-5.76	1.62	3.97	3.73
LWWC1	40.81	0.02	101.17	169.08	119.65	-2.07	-0.98	-2.00
	-40.83	-0.03	-9.75	-7.85	-7.71	1.13	8.41	5.03
LWOWC2	29.20	0.25	92.73	148.86	112.38	-4.84	-18.22	-6.46
	-28.89	-0.53	-11.48	-14.48	-11.25	1.95	4.42	3.20
LWWC2	40.83	0.01	108.84	180.00	129.55	-1.37	-1.52	-0.94
	-40.79	-0.06	-9.71	-9.86	-8.13	2.73	19.79	9.39

Les déplacements relatifs du support (soulèvement) entre la base et la plaque d'extrémité (δ_2) étaient négligeables. Les déflexions latérales nord-sud ($\delta_3 - \delta_7 - \delta_5$) qui se

situent autour de l'axe de faible inertie étaient plus importantes que celles est-ouest ($\delta_4 - \delta_8 - \delta_6$) pour tous les spécimens.

La figure 2.21 présente l'évolution des déplacements latéraux au cours des différentes étapes des essais.

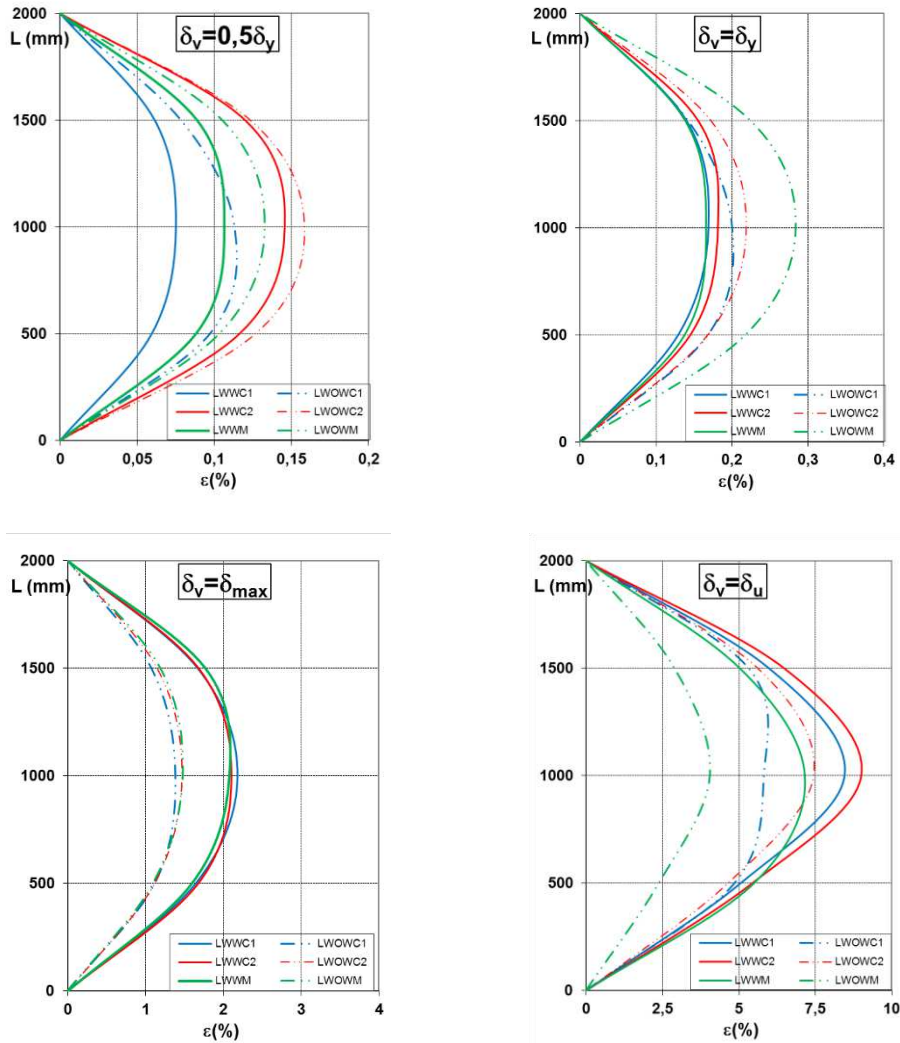


Figure 2.21 : Les déplacements latéraux au cours des différentes étapes des essais

Il a été remarqué que pour des amplitudes modérées (déplacements verticaux), les déplacements latéraux LWOW étaient plus prononcés que ceux LWW jusqu'à la plastification, ce qui explique pourquoi la quantité d'énergie hystérétique dissipée par les spécimens LWOW était plus importante en raison de ces déformations (voir figure 2.19). Lorsque la charge maximale est atteinte, les déplacements latéraux LWW deviennent plus importants jusqu'à la fin de l'essai ce qui leur a permis de dissiper une quantité d'énergie plus importante que les éprouvettes LWOW (voir figure 2.19).

En général, les dommages étaient plus perceptibles dans les spécimens en PAF que dans les spécimens composites PAF-bois. Ceci peut être vu, en comparant les déformées finales des spécimens LWOW et LWW montrées sur la figure 2.22.

Il a été observé que l'endommagement commence à mi-hauteur et s'étendait aux extrémités du spécimen en fin de chargement.

Il a été remarqué que les spécimens du même groupe avaient presque la même réponse sous un chargement cyclique avec une vitesse de chargement différente, ce qui nécessite des essais supplémentaires pour étudier plus précisément l'effet du taux de chargement [37].

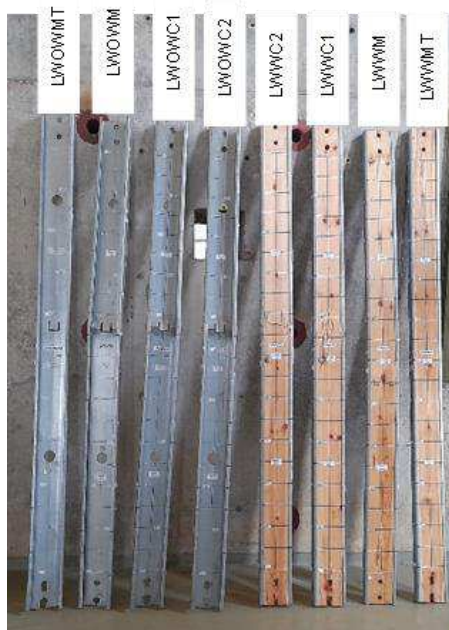


Figure 2.22 : Les déformées finales des spécimens LWOW et LWW

2.4. Conclusion

Sous une sollicitation sismique intense les composants verticaux des systèmes de résistance latérale en PAF sont susceptibles aux phénomènes d'instabilité en compression. Dans de telles situations, afin d'améliorer la résistance et la ductilité des montants en PAF, ce chapitre a exposé une proposition de section composite qui allie les qualités de résistance et de rigidité du PAF avec la ductilité du bois. Le but est d'exploiter l'approche composite afin d'éviter le flambement précoce et le voilement local de la section PAF, ainsi que de compenser partiellement la perte de la résistance après le flambement.

Le résultat démontre clairement le comportement supérieur des spécimens composites où un gain de 80 % en résistance à la compression ultime a été atteint, des boucles hystérésis plus stables ont été enregistrées avec plus de deux fois l'énergie dissipée à la fin du protocole de chargement cyclique et la ductilité en compression a doublé.

Un programme expérimental a été mis en place afin de confirmer la capacité des poteaux composites bois-PAF à supporter des charges sévères. Des montants composites et des montants PAF nues à échelle réelle ont été soumis à quatre essais axiaux monotoniques et quatre essais axiaux cycliques. Il est démontré que les spécimens composites ont un comportement plus performant, avec un gain de 80 % en résistance à la compression ultime, des boucles hystérésis plus stables, plus de deux fois l'énergie dissipée à la fin du protocole de chargement cyclique et une ductilité doublée en compression.

Le taux de chargement cyclique a un effet mineur sur la réponse de l'échantillon pour la plage de variation dans la présente étude.

Les résultats de ce chapitre seront utilisés comme référence pour valider les modèles hystérétiques non linéaires pour les membres axiaux PAF-Bois qui seront développés au chapitre 4.

Le rapport hauteur sur largeur est parmi les paramètres les plus importants qui peuvent avoir un impact sur la réponse des montants sous sollicitation axiale. C'est la raison pour laquelle nous avons opté pour une étude paramétrique expérimentale sur l'impact de l'élançement, qui sera abordée dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 3

Investigation expérimentale de l'effet de l'élançement sur les éléments à sections composites

CHAPITRE 3

INVESTIGATION EXPERIMENTALE DE L'EFFET DE L'ELANCEMENT SUR LES ELEMENTS A SECTIONS COMPOSITES

3.1.Introduction

Afin d'étudier l'effet de l'élanement, qui est un paramètre important qui peut affecter la réponse des montants, sur le comportement axial cyclique et la capacité de dissipation d'énergie des éléments en charpente en acier formé à froid renforcés par un noyau en bois rouge sous chargement axial centré. Un programme expérimental est étudié dans ce chapitre, il comprenait vingt-quatre (24) spécimens subdivisés en trois hauteurs et chaque hauteur comporte deux groupes, quatre spécimens ayant une section composite bois-PAF et quatre autres avec une section en PAF nue. Chaque groupe a été soumis à un chargement monotonique en compression, un chargement monotonique en traction et deux chargements cycliques quasi statiques contrôlés par déplacement avec des vitesses de chargements différentes. Les essais monotoniques ont été réalisés pour déterminer la courbe enveloppe charge-déformation et le déplacement ultime. Les essais cycliques ont été effectués pour déterminer la réponse hystérétique axiale, la déformation axiale cumulative sur l'endommagement et la dissipation d'énergie hystérétique des éléments soumis à un flambement global ou local.

3.2.Programme expérimental

3.2.1. Dimensions des spécimens et propriétés des matériaux

Vingt-quatre (24) spécimens à échelle réelle avaient la même section transversale PAF (600S200-68) choisie parmi les tailles standards SSMA [32] avec trois hauteurs différentes $L_t = 2320$ mm, 1320 mm et 820mm ont été testés. Les spécimens ont été sélectionnés de manière à ce que leur capacité monotonique prédite en compression soit régie par un flambement global, local ou distortionnel, tel que prédit par la méthode de résistance directe de l'institut américaine de sidérurgie (AISI) [33]. La longueur (L) a été varié pour isoler chaque état limite de flambement. La section composite est constituée de PAF 600S200-68 et d'une section rectangulaire en bois rouge de 49x150,6 mm comme illustré dans la figure 2.1 (chapitre 2). Les propriétés mécaniques des matériaux sont citées en chapitre 2.

3.2.2. Configuration des essais et instrumentation

Le dispositif d'essai illustré dans la figure 2.5 (chapitre 2) a été utilisé pour effectuer les essais axiaux comme illustré dans la figure 3.1. La platine de fixation inférieure a été assemblée à un élément rigide pour compenser la hauteur comme montré dans la figure 3.1.b. Les spécimens ont été soumis à un déplacement monotone à un taux de déplacement constant de 0,02 mm/s. La vitesse de déplacement pour les essais cycliques a été fixée à 0,5 mm/s et 1 mm/s. Le tableau 3.1 résume le programme d'essais. Les déformations ont été mesurées à l'aide de huit LVDT, un pour les déformations axiales connecté entre les platines d'extrémité supérieure et inférieure, un pour le déplacement relatif entre la base et la plaque d'extrémité, six pour les déplacements latéraux est-ouest et nord-sud (trois dans chaque direction). Tous les détails sont donnés dans les figures 3.1 et 3.2.

Tableau 3.1 : Spécifications des essais et nomenclature des spécimens

L_t (mm)	L (mm)	Type	Spécimen	Essai	Vitesse de chargement (mm/s)
2320	2000 (L)	Bois-PAF (Avec bois)	LWWM	Monotonique compression	0.02
			LWWMT	Monotonique traction	0.02
			LWWC1	Cyclique 1	0.5
			LWWC2	Cyclique 2	1
		PAF (Sans bois)	LWOWM	Monotonique compression	0.02
			LWOWMT	Monotonique traction	0.02
			LWOWC1	Cyclique 1	0.5
			LWOWC2	Cyclique 2	1
1320	1000 (L/2)	Bois-PAF (Avec bois)	1/2LWWM	Monotonique compression	0.02
			1/2LWWMT	Monotonique traction	0.02
			1/2LWWC1	Cyclique 1	0.5
			1/2LWWC2	Cyclique 2	1
		PAF (Sans bois)	1/2LWOWM	Monotonique compression	0.02
			1/2LWOWMT	Monotonique traction	0.02
			1/2LWOWC1	Cyclique 1	0.5
			1/2LWOWC2	Cyclique 2	1
820	500 (L/4)	Bois-PAF (Avec bois)	1/4LWWM	Monotonique compression	0.02
			1/4LWWMT	Monotonique traction	0.02
			1/4LWWC1	Cyclique 1	0.5
			1/4LWWC2	Cyclique 2	1
		PAF (Sans bois)	1/4LWOWM	Monotonique compression	0.02
			1/4LWOWMT	Monotonique traction	0.02
			1/4LWOWC1	Cyclique 1	0.5
			1/4LWOWC2	Cyclique 2	1



Figure 3.1 : Schéma d'instrumentation: (a) Vue globale (b) Fixation inférieure

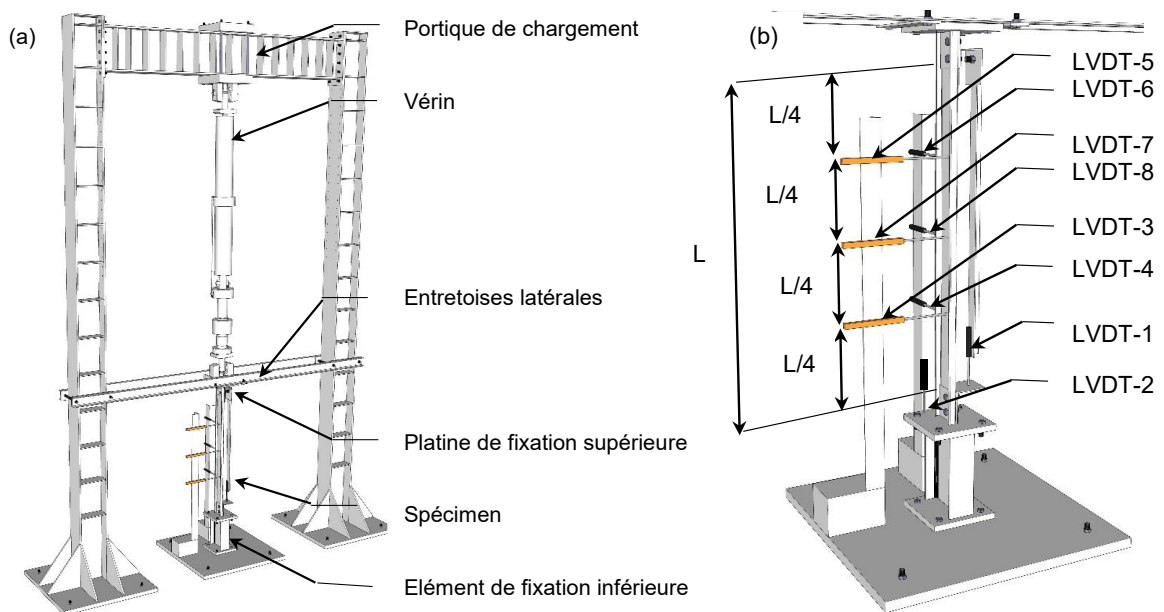


Figure 3.2 : (a) Schéma d'instrumentation (b) Positions des LVDTs

3.2.3. Protocole de chargement

Les essais monotoniques ont été réalisés en appliquant un déplacement croissant à une vitesse de 0,02 mm/s jusqu'à la rupture du spécimen en traction ou en compression.

Le protocole d'essai cyclique quasi-statique avec contrôle en déplacement a été adopté à partir de la FEMA461 [36].

3.3. Résultats expérimentaux

3.3.1. Dommages et modes de rupture

a. Réponse monotonique

Les Figures 3.3. et 3.4. illustrent une comparaison globale entre les courbes enveloppes de la réponse cyclique des sections composites (WW : avec bois) et CFS nu (WOW : sans bois) et les courbes charge-déplacement monotonique.

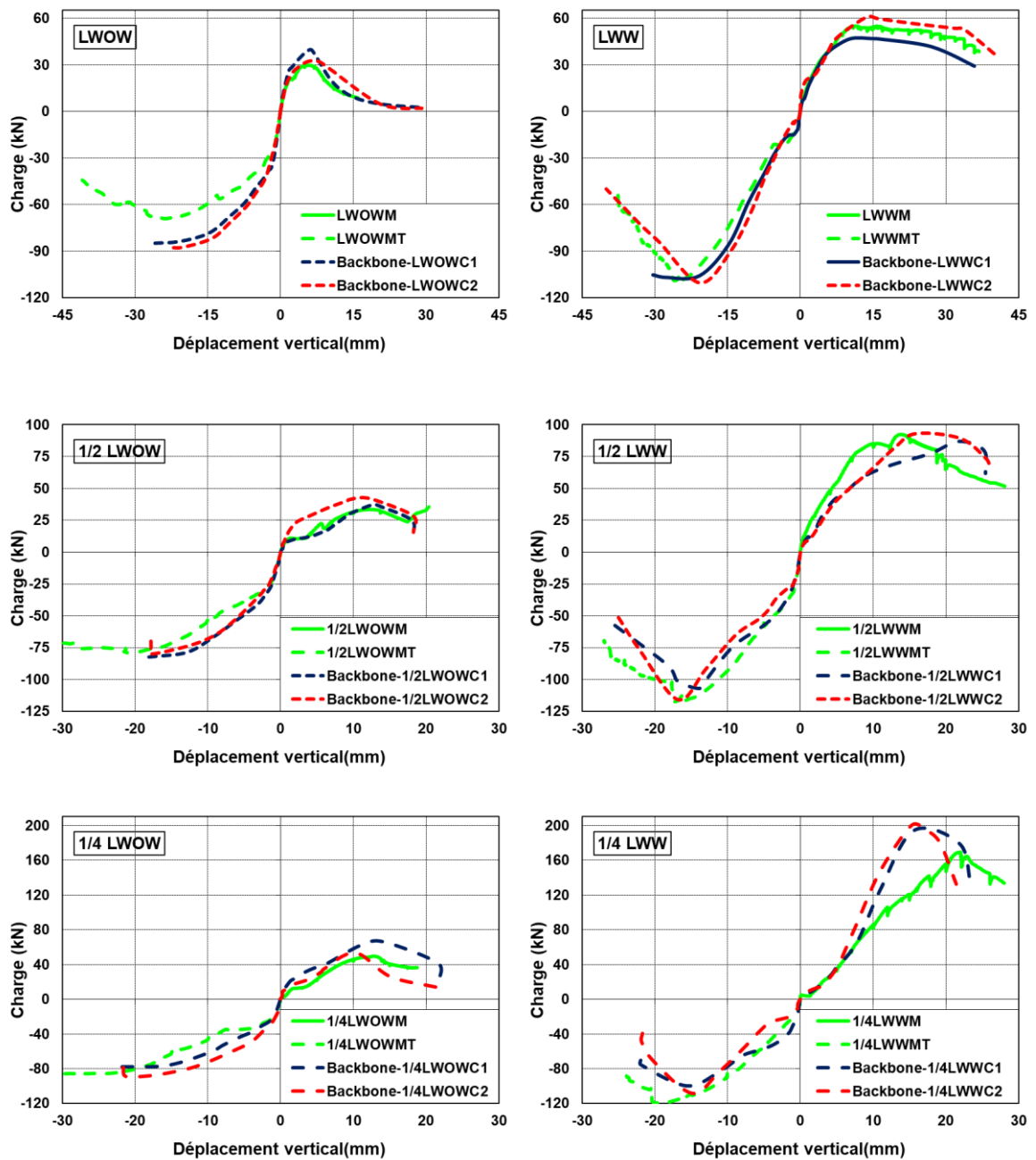


Figure 3.3 : Courbes enveloppes des réponses cycliques et courbes monotoniques

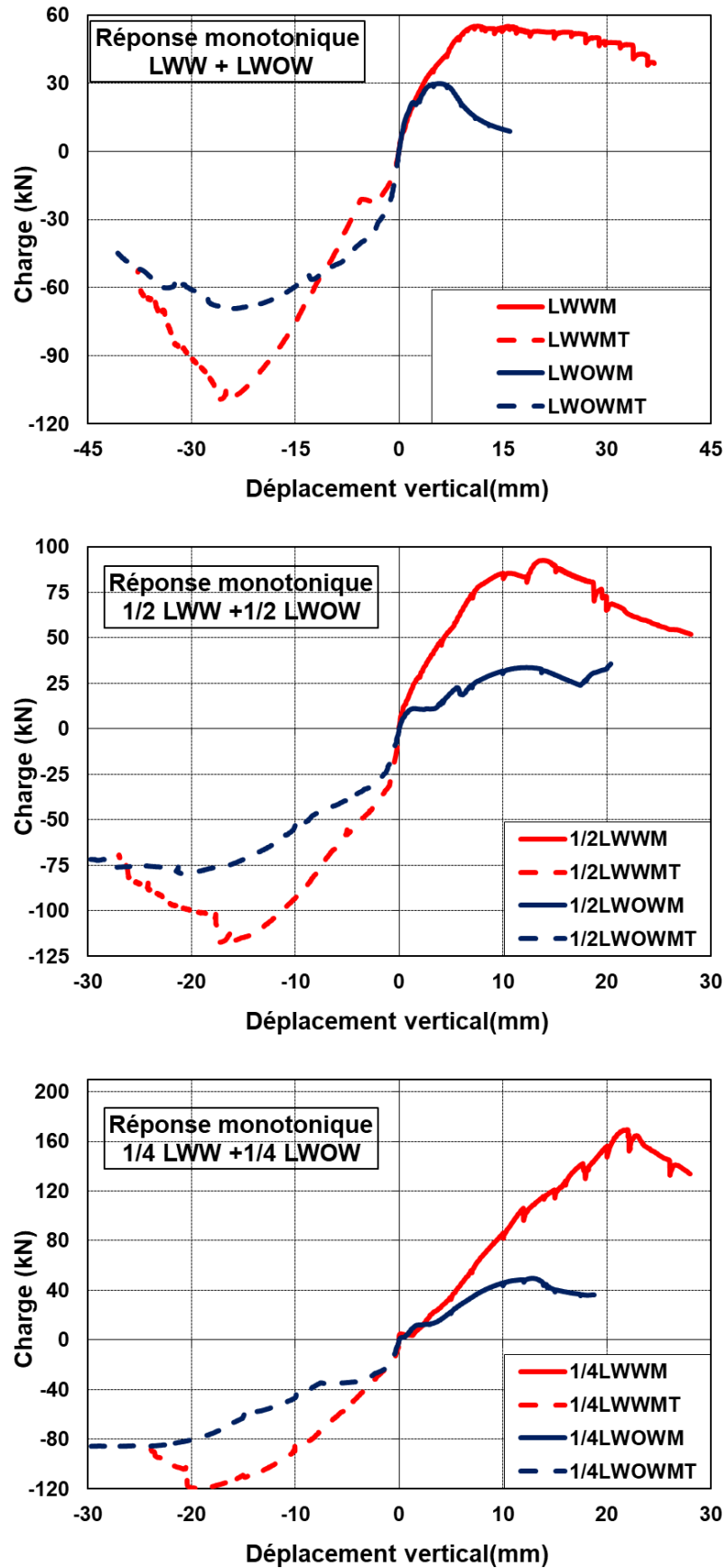


Figure 3.4 : Comparaison entre WW et WOW –réponses monotoniques

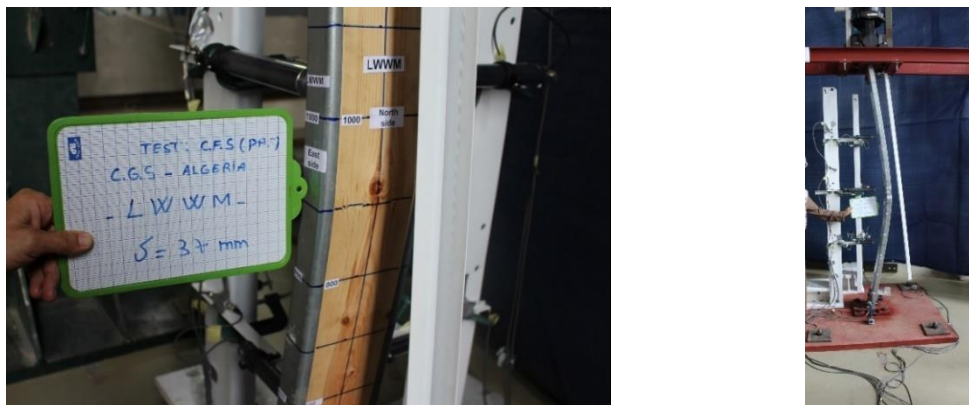
Lorsque la charge monotonique de compression maximale a été atteinte, un flambement en flexion autour de l'axe mineur et quelques vagues de voilement local se sont produits, définissant la réponse monotonique des spécimens LWOW (voir figure 3.5.a). Ensuite, la résistance à la compression et la rigidité de déchargement se sont rapidement détériorées et, les dommages dus à la compression se sont accumulés à mi-hauteur comme illustré à la figure 3.5.b.

Alors que la réponse monotonique des spécimens LWW était caractérisée par un flambement global par flexion autour de l'axe à faible inertie et un écrasement du noyau en bois à mi-hauteur à la fin de l'essai, comme le montre la figure 3.6.



(a) LWOWM- charge de compression maximale (b) LWOWM-Fin de l'essai

Figure 3.5 : Déformée Monotonique – spécimens LWOW



(a) Ecrasement du bois

(b) LWWM-Fin de l'essai

Figure 3.6 : Déformée Monotonique – spécimens LWW

La réponse monotonique des spécimens 1/2LWOW était caractérisée par plusieurs vagues de voilement local étalé sur toute la hauteur qui se produisant lorsque la charge de compression maximale est atteinte (voir Figure 3.7.a) avec un endommagement prononcé de l'âme de la section près de l'extrémité supérieure du spécimen. Cependant, les déformations de l'âme étaient plus visibles que l'ouverture des semelles comme illustré à la Figure 3.7.b.

Alors que la réponse monotonique des spécimens 1/2LWW était aussi caractérisée par un flambement global par flexion autour de l'axe à faible inertie et un écrasement du noyau en bois à mi-hauteur à la fin de l'essai, comme le montre la figure 3.8.

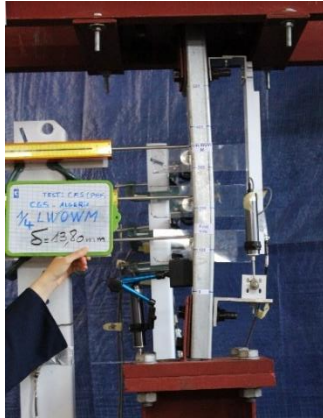


(a) 1/2LWOWM- charge de compression maximal (b) 1/2LWOWM-Fin de l'essai
Figure 3.7 : Déformée Monotonique - spécimens 1/2LWOW



(a) Ecrasement du bois (b) 1/2LWWM-Fin de l'essai
Figure 3.8 : Déformée Monotonique - spécimens 1/2LWW

La réponse monotonique des spécimens 1/4LWOW était caractérisée par un flambement de l'âme avec des vagues de voilement se produisant avant d'atteindre la charge de compression maximale. Après la charge maximale en compression, une des vagues s'est bloquée à mi-hauteur et les dommages se sont accumulés à cet endroit (voir la figure 3.9). La résistance à la compression et la rigidité à la décharge se sont ensuite dégradées rapidement comme le montre la figure 3.4, cependant, contrairement aux spécimens 1/4LWW caractérisés par un flambement global et l'écrasement du bois à mi-hauteur du spécimen à la fin du test (voir figure 3.10).



(a) 1/4LWOWM- charge de compression maximal (b) 1/4LWOWM-Fin de l'essai
Figure 3.9 : Déformée Monotonique - spécimens 1/4LWOW



(a) Ecrasement du bois (b) 1/4LWWM-Fin de l'essai
Figure 3.10 : Déformée Monotonique - spécimens 1/4LWW

b. Réponse cyclique

La réponse cyclique est asymétrique en raison de la présence de déformations de flambement en compression. La résistance et la rigidité en compression se dégradent sous le chargement cyclique en raison des déformations inélastiques. Des détails supplémentaires pour chacun des états limites sont discutés dans les sections suivantes.

Si l'on compare les essais WOW aux essais WW, on observe une augmentation importante de la capacité. Bien que les spécimens WW aient flambé et se soient rompus par l'écrasement du bois (voir figure 3.11).

Avec l'ajout du bois, le mode de rupture est passé du flambement avec voilement local au flambement par flexion autour de l'axe mineur, qui a ensuite été suivi par l'écrasement du bois.

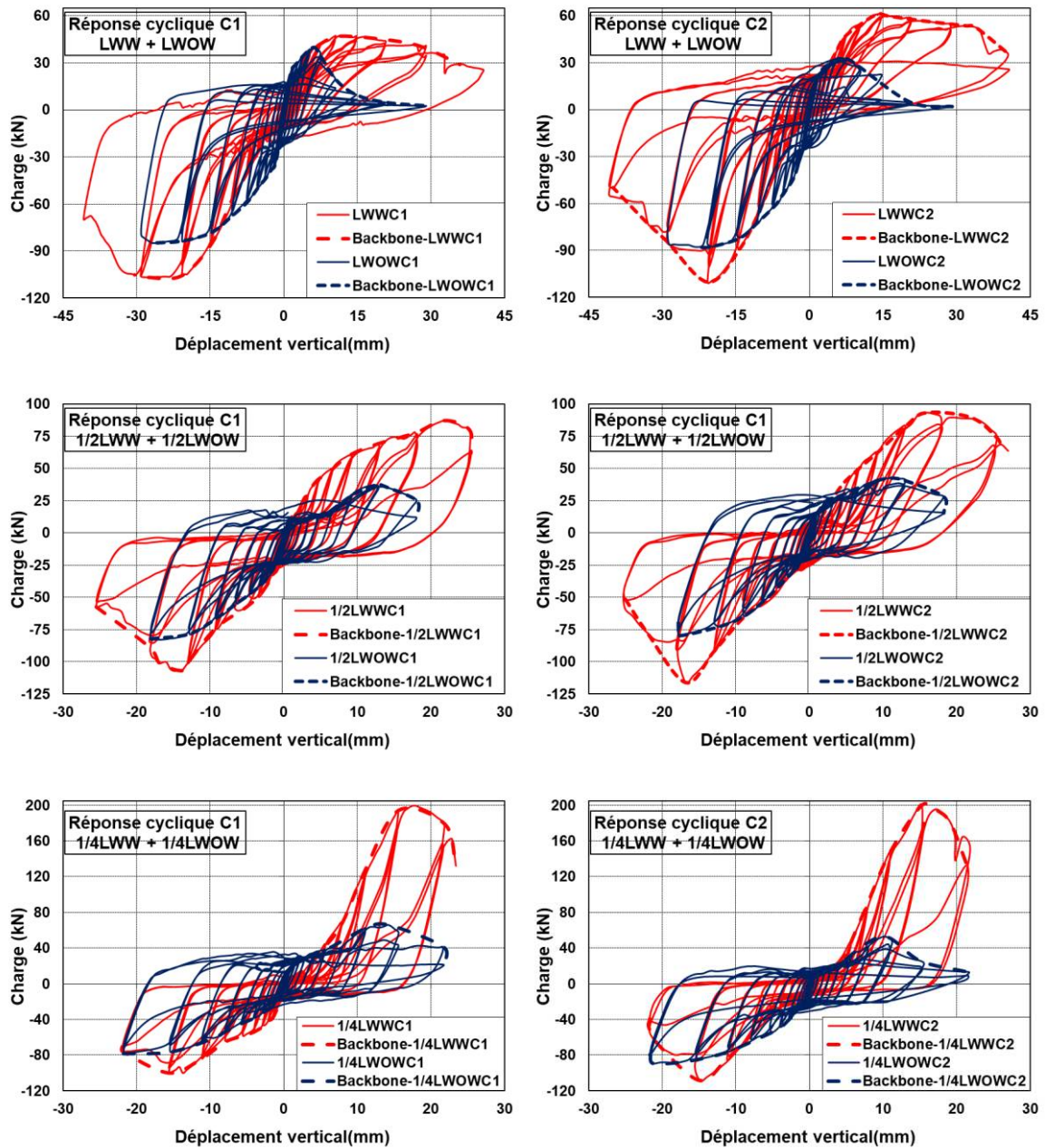


Figure 3.11 : Comparaison entre WW et WOW –réponses cycliques

D'après les observations générales des essais tous les spécimens se déforment en flambement global au tour de l'axe mineur, avec une interaction avec le voilement local pour les spécimens WOW seulement, ainsi que l'écrasement du bois pour les spécimens WW. Ce qui a entraîné des charges de compressions maximales plus élevées et des enveloppes monotoniques plus élevées, comme indiqué sur la figure 3.11 et les tableaux 3.2 à 3.7. Une fois la charge de compression maximale atteinte, la résistance à la compression s'est dégradée plus rapidement pour les spécimens WOW en raison des dommages locaux accumulés. Les déformations sont illustrées par les figures 3.12 à 3.14.

Dans les spécimens plus élancés LWOW, l'interaction locale-globale est plus importante, comme le montre la figure 3.12. En outre, on a également observé que ces spécimens plus élancés avaient une capacité et un mode de déformation plus sensibles aux imperfections géométriques localisées dans les raidisseurs de bord. Lorsque la hauteur diminue, on observe moins d'interaction entre le flambement local et le flambement global par flexion

La réponse cyclique des spécimens LWOW était caractérisée par un flambement au tour du faible axe, en plus de l'ouverture des raidisseurs de bord, du pliage des semelles et de la déchirure de la section à mi-hauteur cependant celle des spécimens LWW était caractérisée par un flambement global au tour de l'axe de faible inertie et de l'écrasement du noyau en bois à mi-hauteur comme le montre la Figure 3.12.



Figure 3.12 : Déformations des spécimens LWOW et LWW sous chargement cyclique

La réponse cyclique des spécimens 1/2LWOW était généralement caractérisée par un flambement en flexion autour de l'axe faible, avec pliage des semelles à mi-hauteur. De plus un flambement inélastique du au voilement s'est produit près des supports après

l'accumulation des dommages au niveau des semelles pliées à l'extrémité supérieure qui était le mode de rupture final. Les spécimens 1/2LWW ont toutefois présenté un flambement global en flexion autour de l'axe mineur ainsi que l'écrasement du bois à mi-hauteur à la fin de l'essai comme le montre la figure 3.13.



Figure 3.13 : Déformations des spécimens 1/2LWOW et 1/2LWW sous chargement cyclique

La réponse cyclique des spécimens 1/4LWOW était caractérisée par un flambement en flexion autour de l'axe faible, avec voilement de l'âme et des semelles à mi-hauteur. Cependant le mode de rupture final des spécimens 1/4LWW était toujours un flambement global en flexion autour de l'axe mineur ainsi que l'écrasement du bois à mi-hauteur à la fin de l'essai comme le montre la figure 3.14.



Figure 3.14 : Déformations des spécimens 1/4LWOW et 1/4LWW sous chargement cyclique

c. Réponse en traction

La figure 3.4, montre une comparaison entre les spécimens WW et WOW sous traction et compression, il est clair que le bois améliore les performances des spécimens. La réponse monotonique en traction des spécimens WOW a présenté une linéarité modeste jusqu'à 30 % de la charge de traction maximale ($P_{\max,t}$) qui correspond au début de plastification de l'âme. Suivi par une non linéarité qui correspond à la propagation de la déformation autour de la section transversale. En revanche, la réponse monotonique en traction des spécimens WW était linéaire jusqu'à la charge de traction maximale ($P_{\max,t}$) avec une rigidité plus importante. Après avoir atteint la charge maximale, une dégradation linéaire rapide de la résistance a été observée.

3.3.2. Capacité ultime

Les résultats des essais monotoniques et cycliques sont récapitulés dans les tableaux 3.2 à 3.7.

Tableau 3.2 : Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais monotoniques)

Monotonique compression				Monotonique traction			
	LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW		LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW
P_y (kN)	14.98	21.85	-	P_y (kN)	20.49	12.84	-
δ_y (mm)	1.05	2.28	-	δ_y (mm)	1.13	0.98	-
$P_{max,c}$ (kN)	29.81	55.01	1.85	$P_{max,t}$ (kN)	69.11	109.17	1.58
$\delta_{pmax,c}$ (mm)	5.98	11.31	1.89	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	23.69	25.91	1.09
P_u (kN)	23.22	42.39	-	P_u (kN)	55.67	87.12	-
δ_u (mm)	8.46	35.69	-	δ_u (mm)	35.76	31.04	-
μ_{comp}	8.06	15.65	1.94	μ_{tens}	31.65	31.67	1.00
$\epsilon_{max,c}$ (10^{-3})	2.99	5.66	1.89	$\epsilon_{max,t}$ (10^{-3})	11.85	12.96	1.09

Tableau 3.3 : Charges et déplacements maximums LWOW vs LWW (Essais cycliques)

		Cyclique 1			Cyclique 2		
		LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW	LWOW	LWW	Ratio LWW/LWOW
Compression	P_y (kN)	16	21.33	-	15.1	20.34	-
	δ_y (mm)	0.9	2.47	-	1.02	1.25	-
	$P_{max,c}$ (kN)	39.21	46.88	1.20	32.72	61.16	1.87
	$\delta_{pmax,c}$ (mm)	6.53	10.62	1.63	7	14	2.00
	P_u (kN)	31.4	29.05	-	26.15	48.93	-
	δ_u (mm)	8.15	35.88	-	10.3	36	-
	μ_{comp}	9.06	14.53	1.60	10.1	28.8	2.85
	$\epsilon_{max,c}$ (10^{-3})	3.27	5.31	1.62	3.5	7	2.00
Traction	P_y (kN)	20.08	12.1	-	20.75	17.31	-
	δ_y (mm)	0.87	0.62	-	1.08	3.53	-
	$P_{max,t}$ (kN)	84.97	106.92	1.26	87.82	110.27	1.26
	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	25.98	27.66	1.06	22.66	20.71	0.91
	P_u (kN)	-	-	-	-	88.22	-
	δ_u (mm)	-	-	-	-	28.16	-
	μ_{tens}	-	-	-	-	-	-
	$\epsilon_{max,t}$ (10^{-3})	12.99	13.83	1.06	11.33	10.36	0.91

Tableau 3.4 : Charges et déplacements maximums 1/2LWOW vs 1/2LWW (Essais monotoniques)

Monotonique compression				Monotonique traction			
	½LWOW	½LWW	Ratio ½LWW/½LWOW		½LWOW	½ LWW	Ratio ½LWW/½LWOW
P _y (kN)	11,07	24,36	-	P _y (kN)	28,79	25,89	-
δ _y (mm)	1,68	1,43	-	δ _y (mm)	2,15	1,11	-
P _{max,c} (kN)	33,57	92,61	2,76	P _{max,t} (kN)	79,73	117,56	1,47
δ _{pmax,c} (mm)	12,02	13,97	1,16	δ _{pmax,t} (mm)	20,64	23,4	1,13
P _u (kN)	26,84	74,83	-	P _u (kN)	63,78	94,02	-
δ _u (mm)	16,19	19,52	-	δ _u (mm)	34,11	28,31	-
μ _{comp}	9,64	13,65	1,42	μ _{tens}	15,87	25,50	1,61
ε _{max,c} (10 ⁻³)	12,02	13,97	1,16	ε _{max,t} (10 ⁻³)	20,64	23,40	1,13

Tableau 3.5 : Charges et déplacements maximums 1/2LWOW vs 1/2LWW (Essais cycliques)

		Cyclique 1			Cyclique 2		
		½LWOW	½LWW	Ratio ½LWW/½LWOW	½LWOW	½ LWW	Ratio ½LWW/½LWOW
Compression	P _y (kN)	10,76	22,45	-	15,39	23,16	-
	δ _y (mm)	1,30	1,47	-	1,20	1,67	-
	P _{max,c} (kN)	37,14	87,09	2,34	42,60	93,10	2,19
	δ _{pmax,c} (mm)	12,62	21,79	1,73	11,06	15,88	1,44
	P _u (kN)	24,83	70,00	-	34,00	73,67	-
	δ _u (mm)	18,06	21,95	-	18,24	25,46	-
	μ _{comp}	13,89	14,93	1,07	15,20	15,25	1,00
	ε _{max,c} (10 ⁻³)	6,31	10,90	1,73	5,53	7,94	1,44
Traction	P _y (kN)	28,41	32,23	-	32,85	28,09	-
	δ _y (mm)	2,26	1,38	-	2,70	1,36	-
	P _{max,t} (kN)	82,35	107,02	1,30	79,80	115,88	1,45
	δ _{pmax,t} (mm)	18,06	18,89	1,05	17,73	16,83	0,95
	P _u (kN)	-	85,06	-	-	91,56	-
	δ _u (mm)	-	19,34	-	-	20,03	-
	μ _{tens}	-	14,01	-	-	14,73	-
	ε _{max,t} (10 ⁻³)	9,03	9,45	1,05	8,87	8,42	0,95

Tableau 3.6 : Charges et déplacements maximums 1/4LWOW vs 1/4LWW (Essais monotoniques)

Monotonique compression				Monotonique traction			
	¼LWOW	¼LWW	Ratio ¼LWW/¼LWOW		¼LWOW	¼LWW	Ratio ¼LWW/¼LWOW
P _y (kN)	12,18	12,29	-	P _y (kN)	24,04	23,8	-
δ _y (mm)	1,72	2,06	-	δ _y (mm)	1,47	1,31	-
P _{max,c} (kN)	49,69	169,43	3,41	P _{max,t} (kN)	87,09	119,76	1,38
δ _{pmax,c} (mm)	12,72	22	1,73	δ _{pmax,t} (mm)	31,89	19,21	0,60
P _u (kN)	39,74	135,47	-	P _u (kN)	-	95,86	-
δ _u (mm)	15,49	27,78	-	δ _u (mm)	-	22,78	-
μ _{comp}	9,01	13,49	1,50	μ _{tens}	-	17,39	-
ε _{max,c} (10 ⁻³)	25,44	44,00	1,73	ε _{max,t} (10 ⁻³)	63,78	38,42	0,60

Tableau 3.7 : Charges et déplacements maximums 1/4LWOW vs 1/4LWW (Essais cycliques)

		Cyclique 1			Cyclique 2		
		¼LWOW	¼L WW	Ratio ¼L WW/¼LWOW	¼L WOW	¼L WW	Ratio ¼L WW/¼L WOW
Compression	P _y (kN)	11,24	11,22	-	14,41	13,16	-
	δ _y (mm)	1,94	1,88	-	0,82	1,29	-
	P _{max,c} (kN)	62,36	194,42	3,12	53,19	200,14	3,76
	δ _{pmax,c} (mm)	11,14	15,62	1,40	10,29	15,25	1,48
	P _u (kN)	50,00	155,00	-	42,55	160,00	-
	δ _u (mm)	19,99	23,00	-	12,50	20,42	-
	μ _{comp}	10,30	12,23	1,19	15,24	15,83	1,04
	ε _{max,c} (10 ⁻³)	5,57	7,81	1,40	5,15	7,63	1,48
Traction	P _y (kN)	25,31	20,00	-	22,94	20,30	-
	δ _y (mm)	1,47	1,55	-	1,05	1,40	-
	P _{max,t} (kN)	77,98	99,62	1,28	88,90	108,63	1,22
	δ _{pmax,t} (mm)	21,79	15,63	0,72	21,33	14,87	0,70
	P _u (kN)	-	79,69	-	-	86,90	-
	δ _u (mm)	-	21,90	-	-	18,52	-
	μ _{tens}	-	14,13	-	-	13,23	-
	ε _{max,t} (10 ⁻³)	10,90	7,82	0,72	10,67	7,44	0,70

La moyenne du rapport de charge maximale des spécimens composites aux spécimens PAF-nus correspondant varie entre 1.85 et 3.76 en compression et le rapport de déplacement associé varie entre 1.16 et 1,89 avec un rapport de ductilité $\mu_{comp}^{WW}/\mu_{comp}^{WOW}$ varie entre 1 et 1.94 plus de détails sont donnés dans les tableaux 3.2 à 3.7.

En particulier, pour les plus petites hauteurs de 500 mm (L/4), une augmentation plus importante de la capacité ultime est observée lorsque le bois est ajouté.

Par contre, pour les plus grandes hauteurs de 2000 mm (L), les spécimens composites présentent une augmentation importante en terme de ductilité.

3.3.3. Dissipation d'énergie hystérésis et dégradation de rigidité

Les figures 3.15 à 3.17 montrent l'évolution de la dissipation d'énergie cumulée.

Les courbes mettent en évidence que l'énergie dissipée par les spécimens WW est moins importante que les spécimens WOW pour les cycles de faible amplitude car ces derniers dissipent plus d'énergie hystérétique en raison des dommages dans l'acier causés par le voilement local.

En revanche, lorsque les amplitudes de chargement cyclique plus élevées sont atteintes les spécimens WOW perdent complètement leurs résistances à la compression et les spécimens WW présentent des boucles hystérésis plus larges et plus stables (voir figure 3.11) et dissipent plus d'énergie.

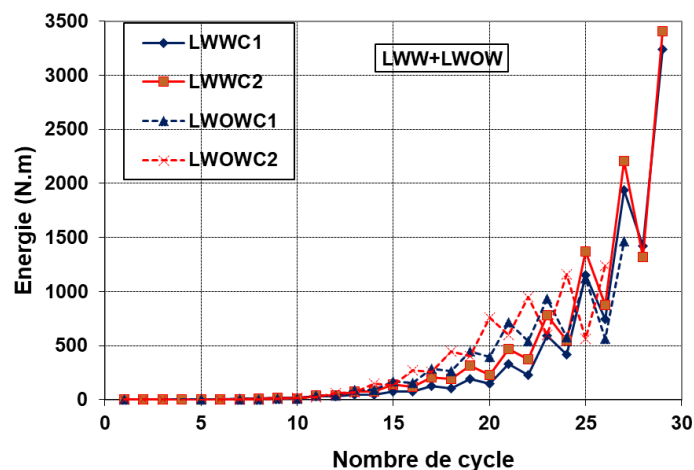


Figure 3.15 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis LWW vs LWW

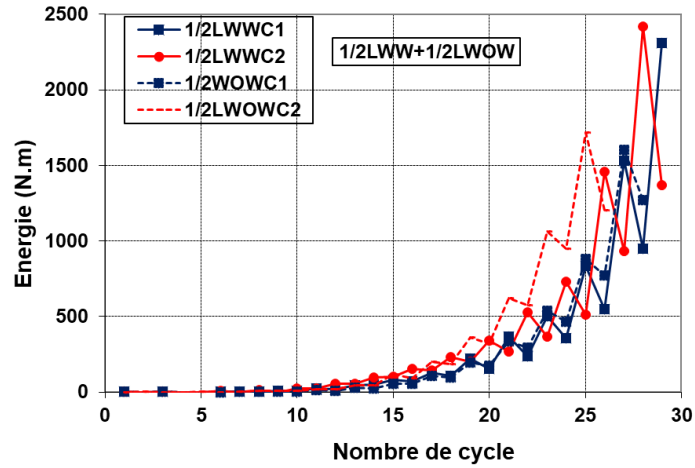


Figure 3.16 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis 1/2LWOW vs 1/2LWW

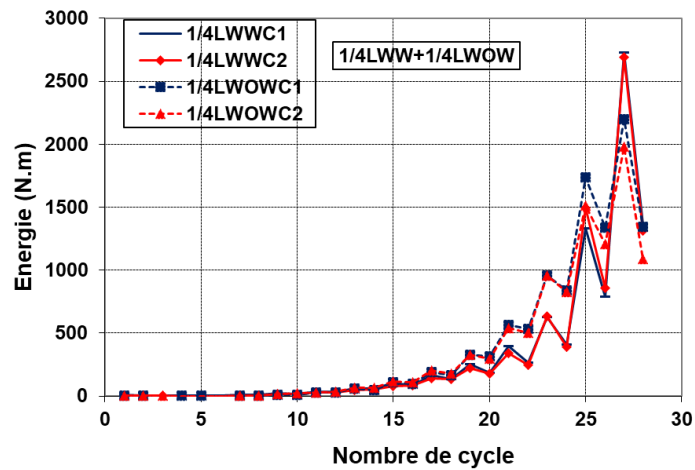


Figure 3.17 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis 1/4LWOW vs 1/4LWW

Les figures 3.18 à 3.20 illustrent la variation des taux de dégradation de la rigidité (K/K_0), où K_0 est la rigidité initiale par rapport à la déformation axiale ($\epsilon_{\max} = \delta_{\max}/L$).

On peut remarquer que la dégradation de la rigidité des spécimens WOW est comparable à celle de WW.

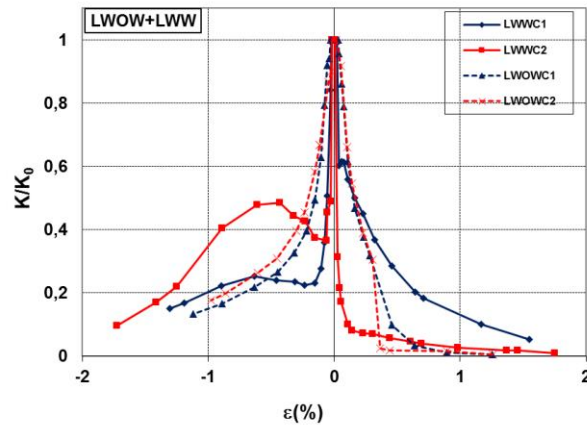


Figure 3.18 : Variation des taux de dégradation de la rigidité LWOV vs LWW

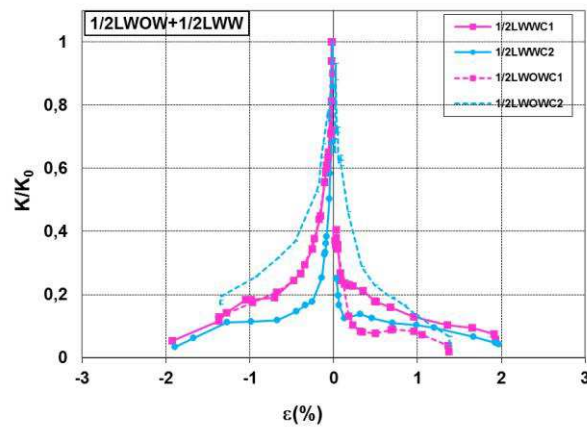


Figure 3.19 : Variation des taux de dégradation de la rigidité 1/2LWOV vs 1/2LWW

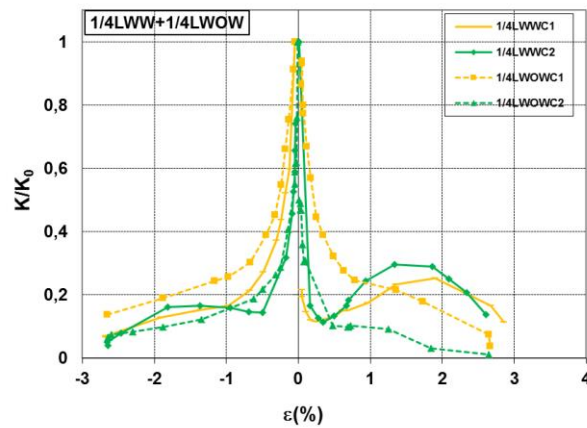


Figure 3.20 : Variation des taux de dégradation de la rigidité 1/4LWOV vs 1/4LWW

3.3.4. Déformées globales

Six LVDT, ont été placés le long de la hauteur totale des spécimens pour mesurer les déplacements latéraux et deux LVDT pour surveiller le soulèvement et les déformations

longitudinales (figure 3.2). Les tableaux 3.8, 3.9 et 3.10 résument les déplacements maximums enregistrés à la rupture.

Tableau 3.8 : Déformations finales des spécimens LWOW et LWW (fin de test)

	Axial	Relatif	Nord-Sud			Est-ouest		
	δ_1 (mm)	δ_2 (mm)	δ_3 (mm)	δ_7 (mm)	δ_5 (mm)	δ_4 (mm)	δ_8 (mm)	δ_6 (mm)
LWOWM	15.98	0.68	47.66	80.99	57.82	-4.04	-5.03	-5.12
LWWM	36.91	0.01	109.90	143.12	100.59	-1.27	-1.65	-0.91
LWOWMT	-40.82	-0.09	-6.89	-8.53	-7.15	1.50	2.14	2.35
LWWMT	-37.73	-0.08	-16.60	-19.51	-16.18	1.05	1.12	0.91
LWOWC1	29.12	0.26	97.20	150.49	116.30	-1.87	-11.68	-3.73
	-29.04	-0.45	-5.36	-72.12	-5.76	1.62	3.97	3.73
LWWC1	40.81	0.02	101.17	169.08	119.65	-2.07	-0.98	-2.00
	-40.83	-0.03	-9.75	-7.85	-7.71	1.13	8.41	5.03
LWOWC2	29.20	0.25	92.73	148.86	112.38	-4.84	-18.22	-6.46
	-28.89	-0.53	-11.48	-14.48	-11.25	1.95	4.42	3.20
LWWC2	40.83	0.01	108.84	180.00	129.55	-1.37	-1.52	-0.94
	-40.79	-0.06	-9.71	-9.86	-8.13	2.73	19.79	9.39

Tableau 3.9 : Déformations finales des spécimens 1/2LWOW et 1/2LWW (fin de test)

	Axial	Relatif	Nord-Sud			Est-ouest		
	δ_1 (mm)	δ_2 (mm)	δ_3 (mm)	δ_7 (mm)	δ_5 (mm)	δ_4 (mm)	δ_8 (mm)	δ_6 (mm)
1/2LWOWM	20,40	0,19	27,23	30,09	33,93	0,01	0,37	1,30
1/2LWWM	28,07	0,24	82,92	82,98	58,39	-2,66	-2,37	-2,90
1/2LWOWMT	-35,04	-0,12	-8,38	-9,39	-10,48	-0,03	-1,14	-0,30
1/2LWWMT	-32,99	-0,16	-6,71	-8,32	-7,61	1,44	1,23	0,82
1/2LWOWC1	18,10	0,50	22,49	30,78	39,81	1,85	1,27	3,02
	-18,07	-0,44	-5,89	-6,17	-6,48	-0,69	-0,21	-4,08
1/2LWWC1	25,45	0,89	60,09	59,33	39,36	1,65	1,64	0,96
	-25,47	-0,30	-3,71	-4,79	-5,05	-1,83	-2,07	-2,58
1/2LWOWC2	18,26	0,33	22,78	34,21	46,98	1,12	0,66	1,71
	-17,85	-0,37	-5,42	-4,78	-5,00	-1,10	-0,87	-1,32
1/2LWWC2	27,00	0,18	61,04	61,27	46,13	2,05	2,08	1,87
	-25,23	-0,23	-3,83	-4,65	-3,08	-0,36	-1,08	-2,19

Tableau 3.10 : Déformations finales des spécimens 1/4LWOW et 1/4LWW (fin de test)

	Axial	Relatif	Nord-Sud			Est-ouest		
	δ_1 (mm)	δ_2 (mm)	δ_3 (mm)	δ_7 (mm)	δ_5 (mm)	δ_4 (mm)	δ_8 (mm)	δ_6 (mm)
1/4LWOWM	18,79	0,18	34,24	29,30	24,55	-0,87	0,86	-0,84
1/4LWWM	28,01	0,70	43,74	23,22	25,71	4,65	3,78	-2,30
1/4LWOWMT	-34,89	-0,27	-4,91	-5,25	-5,82	0,50	3,47	2,29
1/4LWWMT	-24,99	-0,11	-1,45	-1,98	-2,21	-1,14	-0,61	0,00
1/4LWOWC1	21,82	0,18	37,47	93,92	48,40	2,79	3,22	1,00
	-21,82	-0,83	-4,27	-6,80	-5,67	-2,89	-6,59	-2,89
1/4LWWC1	23,45	0,20	29,19	32,63	34,19	4,36	5,25	2,67
	-21,92	-0,33	-0,62	-2,40	-1,44	-2,73	-3,43	-4,36
1/4LWOWC2	21,71	0,25	60,83	85,72	52,90	2,33	0,84	4,14
	-21,69	-0,51	-4,29	-1,95	-4,82	-8,88	-3,35	-8,28
1/4LWWC2	21,84	0,13	29,03	38,52	39,06	0,65	0,89	1,86
	-21,77	-0,21	-0,09	-1,08	-1,11	-3,42	-4,08	-4,42

Les déplacements relatifs du support (soulèvement) entre la base et la plaque d'extrémité (δ_2) étaient négligeables. Les déflexions latérales nord-sud ($\delta_3 - \delta_7 - \delta_5$) qui se situent autour de l'axe de faible inertie étaient plus importantes que celles est-ouest ($\delta_4 - \delta_8 - \delta_6$) pour tous les spécimens.

En général, les dommages étaient plus perceptibles dans les spécimens en PAF que dans les spécimens composites PAF-bois. Ceci peut être vu, en comparant les déformées finales des spécimens WOW et WW montrées sur la figure 3.21.

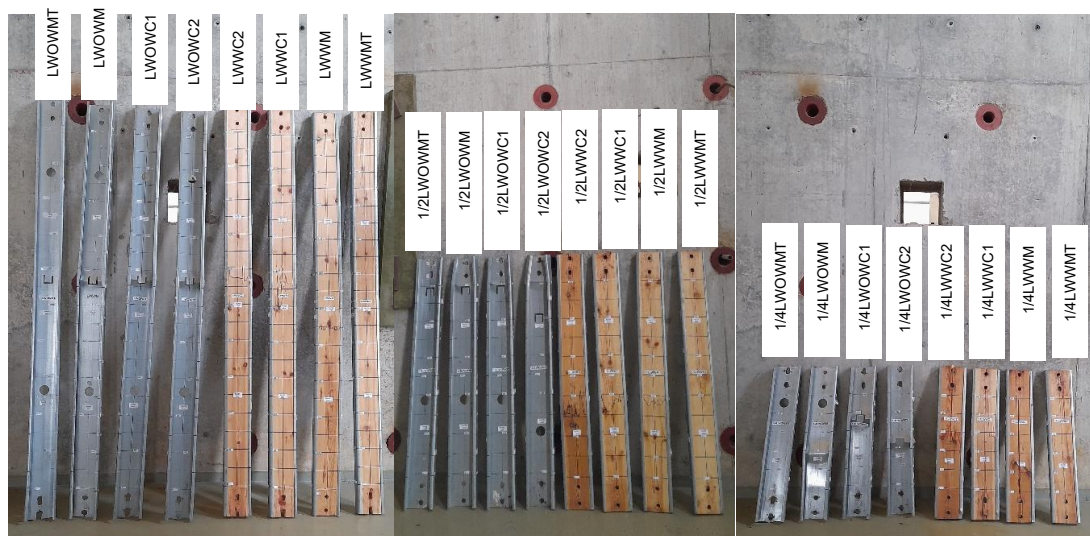


Figure 3.21 : Les déformées finales des spécimens WOW et WW

3.4. Conclusion

Pour évaluer l'impact de l'élancement sur le comportement axial cyclique et la capacité de dissipation d'énergie des éléments en charpente en acier formé à froid renforcés par un noyau en bois rouge sous chargement axial centré, une étude expérimentale a été réalisée sur des spécimens de différentes hauteurs. On a effectué douze tests cycliques et douze tests monotoniques en compression et en traction.

L'interaction entre le flambement et le voilement local sous chargement monotonique est observée dans les modes de ruine dominants des spécimens WOW. Outre l'ouverture des raidisseurs de bord, le pliage des semelles et la déchirure de la section à mi-hauteur lors d'un chargement cyclique. En revanche, les spécimens WW présentaient une déformation en flambement global autour de l'axe mineur et un écrasement du bois à mi-hauteur. Cela a conduit à une augmentation des charges de compression maximales et des enveloppes monotoniques plus élevées.

Les spécimens WOW étaient plus sensibles aux imperfections géométriques situées dans les raidisseurs de bord par rapport aux spécimens WW qui ont démontré une stabilité plus importante et une déformation plus faible.

Les dommages sont généralement plus importants dans les spécimens en PAF que dans les spécimens composites PAF-bois. Ces derniers ont montré des boucles hystérésis plus stables, avec une plus grande quantité d'énergie dissipée à la fin du protocole de chargement cyclique et une ductilité accrue.

Les résultats expérimentaux sont généralement fiables, mais en raison de leurs coûts élevés, ainsi qu'ils nécessitent beaucoup de temps. Ce qui rend les simulations utilisant des modèles numériques en élément finis extrêmement économiques et nous permettent également d'économiser considérablement du temps. En conséquence c'est l'objectif du prochain chapitre

CHAPITRE 4

Développement et validation des modèles numériques à sections composites

CHAPITRE 4

DEVELOPPEMENT ET VALIDATION DES MODELES NUMERIQUES A SECTIONS COMPOSITES

4.1. Introduction

Les essais expérimentaux sont généralement très onéreux et coûteux donc les simulations utilisant des modèles numériques validés sont très utiles économiquement et nous permet aussi de gagner beaucoup de temp. Les données expérimentales obtenues sont ici exploitées pour calibrer un modèle numérique qui sera utilisé dans de futurs travaux de recherche pour optimiser l'action composite PAF-bois. À cette fin, un modèle d'éléments finis raffiné pour simuler le comportement post-flambement des spécimens chargés axialement décrit au chapitre 2 est développé à l'aide du logiciel d'éléments finis (ABAQUS.v19) [40]. Des modèles avec et sans noyau en bois ont été considérés et deux types de chargement différents (monotonique et cyclique) sont appliqués. Les sections suivantes donnent des détails sur le type d'éléments et la taille du maillage, les propriétés mécaniques du matériau, le type de chargement et les conditions aux limites ainsi que la technique de modélisation de contact utilisée pour simuler l'interface PAF-bois.

4.2. Type d'élément et taille du maillage

Les sections C formées à froid sont modélisées à l'aide d'éléments finis de coque quadratiques avec 4 nœuds connus sous le nom de S4R dans Abaqus (une coque mince ou épaisse doublement incurvée à 4 nœuds, intégration réduite, déformations de membranes finies).

Des éléments finis cubique avec 8 nœuds C3D8R (un élément de brique à 8 nœuds) ont été sélectionnés pour la modélisation des sections en bois [40].

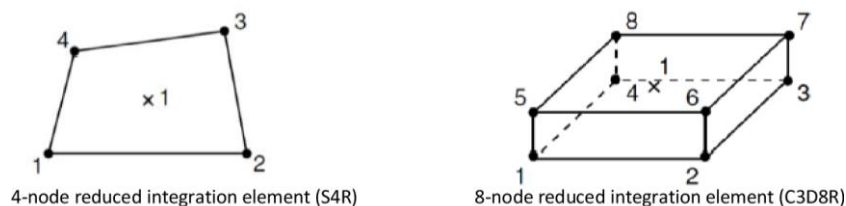


Figure 4.1 : Type d'élément de maillage

La densité du maillage a un grand impact sur la réponse des éléments minces dans les analyses en éléments finis. Pour capturer les modes de déformation et de flambement global, un maillage grossier peut être adéquat, mais il ne peut pas capturer les modes de flambement locaux. Ainsi, pour représenter tous les modes de flambement, y compris local, torsionnel et global avec une précision raisonnable, un maillage moyen ou fin doit être sélectionné [5]. Un compromis est atteint sur la base des études de convergence détaillées tenant compte de la précision, du temps de traitement et de la mémoire. Les dimensions des éléments sont de 10 mm x 10 mm pour la section en C formée à froid et de mailles de 10 mm x 10 mm x 10 mm pour la section en bois.

La figure 4.2 montre un exemple sur l'étude de convergence du maillage pour choisir la taille adéquate des mailles.

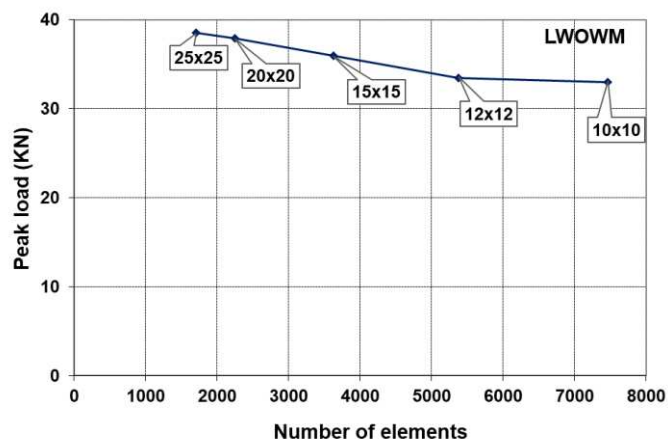


Figure 4.2 : Etude de convergence du maillage

4.3. Propriétés des matériaux

Dans le cadre des travaux expérimentaux, des coupons découpés longitudinalement dans les sections 600S200-68 ont été testés en traction et la limite d'élasticité moyenne et la contrainte de traction ultime ont été déterminées à 281,62 MPa et 311,22 MPa, respectivement. Des cubes de bois ont été testés en compression parallèle au fil et la limite d'élasticité moyenne pour la compression était d'environ 50 MPa. La limite d'élasticité en traction a été estimée à 100 MPa.

Les données de tests brutes enregistrées en tant que contraintes techniques et déformations techniques représentées sur les figures 2.3 et 2.4 (voir chapitre 2) ont été converties en contraintes réelles et déformations plastique à des points discrets pour être utilisées dans les analyses ABAQUS en utilisant les équations (4.1) et (4.2) [41].

$$\begin{cases} \sigma_{true} = \sigma_{eng}(1 + \varepsilon_{eng}) & (4.1) \\ \varepsilon_{plastic} = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) - \frac{\sigma_{true}}{E} & (4.2) \end{cases}$$

Avec :

σ_{eng} et ε_{eng} : la contrainte technique et la déformation technique respectivement ,

E : Le module de Young,

σ_{true} et $\varepsilon_{plastic}$: la contrainte réelle et la déformation plastique.

Un modèle de matériau non linéaire utilisant la plasticité classique de Von Mises avec écrouissage isotrope a été sélectionné pour le matériau en acier. De même, le matériau bois est représenté par un comportement bilinéaire.

4.4. Interactions

Pour définir la relation d'interaction entre la section en C en acier formé à froid et le noyau en bois, le contact surface à surface utilisant la méthode de suivi de glissement fini (the finite-sliding tracking method) a été adapté. L'algorithme général de contact utilise une formulation de « contact dur » et la méthode de pénalité est utilisée pour approximer le comportement pression-fermeture dure (the hard pressure-overclosure behavior) (ABAQUS.v19). Le coefficient de frottement pour l'acier-bois est pris égal à 0,5.

4.5. Conditions aux limites et chargement

Les conditions aux limites pour tous les modèles d'éléments finis n'ont pas été modélisées pour simuler exactement les conditions réelles dans la configuration expérimentale, mais des conditions aux limites équivalentes sont adaptées car elles sont suffisamment précises dans le cas présent.

a. Modèle I :

Les conditions aux limites adoptées aux deux extrémités des spécimens représentent le cas d'une colonne bi-encastée. Pour obtenir cette condition, les mouvements des nœuds de la section transversale d'extrémités ont été limités dans toutes les directions. La charge est

appliquée en tant que charge axiale uniformément répartie sur la section transversale de l'extrémité supérieure.

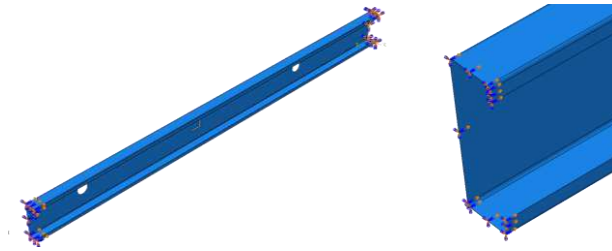


Figure 4.3 : Conditions aux limites-Modèle 1

b. Modèle 2 :

Les nœuds de chaque extrémité sont liés à un nœud de référence situé au centre de gravité d'extrémité à l'aide de la technique d'interaction -Multi point Constraint MPC- [40] qui nous permet d'imposer des contraintes entre les différents degrés de liberté du modèle. L'extrémité supérieure est empêchée à se déplacer dans les deux directions transversales x et y tout en étant libre de se déplacer dans l'axe longitudinal z qui est la direction de la charge appliquée et les déplacements de l'extrémité inférieure (base) sont bloqués dans tous les sens. La charge est appliquée en tant que charge axiale centrée au centre de gravité de la section transversale de l'extrémité supérieure.

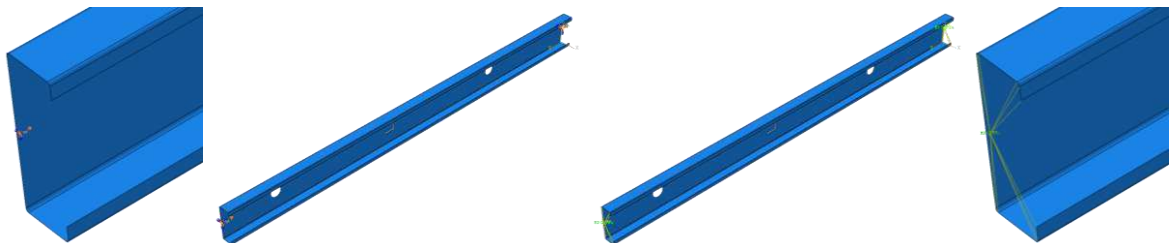


Figure 4.4 : Conditions aux limites-Modèle 2

c. Modèle 3 :

Les mêmes conditions que le Modèle 2 seulement que les nœuds de chaque extrémité sont liés à un nœud de référence situé au centre de gravité d'extrémité à l'aide de la technique d'interaction -Rigid Body Constraint- [40]. Les contraintes des corps rigides nous permettent de contraindre le mouvement des régions de l'assemblage au mouvement d'un point de référence. Les positions relatives des régions qui font partie du corps rigide restent constantes tout au long de l'analyse.

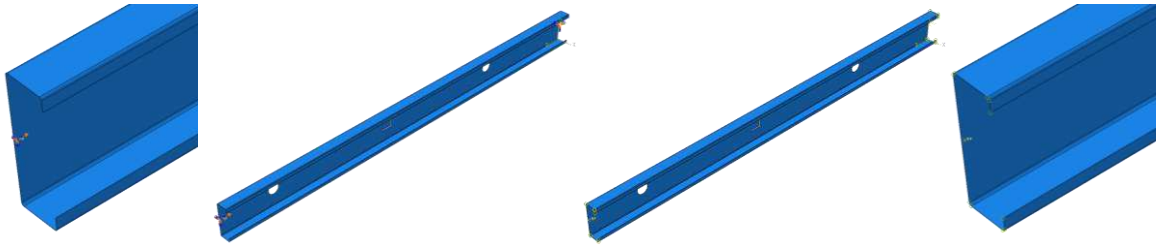


Figure 4.5 : Conditions aux limites-Modèle 3

d. Comparaison des modèles

La figure 4.6 compare les déformés des trois modèles avec les résultats expérimentaux sous chargement monotonique. La figure 4.7 compare la réponse monotonique des trois modèles avec les résultats expérimentaux.

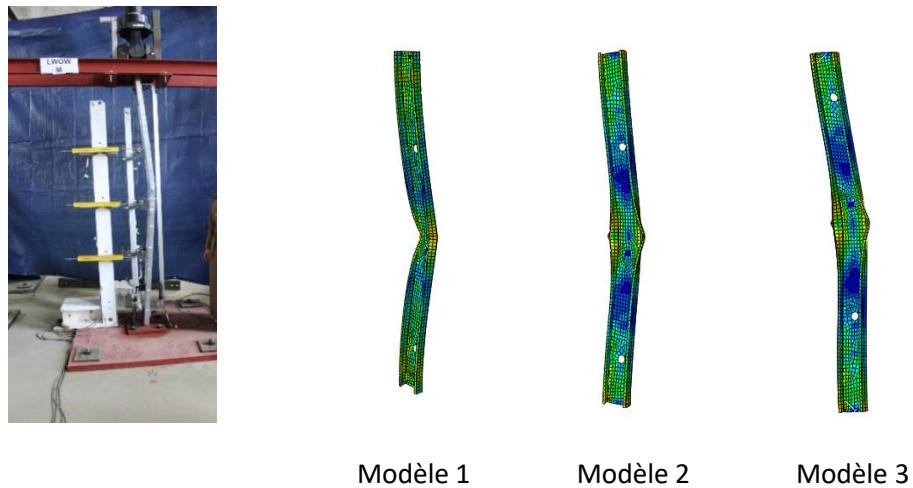


Figure 4.6 : Comparaison des déformés des trois modèles avec les résultats expérimentaux: Chargement Monotonique

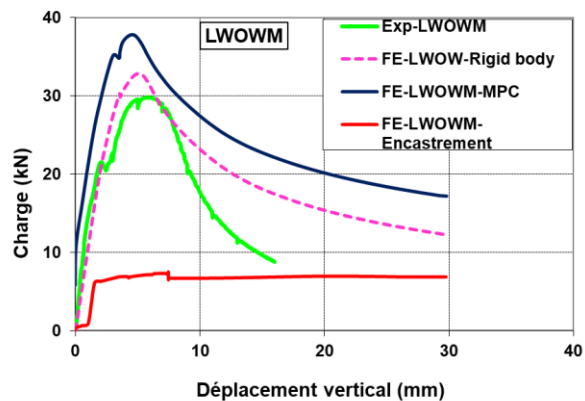


Figure 4.7 : Comparaison des trois modèles avec les résultats expérimentaux: Courbes Monotoniques

On a constaté que le Modèle 3 donne des résultats plus proche à l'expérimental, donc on opte pour le reste de l'analyse ces conditions aux limites.

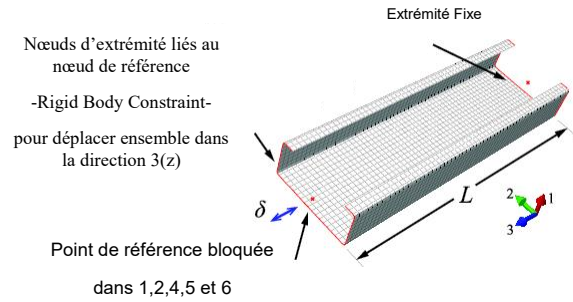


Figure 4.8 : Conditions aux limites

La charge est appliquée au point de référence haut selon les conditions de chaque cas du programme expérimental.

La méthode dynamique implicite a été utilisée afin d'atteindre la convergence, avec un pas d'incrément initial égal à 0,1 et un pas d'incrément minimum limité à $10e-8$. Cette méthode est adaptée aux problèmes impliquant des non-linéarités (matérielle ou géométrique), la modélisation de contact et la dissipation d'énergie modérée dans des conditions de chargement statiques et quasi-statiques (ABAQUS.v19) [40].

4.6. Validation des modèles numériques

Les modèles d'éléments finis proposés sont validés en comparant leurs résultats avec ceux de l'étude expérimentale. Comme le montrent les figures 4.9 et 4.10, une bonne concordance est obtenue entre les courbes charge-déplacement prédites par les modèles d'éléments finis et les courbes expérimentales. De même, les boucles d'hystérésis prédites numériquement représentaient raisonnablement les boucles expérimentales. De plus, la localisation du voilement local obtenue à partir des modèles EF coïncide avec celles observées lors des essais.

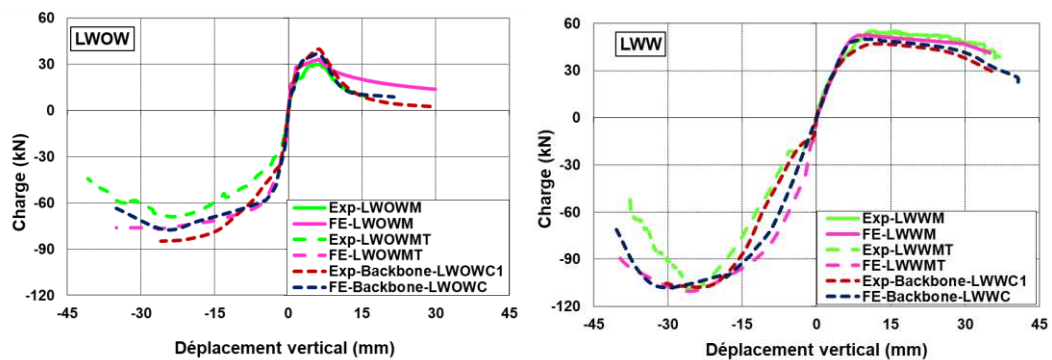
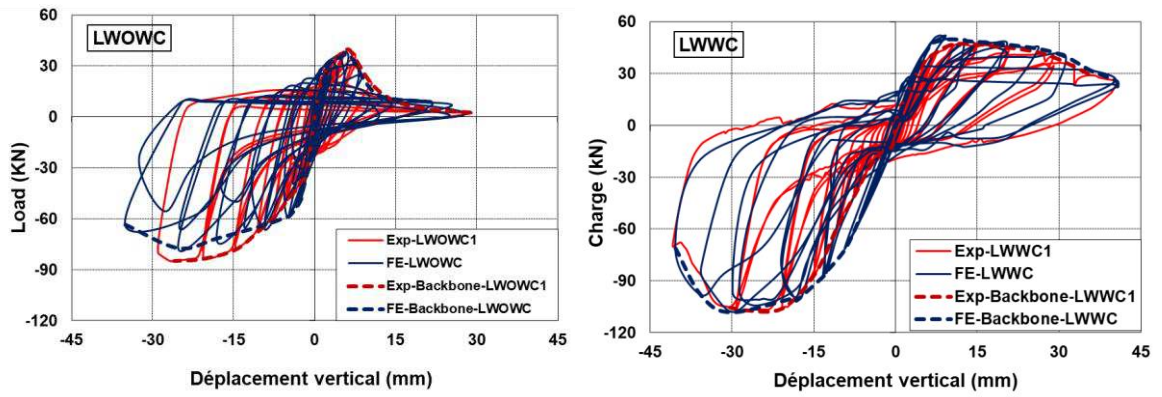


Figure 4.9 : Comparaison des résultats expérimentaux et EF: Courbes enveloppes et Monotoniques



(a) Boucles hystérésis



(b) Déformation globale et voilement local

Figure 4.10 : Comparaison des résultats expérimentaux et EF: (a) Boucles hystérésis, (b) Déformation globale et voilement local

De la comparaison des tracés d'énergie, on remarque que les courbes EF ont le même aspect que les courbes expérimentales avec une légère différence dans la quantité d'énergie dissipée, ce qui peut s'expliquer par l'imperfection du test en laboratoire (voir figure 4.11).

Pour compléter la validation des modèles numériques, toutes les réponses maximales prédites par les modèles sont comparées aux résultats expérimentaux correspondants et les différences en pourcentage sont répertoriées dans les tableaux 4.1 et 4.2.

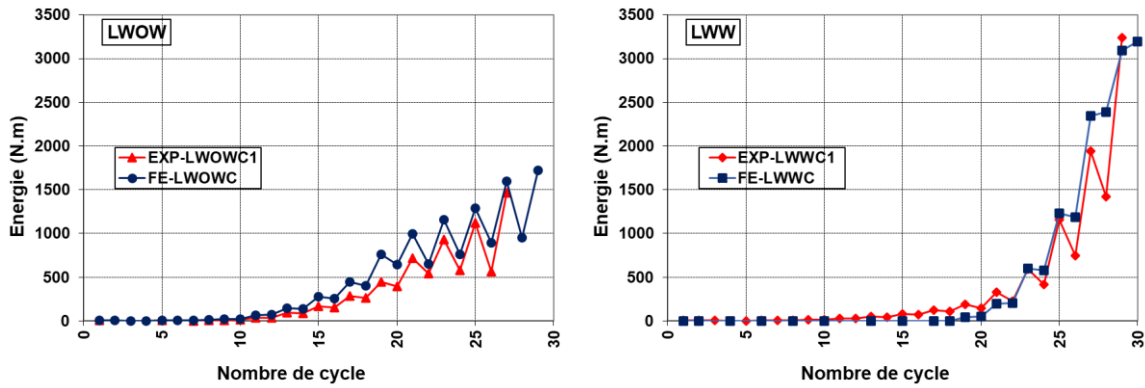


Figure 4.11 : Evolution de la dissipation d'énergie hystérésis (Exp. vs EF.)

Tableau 4.1 : Réponses maximales pour les montants LWOW (Exp. vs modèle EF.)

		Monotonique Compression			Monotonique Traction			Cyclique		
		Exp.	FE.	Erreur(%)	Exp.	FE.	Erreur(%)	Exp.	FE.	Erreur(%)
Compression	P_y (kN)	14.98	17.46	-	-			16	13.41	-
	δ_y (mm)	1.05	1.20	-	-			0.9	0.98	-
	$P_{max,c}$ (kN)	29.81	33.00	10.70	-			39.21	36.67	6.48
	$\delta_{pmax,c}$ (mm)	5.98	6.20	3.68	-			6.53	6.19	5.21
	P_u (kN)	23.22	26.61	-	-			31.4	29.29	-
	δ_u (mm)	8.46	8.70	-	-			8.15	7.98	-
	μ_{comp}	8.06	7.25	10.05	-			9.06	8.14	10.12
	$\epsilon_{max,c}$ (10^{-3})	2.99	3.10	3.68	-			3.27	3.10	5.35
Traction	P_y (kN)	-			20.49	17.21	-	20.08	16.32	-
	δ_y (mm)	-			1.13	0.75	-	0.87	0.98	-
	$P_{max,t}$ (kN)	-			69.11	76.31	10.42	84.97	77.22	9.12
	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	-			23.69	25.06	5.78	25.98	25.25	2.81
	P_u (kN)	-			55.67	-	-	-	63.43	-
	δ_u (mm)	-			35.76	-	-	-	35.07	-
	μ_{tens}	-			31.65	-	-	-	35.79	-
	$\epsilon_{max,t}$ (10^{-3})	-			11.85	12.53	5.74	12.99	12.63	2.81

Tableau 4.2 : Réponses maximales pour les montants LWW (Exp. vs modèle EF.)

		Monotonique Compression			Monotonique Traction			Cyclique		
		Exp.	FE.	Erreur(%)	Exp.	FE.	Erreur(%)	Exp.	FE.	Erreur(%)
Compression	P_y (kN)	21.85	18.48	-	-			21.33	22.09	-
	δ_y (mm)	2.28	2.20	-	-			2.47	2.40	-
	$P_{max,c}$ (kN)	55.01	52.89	3.85	-			46.88	50.06	6.78
	$\delta_{pmax,c}$ (mm)	11.31	10.57	6.54	-			10.62	9.55	10.08
	P_u (kN)	42.39	41.34	-	-			29.05	40.07	-
	δ_u (mm)	35.69	35.04	-	-			35.88	31.20	-
	μ_{comp}	15.65	15.93	1.75	-			14.53	13.00	10.51
	$\epsilon_{max,c}$ (10^{-3})	5.66	5.29	6.63	-			5.31	4.78	10.08
Traction	P_y (kN)	-			12.84	17.18	-	12.1	7.44	-
	δ_y (mm)	-			0.98	1.17	-	0.62	0.88	-
	$P_{max,t}$ (kN)	-			109.17	110.36	1.09	106.92	108.13	1.13
	$\delta_{pmax,t}$ (mm)	-			25.91	26.67	2.93	27.66	30.10	8.82
	P_u (kN)	-			87.12	88.59	-	-	86.05	-
	δ_u (mm)	-			31.04	39.83	-	-	31.42	-
	μ_{tens}	-			31.67	34.04	7.49	-	35.70	-
	$\epsilon_{max,t}$ (10^{-3})	-			12.96	13.34	2.81	13.83	15.05	8.82

On peut remarquer, la différence entre la charge maximale numérique et expérimentale est au plus 10.70 %. La prédiction par éléments finis des déplacements maximales est dans la plupart des cas inférieure à celle du test, ce qui peut être attribué à l'idéalisation des conditions aux limites qui ne sont pas parfaitement encastres dans les tests. Par conséquent, on peut conclure que les modèles EF développés sont fiables pour une analyse plus approfondie.

4.7. Conclusion

Dans ce chapitre, sur la base des données expérimentales obtenues (chapitre 2), des modèles d'éléments finis raffinés utilisant des techniques de modélisation avancées ont été élaborés et validés par le logiciel ABAQUS 2019.

L'acier formé à froid a été modélisé par des éléments coque à quatre nœuds « S4R » par contre le bois a été modélisé en éléments solides à huit nœuds « C3D8R ». Le contact entre l'acier et le bois a été supposé partiel avec un coefficient de frottement égal à 0.5. La méthode dynamique implicite a été utilisée, avec un pas d'incrément initial égal à 0.10 et un pas d'incrément minimum limité à $10e-8$.

Il a été noté que l'analyse numérique a prédit les déformations et les courbes charge-déplacement avec une bonne précision et les boucles d'hystérésis prédites numériquement représentaient raisonnablement les boucles expérimentales.

De même on a remarqué que les courbes EF ont le même aspect que les courbes expérimentales avec une légère différence dans la quantité d'énergie dissipée à cause des imperfections des tests en laboratoire.

La différence la plus importante qui a été notée entre la charge maximale numérique et expérimentale a été de l'ordre de 10.70 %.

Par conséquent, on peut conclure que les résultats des modèles numériques présentent une concordance raisonnable avec les résultats expérimentaux ce qui permet de l'utiliser de manière fiable dans les travaux de recherche en cours sur la sensibilité et l'optimisation de l'action composite.

Les simulations numériques en utilisant des modèles en élément finis peuvent être utiles pour nous fournir des estimations de comportement raisonnables à un coût relativement économique en un temps sensiblement court par rapport aux essais expérimentaux en laboratoires qui nécessitent un temps considérable et coûtent très cher.

CONCLUSION

Les composants verticaux des systèmes de résistance latérale en PAF sont exposés aux phénomènes d'instabilité en compression lorsqu'ils sont soumis à une sollicitation sismique intense ce qui les rend susceptibles à des réductions de rigidité causées par le voilement local et le flambement global.

Il est primordial de prendre en considération ces réductions dans les conceptions et les modèles afin d'évaluer le système complet développé par les éléments en acier formé à froid.

Pour améliorer la résistance et la ductilité des montants en PAF dans de telles circonstances, ce travail a présenté une proposition de section composite qui combine les caractéristiques de résistance et de rigidité du PAF avec la ductilité du bois. L'objectif est de mettre en œuvre l'approche composite pour prévenir le flambement précoce et le voilement local de la section PAF, et pour compenser partiellement la perte de résistance après le flambement.

Afin de confirmer la capacité des poteaux composites bois-PAF à supporter des charges sévères un programme expérimental a été mis en place. Quatre essais axiaux monotoniques et quatre essais axiaux cycliques ont été réalisés sur des montants composites et des montants PAF nues à échelle réelle. Il est prouvé que les spécimens composites présentent un comportement plus efficace, avec une augmentation de 80 % de la résistance à la compression ultime, des boucles hystérésis plus stables, une énergie dissipée plus de deux fois à la fin du protocole de chargement cyclique et une ductilité doublée en compression.

Afin de généraliser les résultats obtenus à un large spectre d'élanement, qui est le principal paramètre qui contrôle les phénomènes d'instabilité un programme d'essais sur trois rangs d'élanement a ensuite été effectué

Les dommages sont généralement moins marqués dans les spécimens composites PAF-bois par rapport aux spécimens PAF. Ils ont également démontré une ductilité accrue et une énergie dissipée plus importante à la fin des chargements cycliques, ainsi que des boucles hystérésis plus stables.

Les résultats ont également montré que l'incorporation de bois entraîne une augmentation significative de la capacité ultime pour les spécimens les plus courts. En revanche, la ductilité des spécimens composites les plus élancés est considérablement augmentée.

Il a été aussi noté que le rapport de charge maximale moyen des spécimens composites aux spécimens PAF-nus correspondant est de 1,85 à 3,76 en compression, ainsi que le rapport de déplacement associé varie de 1,16 à 1.89, avec un rapport de ductilité de 1 à 1.94.

Il a été révélé aussi que les spécimens WOW les plus élancés présentent une plus grande sensibilité aux imperfections géométriques situées dans les raidisseurs de bord. Lorsque la hauteur diminue, on a constaté une interaction plus faible entre le voilement local et le flambement global en flexion.

Il a été illustré également que le principal mode de rupture des spécimens LWOW sous chargement monotonique est l'interaction entre le flambement global et le voilement local. À la fin de l'essai, les dommages se cumulent à mi-hauteur, avec l'ouverture des raidisseurs de bord, le pliage des semelles et la déchirure de la section à mi-hauteur sous chargement cyclique.

Il a été montré que les spécimens 1/2LWOW présentent une réponse monotonique qui se manifeste par de nombreuses vagues de voilement local qui ont eu lieu sur toute la hauteur, ainsi que des dommages importants à l'âme de la section près de l'extrémité supérieure du spécimen. Le mode final de rupture sous chargement cycliques est le pliage des semelles à mi-hauteur.

Il a été noté aussi que le mode de rupture dominant des spécimens 1/4LWOW sous chargement monotonique et cyclique est l'interaction entre le flambement et le voilement local de l'âme et des semelles.

En revanche, les spécimens WW montraient un écrasement du bois à mi-hauteur et un flambement global autour de l'axe mineur. Les charges maximales de compression et les enveloppes monotoniques ont présenté une augmentation significative.

Néanmoins, le taux de chargement cyclique a un effet mineur sur la réponse de l'échantillon pour la plage de variation dans la présente étude.

En général, les résultats expérimentaux sont fiables, mais en raison de leurs coûts élevés en tenant aussi abondamment de temps. Les simulations à l'aide de modèles numériques en élément finis sont très économiques et nous permettent également d'économiser beaucoup de temps. Par conséquent, on a suggéré l'utilisation de modèles en éléments finis afin de reproduire le comportement axial monotonique et cyclique des montants composites PAF-Bois. Les résultats déjà obtenues à partir du programme expérimental ont été utilisés pour valider les modèles numériques.

Il a été constaté que les déformations et les courbes charge-déplacement prédites par l'analyse numérique sont généralement en accord avec celles observées lors de l'expérimentale, et les boucles d'hystérésis prédites numériquement sont raisonnablement similaires à celles observées lors de l'expérimental. En outre, les courbes EF présentent la même apparence que les courbes expérimentaux, avec une légère disparité dans la quantité d'énergie dissipée en raison des imperfections des tests en laboratoire.

Il a été aussi distingué que les différences les plus importantes entre la charge maximale numérique et expérimentale n'ont pas dépassé 10,70 %. On peut donc en déduire que les modèles numériques peuvent être utilisés de façon fiable dans les recherches en cours sur la sensibilité et l'optimisation de l'action composite.

RECOMMANDATIONS

Comme travaux de recherches futurs ayant une relation directe avec le travail effectué on propose :

- Ajouter des vis de fixation pour jumeler le PAF et le bois et étudier l'influence de l'espacement des vis sur l'action composite.
- Effectuer un programme d'essai dynamique sur table vibrante ou mur de réaction sur des panneaux de mur en PAF avec renforcement des montants d'extrémités en bois.

REFERENCES

1. Y. Wei-Wen, “Cold-formed steel design”, 3rd edition, John Willey & Sons, New York, USA, (2000).
2. D. Padilla-Llano (2015). A framework for cyclic simulation of thin-walled cold-formed steel members in structural systems. PhD thesis, Virginia Polytechnic Institute.
3. S. Kechidi, L. Macedo, J.M. Castro, N. Bourahla , “Seismic risk assessment of cold-formed steel shear wall systems”, *Journal of Constructional Steel Research*, 138 (2017), 565-579. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.08.011>
4. B.W. Schafer, T. Pekoz, “Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses”, *Journal of Constructional Steel Research* 47 (1998), 193–210. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(98\)00007-8](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(98)00007-8)
5. S. Narayanan, and M. Mahendran, “Ultimate capacity of innovative cold formed steel columns”, *Journal of Constructional Steel Research* 59 (2003), 489–508. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(02\)00039-1](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(02)00039-1)
6. B.W. Schafer, Z.Li, C.D.Moen, “Computational modeling of cold-formed steel”, *Thin-Walled Structures* 48(2010), 752–762. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2010.04.008>
7. D. Padilla-Llano, C. D. Moen, M. R. Eatherton., “Cyclic axial response and energy dissipation of cold-formed steel framing members”, *Thin-Walled Structures* 78 (2014), 95–107. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2013.12.011>
8. N. Yang, Y. Zhong, Q. Meng, H. Zhang, “Hysteretic behaviors of cold-formed steel beam-columns with hollow rectangular section: Experimental and numerical simulations”, *Thin-Walled Structures* 80 (2014), 217–230. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.03.004>
9. W.B. Yuan, Y.T. Shen, N.T. Yu, Z.S. Bao, “An analytical solution of local-global interaction buckling of cold-formed steel channel-section columns”, *International Journal of Steel Structures*, 19 (2019), 1578–1591. <https://doi.org/10.1007/s13296-019-00232-4>

10. M. Chen, S. Fan, C. Li, S. Zeng, "Direct Strength Method for Stainless Steel Lipped Channel Columns Undergoing Local Buckling", *International Journal of Steel Structures*, 20 (2020), 1822–1830. <https://doi.org/10.1007/s13296-020-00359-9>
11. H. Liang, K. Roy, Z. Fang, J.B.P. Lim, "A critical review on optimization of cold-formed steel members for better structural and thermal performances". *Buildings*. 12(1) (2022) <https://doi.org/10.3390/buildings12010034>
12. R. Masoudnia, S. Amiri, M.A. Sadeghian, "Numerical Investigation of Behavior of RHS Columns Using FE Method", *European Journal of Scientific Research* 51 (2011), 109–114.
13. Y. Lu, T. Zhou, W. Li, H. Wu, "Experimental investigation and a novel direct strength method for cold-formed built-up I-section columns", *Journal of Thin-Walled Structures*, 112 (2017), 125–139. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2016.12.011>
14. D.C. Fratamico, S. Torabian, X. Zhao, X., K.J.R. Rasmussen, B.W. Schafer, "Experiments on the global buckling and collapse of built-up cold-formed steel columns", *Journal of Constructional Steel Research*, 144 (2018), 65–80. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.01.007>
15. D.C. Fratamico, S. Torabian, X. Zhao, X., K.J.R. Rasmussen, B.W. Schafer, "Experimental study on the composite action in sheathed and bare built-up cold-formed steel columns", *Thin-Walled Structures*, 127 (2018), 290–305. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.02.002>
16. K.Y. Ning, L. Yang, H.Y. Ban, Y.N. Sun, "Experimental and numerical studies on hysteretic behaviour of stainless steel welded box-section columns", *Thin-Walled Structures*, 136 (2019), 280–291. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.12.038>
17. K. Roy, C. Mohammadjani, J.B.P. Lim, "Experimental and numerical investigation into the behaviour of face-to-face built-up cold-formed steel channel sections under compression", *Thin-Walled Structures*, 134 (2019), 291–309. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.09.045>
18. S. Kechidi, D.C. Fratamico, B.W. Schafer, J.M. Castro, J.M., N. Bourahla, "Simulation of screw connected built-up cold-formed steel back-to-back lipped channels under axial

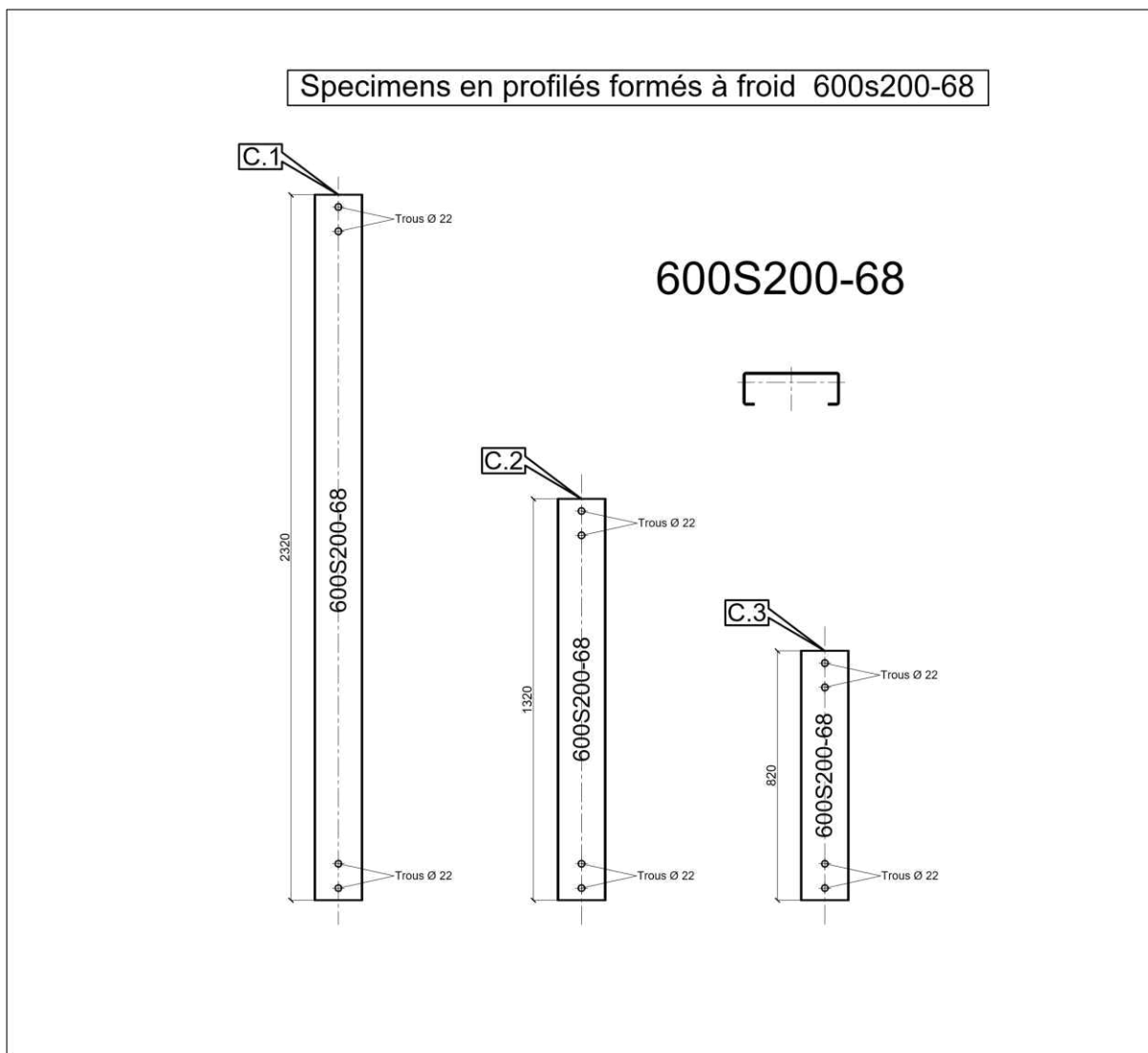
- compression”, *Engineering Structures*, 206 (2020), 110109. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.110109>
19. F.J. Meza, J. Becque, I. Hajirasouliha, “Experimental study of cold-formed steel built-up columns”, *Thin-Walled Structures*, 146 (2020), 106291. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106291>
20. K.M.A. Hossain, "Axial load behaviour of thin walled composite columns", *Composites Part B: Engineering* 34 (2003), 715–725. [https://doi.org/10.1016/S1359-8368\(03\)00100-8](https://doi.org/10.1016/S1359-8368(03)00100-8)
21. B. Young, E. Ellobody, “Experimental investigation of concrete-filled cold-formed high strength stainless steel tube columns”, *Journal of Constructional Steel Research*, 62 (2006), 484–492. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.08.004>
22. Q. Yu, Z. Tao, Y.X. Wu, “Experimental behaviour of high performance concrete-filled steel tubular columns”, *Thin-Walled Structures*, 46 (2008), 362–370. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2007.10.001>
23. N. Ferhoune, J. Zeghiche, "Experimental behaviour of concrete-filled rectangular thin welded steel stubs (compression load case)", *Comptes Rendus Mécanique* 340 (2012), 156–164.
24. N. Ferhoune, "Experimental behaviour of cold-formed steel welded tube filled with concrete made of crushed crystallized slag subjected to eccentric load", *Thin-Walled Structures* 80 (2014), 159–166.
25. K. Alenezi, M.M. Tahir, T. Alhajri, M.R.K. Badr, J. Mirza, “Behavior of shear connectors in composite column of cold-formed steel with lipped C-channel assembled with ferro-cement jacket”, *Journal of Construction and Building Materials*, 84 (2015), 39-45. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.03.015>
26. A. Saggaff, K. Alenezi, M.M. Tahir, T. Alhajri, T., M. Ragae, “Behaviour of composite column of cold-formed steel section without web stiffener integrated with ferro-cement jacket”, *Journal of Applied Mechanics and Materials*, 753 (2015), 528-532. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.752-753.528>

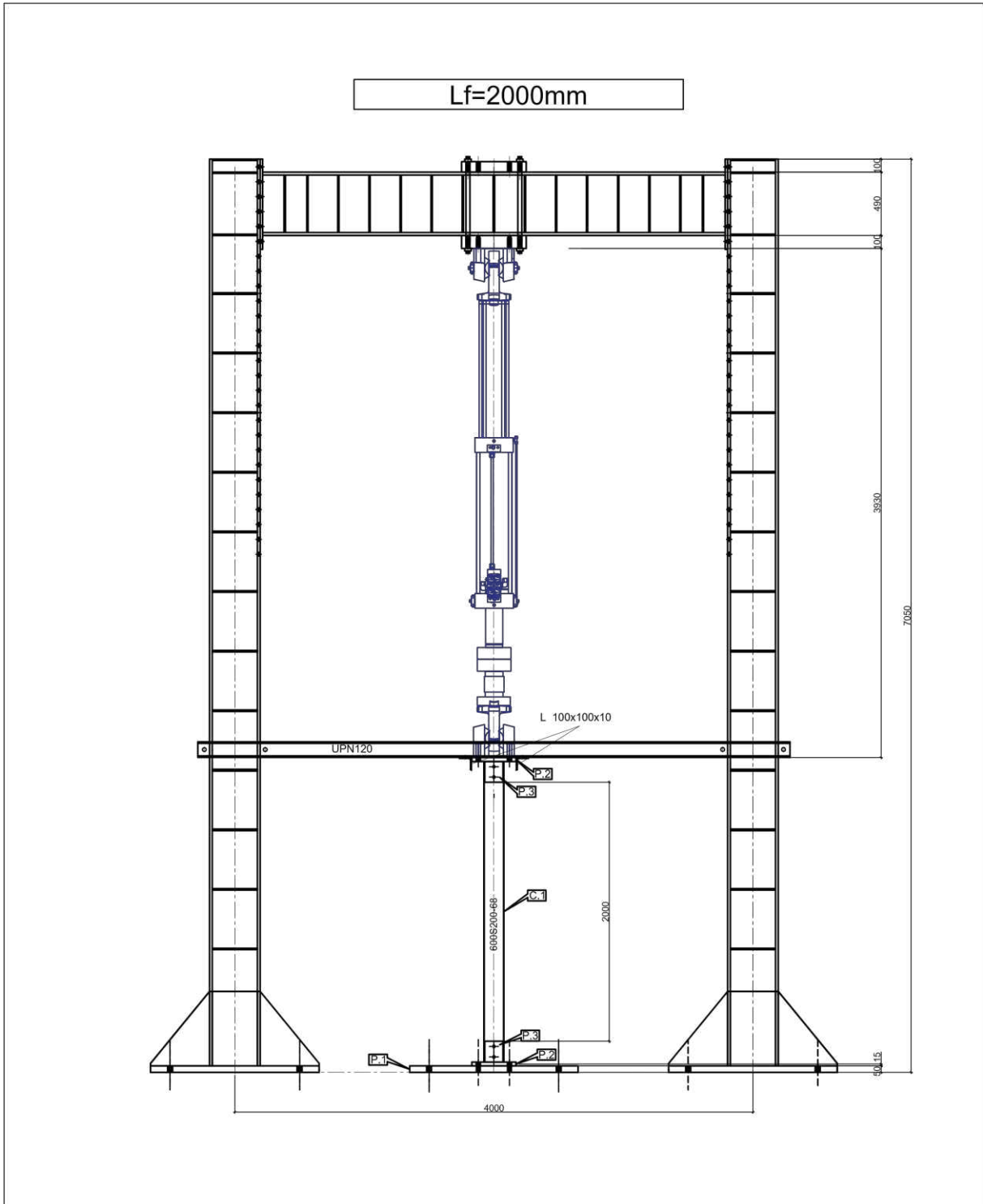
27. A. Awaludin, K. Rachmawati, M. Aryati, A.D. Danastri, “Development of Cold Formed Steel–Timber Composite for Roof Structures: Compression Members”, *Procedia Engineering*, 125 (2015), 850–856. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.11.052>
28. M.X. Xiong, D.X. Xiong, J.Y.R. Liew, “Axial performance of short concrete filled steel tubes with high- and ultra-high- strength materials”, *Engineering Structures*, 136 (2017), 494–510. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.01.037>
29. J. Zhang, Y. Li, R. Liu, D. Xu, X. Bian, “Examining bonding stress and slippage at steel-bamboo interface”, *Composite Structures*, 194 (2018), 584–597. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.04.037>
30. S.H.M. Sani, F. Muftah, A.R. Osman, “A Review and Development of Cold-formed Steel Channel Columns with Oriented Strand Board Sections”, *Materials Today: Proceedings*, 17(2019), 1078–1085. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.06.519>
31. H. Taufiq, R.M. Lawson, “Composite columns using perforated cold-formed steel sections”, *Journal of Constructional Steel Research*, 167 (2020), 105935. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.105935>
32. Steel Stud Manufacturers Association (SSMA). Product technical information. ICBO ER-4943P. <http://www.ssma.com> 15.12.11.
33. American Iron and Steel Institute (AISI), North American specification for the design of cold-formed steel structural members, AISI S100, Washington, D.C., USA, (2012).
34. V. Karagiannis, (2016). Behaviour of hybrid timber-steel beam-to-column connections. PhD thesis, Department of Civil and Environmental Engineering Imperial College London.
35. European Standard, BS EN 1995-1-1:2004+A1:2008 (E) EC5: Design of timber structures, part1-1 general common rules for buildings.
36. FEMA, FEMA461-interim protocols for determining seismic performance characteristics of structural and nonstructural components through laboratory testing. Document no.FEMA461. Federal Emergency Management Agency (FEMA); 2007.

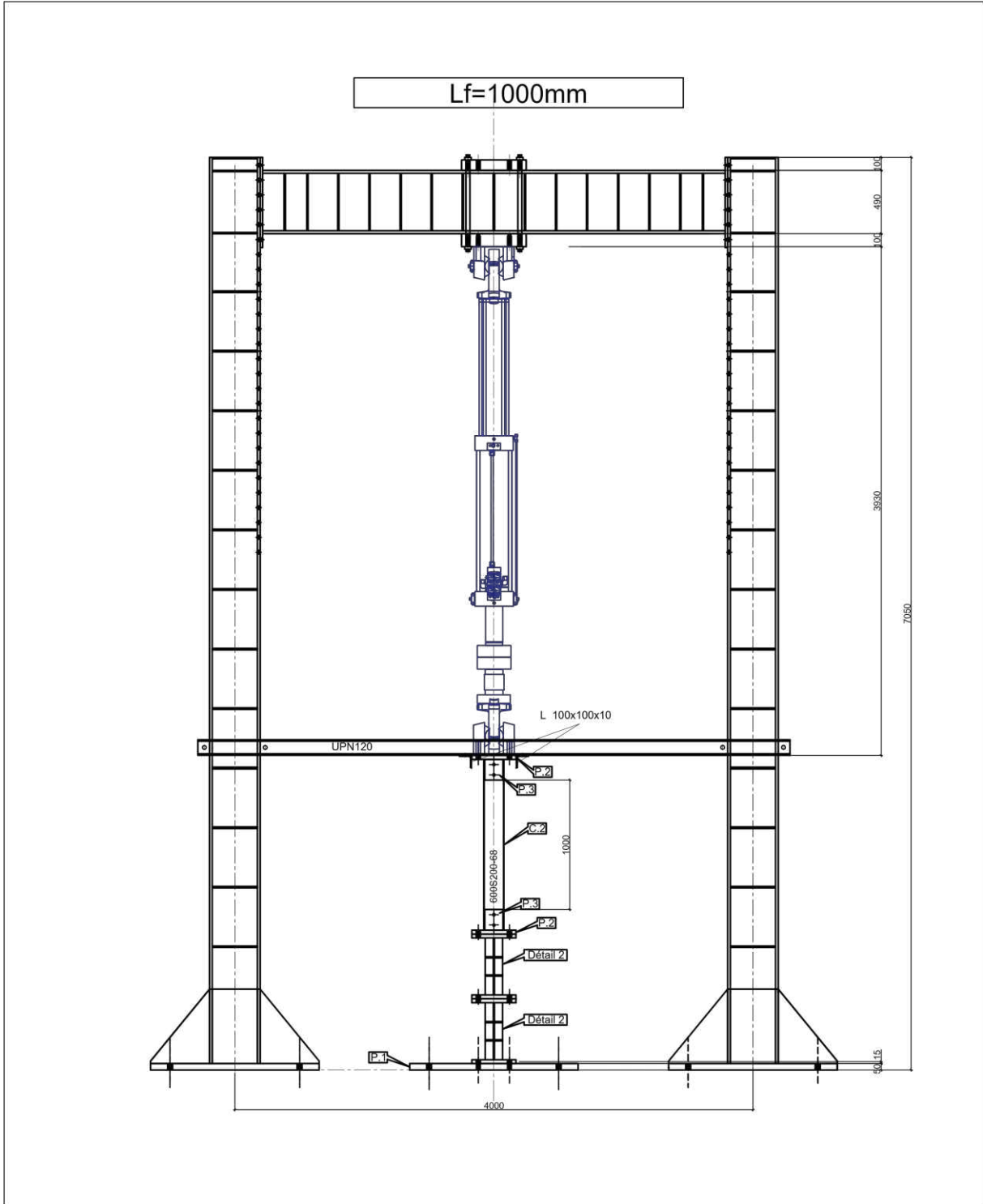
37. H. Meddah, N. Bourahla, H. Bechtoula, H. Aknouche, A. Nour, “Cyclic axial response of composite wood-cold-formed steel stud: experimental and numerical investigation”, *International Journal of steel structures* 22 (2022), 1126-1146. <https://doi.org/10.1007/s13296-022-00624-z>
38. L.F. Sirumbal-Zapata, C. Málaga-Chuquitaype, A.Y. Elghazouli, “A three-dimensional plasticity-damage constitutive model for timber under cyclic loads”, *Computer and structures*, 195 (2018), 47–63. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2017.09.010>
39. L.F. Sirumbal-Zapata, C. Málaga-Chuquitaype, A.Y. Elghazouli, “Experimental assessment and damage modelling of hybrid timber beam-to-steel column connections under cyclic loads”, *Engineering structures*, 200 (2019), 109682. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109682>
40. ABAQUS analysis User’s Manual, Dassault Systems, 2019.
41. S. Borzoo, S.R.M. Ghaderi, S. Mohebi, A. Rahimzadeh, "Nonlinear finite element modeling of steel-sheathed cold-formed steel shear walls", *Steel and Composite Structures*. 22(1) (2016) 79-89. <https://doi.org/10.12989/scs.2016.22.1.079>

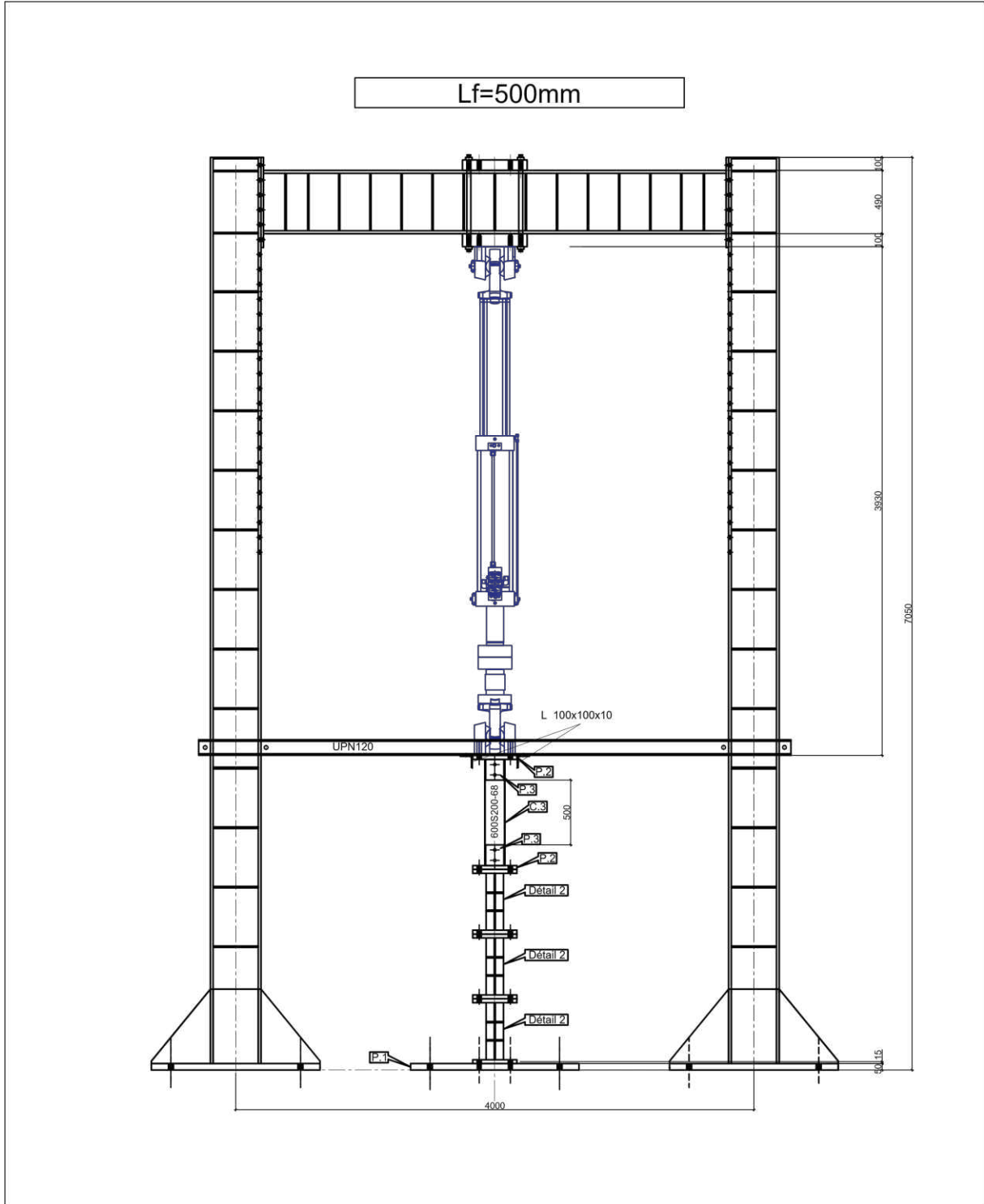
ANNEXES

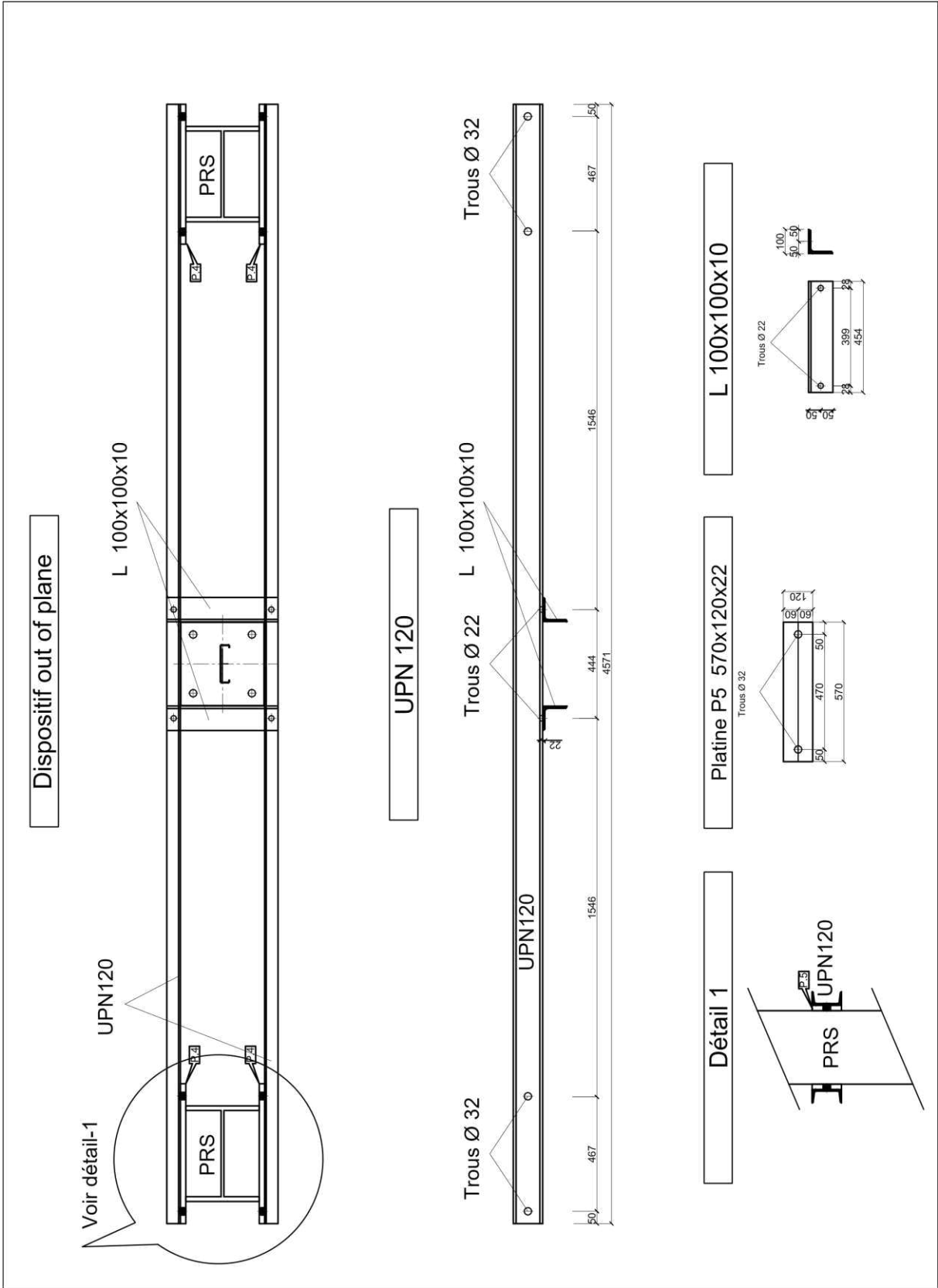
ANNEXE A
PLANS D'EXECUTIONS



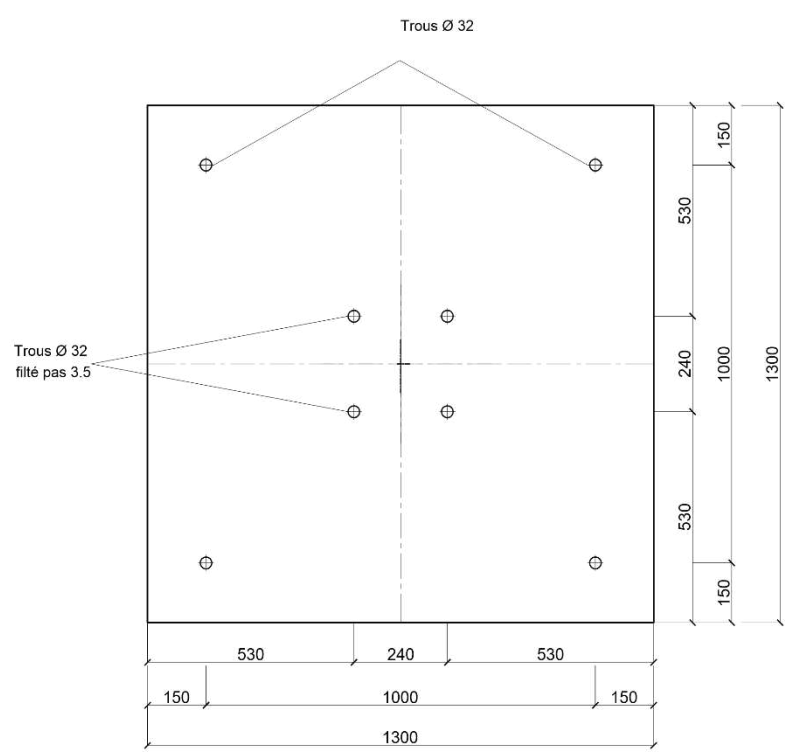




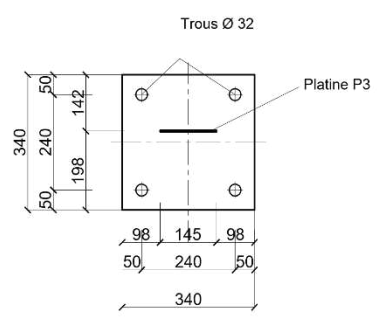




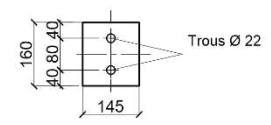
Platine d'attache avec la dalle P1
 Platine P1: 1300x1300x50



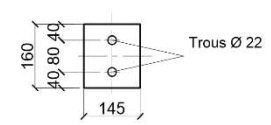
Platine d'attache supérieure et inférieure
 Platine P2 340x340x30



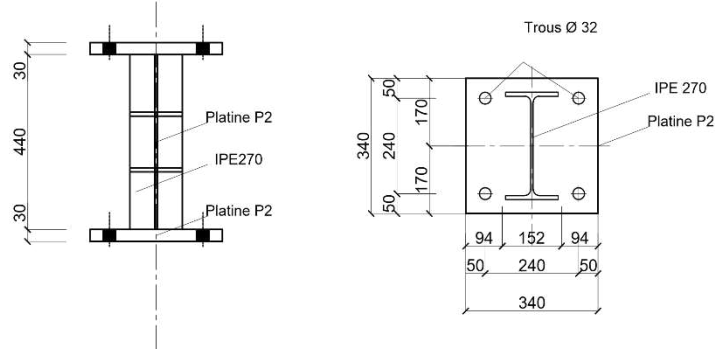
Platine d'attache latérale
 Platine P3 160x145x5



Platine P4 160x145x5

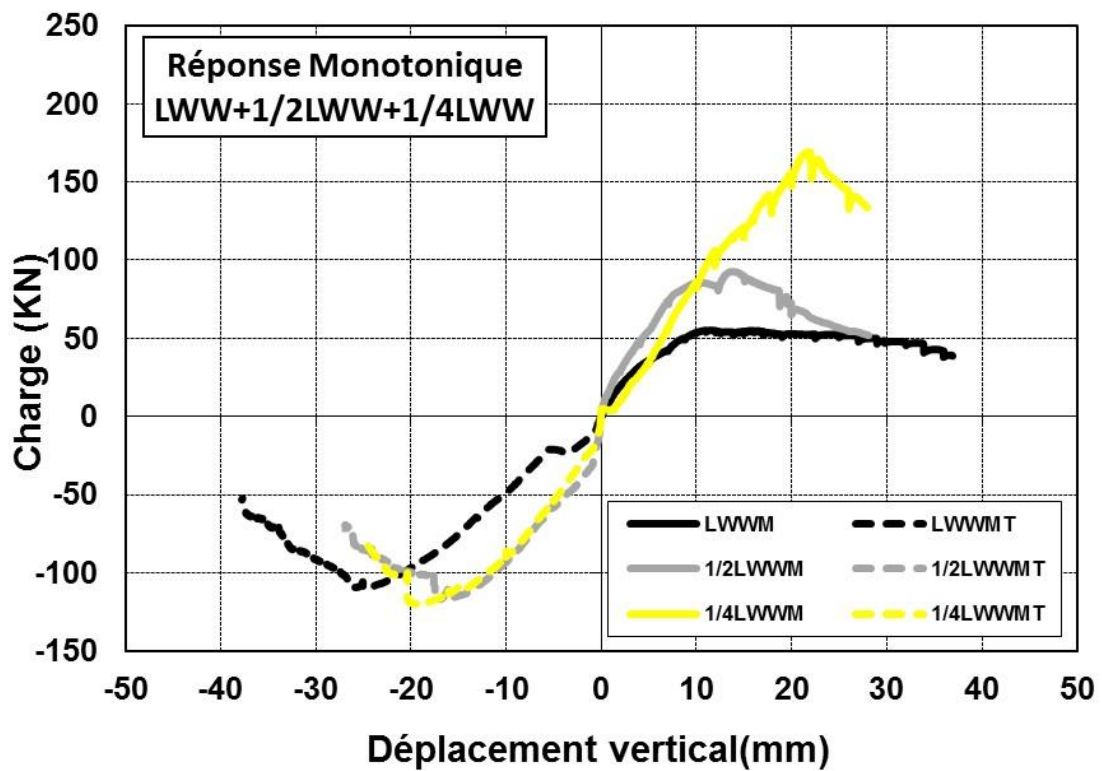
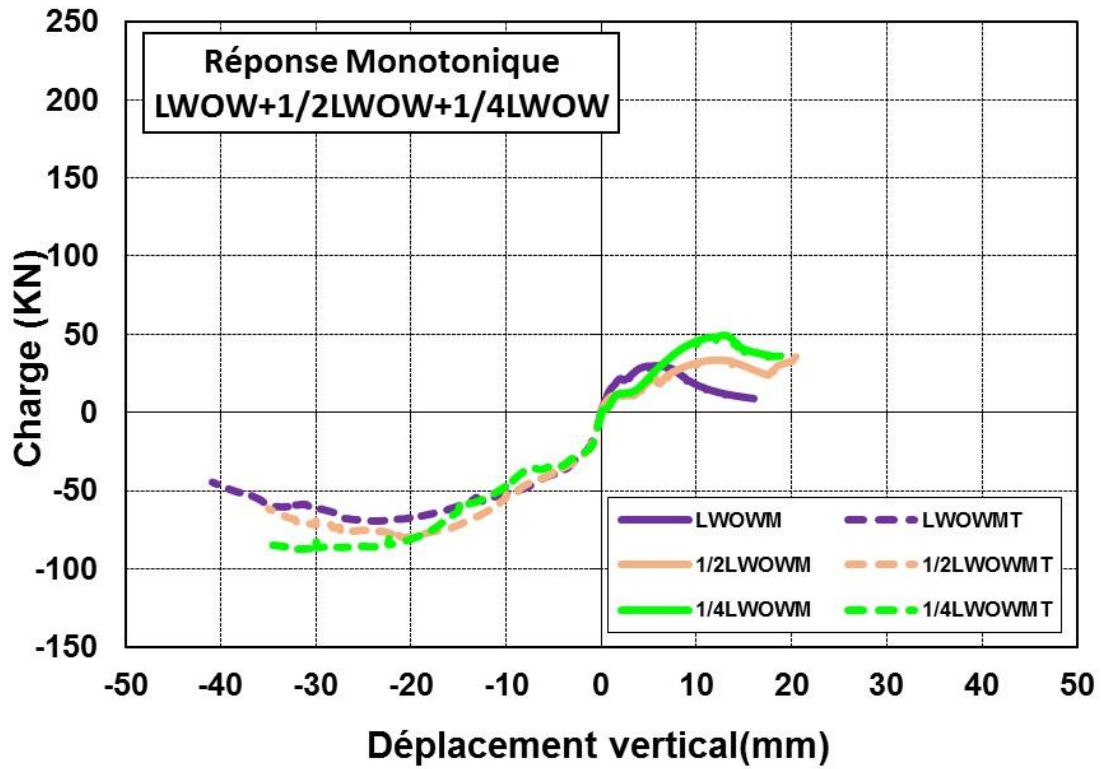


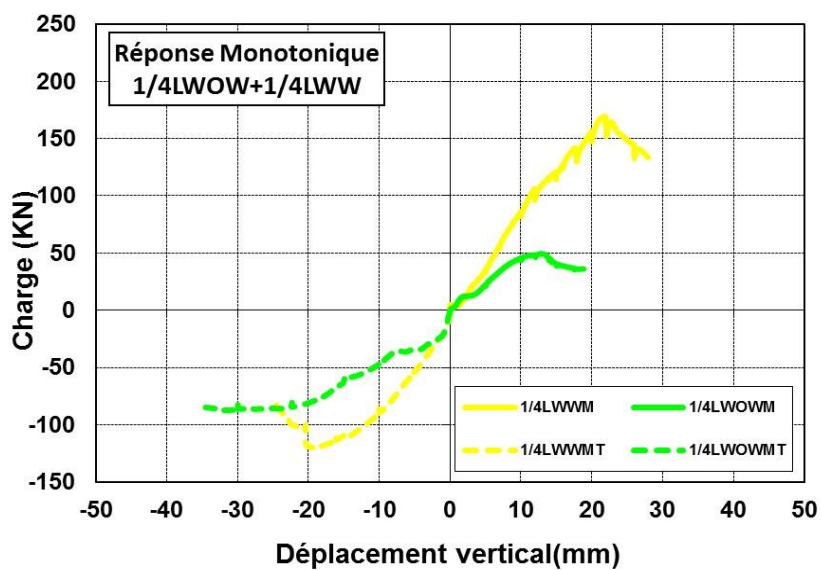
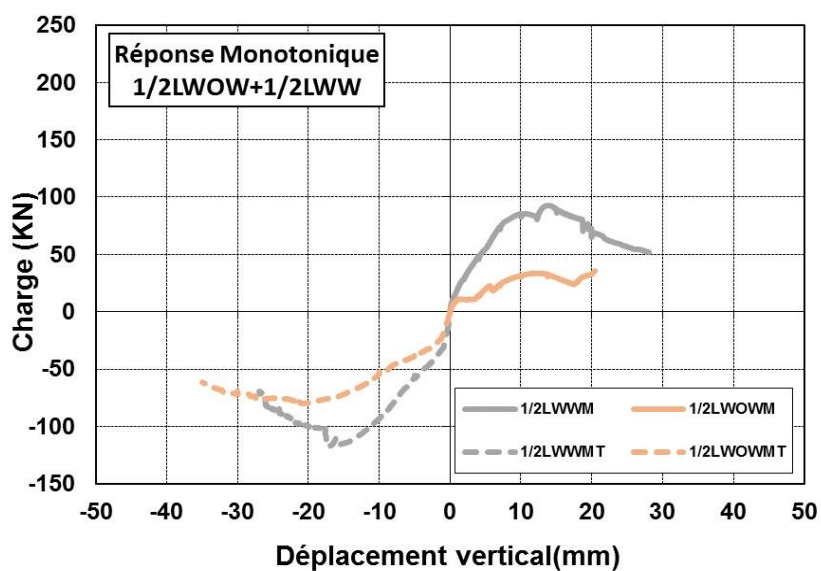
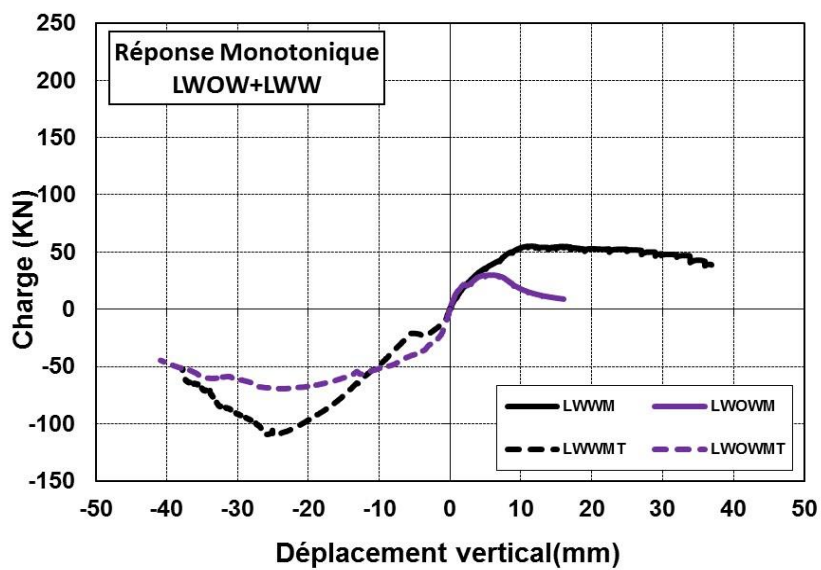
Détail 2



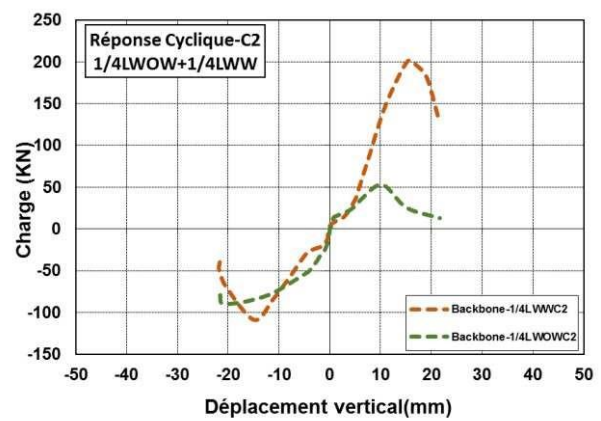
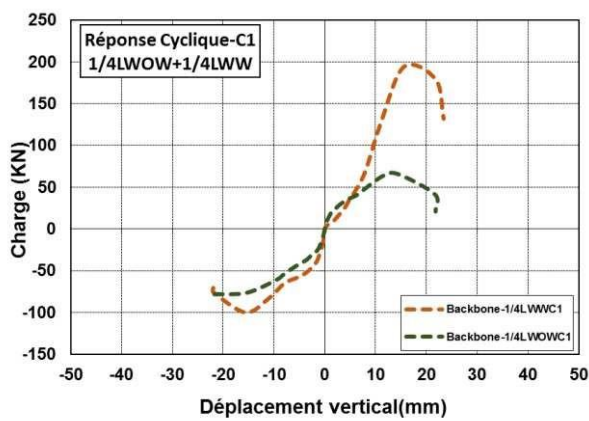
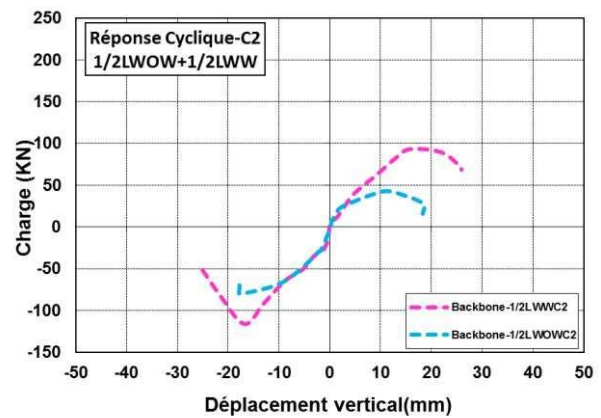
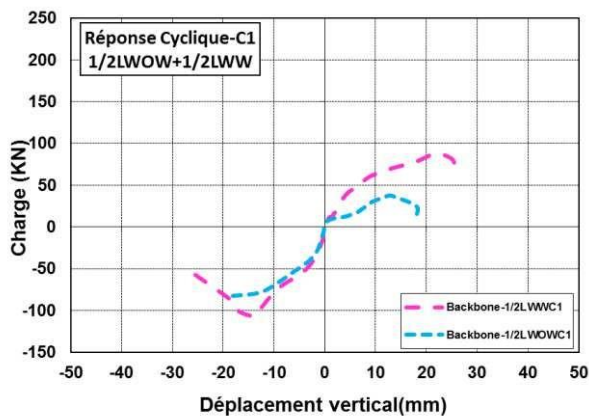
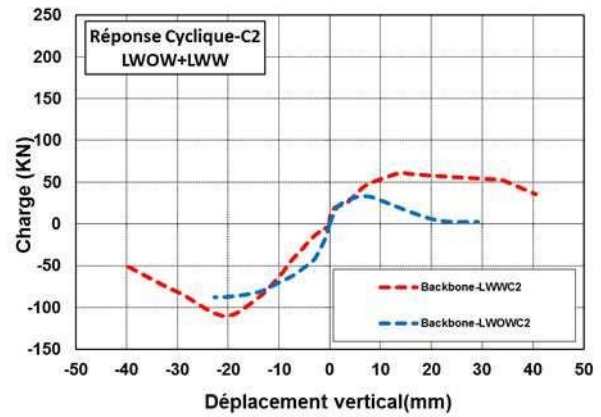
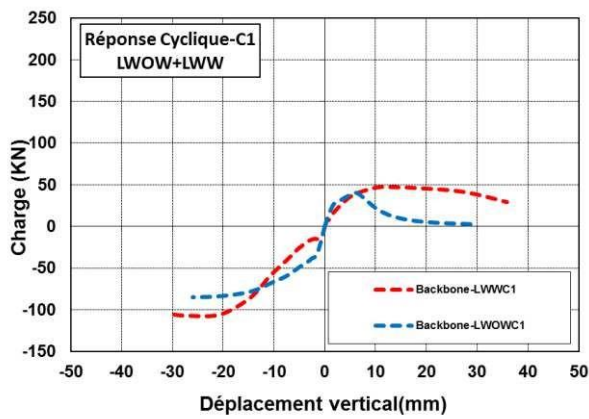
ANNEXE B
COURBES EXPERIMENTALES

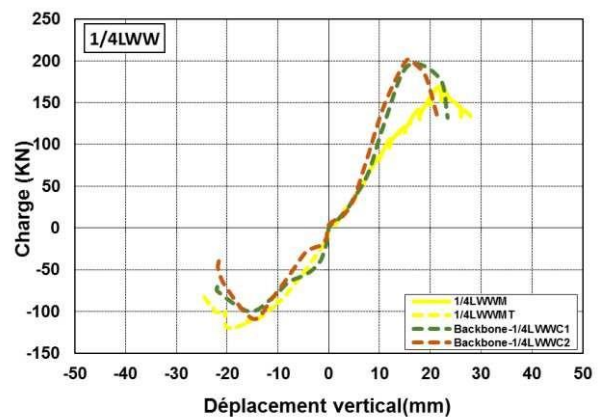
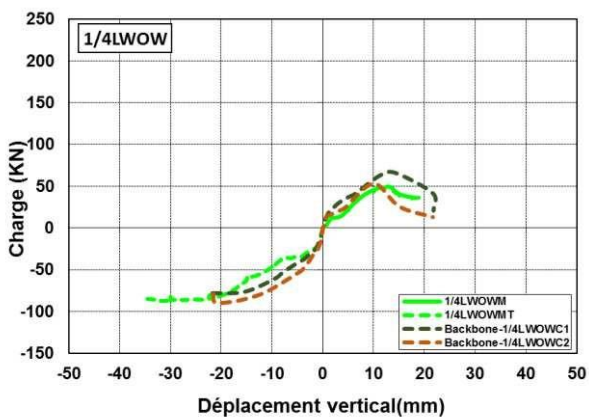
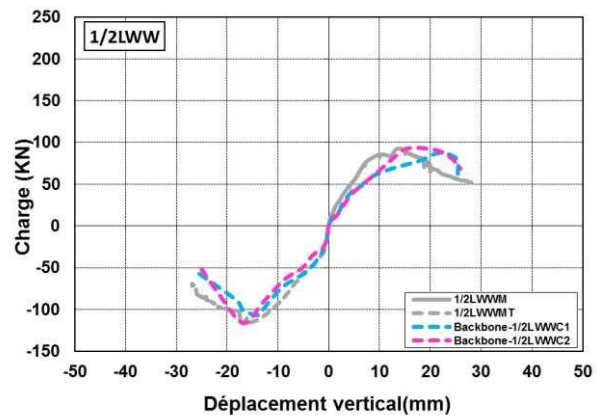
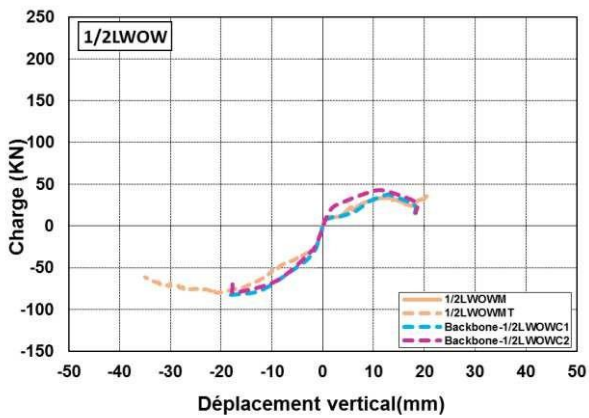
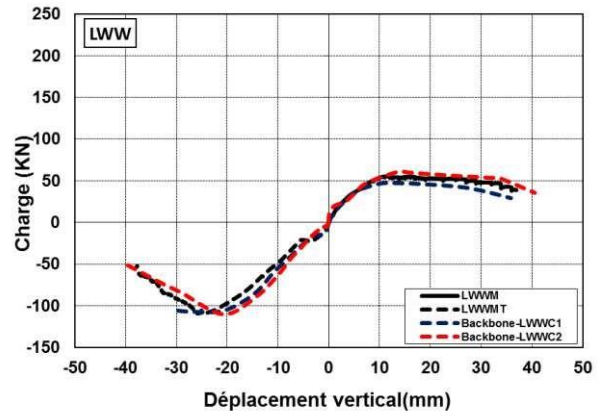
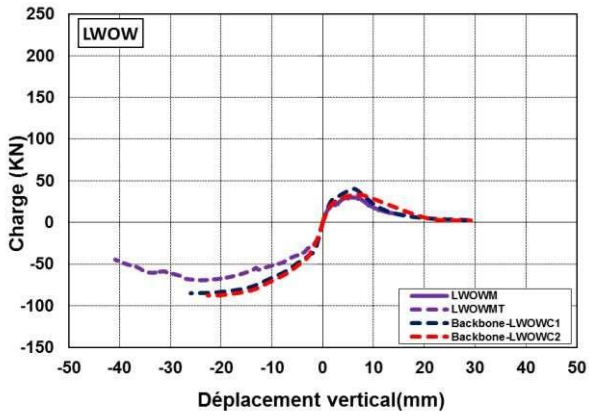
B.1. Réponses monotoniques



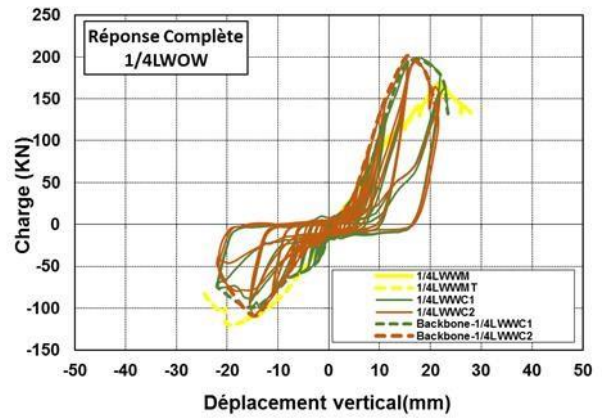
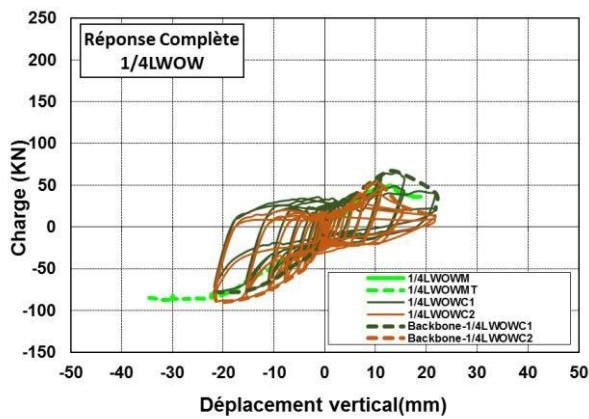
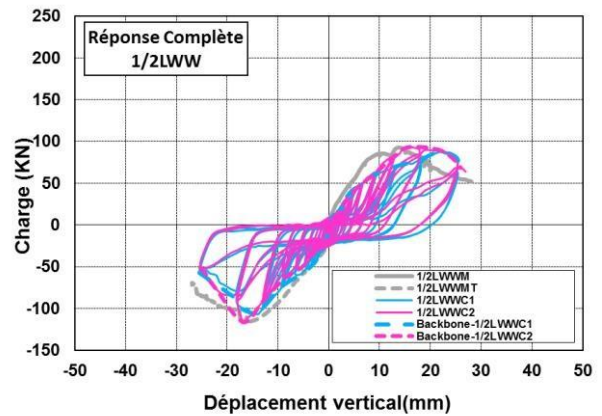
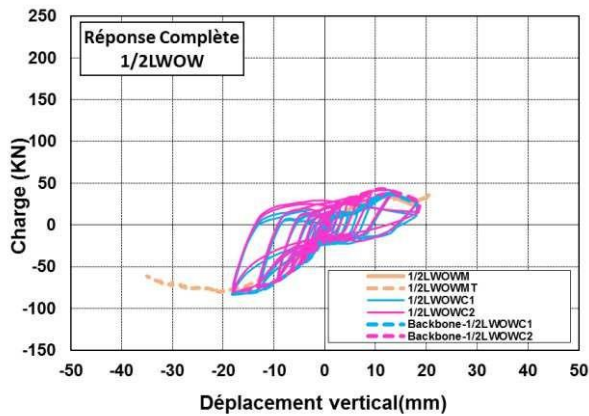
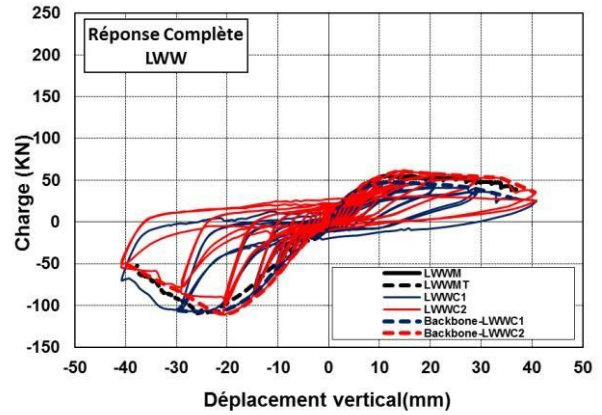
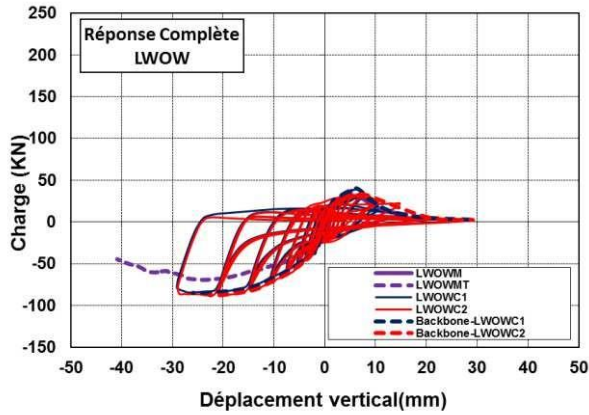


B.2. Réponses cycliques (courbes enveloppes)

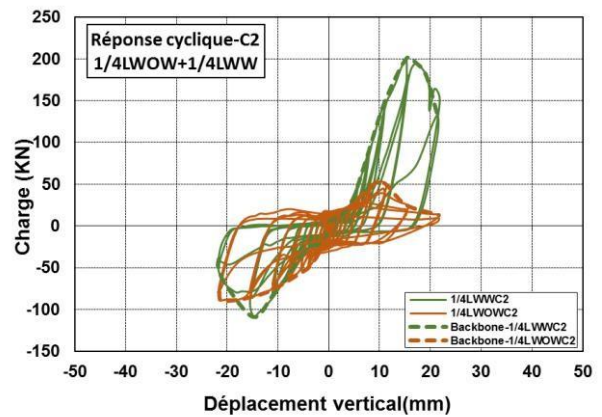
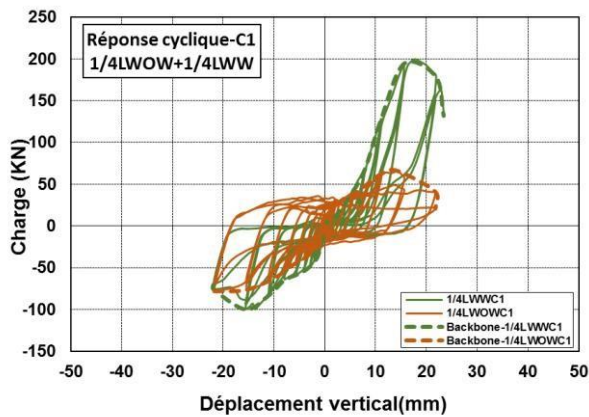
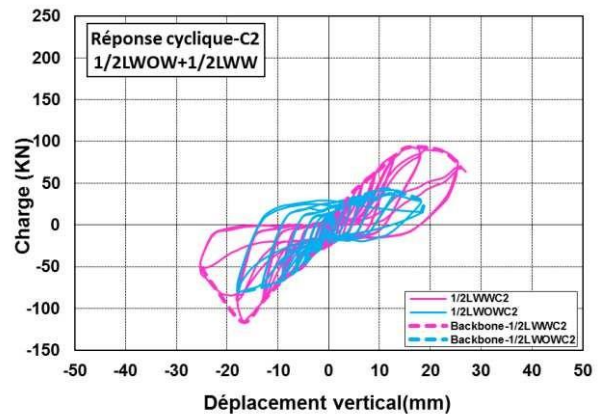
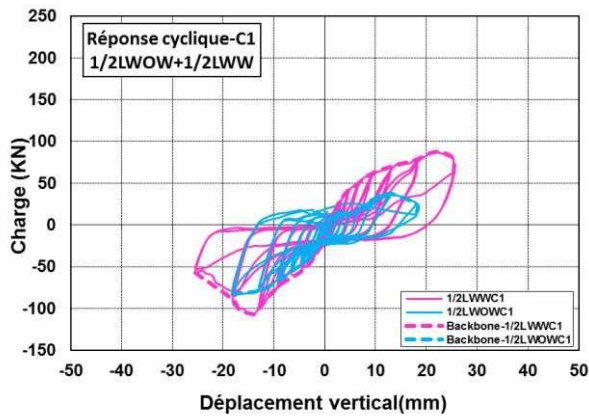
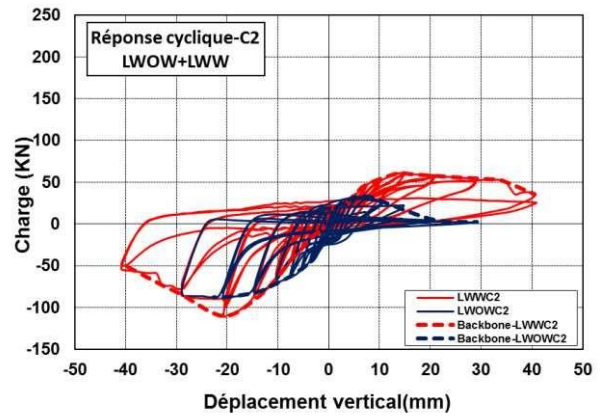
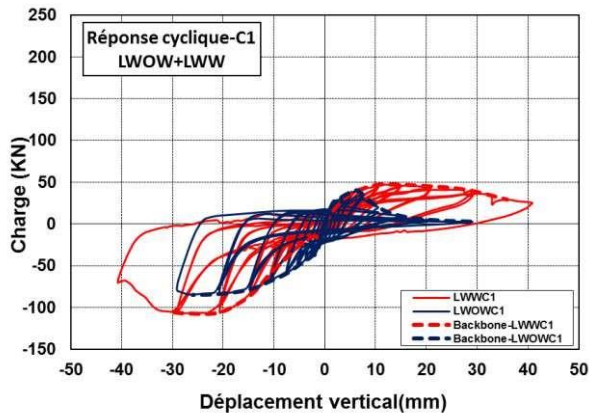




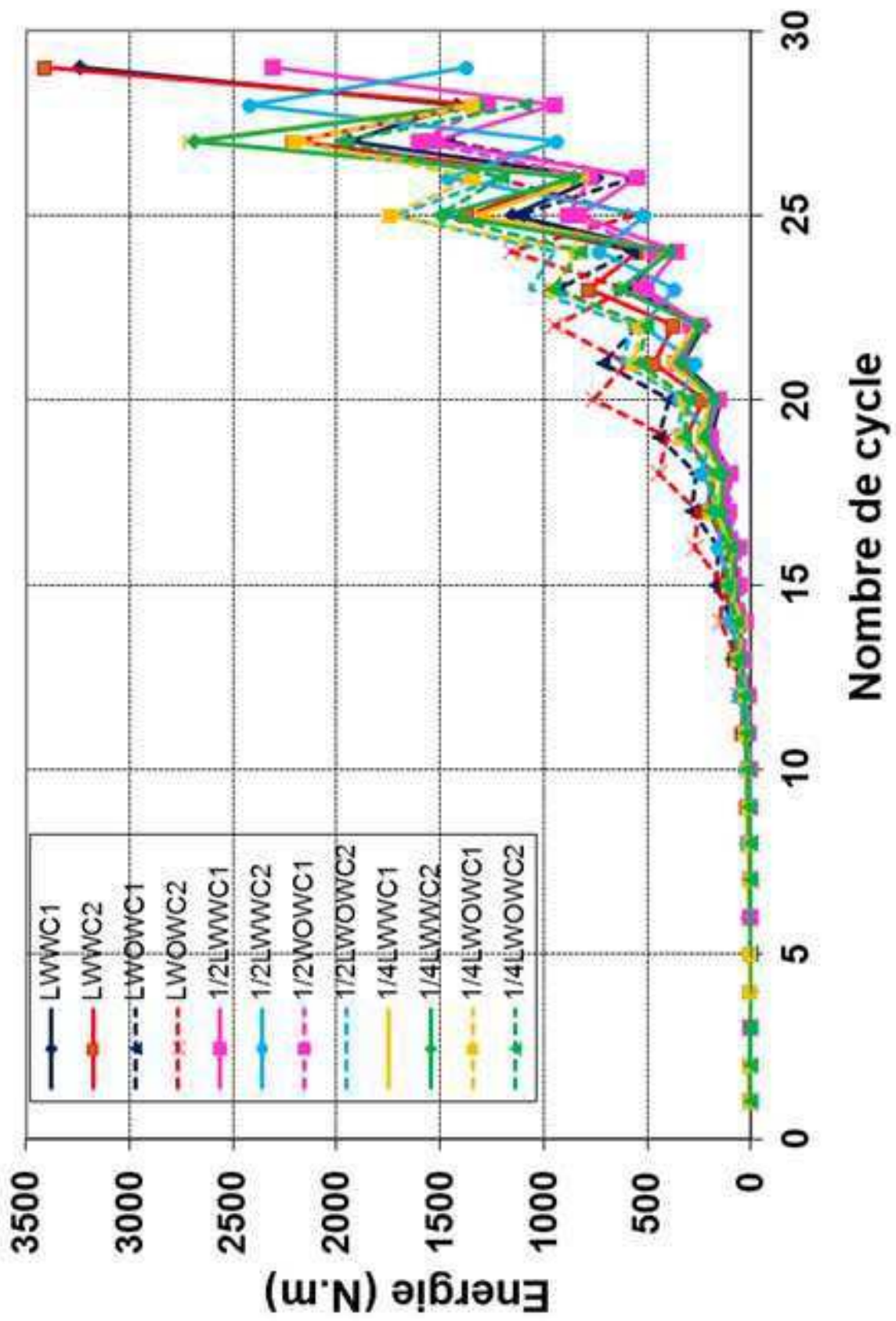
B.3. Réponses cycliques (complètes)

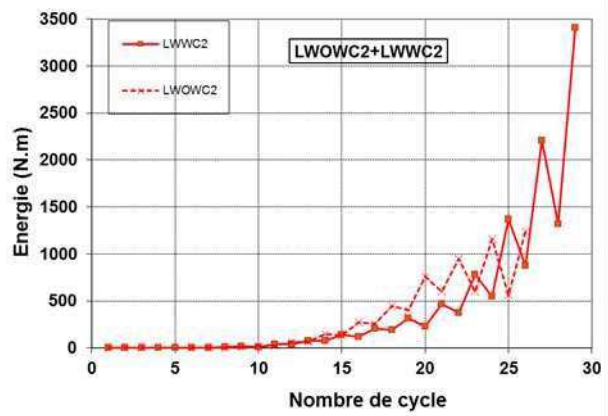
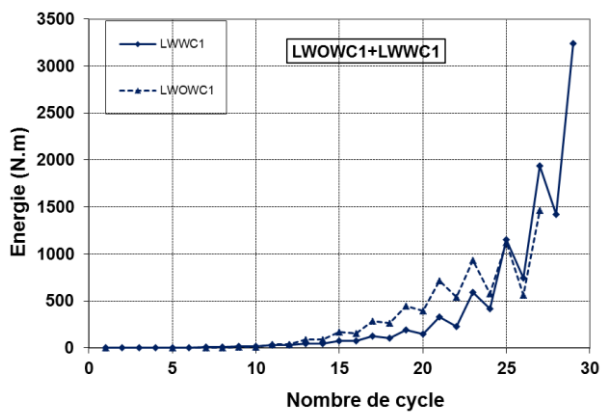
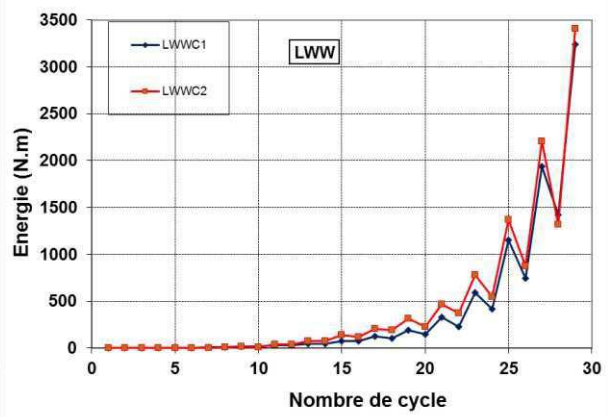
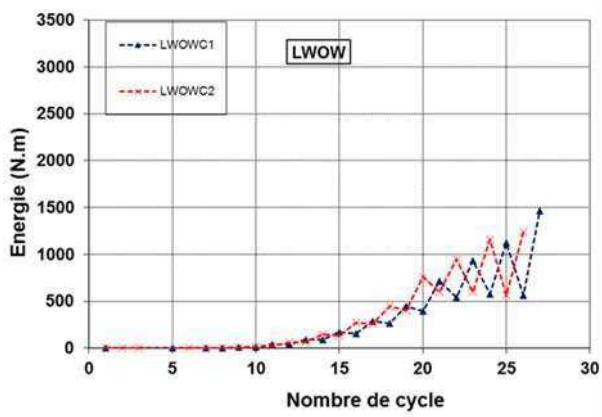
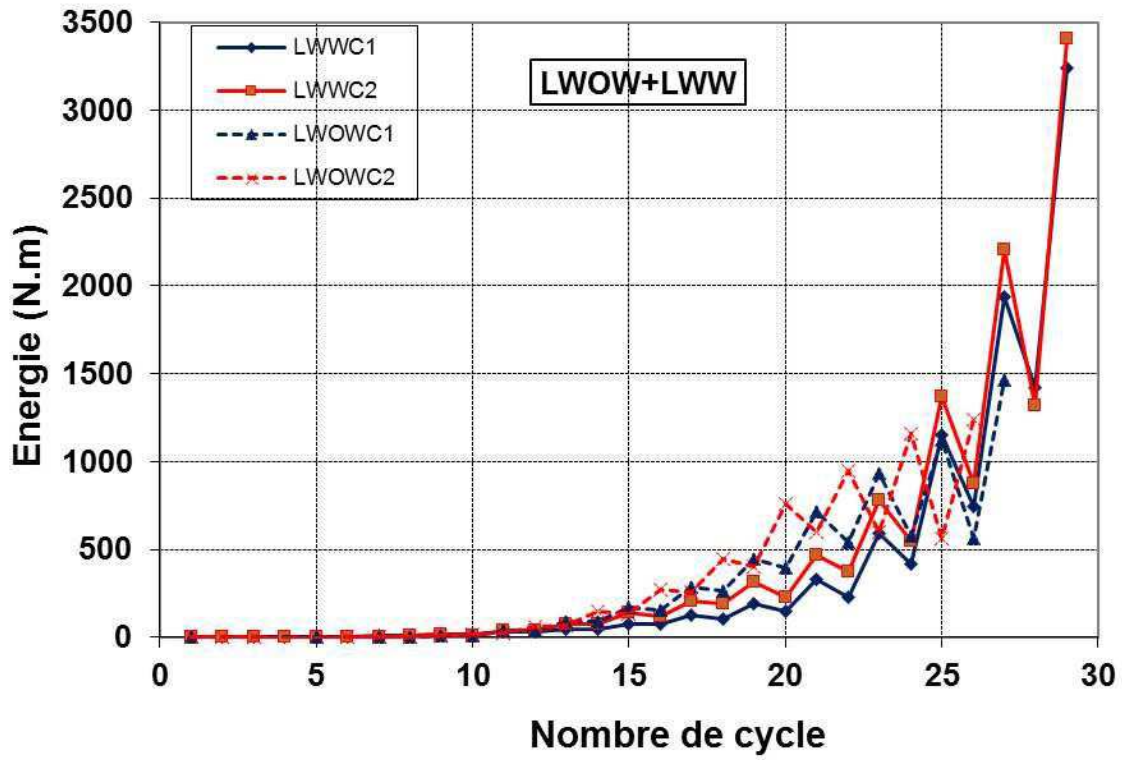


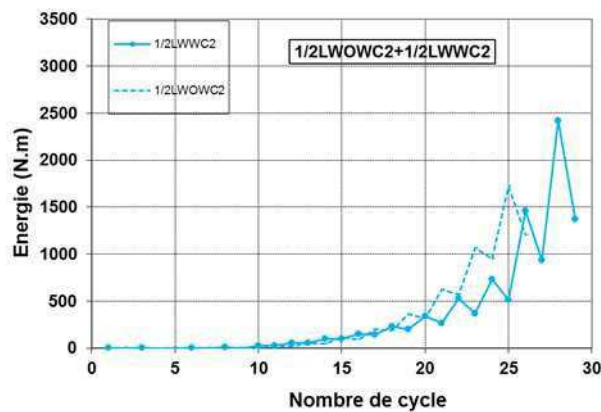
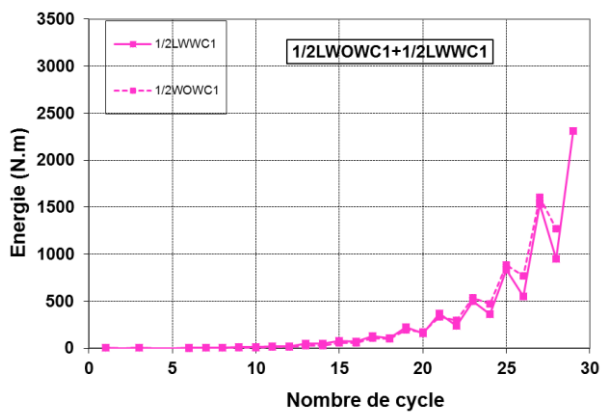
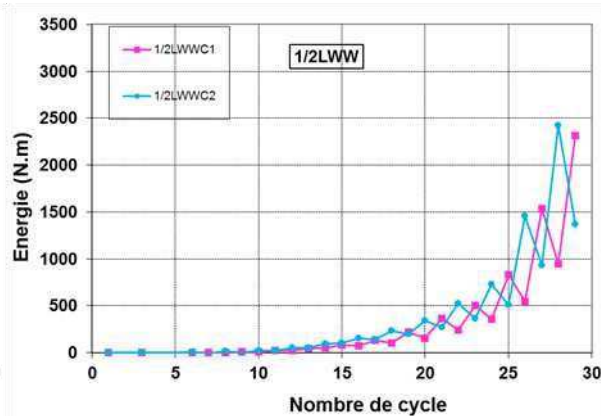
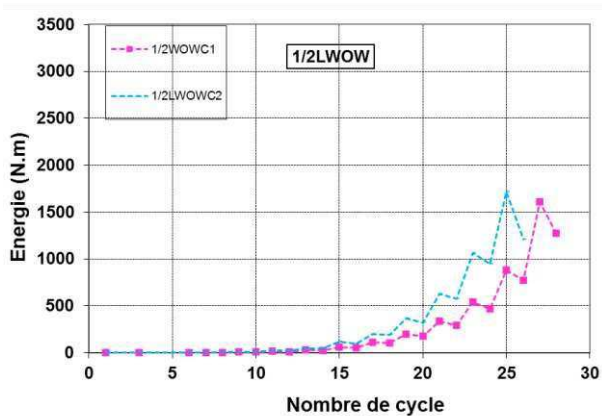
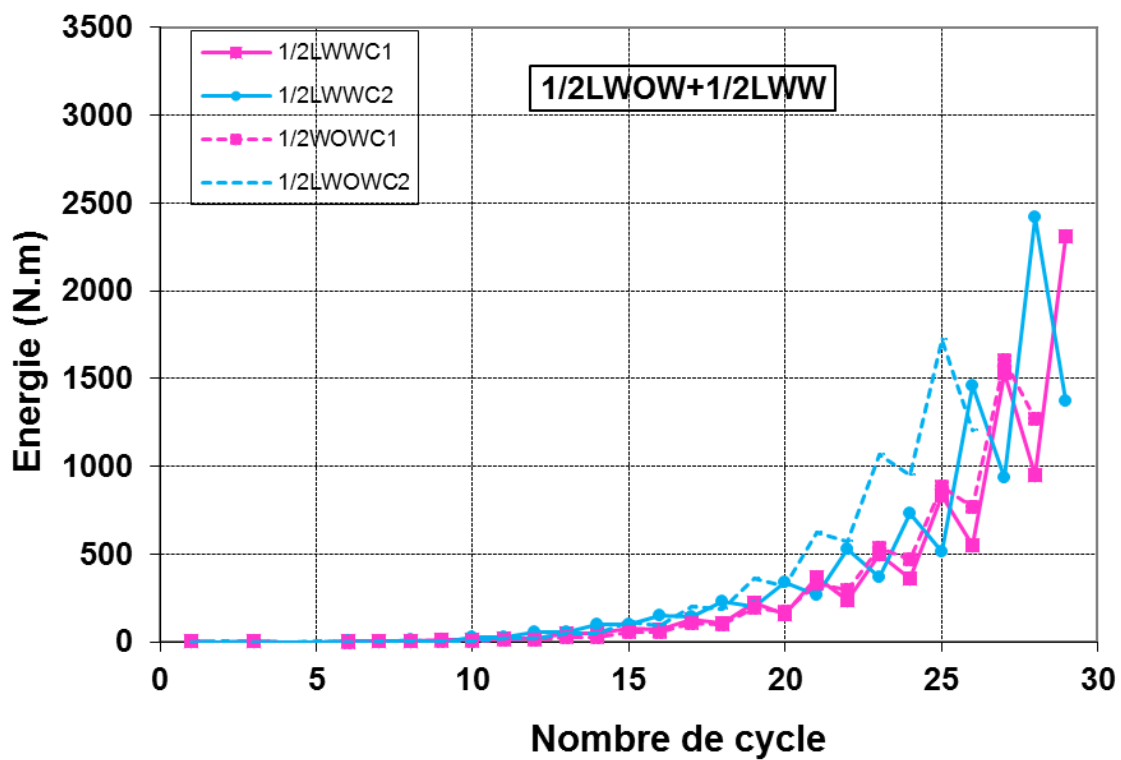
B.4. Réponses cycliques (comparaison)

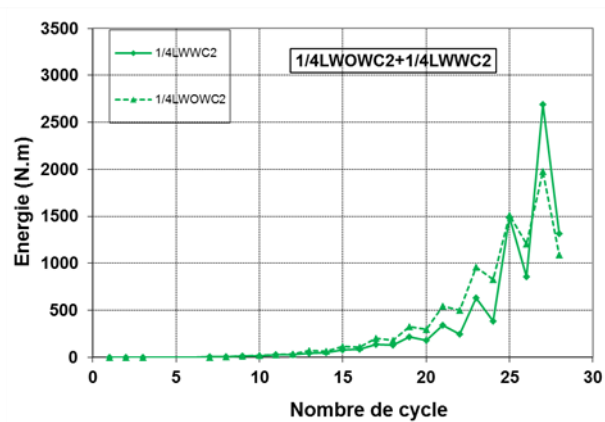
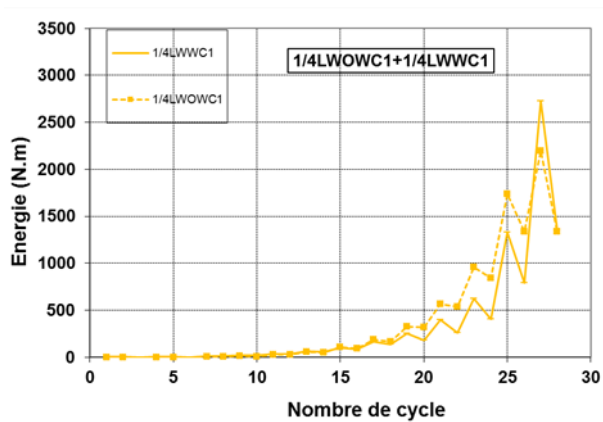
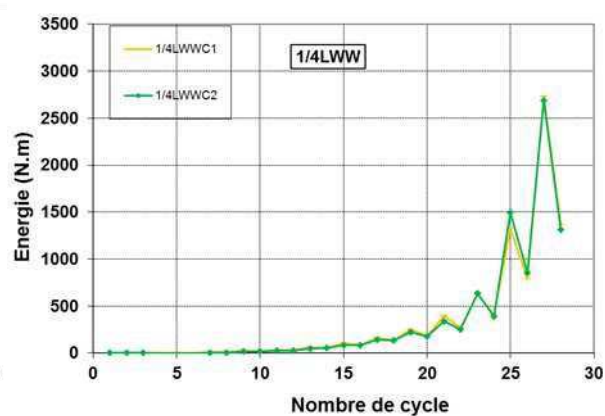
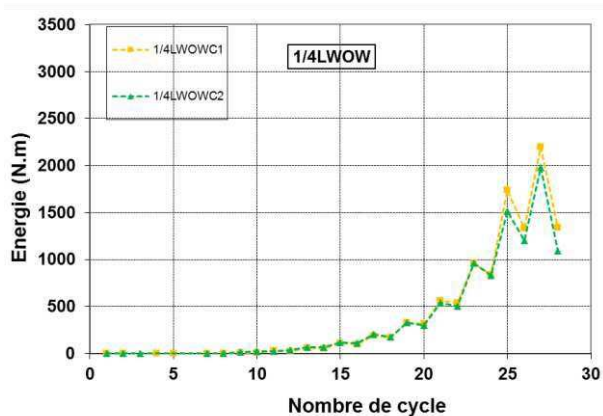
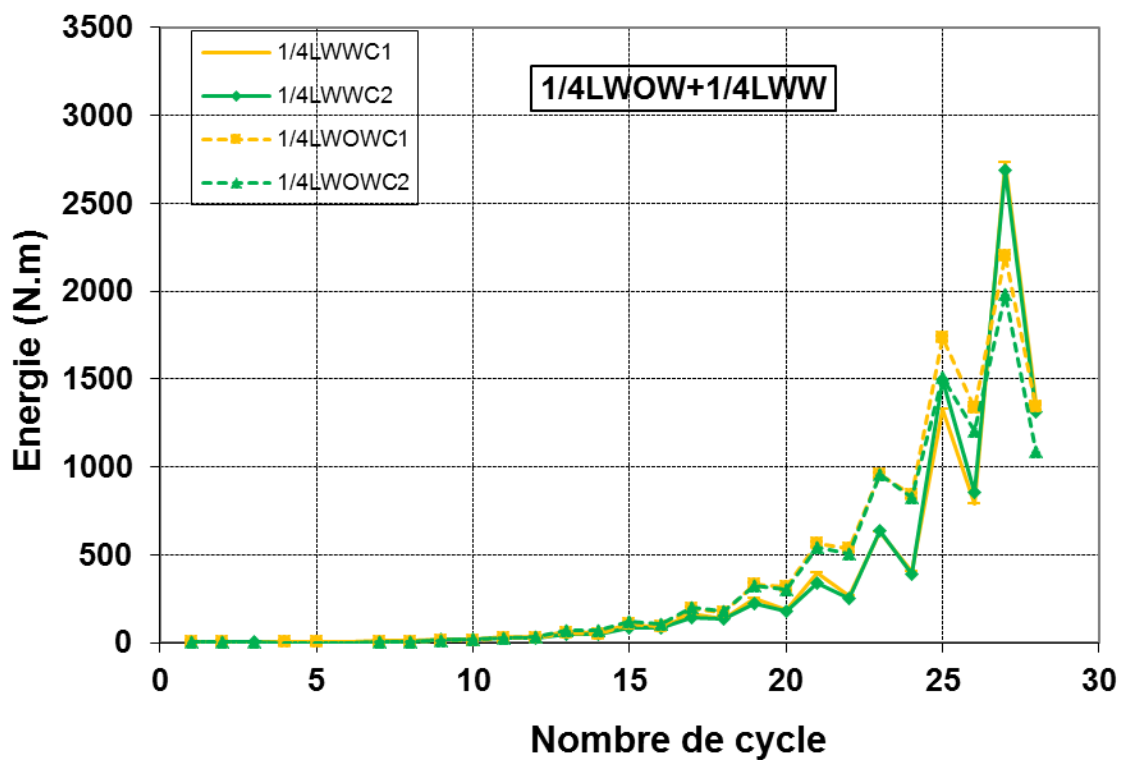


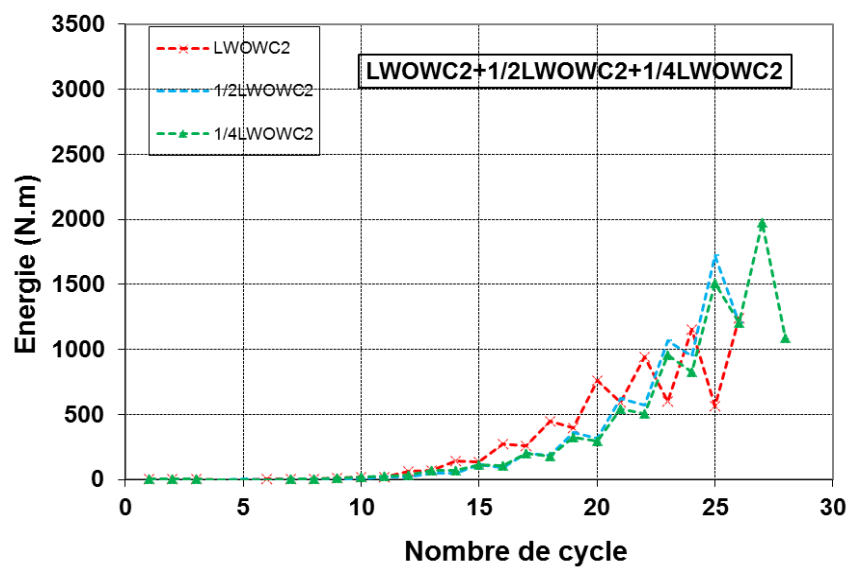
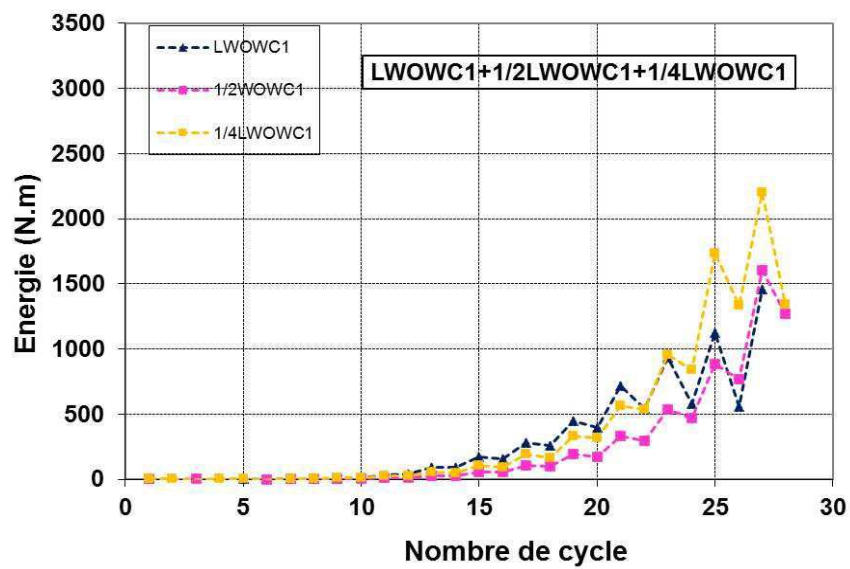
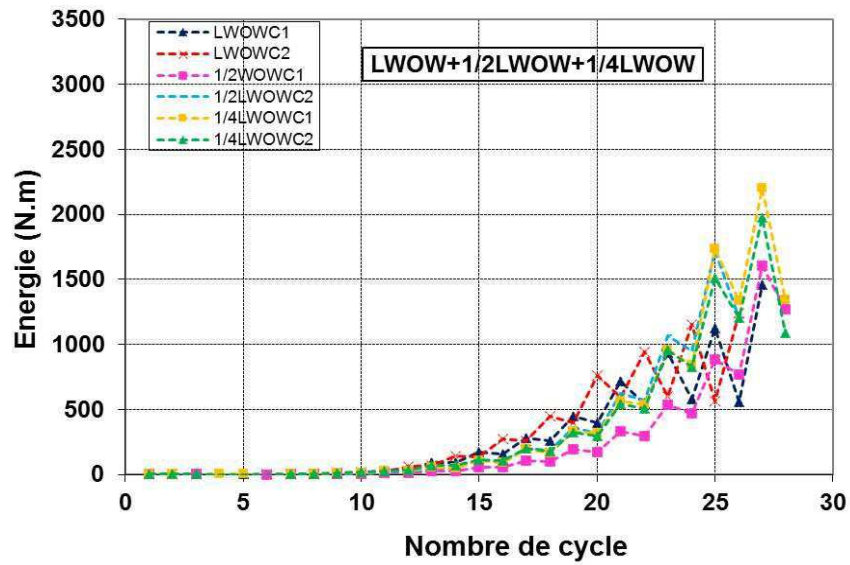
B.5. Energie dissipée

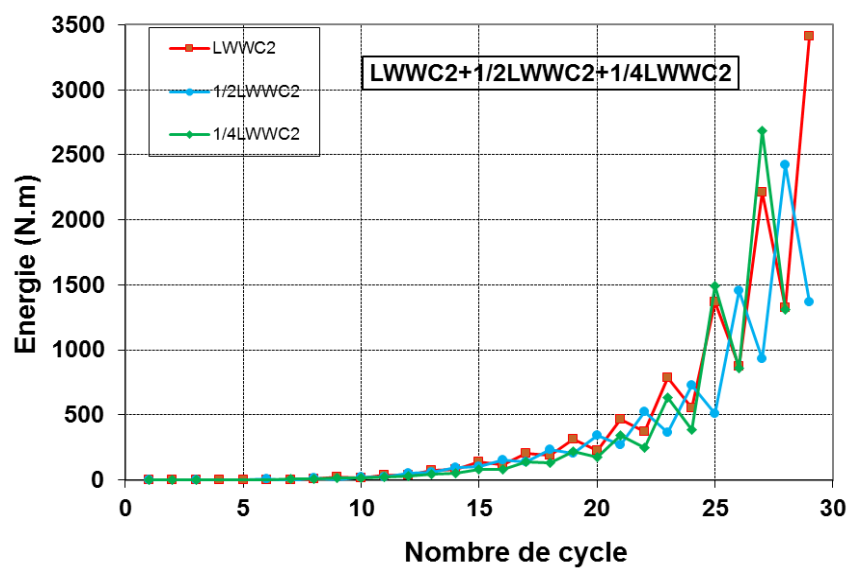
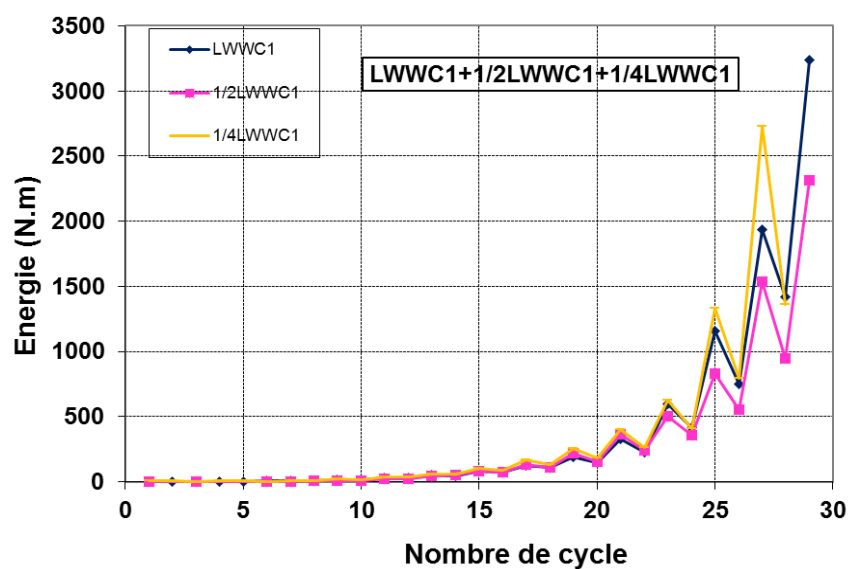
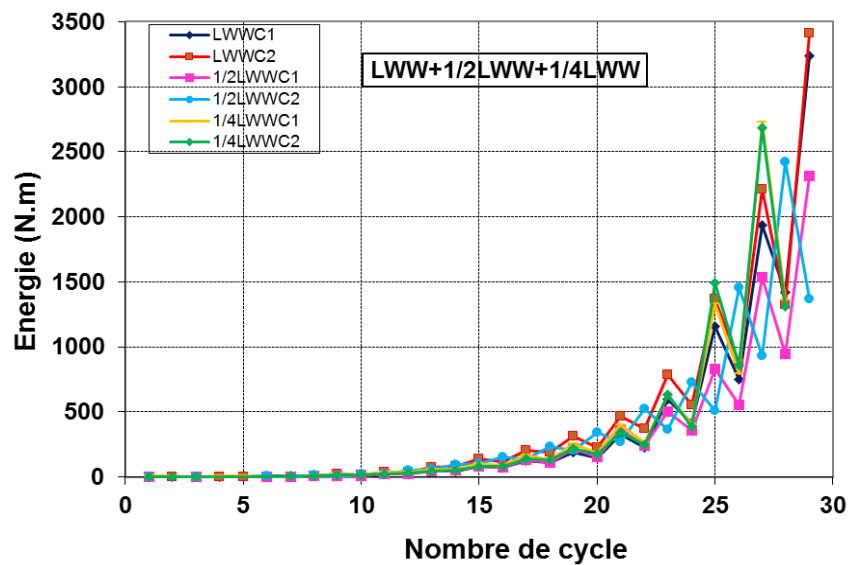




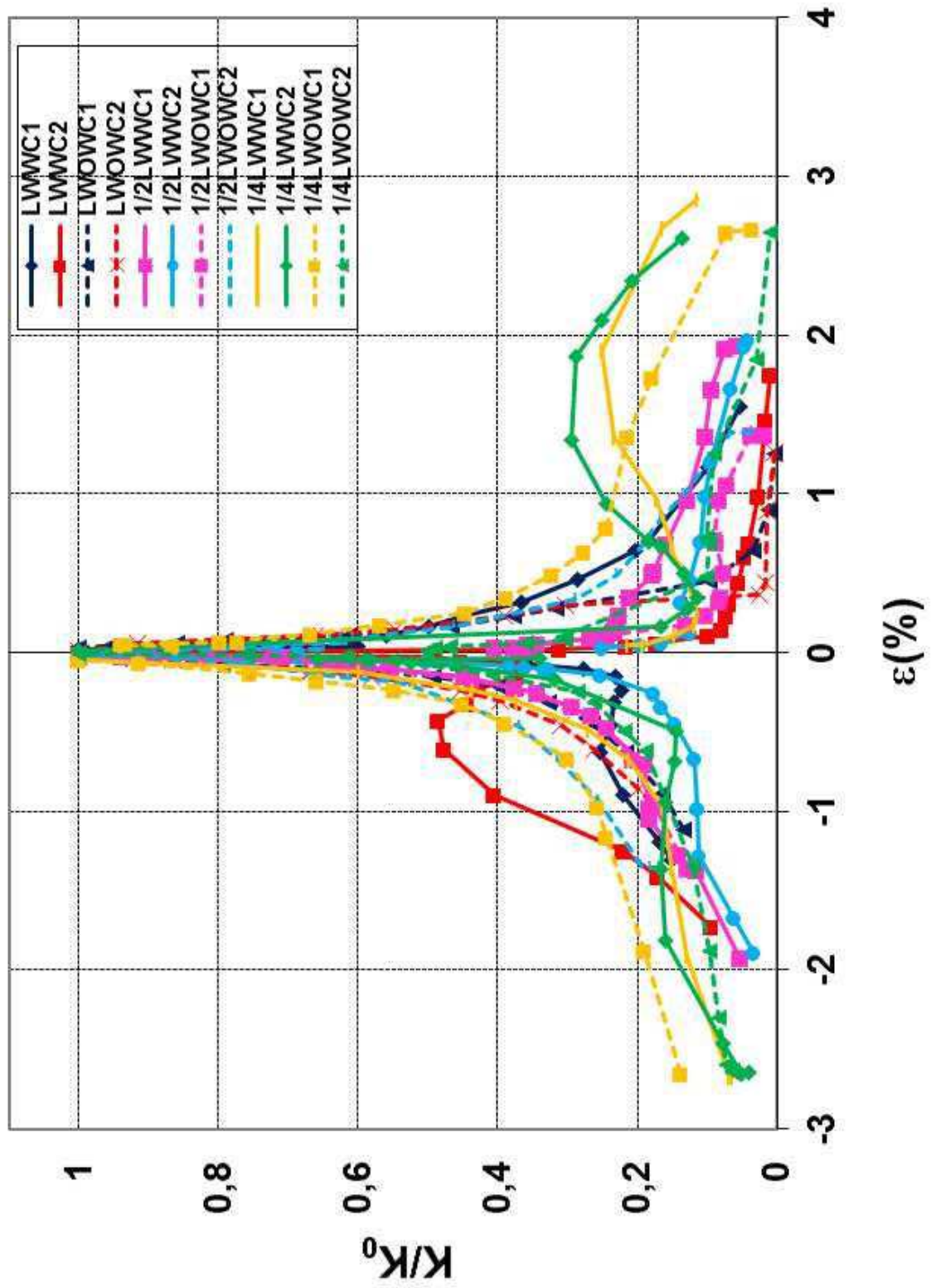


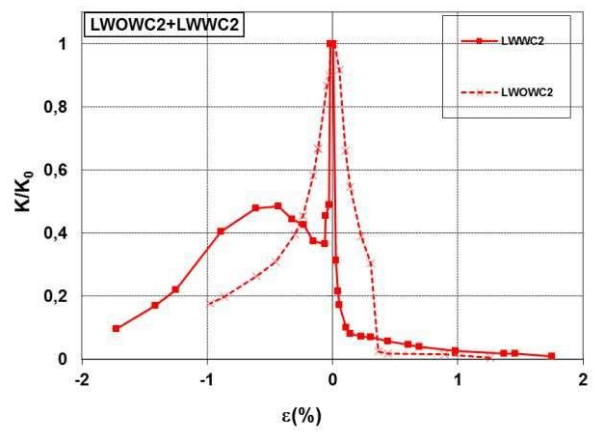
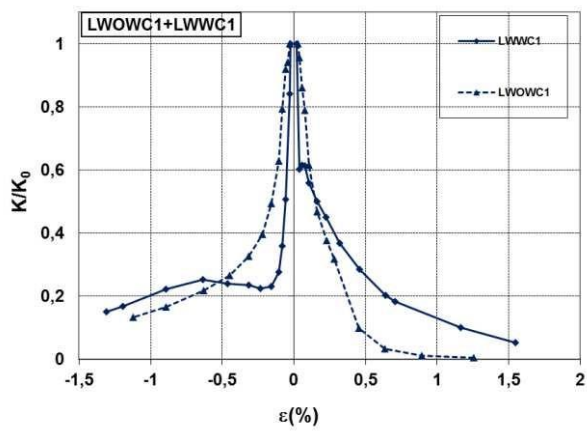
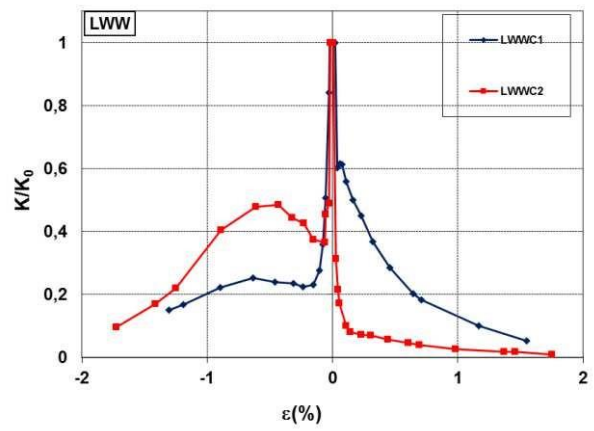
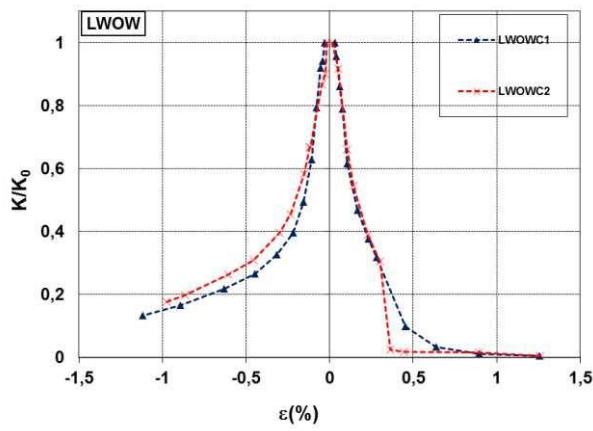
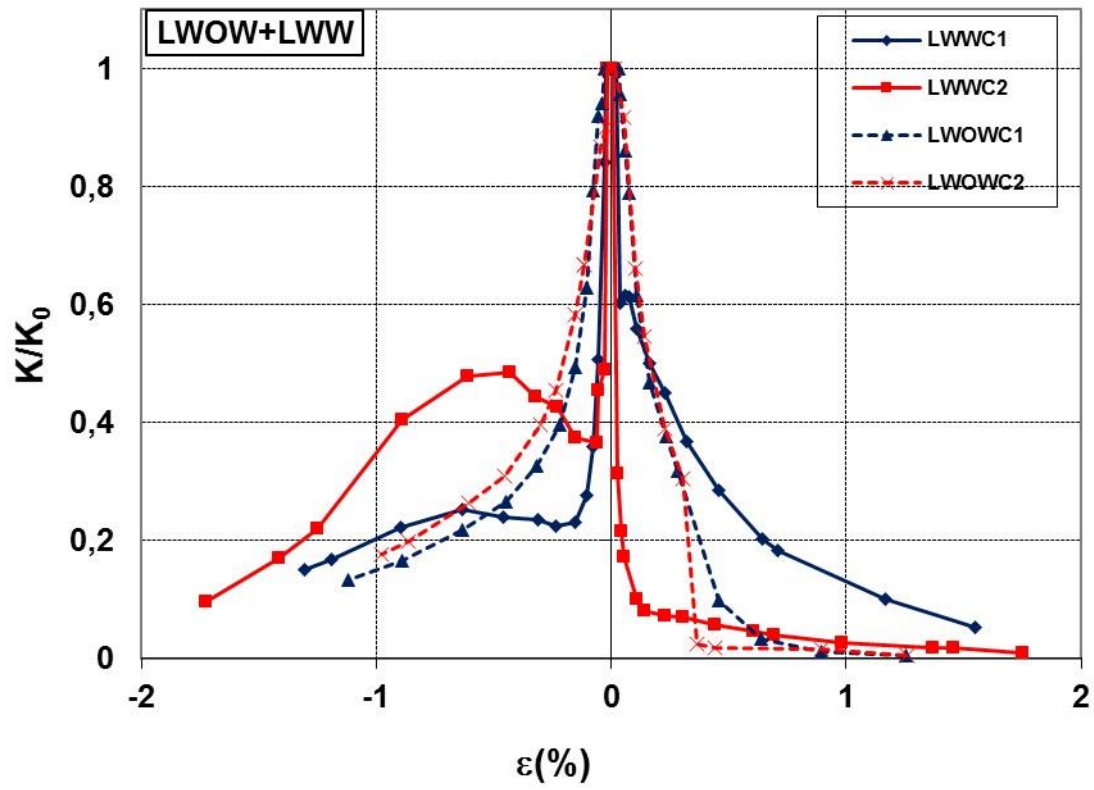


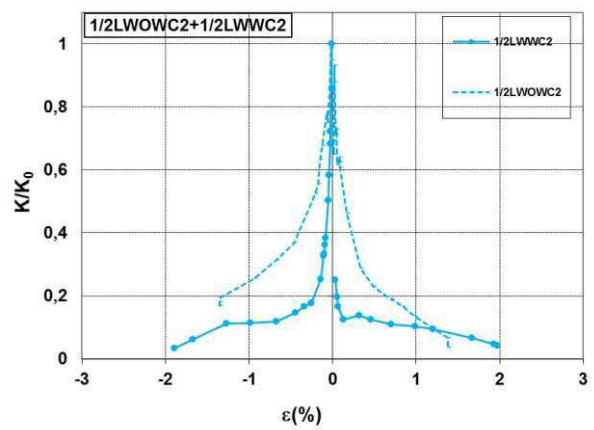
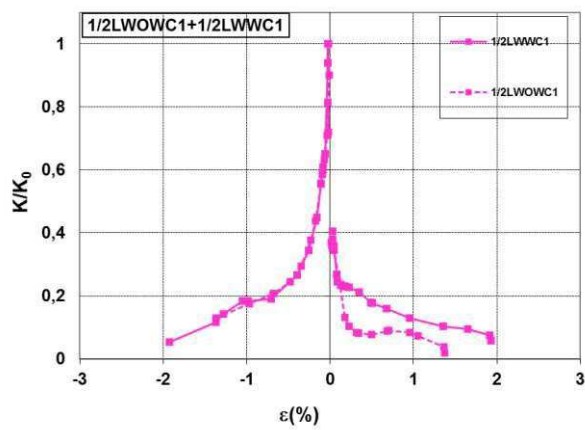
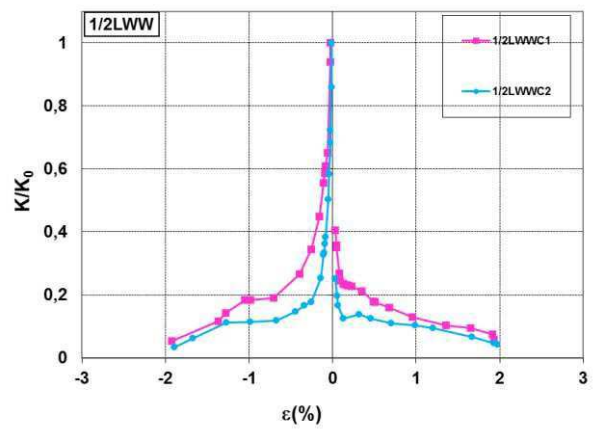
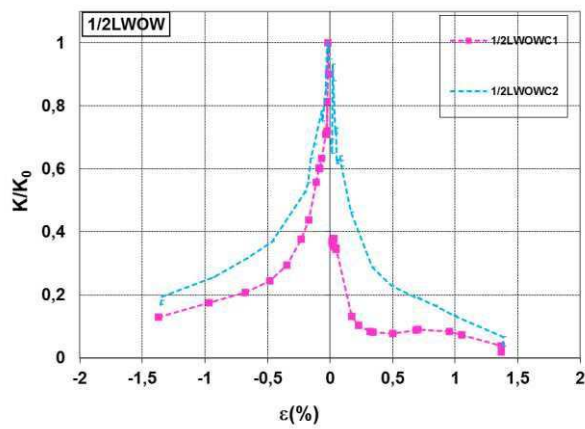
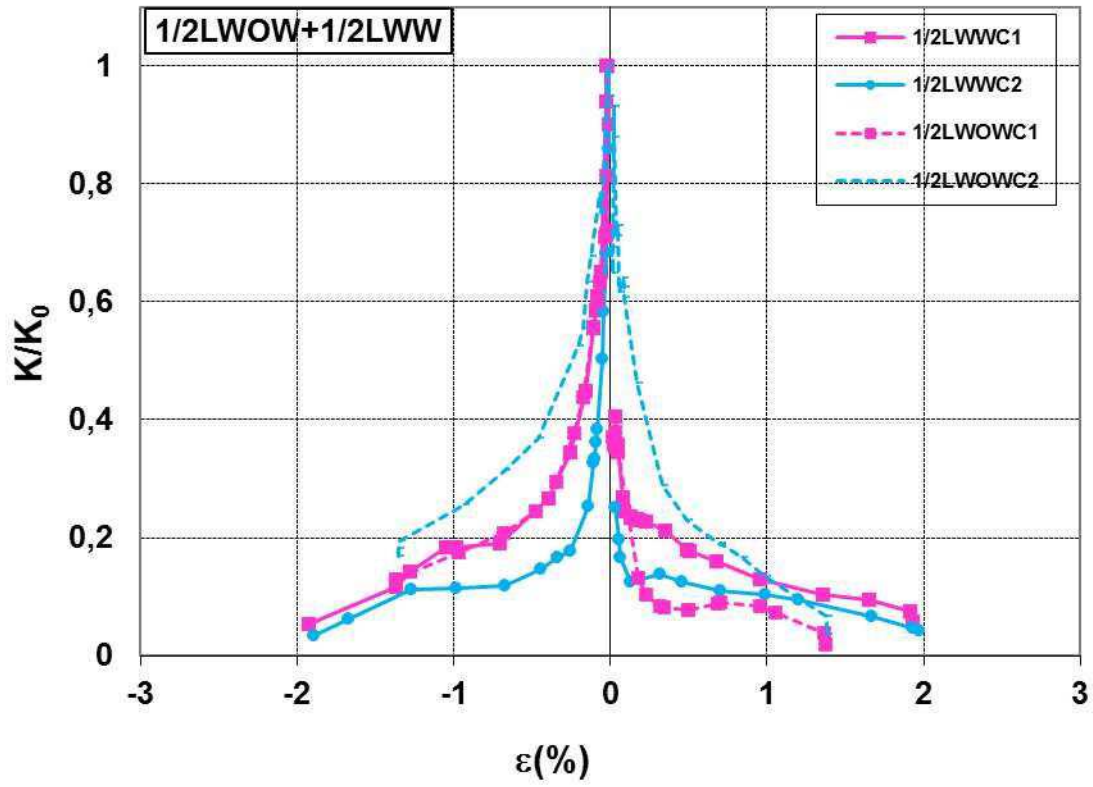


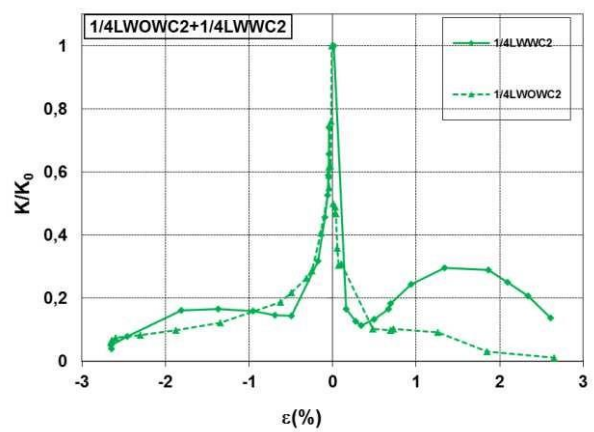
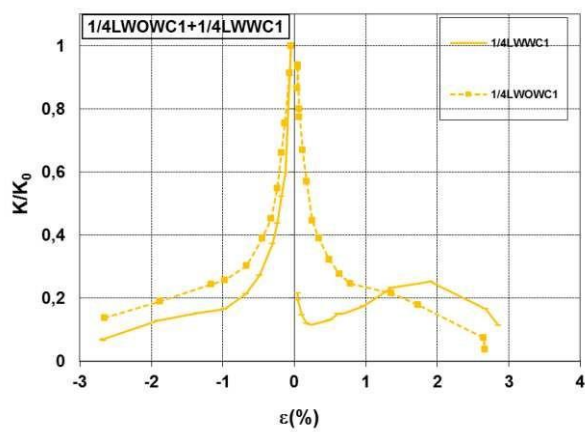
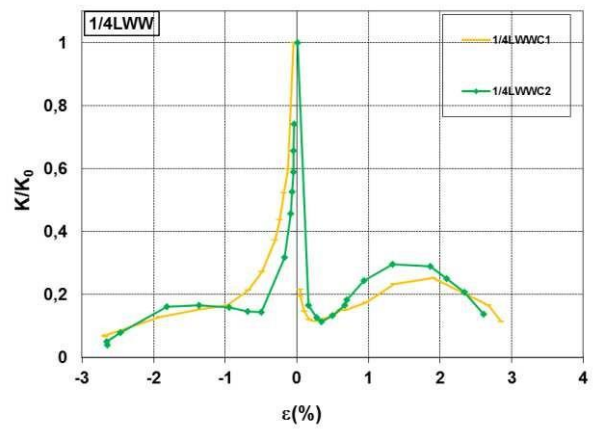
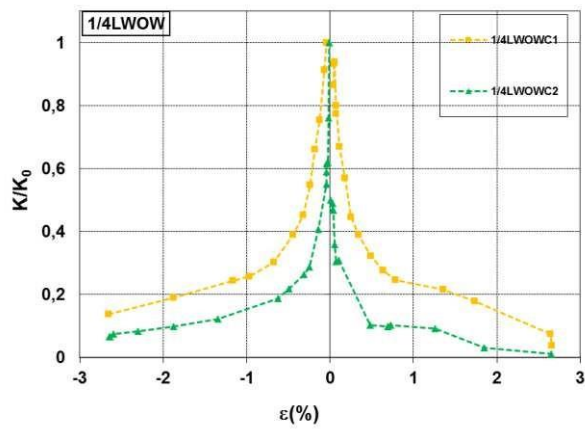
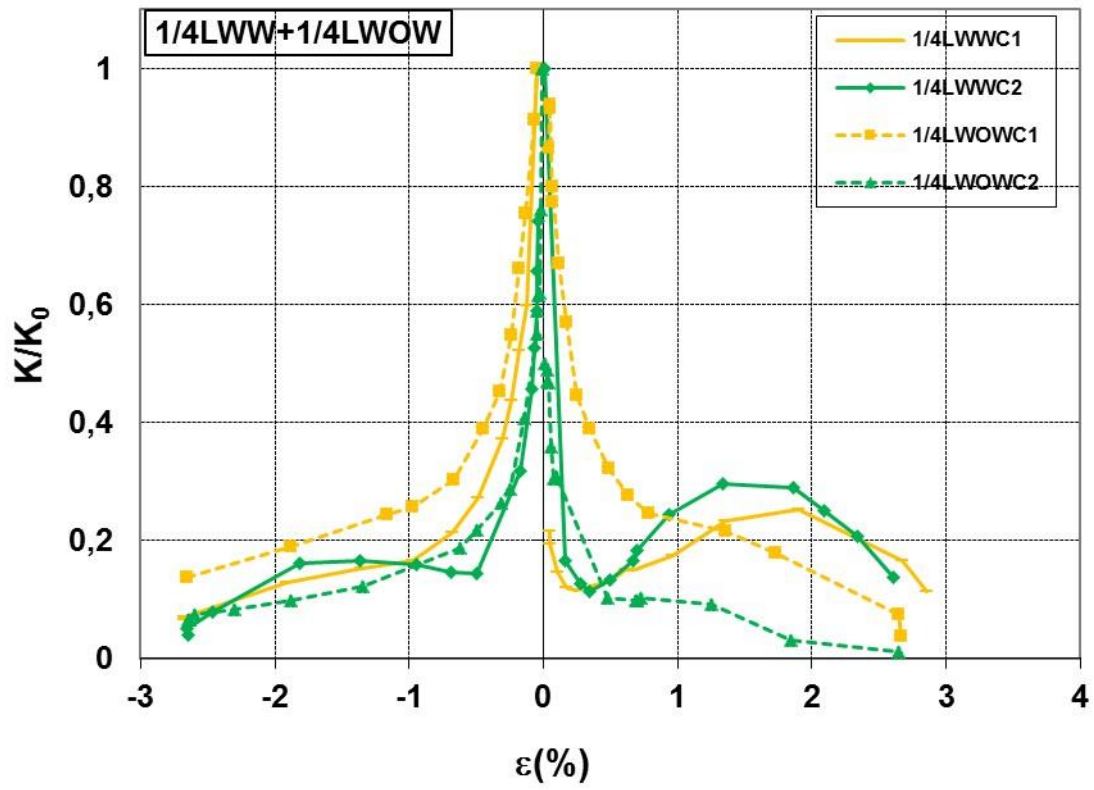


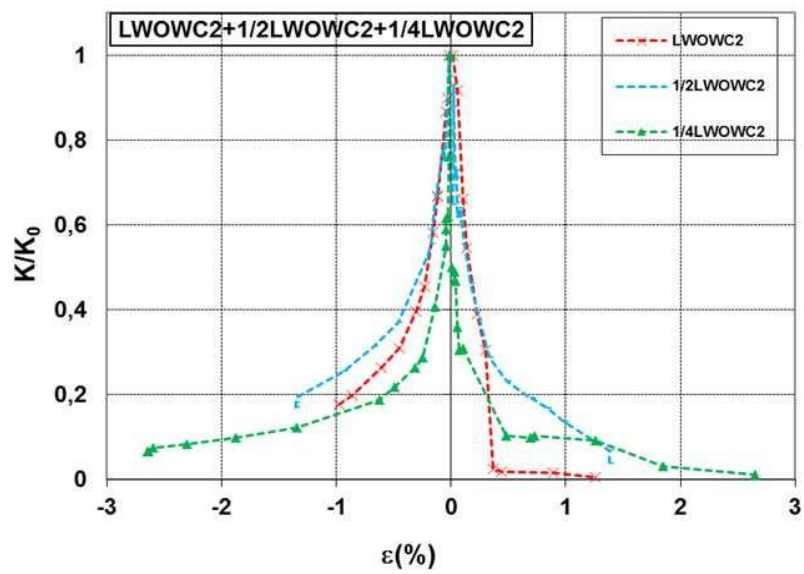
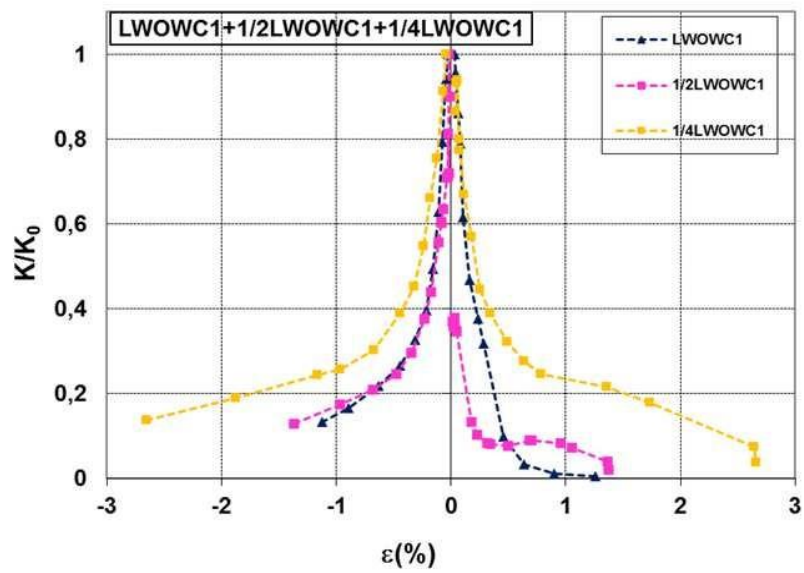
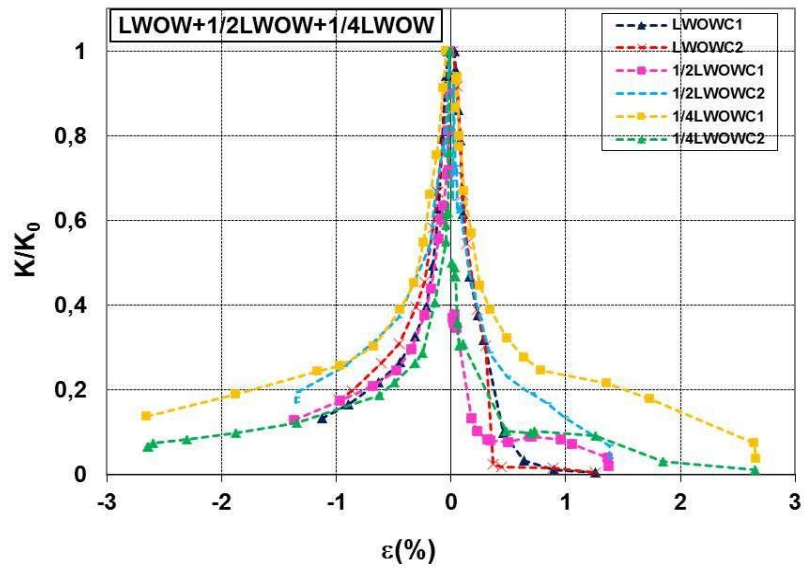
B.6. Dégradation de rigidité

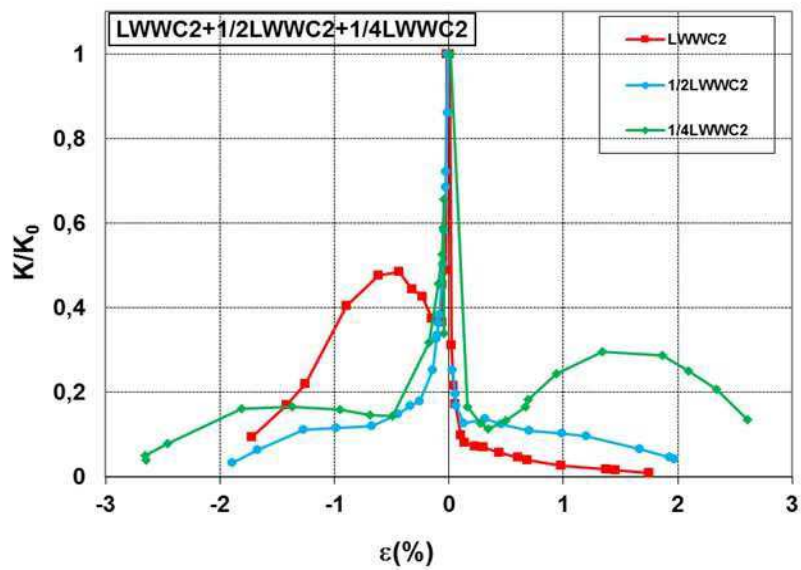
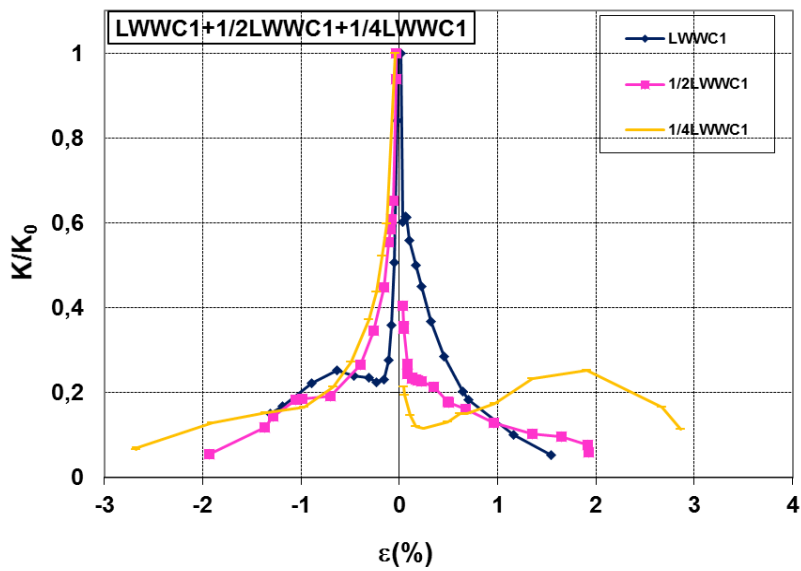
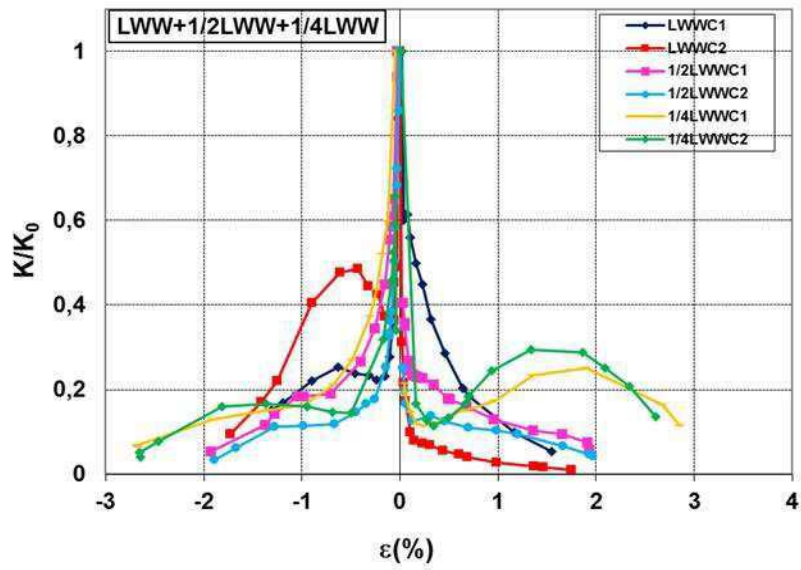












ANNEXE C
PROPRIETES DE LA SECTION 600S200-68



ClarkWestern Building Systems
CW Tech Support: (888) 437-3244
clarkwestern.com

2007 North American Specification ASD
DATE: 18/09/2022

SECTION DE SIGNATION: 600S200-68 [33] Single

Section Dimensions:

Web Height =	152,40 mm
Top Flange =	50,80 mm
Bottom Flange =	50,80 mm
Stiffening Lip =	15,88 mm
Inside Corner Radius =	2,717 mm
Punchout Width =	38,10 mm
Punchout Length =	101,60 mm
Design Thickness =	1,811 mm

Steel Properties:

Fy =	227,54 Mpa
Fu =	310,28 Mpa
Fya =	256,24 Mpa



Gross Properties

A(gross)	Weight	A(net)	Sxx	Ixx	Rx	Iyy	Ry
(mm ²)	(N/m)	(mm ²)	(mm ³)	(mm ⁴)	(mm)	(mm ⁴)	(mm)
493,1	37,9567	424,1	22398,4	1706758	58,8316	166429	18,3713

Effective Properties

Ixx(defl)	Sxx	Ma-xx	Ma-x(dist)	Vag	Vanet	Syy	Ma-y
(mm ⁴)	(mm ³)	(N-m)	(N-m)	(N)	(N)	(mm ³)	(N-m)
1706758	22398	3437,1	3386,4	19334	10403	4247	578,8

K-phi for Distortional Buckling = 0,00 N*mm/mm

Torsional Properties

Jx1000	Cw	Xo	m	Ro	Beta
(mm ⁴)	(mm ⁶)	(mm)	(mm)	(mm)	
539109	818128048	-912,798	22,296	71,345	0,746

Warping Torsional Properties

a	Sxx(lip)	Wn(1)	Wn(2)	Wn(3)	Wn(4)	Wn(5)	Wn(6)
(mm ³)	(mm ³)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)
1284138,2	28293	3076,9	2009,8	-1678,8	1678,8	-2009,8	-3076,9

Web Crippling - Allowable Loads, Pa(N)

End Bearing Length = 5,98 (mm)
Interior Bearing Length = 3,46 (mm)

Cond. 1 (E1F)
4887

Cond. 2 (I1F)
7602

Cond. 3 (E2F)
3470

Cond. 4 (I2F)
8442

Punchout Reduction Factor Cond. 1, Rc(E1F) = 0,924 + 0.083x/h ≤ 1.0

Punchout Reduction Factor Cond. 2, Rc(I1F) = 0,888 + 0.053x/h ≤ 1.0