

UNIVERSITE DE BLIDA 1

Faculté de Technologie

Département de Génie Civil

MEMOIRE DE MAGISTER

en Génie Civil

Spécialité : Construction

DEVELOPPEMENT D'UN MODELE HYSTERESIS POUR LES PANNEAUX DE
CONTREVENTEMENT EN PROFILES D'ACIER FORMES A FROID

Par

Smail KECHIDI

Devant le jury composé de :

M.ABED	Professeur, Université de Blida 1	Président
A.KADID	Professeur, Université H.L., Batna	Examineur
M.BENSAIBI	Professeur, E.N.S.T.P., Alger	Examineur
N.BOURAHLA	Professeur, Université de Blida 1	Rapporteur

Blida, Janvier 2014

ملخص

جدران القص المصنوعة من الحديد المشكل على البارد هو النظام الرئيسي لمقاومة الحمولات الجانبية في المباني المنجزة بالحديد المشكل على البارد. تتكون من أعضاء تاطير من الحديد المشكل على البارد و عليهم توضع لوحة التغليف باستخدام عناصر الربط. التحليل المعقد و الاجراءات المتعلقة بتصميم العدد المعتمد من المكونات الرقيقة الغير مستقرة محليا و المعرضة لعدة آليات ضعف, التي يتم استخدامها في مثل هذا النوع من الهياكل, تتطلب فحصا خاصا للسلوك الزلزالي. التجارب على عينات بأبعاد حقيقية تمثل أداة جيدة لفهم فعاليتها في ضل الأحداث الزلزالية لكنها محدودة نظرا لتكلفتها العالية. لذلك وجود نموذج نظري قادر على تقليد بأكبر دقة ممكنة العلاقة ما بين مقاومة و نزوح جدار القص المتعرض لحمولة دورية أو زلزالية هو ذات أهمية قصوة. في هذا البحث, تم تطوير نموذج تباطؤ يأخذ بعين الاعتبار تدهور مقاومة و صلابة الجدار مع تأثير المعسر. يتم تقييم معالم النموذج عن طريق دالة بمتغيرات تتمثل في الخصائص الفيزيائية و الميكانيكية للجدار. هذا الاخير أدمجه في برنامج OpenSees كمادة معرفة من قبل المستخدم. تم التحقق من النموذج التحليلي المقترح عن طريق نتائج الاختبار التجريبي المتوفرة حاليا و لقد تم الحصول علي توافق جيد. من أجل التحقق من الأداء الزلزالي لنظام مقاومة الحمولات الجانبية المتعدد الطوابق. نفذت عدة تحاليل ديناميكية غير خطية, النتائج المحصل عليها أظهرت أن نظام مقاومة الحمولات الجانبية ذات العلو المعتمد (ست طوابق أو أعلى) يتصرف أكثر في الانحناء مما كان عليه في القص.

الكلمات الرئيسية : حديد مشكل على ألبارد, جدار القص, نموذج تباطؤ, OpenSees, استجابة دورية, تحليل غير خطي.

RESUME

Les panneaux de contreventement en profilés d'acier formés à froid (CFS-SWP) sont les principaux éléments de contreventement qui résistent aux forces latérales dans les bâtiments en CFS. Ces derniers sont constitués de cadres en profilés formés à froid (Framing) sur lesquels sont attachés des plaques en acier ou en bois au moyen d'éléments de fixation (vis). Les procédures complexes d'analyse et de conception liées au nombre important d'éléments minces localement instables et ayant différents modes de rupture, exigent une étude précise du comportement sismique. Les essais au laboratoire constituent un bon outil à utiliser afin de prévoir leur performance durant des événements sismiques, ces essais sont généralement très onéreux et laborieux. Par conséquent, un modèle à l'échelle du panneau, capable de reproduire aussi fidèlement que possible la relation entre l'effort tranchant et le déplacement latéral du SWP soumis à un chargement quasi-statique ou dynamique est d'une importance primordiale. Dans ce mémoire, un modèle hystérésis tenant en compte la dégradation de la résistance et de la rigidité, ainsi que l'effet de pincement a été développé. Les paramètres du modèle sont évalués en fonction des caractéristiques physiques et mécaniques du panneau, ce dernier a été intégré dans le logiciel de modélisation par éléments finis OpenSees au moyen d'une librairie dynamique DLL (Dynamic Link Library). Le modèle ainsi développé a été validé par les données expérimentales disponibles dans la littérature, une concordance acceptable a été atteinte. Afin d'examiner la performance sismique d'un système de contreventement en CFS à multi-étages, plusieurs analyses dynamiques non-linéaires ont été effectuées, les résultats ont montré que les systèmes de contreventement élancés se comportent plus en flexion qu'en cisaillement.

Mots clés : *Acier formé à froid, Mur de contreventement, Modèle hystérésis, OpenSees, Réponse cyclique, Analyse non-linéaire.*

ABSTRACT

Cold-formed steel shear wall panel (CFS-SWP) is the main lateral load resisting system in the CFS wall panel building system. It is made of CFS framing members attached to steel or wood sheathing using screw connections. The complex analysis and design procedures related to the significant number of thin components locally unstable, and having several failure mechanisms, require a special seismic behaviour investigation. Full-scale testing is a good tool to be employed to understand their performance under significant seismic events, but it is very tedious and costly. Hence, a model, which is able to simulate as accurately as possible the shear wall panel's load-displacement relationship subjected to a cyclic or a seismic loading, is of a primary importance. In this research, a hysteresis model that takes into account strength and stiffness degradation with pinching effect has been developed. The model parameters are related to the physical and mechanical characteristics of the panel, the latter was implemented in OpenSees program, as a user-defined uniaxial material. The proposed analytical model is further validated through the experimental test results obtained from literature where a good correlation has been achieved. In order to investigate the seismic performance of a multi-storeys lateral load resisting system, several non-linear time history analyzes have been carried out, the outcomes showed that tall lateral load resisting system (a six storeys shear wall panels or higher) behaves more in bending than in shear.

Key words: *Cold-formed steel, Shear wall panel, Hysteresis model, OpenSees, Cyclic response, Non-linear analysis.*

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier en tout premier lieu, Dieu, le tout puissant, de m'avoir aidé à surmonter toutes les dures épreuves et moments difficiles pour aboutir à la fin de ce travail.

J'adresse toute ma reconnaissance à mon encadreur, M. Nouredine BOURAHLA, Professeur à l'université de Blida, pour m'avoir fait confiance et m'avoir dirigé pendant cette année. Je tiens tout particulièrement à le remercier pour sa patience tout au long de ce travail, ainsi que pour la richesse de ses idées. Espérant d'avoir l'occasion de travailler avec lui dans le futur, qu'il trouve ici l'expression de ma respectueuse gratitude.

Mes pensées vont vers ma famille, et surtout mes parents, qui m'ont permis de poursuivre mes études jusqu'à aujourd'hui.

Que soient également remerciés tous les membres du jury, pour l'honneur et l'intérêt qu'ils m'ont accordé en acceptant d'examiner et d'évaluer mon mémoire.

J'adresse mes remerciements à M^{elle}. Malika BEREDIAF, Mr. Cheng Yu, Mr.Schafer Benjamin et Mr.Roger LaBoube pour leurs assistance et conseils précieux.

Toute ma reconnaissance à Mr. Shamim Iman. Il m'a aidé en me fournissant une banque de données des résultats d'essais expérimentaux effectués à l'université de McGill.

Ces remerciements ne seraient pas complets sans une pensée pour mes amis de longue date, Mourad EL BESSEGHI et Meriem ZOULIKHA. Merci de m'avoir aidé et encouragé, et pour m'avoir changé les idées quand j'en avais besoin.

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

TABLE DES MATIERES

RESUME	2
REMERCIEMENTS.....	5
TABLE DES MATIERES	6
LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX	9
INTRODUCTION	14
1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	18
1.1 Introduction.....	18
1.2 Littérature sur les travaux de recherche antérieurs	19
1.2.1 Essais expérimentaux.....	19
1.2.2 Modélisation par éléments finis	28
1.3 Conclusion	36
2. ELABORATION D'UN MODELE HYSTERESIS	37
2.1 Introduction.....	37
2.2 Caractéristiques hystérésis des SWP en CFS	37
2.2.1 Non-linéarité	39
2.2.2 Dégradation de la rigidité	39
2.2.3 Pincement.....	40
2.2.4 Dégradation de la résistance	42
2.3 Méthodes analytiques pour la détermination de la résistance latérale des SWP en CFS	42
2.3.1 Mode de rupture.....	44
2.3.2 Résistance latérale d'un SWP associée à la rupture de la plaque de remplissage	47
2.3.2.1 Méthode 1	47
2.3.2.2 Méthode 2	55
2.4 Loi de comportement.....	62

2.4.1	Modèle bilinéaire	62
2.4.2	Modèle multilinéaire.....	63
2.5	Modèle Hystérésis.....	65
2.5.1	Description du modèle	65
2.5.2	Définition des quartes phases du modèle.....	66
2.5.3	Règles de dégradation des boucles hystérésis.....	67
2.5.4	Loi de comportement des panneaux de contreventement en CFS	71
2.6	Conclusion	76
3.	ORGANIGRAMME DE CALCUL ET MISE EN ŒUVRE NUMERIQUE DU MODELE.....	77
3.1	Introduction.....	77
3.2	Programmation orientée objet.....	77
3.3	Diagramme fonctionnel d'OpenSees.....	78
3.4	Description de classe CFSSWP	81
3.4.1	Classe CFSSWP	81
3.4.2	Identification des méthodes	82
3.5	Conclusion	87
4.	VALIDATION DU MODELE PAR DES RESULTATS EXPERIMENTAUX	88
4.1	Introduction.....	88
4.2	Modèle Numérique	88
4.3	Protocol de chargement	89
4.4	Validation du modèle CFSSWP	91
4.4.1	Interprétation des résultats	96
4.4.1.1	Boucles hystérésis de la relation effort tranchant- déplacement latéral du SWP	96
4.4.1.2	Energie dissipée par effet hystérésis	97
4.5	Paramètres d'influence du modèle CFSSWP sur les boucles hystérésis.....	98
4.5.1	Effet de la largeur du SWP	99
4.5.2	Effet de l'espacement des vis	99
4.5.3	Effet des ouvertures	100
4.5.4	Effet de l'épaisseur de la plaque de remplissage.....	101

4.5.5	Effet du diamètre des vis	101
4.5.6	Effet de l'épaisseur des montants du cadre de SWP	102
4.6	Etude de la sensibilité du modèle CFSSWP	102
4.7	Conclusion	106
5.	ETUDE DE LA PERFORMANCE SISMIQUE D'UN SYSTEME DE CONTREVENTEMENT EN CFS A MULTI-ETAGES	107
5.1	Introduction.....	107
5.2	Analyse dynamique non-linéaire	107
5.2.1	Paramètres d'analyse dynamique non-linéaire.....	107
5.2.2	Chargement sismique.....	108
5.3	Performance sismique de système de contreventement CFS à deux étages	109
5.3.1	Description du modèle dynamique	109
5.3.2	Résultats et interprétations	111
5.4	Etude paramétrique	115
5.4.1	Description du modèle dynamique	117
5.4.2	Résultats et interprétations	117
5.5	Conclusion	121
	CONCLUSION.....	122
	REFERENCES	124
	ANNEXES.....	134
A.	Programme MATLAB pour la détermination de la résistance au cisaillement d'un SWP et son déplacement correspondant	134
B.	Commandes relatives au modèle hystérésis CFSSWP implémenté dans OpenSees ..	141
C.	Codes Tcl des modèles en éléments finis pour des analyses statiques et dynamiques non-linéaire établis dans OpenSees	143
D.	Programme MATLAB pour le calcul de l'énergie dissipée par effet hystérésis.....	153

LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

Figure 1.1	Configuration des spécimens SWP étudiés	21
Figure 1.2	Vue 3D globale du spécimen	22
Figure 1.3	Méthodes pour déterminer le modèle élastoplastique équivalent	23
Figure 1.4	Modes de rupture observés durant les essais	24
Figure 1.5	Modes de rupture observés durant les essais cycliques	25
Figure 1.6	Détails d'un spécimen	26
Figure 1.7	Système de contreventement à un seul et à deux étages	27
Figure 1.8	Technique de modélisation utilisée par Dubina	28
Figure 1.9	Calibration de modèle hystérésis Steward	29
Figure 1.10	Modélisation d'un bâtiment en CFS en utilisant SAP2000	30
Figure 1.11	Comparaison entre les boucles hystérésis expérimentales et le modèle analytique Pinching4	31
Figure 1.12	Modèles en éléments finis	32
Figure 1.13	Modèle du mur de contreventement en CFS	33
Figure 1.14	Comparaison entre les boucles hystérésis expérimentales et le modèle analytique BWBN	34
Figure 1.15	Boucles hystérésis expérimentales capturées par un modèle en éléments finis en utilisant OpenSees	35
Figure 2.1	Exemple d'une courbe hystérésis	38
Figure 2.2	Relation non linéaire à faible sollicitation entre l'effort tranchant et le déplacement d'un SWP en CFS	39
Figure 2.3	Représentation de la dégradation de la rigidité	40
Figure 2.4	Force d'interception à un déplacement nul	41
Figure 2.5	Evolution du pincement des boucles hystérésis avec l'accroissement des déplacements	41
Figure 2.6	Réponse cyclique et monotonique d'un SWP en CFS	42
Figure 2.7	Réponse d'un SWP de 2,75 m x 2,44 m, séparation de la plaque de remplissage suite aux endommagements subis par les vis de fixation	45
Figure 2.8	Modes de rupture typiques des éléments de connexion entre le panneau de remplissage et le cadre du SWP: (a) pull through; (b) tear out – bearing – plug shear; (c) bearing	45

Figure 2.9	Perte de stabilité du montant d'extrémité comprimé	45
Figure 2.10	a- Flambement de la tôle d'acier et distorsion de la semelle du montant d'extrémité (membrure) d'un panneau de 2.44 m x 1.22 m soumis à un chargement progressif (monotonique) ; b- Flambement de la membrure comprimée d'un panneau de 2,44 x 0,61 m avec un espacement des vis au périmètre de l'ordre de 51 mm	46
Figure 2.11	Notation d'arrangement des éléments de fixation	50
Figure 2.12	Champ de traction d'un CFS-SSSWP	56
Figure 2.13	Modèle de la bonde efficace d'une tôle de remplissage en acier	56
Figure 2.14	Equilibre de la force de traction dans la tôle de remplissage et la somme des résistances au cisaillement des éléments de fixations	58
Figure 2.15	Schémas des éléments de fixation dans la bande	58
Figure 2.16	Largeur maximale de la bande efficace	59
Figure 2.17	Modèle bilinéaire de l'énergie élastoplastique équivalente EEEP	62
Figure 2.18	Le modèle multilinéaire de l'énergie équivalente EEEP	63
Figure 2.19	Modèle hystérésis force-déplacement	65
Figure 2.20	Connectivité entre les différentes phases	66
Figure 2.21	Capacité ultime de dissipation de l'énergie sous chargement monotonique	68
Figure 2.22	Capacité ultime de dissipation de l'énergie sous chargement cyclique	68
Figure 2.23	Dégradation de la rigidité de déchargement	69
Figure 2.24	Dégradation de la rigidité de rechargement	69
Figure 2.25	Dégradation de la résistance	70
Figure 2.26	Règles de dégradation des boucles hystérésis	71
Figure 2.27	Comparaison entre les courbes enveloppes expérimentales et analytiques	72
Figure 2.28	Règles de dégradation de la résistance pour un SWP	74
Figure 2.29	Effet du chargement cyclique sur la dégradation de la résistance	75
Figure 3.1	Schémas du principe de la P.O.O	78
Figure 3.2	Diagramme fonctionnel d'OpenSees	79
Figure 3.3	L'objet Domain et ses composantes	80
Figure 3.4	L'objet Analysis et ses composantes	80
Figure 3.5	L'objet Recorder	80

Figure 3.6	Modèle hystérésis d'un SWP en CFS dans OpenSees	82
Figure 3.7	Organigramme d'analyse non linéaire	84
Figure 3.8	Organigramme de calcul de la résistance latérale des SWP	86
Figure 4.1	Modèle OpenSees simplifié d'un SWP en CFS	89
Figure 4.2	Historique du protocole de chargement CUREE	90
Figure 4.3	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°12	92
Figure 4.4	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°14	93
Figure 4.5	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°26	93
Figure 4.6	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°16	94
Figure 4.7	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°32	94
Figure 4.8	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°1C-b	95
Figure 4.9	Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°3C-a	95
Figure 4.10	Comparaison cycle-par-cycle des résultats numériques et expérimentaux relatifs au spécimen n°16	98
Figure 4.11	Impact de la variation de la largeur du SWP sur les boucles hystérésis	99
Figure 4.12	Impact de la variation de l'espacement des vis sur les boucles hystérésis	99
Figure 4.13	Impact de la surface des ouvertures sur les boucles hystérésis	100
Figure 4.14	Impact de la variation de l'épaisseur de la plaque de remplissage sur les boucles hystérésis	101
Figure 4.15	Impact de la variation du diamètre des vis sur les boucles hystérésis	101
Figure 4.16	Impact de la variation de l'épaisseur des profilés sur les boucles hystérésis	102
Figure 4.17	Diagramme de l'erreur moyenne quadratique en fonction de la variation de chaque paramètre d'un SWP avec une plaque de remplissage en bois	104
Figure 4.18	Diagramme de l'erreur moyenne quadratique en fonction de la variation de chaque paramètre d'un SWP avec une plaque de remplissage en tôle	105

	d'acier	
Figure 5.1	Accélérogramme du séisme du 21 Mai 2003 station Dar El Beida composante Est-West	108
Figure 5.2	a) 2 SWP b) 1 SWP équivalent	109
Figure 5.3	Modèle OpenSees de systèmes de contreventement	110
Figure 5.4	Comparaison entre un système de contreventement a deux étages constitué de deux SWP et un système composé d'un seul SWP équivalent: (a) Historique de déplacement (b) Historique de l'effort tranchant à la base, (c) Historique de l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis	111
Figure 5.5	a) H/W = 4: 1 (2440/610), b) H/W = 4: 1 (4880/1220).	112
Figure 5.6	Comparaison entre un SWP avec un ratio H/W de 4:1(2440/610) et (4880/1220): (a) Historique de déplacement (b) Historique de l'effort tranchant à la base, (c) Historique de l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis	113
Figure 5.7	(a) Système de contreventement à deux étages composé de deux SWP, (b) Système de contreventement à deux étages composé d'un seul SWP équivalent ayant la même configuration des éléments de fixation	114
Figure 5.8	Schéma du soulèvement et de déplacement latéral pour chaque SWP d'un système de contreventement à deux étages	115
Figure 5.9	Géométries des systèmes de contreventement	116
Figure 5.10	Modèle en éléments finis dans OpenSees	117
Figure 5.11	Historique de déplacement du sommet de système de contreventement	118
Figure 5.12	Historique de l'effort tranchant à la base	119
Figure 5.13	Comparaison entre les différents systèmes de contreventement (1 SWP, 3 SWP et 6 SWP): (a) Historique de déplacement au sommet, (b) Historique de l'effort tranchant à la base	119
Figure 5.14	Composantes de déplacement latéral d'un SWP	120
Figure 5.15	Elongation des tiges d'encrage des systèmes HoldDown	120
Figure 5.16	Historique des efforts axiaux des montants	121
Tableau 3.1	Méthodes de la classe CFSSWP	83
Tableau 4.1	Cycles du protocole CUREE	91
Tableau 4.2	Comparaison des résistances maximales positives (F+) et négatives (F-)	97

- Tableau 4.3 Classement de la sensibilité des paramètres pour les SWP avec plaque de remplissage en bois 104
- Tableau 4.4 Classement de la sensibilité des paramètres pour les SWP avec plaque de remplissage en tôle d'acier 104

INTRODUCTION

1. Généralités

Ces dernières années, l'utilisation des profilés d'acier formés à froid CFS (Cold-Formed Steel) dans les bâtiments moyennement élevés a augmentée de manière significative, en particulier en Amérique du nord, Europe du nord et en Australie. En Algérie, les profilés d'acier formés à froid sont utilisés uniquement comme des éléments secondaires. Les premières tentatives de construction en CFS viennent d'apparaître. Les produits en acier formé à froid, traditionnellement utilisés comme des éléments secondaires, ont eu une large exploitation comme des éléments structuraux dans les constructions résidentielles et commerciales, notamment grâce aux avantages induits de la réduction importante du temps de construction.



Figure 1 : Ossature d'une structure à base d'acier formé à froid CFS.

Leur poids léger, le recyclage et la facilité avec laquelle elles peuvent être érigées ne sont que quelques avantages qui méritent d'être soulignés sur les constructions en CFS. Les bâtiments résidentiels et commerciaux en CFS sont devenus de plus en plus une alternative efficace dans les régions à risque sismique par rapport à leurs homologues béton et acier conventionnel.

Dans ce type de structures, les panneaux de contreventement SWP (Shear Wall Panels) sont les principaux éléments résistant au chargement latéral (Vent, Séisme). En général, les SWP sont réalisés par des montants verticaux fabriqués à partir d'une section en CFS ayant une forme de C ; ces derniers sont assemblés aux traverses (supérieure et inférieure). Une plaque en acier ou en bois est installée sur une seule ou sur les deux faces du SWP et les différentes connections sont assurées par des vis ou des rivets.

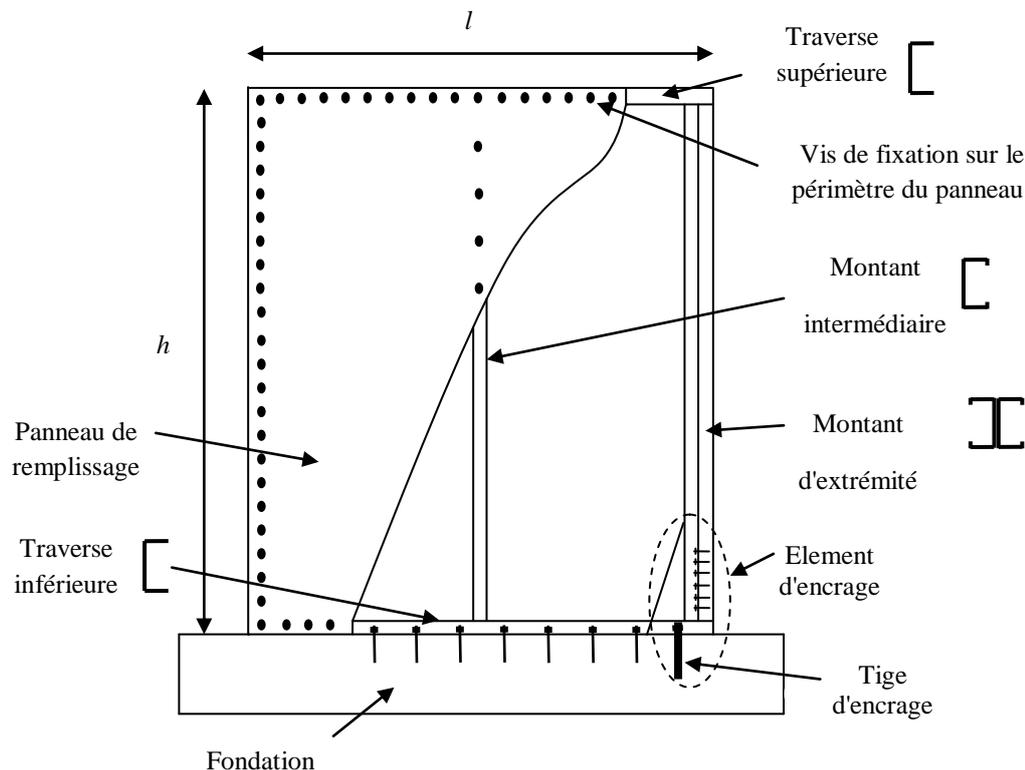


Figure 2 : Détails d'un SWP en CFS.

2. Problématique

Les connaissances actuelles sur le comportement des SWP en CFS soumis à un chargement cyclique ou sismique viennent des essais à une échelle réelle avec peu de considérations théoriques. Ces essais sont généralement très onéreux et laborieux. Par conséquent, le développement des méthodes numériques et d'un modèle hystérésis

approprié est important, afin d'être en mesure d'établir des modèles en éléments finis capables de simuler la réponse d'une structure soumise à un chargement latéral et éventuellement fournir une meilleure compréhension de la complexité du système structural.

3. Le but du travail

Ce projet de recherche consiste à développer un modèle hystérésis à l'échelle du panneau, capable de reproduire aussi fidèlement que possible la relation entre l'effort tranchant et la déformation latérale du SWP sous un chargement dynamique ou quasi statique. Les paramètres du modèle seront établis en fonction des caractéristiques physiques et mécaniques du panneau. Le modèle sera mis en œuvre numériquement et validé par les données expérimentales disponibles dans la littérature.

4. Organisation du mémoire

Afin d'atteindre les objectifs cités ci-dessus, ce mémoire est structuré en cinq chapitres, encadrés par une introduction et des conclusions, répartis comme suit :

- Dans le premier chapitre, une recherche a été menée sur plusieurs études consacrées à l'aspect expérimental et à la modélisation par éléments finis des SWP en CFS.
- Le deuxième chapitre présente en détails un modèle hystérésis développé pour simuler le comportement des SWP en CFS, ainsi que les modes de rupture pris en compte dans l'évaluation de la résistance latérale des SWP au moyen des méthodes analytiques.
- L'élaboration d'un organigramme de calcul associé au modèle hystérésis développé dans le deuxième chapitre et sa mise en œuvre numérique en langage de programmation C++ font l'objet du troisième chapitre.
- Le quatrième chapitre, décrit l'évaluation de la performance du modèle hystérésis développé. Des analyses statiques non-linéaires ont été effectuées afin de comparer les courbes hystérésis analytiques, ainsi que l'évolution de la quantité d'énergie dissipée par effet hystérésis avec les résultats d'essais expérimentaux. Par la suite, une étude de la sensibilité du modèle en fonction de la variation de chacun de ses paramètres a été menée.

- Dans le chapitre 5, une analyse dynamique non linéaire a été élaborée dans le but d'étudier la performance d'un système de contreventement en CFS à multi-étages en termes de sa réponse en déplacement et en effort tranchant.

Enfin, le présent travail s'achève par une conclusion générale comportant un résumé de l'ensemble de ce mémoire, ainsi que des recommandations qui peuvent constituer une suite à ce travail, ou des perspectives à des futurs travaux de recherche.

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Introduction

Dans les constructions en charpente légère à base d'acier formé à froid CFS (Cold-Formed Steel), les panneaux de contreventement SWP (Shear Wall Panels) sont les principaux éléments résistant au chargement latéral (Vent, Séisme). L'analyse en éléments finis de ce type des structures est laborieux et nécessite certaines compétences, en raison du nombre important d'éléments impliqués dans la modélisation des sous-assemblages des SWP, des murs porteurs et des planchers composés de plusieurs éléments (montants, traverses, panneaux de remplissage et vis de fixations).

Comprendre le comportement du SWP et trouver un modèle hystérésis approprié, facile à intégrer dans un modèle global, est important, afin d'être en mesure d'élaborer des modèles en éléments finis pratiques et d'évaluer la performance structurelle en cas de séisme.

Une première partie de ce chapitre est consacrée à la description des principaux essais, parmi les plus récents, concernant le comportement structural des SWP en CFS. L'objectif principal de cette description est d'étudier l'influence des caractéristiques physiques et mécaniques du SWP sur son comportement latéral. La deuxième partie contient une présentation des modèles en éléments finis des SWP développés par les chercheurs. Le but de cette présentation est d'évaluer la précision de chaque modèle à simuler la réponse latérale d'un SWP soumis à un chargement cyclique.

1.2 Littérature sur les travaux de recherche antérieurs

Plusieurs études ont été effectuées sur l'aspect expérimental et également sur la simulation numérique du comportement hystérésis des SWP en CFS. Quelques recherches importantes, parmi les plus récentes, sont brièvement introduites dans cette section.

1.2.1 Essais expérimentaux

Serrette et al. (1996)

Serrette et al. [1] ont testé 13 spécimens de SWP en CFS avec différents systèmes de contreventement latéral :

- Le spécimen (1) : contreventement par des diagonales X en plat d'acier 51 x 0.84 mm sur une seule face ;
- Le spécimen (2) : panneaux de gypse d'épaisseur 12.7 mm sur les deux faces ;
- Le spécimen (3) : combiné X-panneau de gypse ;
- Le spécimen (4 à 8) : Panneaux de contre-plaqué (Plywood) d'épaisseur 11.9 mm, sur une face ;
- Le spécimen (9 à 12) : Panneaux de lamelles orientées OSB (Oriented Strand Board) d'épaisseur 11.1 mm, sur une seule face ;

Tous les panneaux de remplissage sur les SWP sont fixés et orientés verticalement, à l'exception des spécimens 6 et 7 où l'orientation est horizontale. Le protocole d'essais est suivant la norme ASTM E 72-80, le chargement est de type monotonique par poussée progressive (Pushover).

A partir des résultats des tests effectués, les conclusions suivantes ont été tirées :

- Le contreventement par panneaux OSB donne une résistance au cisaillement moins élevée par rapport au contreventement assuré par les panneaux de contre-plaqué multiple (Plywood) ;
- La diminution du diamètre des vis à 2.9 mm comparé à 3.5 et 4.2 mm réduit la résistance du SWP ;
- L'orientation horizontale ou verticale des panneaux de bois (OSB ou Plywood) donne une résistance similaire dans les deux cas ;
- Le pourcentage d'apport de résistance au cisaillement des SWP en plaque de gypse est limité notamment dans le cas d'un chargement cyclique.

Serrette et al. (1997a)

Les auteurs [2] ont effectué une série d'essais sur des SWP à échelle réelle et réduite avec différentes typologies de remplissage et de configuration. Les montants des panneaux sont espacés de 610 mm entre axes, les montants d'extrémités sont formés de deux éléments C-section dos-à-dos ; les forces appliquées sont de type monotonique et cyclique.

L'objectif de ces essais était :

- Décrire le comportement de chaque type de SWP ;
- Examiner l'effet des vis de fixation, diamètre et espacement ;
- Etudier l'effet de l'élancement du SWP (le ratio hauteur/largeur).

Dans une série de tests l'espacement des vis a été maintenu constant à 304.8mm (12in) le long des montants intermédiaires des SWP. Les chercheurs ont fait varier l'espacement des vis aux extrémités de la plaque de remplissage de 152.5 mm à 50.8 mm (6 in à 2 in). Il a été constaté que la résistance des SWP augmente considérablement en réduisant l'espacement des vis de fixation. La rupture par voilement local des montant d'extrémités a été constatée à un espacement des vis de l'ordre de 76.2 mm et 50.8 mm (3in et 2in).

NAHB Research Center (1997)

Afin d'évaluer la pertinence de la méthode de dimensionnement des SWP en CFS avec des ouvertures et pour fournir une comparaison entre la performance d'un SWP revêtu en bois et celle d'un SWP revêtu en tôle d'acier, des essais ont été effectués au National Association of Home Builders (NAHB) center. Une méthode pour le dimensionnement d'un SWP en CFS basée sur la même théorie développée pour des SWP en bois est recommandée [3].

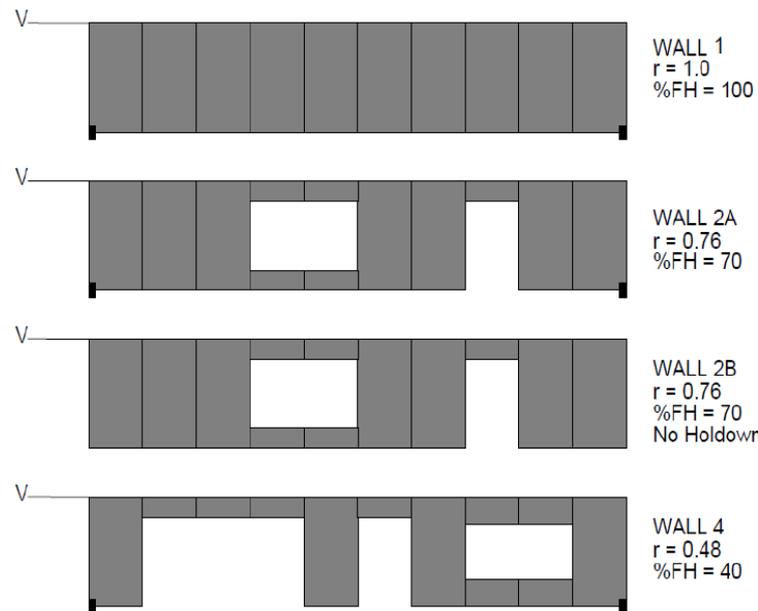


Figure 1.1: Configuration des spécimens SWP étudiés [3].

Suite aux résultats des essais, il a été conclu que les valeurs de la résistance au cisaillement des SWP avec des ouvertures calculées à l'aide de l'équation empirique donnée par Sugiyama et Matsumoto multipliée par la résistance latérale d'un SWP sans ouvertures sont fiables. Les SWP en CFS manifestent un mécanisme de résistance latérale similaire à celui des SWP en bois. En outre, l'utilisation du dispositif HoldDown diminue le soulèvement du SWP et améliore sa capacité de résistance latérale.

Landolfo R. et al. (2004)

Les chercheurs [4] ont effectué un programme de recherche articulé sur deux phases principales. La 1^{ère} phase, est une étude expérimentale d'un système composé de deux SWP supportant une masse de plancher (Figure 1.2), afin de simuler le comportement d'une structure simple en CFS.

Dans cette partie les SWP sont composés de montants en profilés d'acier formés à froids, avec un espacement de 600 mm, une plaque de remplissage en OSB sur une face et un remplissage en carreau de plâtre sur l'autre face. Les connexions entre le cadre du SWP et la plaque de remplissage sont assurées par des vis auto-perceuses. Le 1^{er} spécimen est testé sous un chargement monotonique et le second sous une force cyclique.

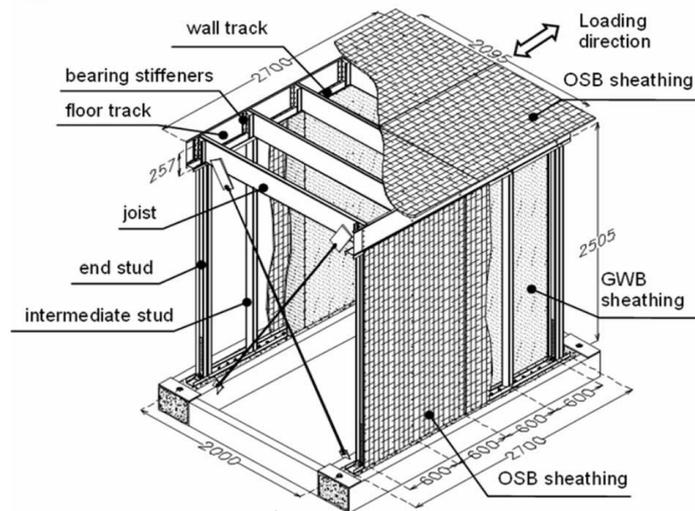


Figure 1.2 : Vue 3D globale du spécimen [4].

L'objectif du projet était d'étudier le comportement réel de la structure en sollicitation latérale statique, ainsi que d'étudier les effets de cisaillement sur le comportement du plancher.

La conclusion tirée de cette étude est que les SWP de la structure manifestent le même comportement à la rupture (une déformation excessive des éléments de fixations), et la courbe de comportement sous chargement cyclique comporte des boucles serrées peu dissipatives. La 2^{ème} phase consiste à une étude numérique focalisée sur l'évaluation de la demande sismique sur les systèmes CFS-SWP.

Fulop L.A et Dubina D. (2004)

Fulop L.A. et Dubina D. [5] ont effectués un total de 15 essais sur des SWP en CFS avec deux types de plaques de remplissage (la tôle ondulée, les panneaux en lamelles orientées et les panneaux en plâtre). Les panneaux ont été examinés sous des protocoles du chargement cycliques et monotoniques. Les résultats ont été analysés en utilisant deux méthodes dans lesquelles le comportement réel a été modélisé avec une courbe bilinéaire élasto-plastique.

- Méthode I :

La rigidité élastique K_e est définie en tant que sécante de l'origine de la courbe et le point correspondant à un niveau 40% de la résistance maximale (F_{max}), ceci définit la partie élastique de la courbe bilinéaire. Une deuxième ligne droite tangente à la courbe avec une

pende de $K_2=10\% K_e$, l'intersection entre les deux lignes définies la limite élastique S_y , donc la partie plastique de la courbe est la ligne horizontale à partir de la limite élastique jusqu'au point de rupture qui est l'intersection entre cette branche et la courbe expérimentale.

- Méthode II :

La rigidité élastique K_e est définie en tant que sécante de l'origine de la courbe et le point correspondant à une déformation angulaire de l'ordre de $1/400$ (D_{400}). La ligne horizontale qui décrit la partie plastique de la courbe élasto-plastique est ajustée afin que les parties hachurées dans la figure aient la même surface. La résistance admissible correspond à la valeur minimale entre $2/3 F_{\max}$ et la force qui correspond à une déformation angulaire $1/300$ (F_{300}).

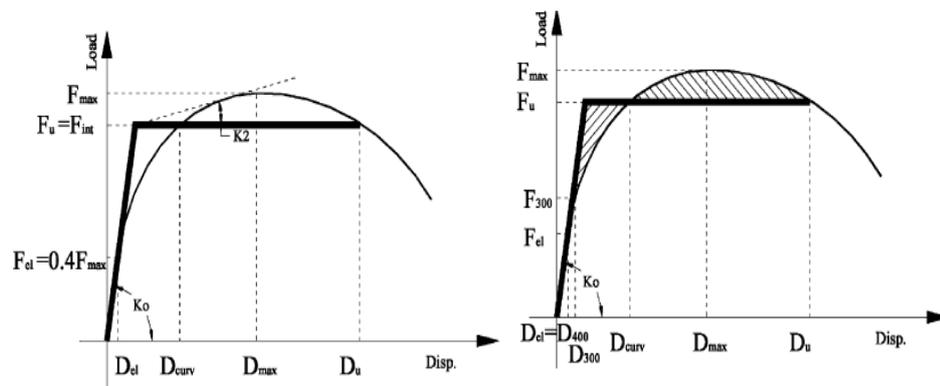


Figure 1.3 : Méthodes pour déterminer le modèle élastoplastique équivalent [5].

L'application des deux méthodes a montré que la méthode I tend à produire une limite de rupture inférieure avec des valeurs de ductilité plus élevées à celles trouvées en utilisant la méthode II.

L'accent a été mis sur l'importance de détails constructifs au niveau des coins du SWP tels que les boulons d'ancrage et le dispositif HoldDown, pour que les efforts dans les montants d'extrémité soient transférés convenablement.

En comparant les performances de différentes configurations de SWP testées, il a été constaté que les SWP ayant une plaque de remplissage en plâtre à la face intérieure présentent une augmentation de résistance d'environ 17%. En considérant les SWP avec des ouvertures, ces derniers ont montré une diminution significative de 60% en termes de rigidité élastique et 20 à 30% en termes de résistance ultime.

Rogers C.A. et al. (2004)

Un total de 109 spécimens de SWP en CFS ont été testés et analysés par les auteurs [6] ; avec des plaques de remplissage en bois de différents types et largeurs et différentes configurations d'assemblage ont été choisis dans le programme d'essais cyclique et monotonique de manière à compléter la base de données nord-américaine. La technique d'énergie élasto-plastique équivalente EEEP (Equivalent Energy Elastic Plastic) a été utilisée pour l'évaluation des données expérimentales afin de déduire les paramètres dimensionnels tels que la résistance élastique, la rigidité élastique et la ductilité. Une évaluation des propriétés des SWP et leurs modes de rupture en fonction de la variation de la taille de panneau, le diamètre et l'espacement des vis, type de panneau de remplissage et le type du chargement ont été documentés comme un complément de guide de calcul et de dimensionnement des SWP.

Il a été constaté que la résistance latérale d'un SWP est inversement proportionnelle à l'espacement des vis. Les SWP dont le ratio $H/L = 4:1$ nécessitent une grande déformation pour que leur résistance ultime soit développée.

Dubina D. (2008)

Dubina D. [7] a effectué des essais des vibrations ambiantes sur une maison en CFS en phase de construction, en vue d'observer le comportement de la structure en termes des caractéristiques modales, en fonction de l'avancement des travaux, afin d'identifier la contribution des éléments non structuraux traditionnellement non considérés dans la procédure de dimensionnement.

L'auteur a élaboré un modèle en éléments finis, où la rigidité des SWP est modélisée et calibrée par des résultats d'essais expérimentaux antérieurs. Les résultats du modèle en éléments finis ont été en bonne concordance avec ceux trouvés par les essais des vibrations ambiantes dans les trois étapes de construction du bâtiment. De plus, les mesures in-situ fournissent une évidence pour l'effet significatif d'amortissement provoqué par les finitions, qui contribuent dans la résistance au chargement sismique.

Cheng Y. (2010)

L'article publié par Cheng Y. [8] présente un projet de recherche visant à déterminer les valeurs de résistance au cisaillement des SWP ayant des plaques de

remplissage en tôle d'acier dont l'épaisseur est différente de celles des SWP publiés dans le code AISI S213-07 (American Iron and Steel Institute) [9] pour différents ratios hauteur/largeur (H/W).

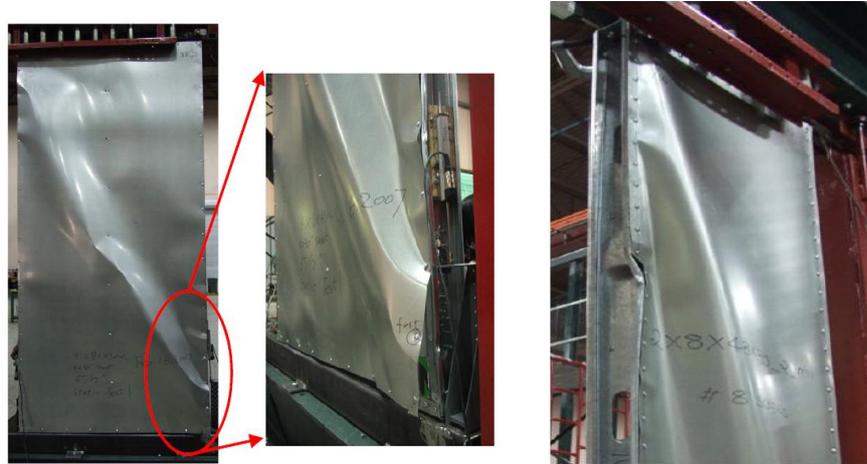


Figure 1.4 : Modes de rupture observés durant les essais [8].

La déformation de la plaque de remplissage et l'arrachement des vis de fixation sont les principaux modes de rupture observés durant les essais quasi-statique. La perte de stabilité des montants d'extrémité a été également constatée pour des SWP ayant un espacement des vis de l'ordre de 51 mm (figure 1.4).

Les résultats d'essais indiquent que le facteur de réduction de la résistance latérale donné par le code AISI S213-07 [9], utilisé pour des SWP ayant un ratio hauteur/largeur H/L supérieur à 2:1 représente assez bien la réduction de la résistance basée sur la limite de déplacement pour des SWP ayant un rapport H/L égale à 4:1.

Balh N. (2010)

54 SWP ayant une plaque de remplissage en tôle d'acier, différentes configurations ont été testées à l'université de McGill durant l'été 2008 par Balh N. [10]. Les spécimens varient en termes d'épaisseur (panneaux de remplissage et montants), de dimensions (le ratio H/W) et d'espacement des vis (éléments de fixation).

Le but du projet était de proposer des valeurs de dimensionnement pour le règlement CNB 2005 (Canadian National Building), confirmer les valeurs publiées dans le code AISI S213-07 [9], déterminer les modes de rupture et comparer les résultats avec ceux des SWP ayant une plaque de remplissage en bois.

Les résultats d'essais ont été analysés en utilisant le modèle d'énergie élastique plastique équivalente EEEP. Des exemples de spécimens ainsi que leurs modes de rupture observés durant les essais sont illustrés dans les figures ci-dessous.

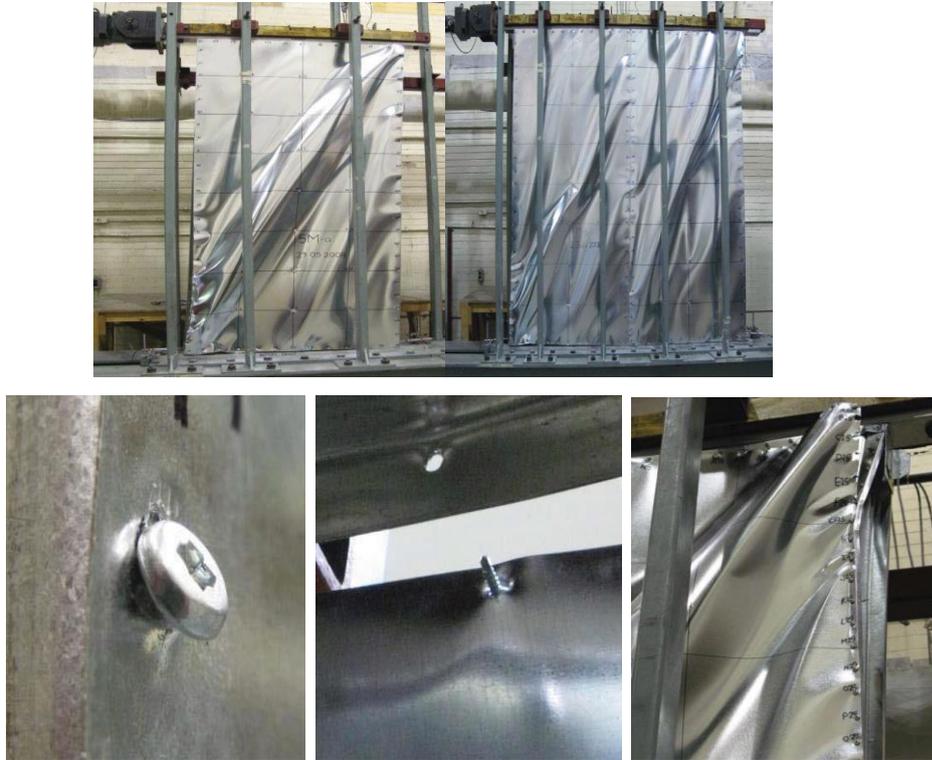


Figure 1.5 : Modes de rupture observés durant les essais cycliques [10].

Il a été constaté qu'en plus des modes de ruine associés à la rupture des éléments de fixation de la plaque de remplissage et le cadre du SWP, le flambement et la torsion des montants d'extrémité ont été également observés. L'origine de ces mécanismes de rupture, jugés indésirable, est l'excentricité de la force latérale appliquée au SWP. Cette asymétrie est due au fait que la plaque de remplissage est placée sur une seule face du SWP, ce qui conduit à des effets de flexion observés sous la forme d'une torsion.

Schafer B.W. et al. (2012)

Une série d'essais expérimentaux a été effectués sur des spécimens ayant une configuration physique différente que celle des panneaux publiés dans le code AISI S213-07 [9]. Ces derniers sont conçus spécialement pour un bâtiment qui sera soumis à un essai dynamique au moyen de la table vibrante de l'université de Buffalo.



a) Vue en face avant

b) Vue en face intérieure

Figure 1.6 : Détails d'un spécimen [11].

L'objectif de cette investigation expérimentale est la caractérisation non-linéaire des SWP conçus spécialement pour ce projet. Suite aux résultats d'essais, les SWP testés développent une résistance au cisaillement plus élevée que celle donnée par le code AISI S213-07 [9] pour des configurations plus ou moins similaires [11].

Shamim I. et al. (2013)

Une étude expérimentale sur des spécimens SWP isolés a été menée au moyen des essais dynamiques sur une table vibrante [12]. L'objectif était d'évaluer la performance sismique, de déterminer si le comportement des SWP est similaire au comportement observé durant les essais quasi-statiques déjà effectués, de mesurer le taux d'amortissement ainsi que la période fondamentale des vibrations.

Les auteurs ont également étudié l'influence du SWP supérieur sur le comportement global d'un système de contreventement à deux étages constitué par deux SWP superposés.

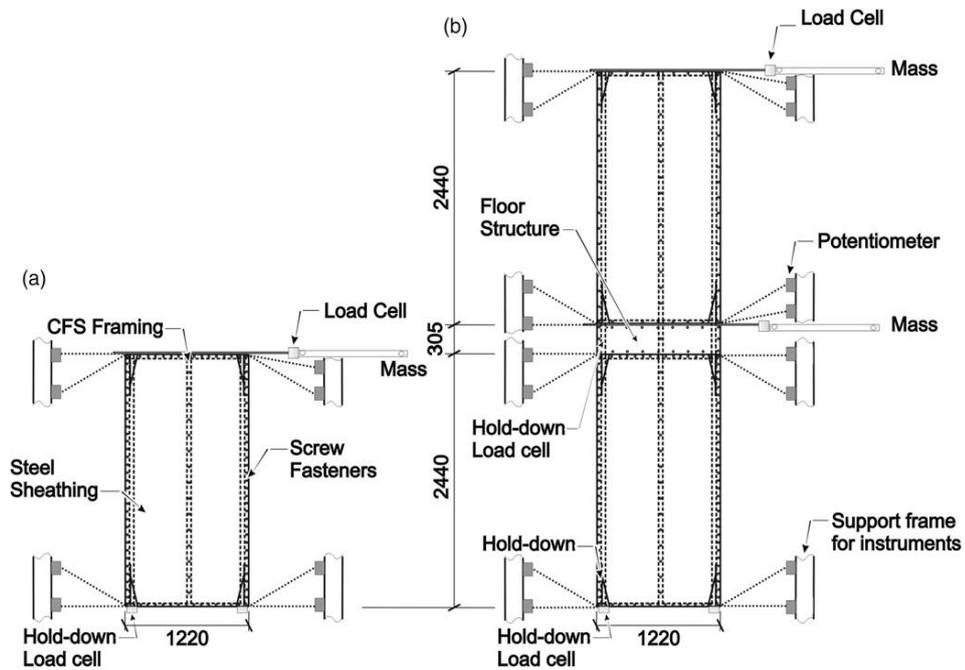


Figure 1.7 : Système de contreventement à un seul et à deux étages [12].

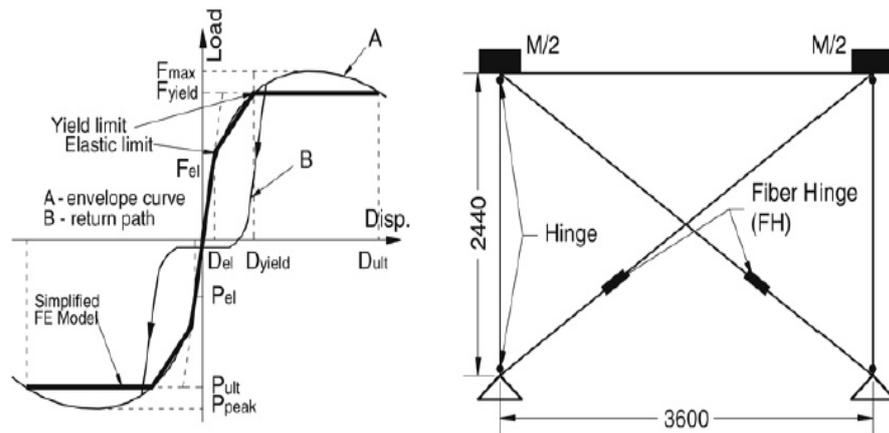
D'après les résultats des essais dynamiques, il a été montré que le comportement hystérésis ainsi que les modes de rupture des SWP sous chargement dynamique ne diffèrent pas de manière significative de ceux observés durant les essais quasi-statiques pour des SWP ayant des caractéristiques physiques et mécaniques identiques.

1.2.2 Modélisation par éléments finis

En plus des études expérimentales, de nombreux chercheurs ont fourni de grands efforts afin de modéliser les SWP numériquement.

Dubina D. (2008)

Dubina D. [7] a déterminé qu'il est très important de trouver un modèle hystérésis approprié afin d'évaluer la performance structurale d'un SWP en CFS sous une sollicitation sismique. Dubina a utilisé un modèle hystérésis tri-linéaire simple (figure 1.8 a).



a) Modèle hystérésis tri linéaire. b) Panneau de contreventement équivalent.

Figure 1.8 : Technique de modélisation utilisée par Dubina D. [7].

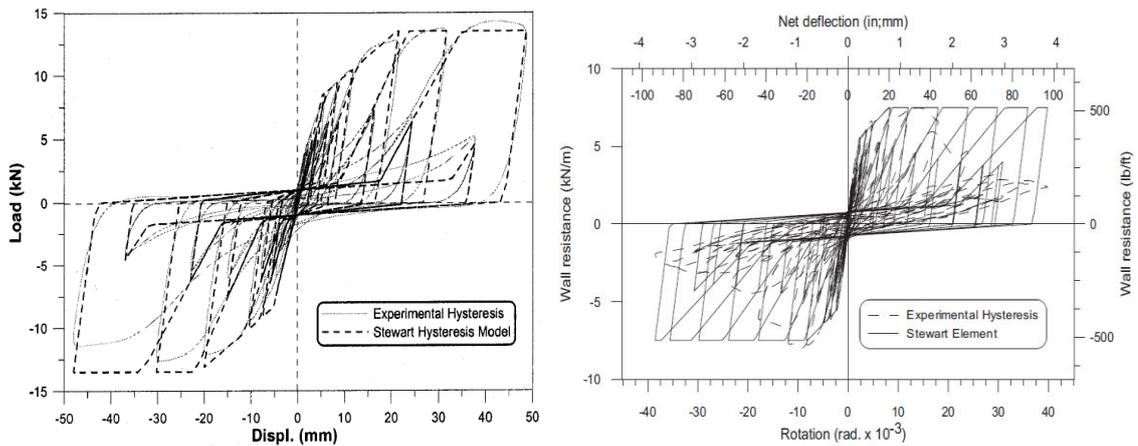
Le modèle tri-linéaire a été introduit dans le logiciel DRAIN-3D, pour une analyse dynamique non-linéaire en utilisant une représentation à un seul degré de liberté pour modéliser l'élément SWP.

Le modèle utilisé par Dubina ne prend pas en compte la dégradation de la résistance due aux chargements cyclique à des amplitudes de sollicitation égales. Il dépend également d'un grand nombre de paramètres qui doivent être prises à partir des résultats expérimentaux pertinents. En revanche, le modèle a une très bonne capacité de caractérisation de la réponse des SWP jusqu'à la résistance ultime en termes de pincement.

Boudreault A. (2005), Balh N. (2010)

Le modèle de Stewart (Stewart, 1987) a été choisi pour simuler le comportement hystérésis des essais cycliques sur SWP en CFS. Boudreault A. [13] a examiné plusieurs modèles et a constaté que le modèle de Stewart correspond au comportement hystérésis d'un SWP en CFS.

En raison de la similitude de comportement du SWP en CFS ayant des plaques de remplissage en bois et en tôle d'acier, le modèle de Stewart a été jugé approprié pour la simulation des essais expérimentaux effectués par Balh N. [10].



a) Spécimen 22. Boudreault A.

b) Spécimen 1. Balh N.

Figure 1.9 : Calibration de modèle hystérésis Stewart [13] [10].

Cependant, les inconvénients de ce modèle sont : il ne reproduit pas la dégradation de la résistance observée au cours des essais, il dépend également des résultats d'essais expérimentaux ce qui rend l'application de ce modèle limitée par le nombre d'essais déjà effectués. Suite à la figure 1.9, le modèle reproduit le comportement hystérésis d'un SWP ayant un panneau de remplissage en bois mieux que celui d'un SWP avec une plaque de remplissage en tôle d'acier.

Martinez J.M. (2007)

Dans cet article [14], une méthode analytique pour déterminer la résistance latérale ultime des SWP en fonction de leurs caractéristiques physiques et mécaniques est présentée. Les auteurs ont conclu à des valeurs de résistance latérale des SWP comparables avec celles obtenus expérimentalement.

Les auteurs ont proposé : une technique de modélisation par éléments finis des SWP en CFS, qui consiste en un élément plaque équivalent dont les caractéristiques physiques et mécaniques sont déterminées en tenant comptes de l'anisotropie du SWP ; et également, en un modèle non-linéaire prenant en compte la dégradation de la rigidité afin de simuler le comportement des SWP sous sollicitation latérale par une analyse statique non linéaire (Pushover).

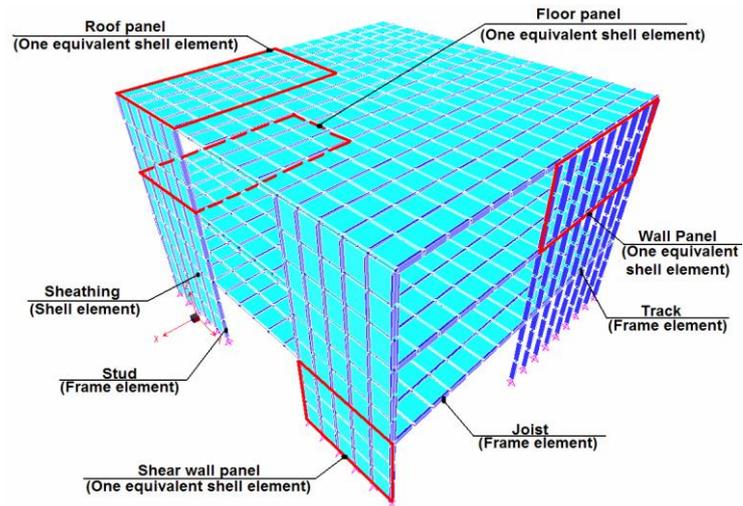


Figure 1.10 : Modélisation d'un bâtiment en CFS en utilisant SAP2000 [14].

Suite aux résultats de la simulation effectuée par Xu L. et Martinez J. au moyen de l'élément équivalent et le modèle de dégradation de la rigidité décrits ci-dessus, il a été démontré que malgré que la technique de modélisation soit réduite en termes de nombre d'éléments, l'utilisation de cette dernière pourrait donner des résultats raisonnables et une bonne efficacité.

Liu P. et al. (2012)

Le modèle Pinching4 mis en œuvre dans le logiciel OpenSees (logiciel de modélisation par éléments finis), a été utilisé dans le but de caractériser le comportement cyclique des SWP en CFS, ce dernier est calibré en se basant sur les résultats expérimentaux. Le modèle Pinching4 reprend fidèlement le comportement hystérésis et pourrait être utilisé dans l'analyse dynamique non-linéaire des systèmes en CFS [15].

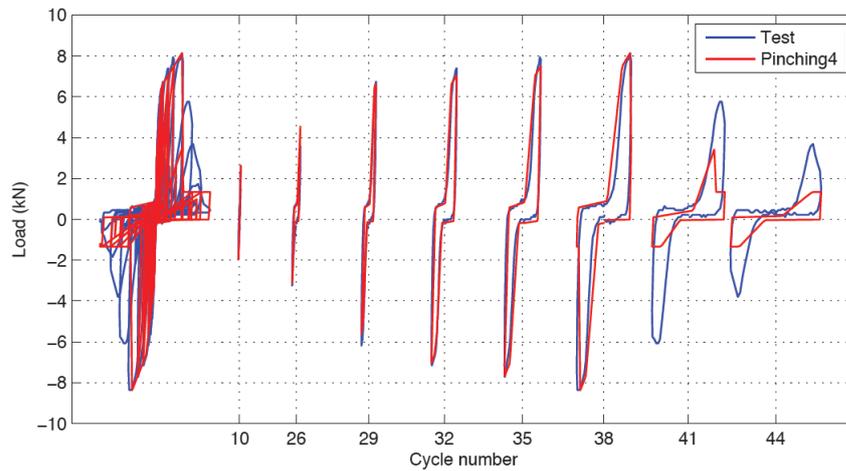


Figure 1.11 : Comparaison entre les boucles hystérésis expérimentales et le modèle analytique Pinching4 [15].

Malgré que le modèle utilisé représente assez bien le comportement hystérésis d'un SWP en CFS, ce dernier nécessite une calibration sur la base des données expérimentales disponible. En d'autres termes, l'application de ce modèle est limitée en fonction du nombre d'essais déjà effectuées.

Leng J. et al. (2012)

Suite au travail réalisé par Liu P. et al. [15], des modèles en éléments finis en 2D et en 3D capables de faire l'objet d'une analyse dynamique non-linéaire ont été établis dans OpenSees. La non-linéarité étudiée dans les modèles est représentée par la caractérisation des SWP. Ces derniers sont modélisés par un élément non linéaire qui reflète son comportement hystérésis (le pincement, la dégradation de la résistance et de la rigidité) en se basant sur les essais effectués sur des spécimens identiques à ceux utilisés pour élaborer le modèle numérique [16].

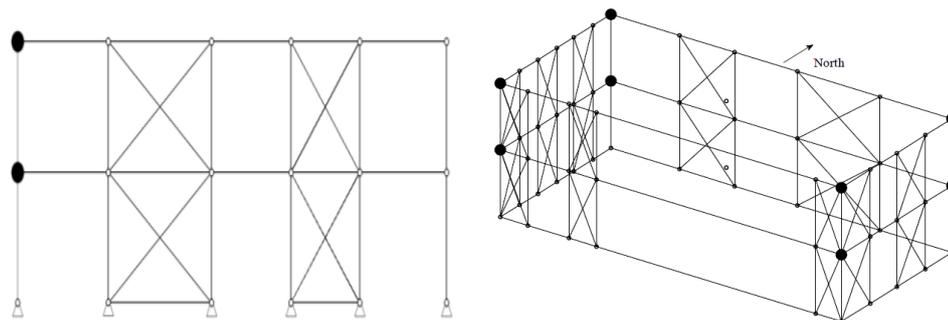


Figure 1.12 : Modèles en éléments finis [16].

D'après les résultats d'analyse du modèle en éléments finis en 2D des bâtiments en CFS, ce type de modélisation est adéquat si le bâtiment a un diaphragme flexible ; en revanche, ce type de modélisation est inapproprié pour les bâtiments ayant un diaphragme rigide. Une distribution asymétrique des SWP conduit à une excentricité entre le centre de masse et le centre de rigidité, cette excentricité ne peut être modélisée seulement si un modèle en 3D avec une rigidité du diaphragme appropriée est établi.

Bourahla N. et al. (2012)

Les auteurs [17] ont développé une technique de modélisation permettant d'analyser une structure contreventée par des SWP en CFS en utilisant le logiciel de modélisation par éléments finis SAP2000.

L'approche consiste à remplacer le panneau par un élément non linéaire « shear link » qui reflète son comportement au cisaillement, ce dernier est relié aux éléments d'extrémités (poutres et poteaux) par des éléments rigides dont les caractéristiques sont équivalentes à celles du SWP pour absorber les efforts axiaux. Les propriétés élastiques et post-élastiques du modèle hystérésis multilinéaire sont déterminées en utilisant des méthodes analytiques et empiriques.

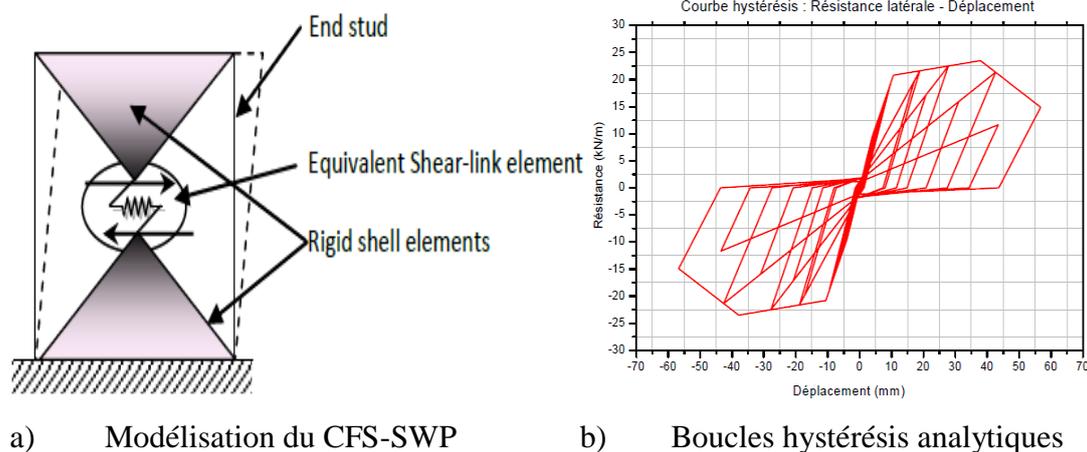


Figure 1.13 : Modèle du mur de contreventement en CFS [17].

Une série d'essais des vibrations ambiantes a été effectuée sur un immeuble de cinq étages récemment construit pour valider la rigidité élastique des SWP en CFS.

Suite à une étude comparative menée sur les fréquences analytiques et celles obtenue par des essais des vibrations ambiantes, ainsi qu'une investigation de la

performance sismique, il a été conclu que malgré que la technique de modélisation soit simple, les résultats peuvent représenter les caractéristiques de la réponse élastique et post-élastique de ce type des structures.

Nithyadharan M. et Kalyanaraman V. (2013)

Le modèle Bouc-Wen-Baber-Noori (BWBN), est utilisé pour simuler le comportement de dégradation, tels que la dégradation de la résistance et de la rigidité ainsi que le phénomène de pincement observés dans SWP en CFS sous un chargement cyclique. Ce dernier dépend d'un grand nombre de paramètres identifiés sur la base des données expérimentales des panneaux de contreventement, d'où l'application de ce modèle est limitée par le nombre d'essais déjà réalisés [18].

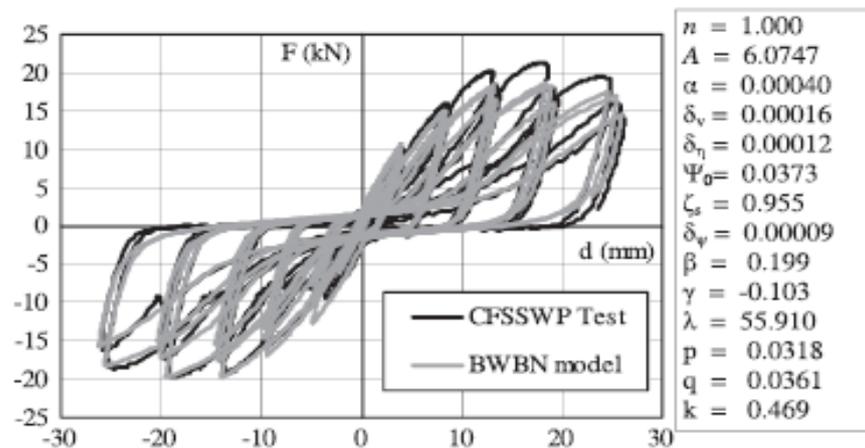


Figure 1.14 : Comparaison entre les boucles hystérésis expérimentales et le modèle analytique BWBN [18].

D'après la figure 1.14, la résistance développée pendant chaque cycle du chargement est légèrement plus élevée dans le sens positif que dans le sens négatif. La non-symétrie des boucles hystérésis est due essentiellement à l'endommagement permanent à l'interface élément de fixation-plaque de remplissage durant les cycles positifs initiaux. Cependant, le modèle génère un comportement hystérésis symétrique. Cela conduit à une différence entre la résistance donnée par le modèle BWBN et celle obtenue par essai expérimental, notamment pour les amplitudes positives.

Shamim I. et al (2013)

Shamim I. et Rogers C.A. [12] ont effectué des essais dynamiques au moyen d'une table vibrante sur des systèmes de contreventement SWP en CFS à un seul et à deux étages. Le logiciel OpenSees (McKenna et al.) [19] capable de simuler la dégradation de la résistance est utilisé afin d'élaborer un modèle en éléments finis plus précis. Ce dernier a été calibré par des résultats d'essais dynamiques sur table vibrante.

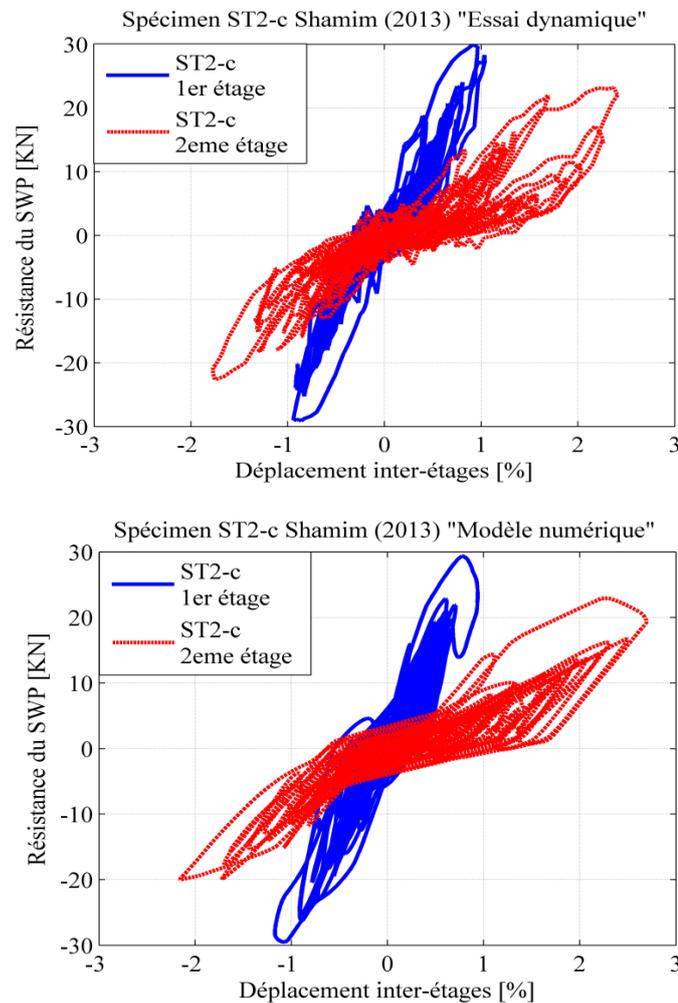


Figure 1.15 : Boucles hystérésis expérimentales capturées par un modèle en éléments finis en utilisant OpenSees [12].

Les résultats de la simulation ont mis en évidence la nécessité de développer un modèle en éléments tenant en compte le comportement plastique du SWP ainsi que la rigidité élastique du dispositif HoldDown pour que la réponse mesurée du SWP soit reproduite aussi fidèlement que possible.

1.3 Conclusion

En littérature, un programme important d'essais au laboratoire et d'études de simulation numérique a été élaborés sur la performance des panneaux de contreventement SWP en profilés d'acier formés à froid CFS, soumis à une sollicitation monotonique ou cyclique.

Les résultats d'essais ont mis l'accent sur les caractéristiques de la réponse hystérésis des SWP fortement influencée par le comportement des éléments de connexion plaque-cadre du SWP, telles que : la non-linéarité, la dégradation de la rigidité et de la résistance ainsi que l'effet de pincement.

Plusieurs modèles en éléments finis ont été développés par des chercheurs afin de simuler le comportement hystérésis des SWP en CFS. Cependant, les paramètres de ces modèles sont directement liés aux conditions et aux résultats des essais expérimentaux. D'où la nécessité d'élaborer un modèle hystérésis à l'échelle du panneau dont les paramètres peuvent être obtenus à partir de ses caractéristiques physiques et mécaniques afin de générer sa réponse latérale sous une sollicitation quasi-statique ou dynamique, pour des situations où les essais ne sont pas disponibles ou pratiques.

CHAPITRE 2

ELABORATION D'UN MODELE HYSTERESIS

2.1 Introduction

Les connaissances actuelles sur le comportement des panneaux de contreventement SWP en profilés d'acier formés à froid CFS soumis à un chargement sismique viennent des essais de laboratoire à une échelle réelle avec peu de considérations théoriques. Ces essais sont généralement très onéreux et laborieux. Par conséquent, le développement d'un modèle hystérésis approprié est important afin d'être en mesure d'élaborer des modèles en éléments finis capables de simuler la réponse d'un système soumis à un chargement latéral et éventuellement fournir une meilleure compréhension de son comportement complexe.

Les caractéristiques intrinsèques des SWP en CFS, telles que : la non-linéarité, la grande variabilité dans la résistance et la rigidité des différents éléments et leurs connexions etc., rendent l'analyse des structures en CFS en utilisant des logiciels de modélisation par éléments finis moins précise que celle des structures en acier ou en béton armé. Inclus dans ce chapitre, une description de ces caractéristiques intrinsèques, ainsi que l'élaboration d'un modèle hystérésis non linéaire, dépendant de l'historique du chargement et tenant en compte la dégradation de la rigidité et de la résistance, ainsi que l'effet de pincement.

2.2 Caractéristiques hystérésis des SWP en CFS

Chaque système de contreventement soumis à un effort de cisaillement manifeste un comportement hystérésis. En partie, les facteurs qui influencent les boucles hystérésis peuvent être attribués aux variables externes telles que le type et la vitesse de protocole de chargement, ainsi qu'aux matériaux et aux caractéristiques structurelles du système de contreventement lui-même.

La figure 2.1 montre une courbe hystérésis d'un SWP de 1220 x 2440 mm en CFS ayant un remplissage en bois. A partir de cette figure, on peut apprécier visuellement la forme asymétrique caractérisée par un rétrécissement de la résistance du panneau au voisinage de l'origine. Ces boucles sont principalement caractérisées par une faible dissipation d'énergie dans le deuxième et le quatrième quadrant du graphe.

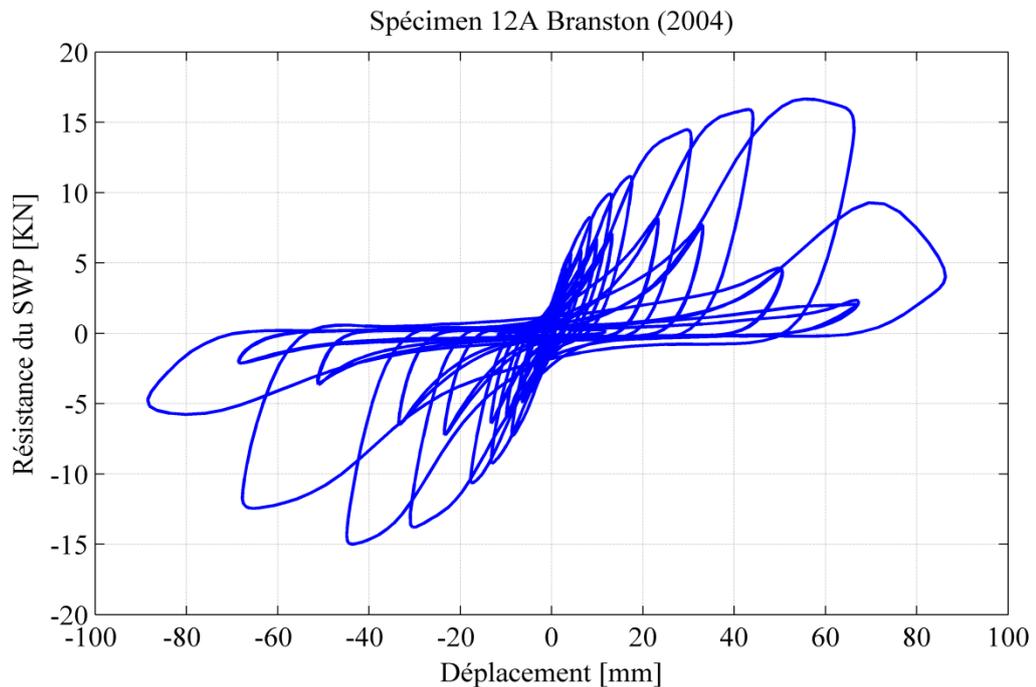


Figure 2.1 : Exemple d'une courbe hystérésis [20].

Plusieurs essais ont été réalisés sur des spécimens avec différents types et configurations de SWP avec ou sans ouvertures. Une observation commune à ces essais est que le comportement hystérétique du panneau est dominé principalement par le comportement de ses connexions élémentaires (entre l'élément panneau de remplissage et les éléments du cadre du SWP), par conséquent, le comportement de SWP est influencé par la déformation plastique au niveau de ses connexions. L'effet mémoire, se produit quand la relation force-déplacement d'un cycle est directement influencée par la force et le déplacement du cycle précédent. Cette caractéristique particulière rend la modélisation d'un SWP en CFS sous un chargement cyclique plus complexe que celle où le panneau est soumis à un chargement progressif (monotonique).

Les caractéristiques les plus importantes de la courbe hystérésis d'un SWP en CFS sont : la non-linéarité, la dégradation de la rigidité et de la résistance, ainsi que l'effet de pincement.

2.2.1 Non-linéarité

Contrairement à d'autres systèmes de contreventement constitués de matériaux tels que l'acier ou le béton armé, où le comportement est linéaire à faibles sollicitations, les SWP en CFS manifestent un comportement non linéaire même à très faible niveau de déformations (figure 2.2). Cette caractéristique est due à la complexité structurelle du SWP composé de montants, traverses, plaque en bois ou en acier et d'éléments de fixations.

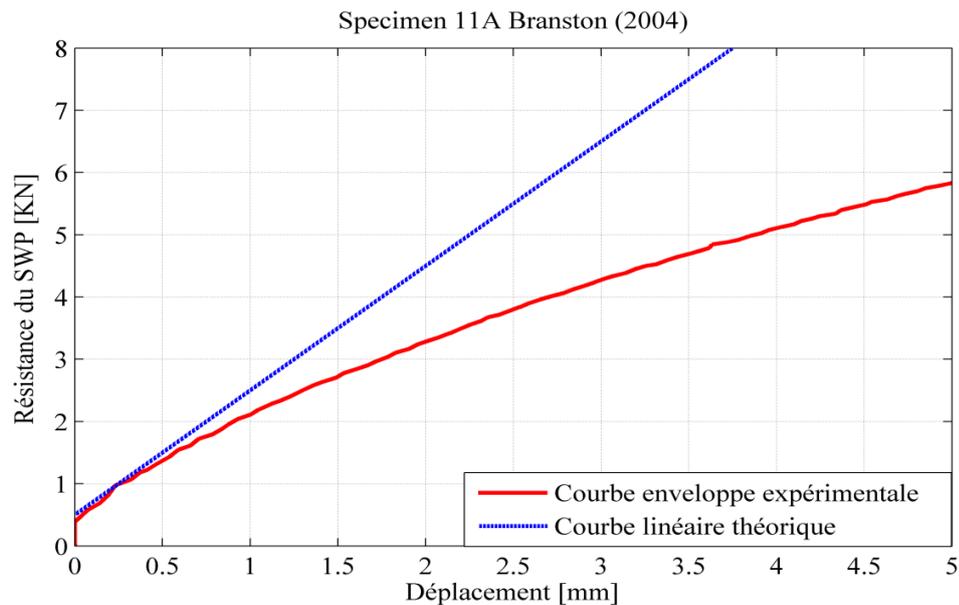


Figure 2.2 : Relation non linéaire à faible sollicitation entre l'effort tranchant et le déplacement latéral d'un SWP en CFS [20].

2.2.2 Dégradation de la rigidité

La rigidité est la pente d'une boucle hystérésis par rapport à l'axe des déplacements. Comme la rigidité diminue avec l'évolution du chargement appliqué, la surface délimitée par la boucle hystérésis diminue également. Cette surface représente la capacité des SWP à absorber l'énergie. Par conséquent, la dégradation de rigidité induit au SWP d'absorber moins d'énergie par rapport au cycle précédent. La connaissance de cette

caractéristique est cruciale afin d'éviter une surestimation de la rigidité et de la capacité de dissipation d'énergie d'un SWP.

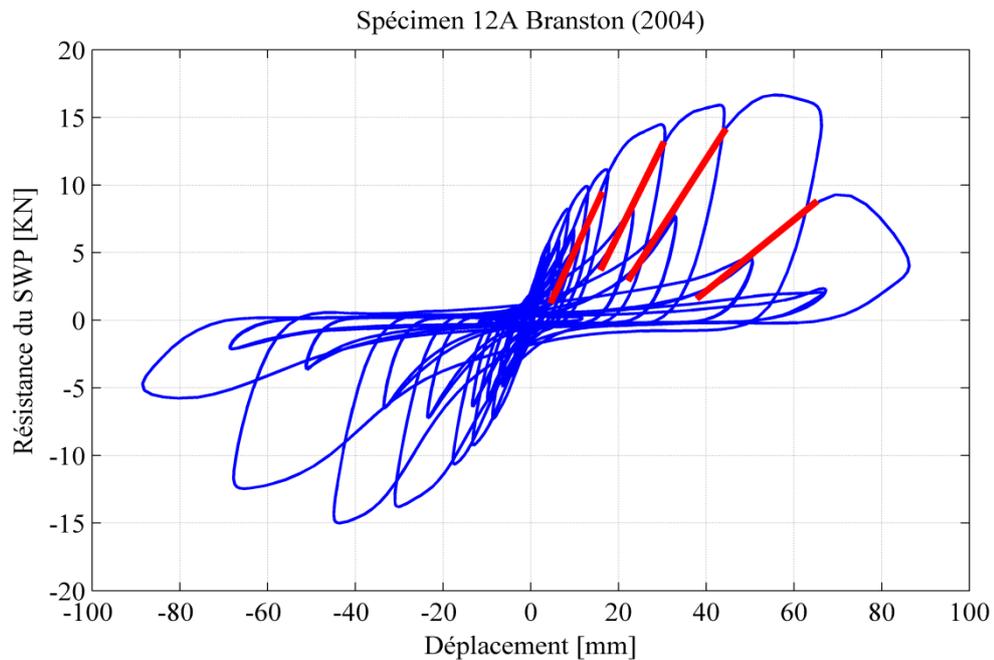


Figure 2.3 : Représentation de la dégradation de la rigidité [20].

2.2.3 Le pincement

L'effet de pincement représente la caractéristique la plus importante de la courbe hystérésis d'un SWP en CFS, ce dernier est provoqué par la perte de la rigidité au niveau des éléments de fixation entre la plaque de remplissage et le cadre du SWP, où un vide est créé autour de la vis quand le panneau de remplissage est écrasé. A chaque déplacement cyclique de la structure, les vis de fixation se déplacent librement à travers la fente, d'où une réduction considérable de la résistance jusqu'à ce que le contact des vis avec la plaque de contreventement soit rétabli, un gain de rigidité est rétabli également. Lors du déplacement à travers la fente, la vis autour de sa tête est libre de basculer sans le support du panneau de remplissage et le contact entre le filetage et la couche mince de l'acier offre une résistance résiduelle au chargement appliqué. Cette force résiduelle peut être considérée comme étant constante même après plusieurs incursions dans le domaine plastique (figure 2.4). L'effet de pincement est une conséquence de la dégradation de la rigidité décrite ci-dessus.

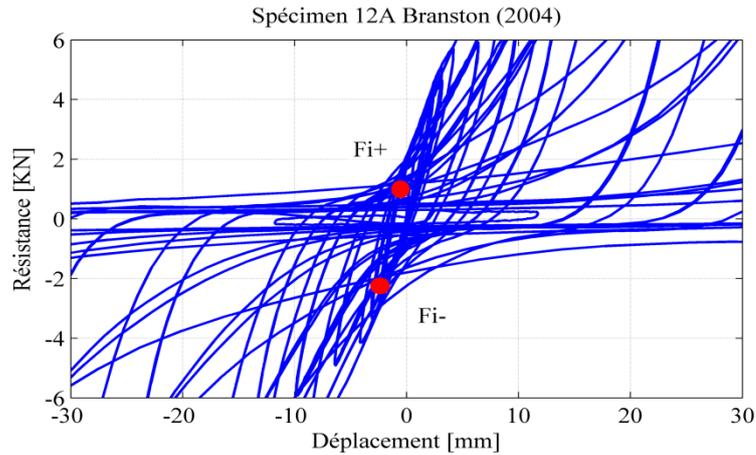


Figure 2.4 : Force d'interception à un déplacement nul [20].

Différents niveaux de l'effet de pincement peuvent être observés. Pour des déplacements faibles, le SWP est peu endommagé, donc presque aucun pincement ne peut être observé (figure 2.5.a). Plus le déplacement augmente, l'effet de pincement devient de plus en plus évident (figure 2.5.b et 2.5.c). Ce qui influe sur la capacité du SWP à dissiper l'énergie qui diminue de manière significative. La négligence de l'effet de pincement dans le développement d'un modèle hystérésis d'un SWP en CFS conduirait à une surestimation de sa capacité de dissipation d'énergie et donnerait des estimations imprudentes de sa réponse.

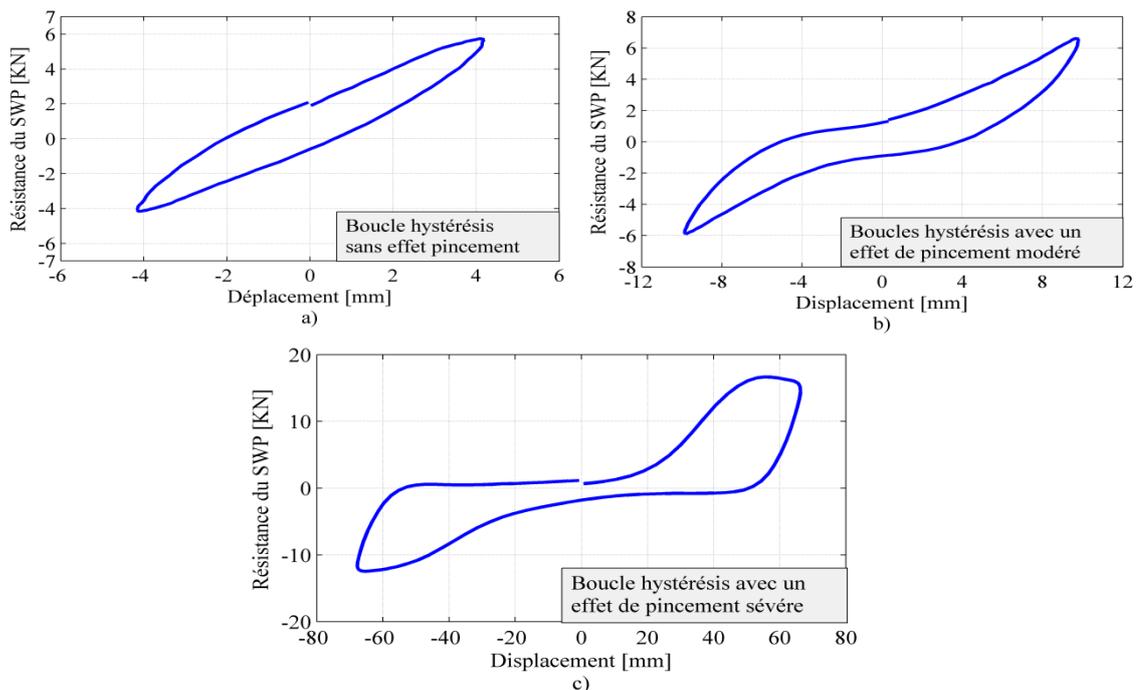


Figure 2.5 : Evolution du pincement des boucles hystérésis avec l'accroissement des déplacements [20].

2.2.4 Dégradation de la résistance

La réponse hystérésis indique que la résistance se dégrade avec le nombre et l'amplitude des cycles du chargement, même si le déplacement associé à la résistance maximale du SWP n'a pas été atteint. La dégradation de la résistance peut également être identifiée lorsqu'un SWP en CFS est soumis au même niveau de sollicitation deux fois consécutives. A l'échelle des éléments de fixation, la formation de jeu autour de la tête de la vis au cours de la première incursion dans une direction donnée, conduit à une perte de la résistance pour les boucles successives au même niveau de sollicitation, cela est dû simplement au fait qu'on ne peut s'attendre qu'à une résistance moins importante d'un panneau de remplissage endommagé au niveau des éléments de fixation.

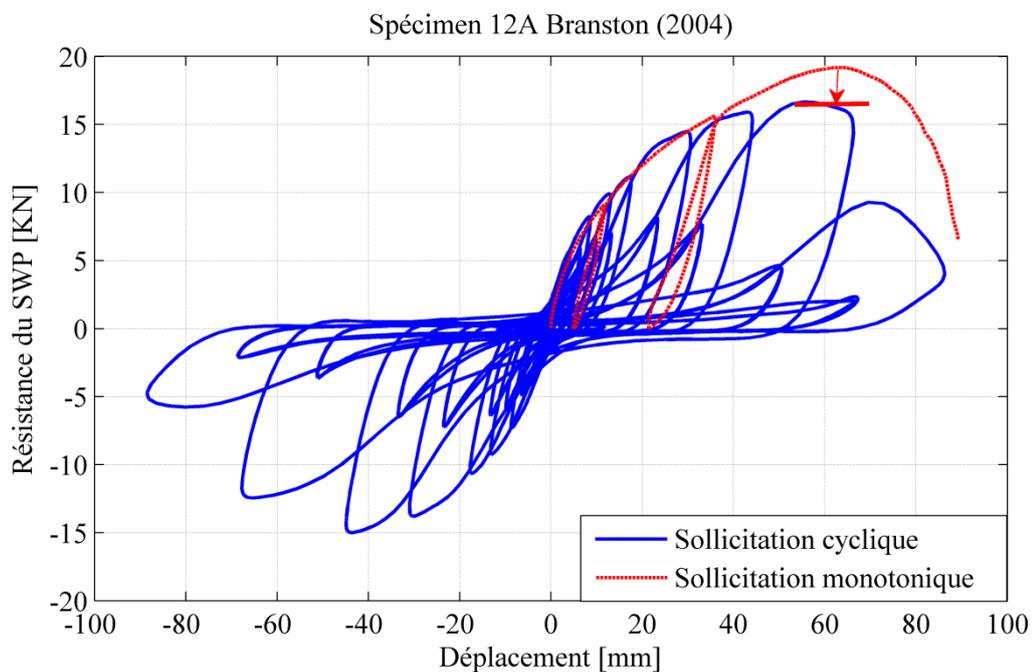


Figure 2.6 : Réponse cyclique et monotonique d'un SWP en CFS [20].

2.3 Méthodes analytiques pour la détermination de la résistance latérale des SWP en CFS

La détermination de la résistance latérale d'un SWP en CFS et son déplacement associé est cruciale pour estimer la performance des structures en CFS. De plus, la résistance latérale d'un SWP en CFS est utilisée dans cette étude pour l'évaluation des caractéristiques élastiques et post-élastiques.

Ces dernières années, plusieurs projets de recherche expérimentaux ont été institués dans le but de comprendre le comportement et de déterminer la résistance latérale d'un SWP en CFS. Serrette R. et al. [1], [2] ont conduit plusieurs essais sur des spécimens avec différents types et configurations de la plaque de remplissage tels que les carreaux de plâtre (Gypsum Wall Board « GWB »), les panneaux de lamelles orientées (Oriented Strand Board « OSB »), le contreplaqué multiple (plywood) et les tôles minces à base d'acier formé à froid. Les résultats des essais ont contribué au développement du code North American Standard for Cold-Formed Steel Framing – Lateral Design, AISI S213-07 [9], publié par the American Iron and Steel Institute. Plus récemment, Rogers et al. [6] ont testé des SWP avec des plaques de remplissage en bois canadien. L'objectif global de ce projet de recherche expérimental était de développer une méthode de conception sismique qui pourrait être utilisée parallèlement avec le code canadien CNB 2005 (Canadian National Building). Bahl N. et al. [10] et Cheng Y. [21] ont initié un programme d'essais sur le contreventement par panneau structural en tôle en acier. Le but du projet était de proposer des valeurs de la résistance nominale pour ce type de SWP et de déterminer leurs modes de rupture.

Actuellement, les ingénieurs concepteurs obtiennent la résistance latérale d'un SWP en CFS à partir des valeurs publiées dans le code AISI S213-07 [9]. Les résistances nominales des SWP présentées sous formes des tableaux, sont pratiques à utiliser ; ces dernières sont déterminées sur la base d'essais expérimentaux, ce qui donne un degré de confiance aux praticiens. Toutefois, l'application de ces tableaux est limitée par le nombre d'essais effectués sur SWP avec différentes caractéristiques des matériaux et détails de construction, tels que le type et l'épaisseur de la plaque de remplissage, la taille et la configuration des montants, la taille et l'espacement des éléments de fixation.

Dans cette section deux méthodes d'estimation de la rigidité et de la résistance latérale au cisaillement des SWP en CFS sont présentées. Ces deux méthodes se basent essentiellement sur le comportement des SWP et leurs modes de ruptures,

La première méthode est une approche analytique proposée par Martinez J. M. et Xu L. [22] dont les auteurs définissent la résistance du SWP comme la somme de la résistance de la plaque de remplissage ($P_{\text{sheathing}}$) et celle des montants, avec prise en charge de la correction de la résistance du panneau structural par des coefficients empiriques qui tiennent compte du comportement non linéaire des éléments de fixation entre la plaque de

remplissage et le cadre du SWP. Cependant, la rupture du SWP par instabilité latérale ou voilement local de la plaque de remplissage n'est pas prise en considération dans le calcul de la résistance. Pour contourner cette limitation, on fait appel à une deuxième méthode développée par Noritsugu Y. et Cheng Y. [23]. Cette dernière est basée sur la similitude qui existe entre le comportement d'une plaque en tôle à base d'acier formé à chaud et celui d'une tôle à base d'acier formé à froid ; la résistance du SWP est principalement générée par la tôle de remplissage à travers un champ d'action diagonal.

2.3.1 Modes de rupture

A l'état ultime, la rupture d'un SWP en CFS soumis à un chargement latéral (Séisme, Vent etc.) se produit quand le panneau n'a plus de force supplémentaire pour résister aux forces latérales qui lui sont appliquées. Selon les essais de laboratoire qui ont été réalisés, tels que par Rogers C.A. et al. [6], Bahl N. [10], Cheng Y. et al. [8], Schafer B.W. et al. [11], Shamim et al. [12] etc. le mode de rupture prédominant est associé à la rupture de la plaque de remplissage. Il a été constaté que la rupture est souvent initiée au niveau des connexions entre le remplissage en bois et les éléments du SWP. La rupture de la plaque de remplissage est évidente en raison de la rupture des connexions entre le remplissage et les éléments du SWP. Cependant, quand l'épaisseur des membrures en CFS est relativement faible (ex : épaisseur ≤ 0.84 mm), la rupture d'un SWP en CFS peut être initiée par le flambement local de la membrure comprimée. La rupture des membrures (montants d'extrémité) peut se produire également quand le panneau de remplissage est installé sur les deux faces du SWP, ce qui induit une augmentation de la capacité du SWP de résister aux charges latérales, les forces résultantes au niveau des membrures sont amplifiées, ce qui peut conduire à une perte de stabilité de la membrure comprimée avant d'atteindre la rupture du panneau de remplissage.



Figure 2.7: Réponse d'un SWP de 2,75 m x 2,44 m, séparation de la plaque de remplissage suite aux endommagements subis par les vis de fixation [11].

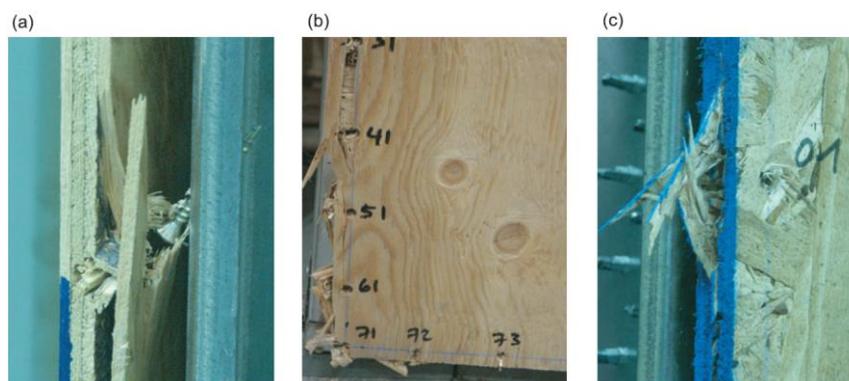


Figure 2.8 : Modes de rupture typiques des éléments de connexion entre le panneau de remplissage et le cadre du SWP: (a) pull through; (b) tear out – bearing – plug shear; (c) bearing [24].



Figure 2.9 : Perte de stabilité du montant d'extrémité comprimé [20].

Cheng Y. [8], Bahl N. [10], Shamim I. et al. [12] ont conduit un programme expérimental sur les SWP en CFS dont l'élément de remplissage est en tôle d'acier CFS-SSSWP (Cold Formed-Steel Steel Sheet Sheathed Shear Wall Panel). Il a été constaté que la résistance au cisaillement d'un CFS-SSSWP est principalement générée par la tôle de remplissage à travers un champ de traction diagonal (figure 2.10 a). Les modes de rupture observés sont : l'endommagement des éléments de fixation entre le cadre du SWP et son remplissage et sous certaines conditions (une dense concentration des vis et/ou une épaisseur relativement importante de la tôle de remplissage) la rupture du panneau peut être à l'origine d'une instabilité de la membrure comprimée (figure 2.10 b).

D'après la figure (2.10), la tôle de remplissage ne contribue pas à la résistance latérale de CFS-SSSWP de manière égale à travers la largeur entière du SWP. Une certaine largeur de la tôle de remplissage est prise en compte pour reprendre la majorité de la force de traction dans le système. Ainsi, dans la plupart d'essais, la rupture des éléments de fixation (tôle de remplissage/cadre du panneau) se manifeste au niveau des coins du SWP, plus précisément à l'intérieur du champ de traction.

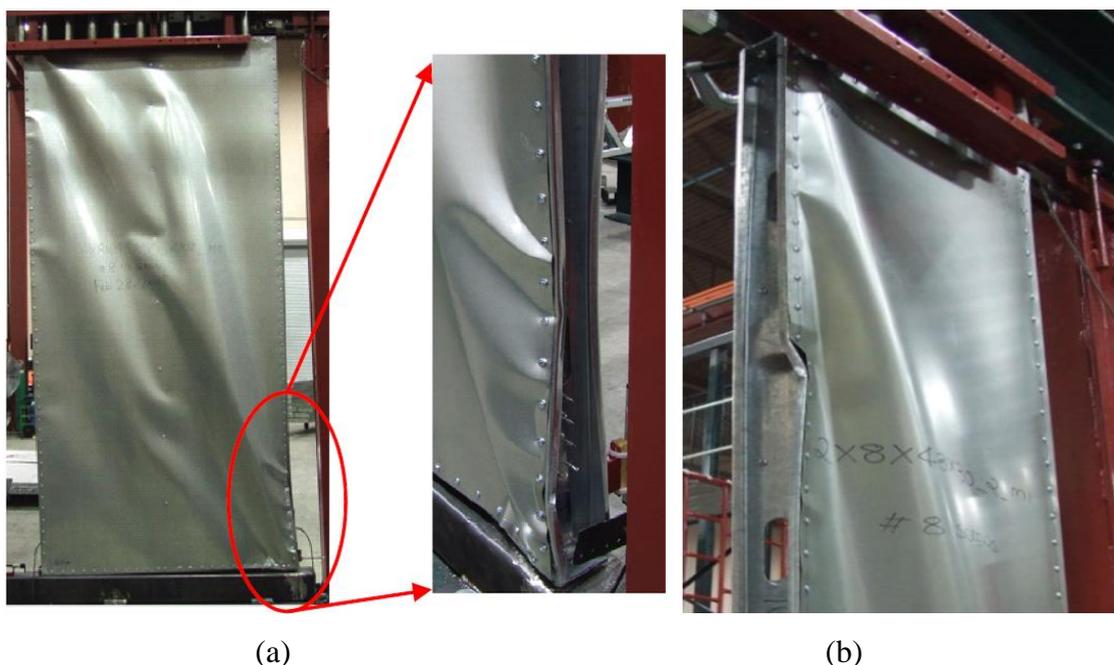


Figure 2.10 : a- Flambement de la tôle d'acier et distorsion de la semelle du montant d'extrémité (membrure) d'un panneau de 2.44 m x 1.22 m soumis à un chargement progressif (monotonique) ; b- Flambement de la membrure comprimée d'un panneau de 2,44 x 0,61 m avec un espacement des vis au périmètre de l'ordre de 51 mm [8].

2.3.2 Résistance latérale d'un SWP associée à la rupture de la plaque de remplissage

2.3.2.1 Méthode 1

La résistance latérale d'un CFS-WSSWP (Cold Formed Steel Wood Sheathed Shear Wall Panel) associée au mode de rupture de la plaque de remplissage, peut être exprimée par l'expression suivante :

$$P_R = P_S + P_F \quad (2.1)$$

où :

P_S : Résistance latérale au cisaillement du panneau de remplissage, quand ce dernier est installé sur les deux faces du SWP sa résistance est donnée par :

$$P_S = \sum_{i=1}^2 P_{S,i} \quad (2.2)$$

P_F : Résistance latérale associée aux montants du SWP (Framing) est donnée par :

$$P_F = K_F \cdot \Delta \quad (2.3)$$

K_F : Rigidité des montants ;

Δ : Déplacement latéral ultime du SWP sous force horizontale.

La contribution des montants à la résistance latérale du SWP est faible par rapport à celle de la plaque de remplissage, cette dernière est due à la rigidité réduite des montants. Donc K_F est pris comme étant la rigidité élastique des montants.

$$K_F = \sum_{Montants} \frac{3 \cdot E_F \cdot I_F}{h^3} \quad (2.4)$$

où :

E_F et I_F sont respectivement le module de l'élasticité longitudinale et le moment d'inertie du montant et h est la hauteur du SWP.

En considérant la compatibilité de la déformation latérale entre la plaque de remplissage et les montants avant la rupture du SWP, la relation entre la résistance du panneau de remplissage la déformation latérale du SWP est :

$$\Delta = \frac{P_S}{K_S} \quad (2.5)$$

En remplaçant (2.5) dans (2.3) on a :

$$P_F = \frac{K_F}{K_S} \cdot P_S \quad (2.6)$$

La résistance latérale du SWP sera donc :

$$P_R = \left(1 + \frac{K_F}{K_S}\right) \cdot P_S \quad (2.7)$$

où :

P_S est la résistance latérale de la plaque de remplissage défini dans l'équation (2.2) et K_S sa rigidité qui peut être calculée par la formule suivante :

$$K_S = \frac{G_S \cdot A_S}{1,2 \cdot h} \alpha_V + \frac{3 \cdot E_S \cdot I_S}{h^3} \alpha_B \quad (2.8)$$

où :

E_S et G_S sont respectivement le module d'Young et le module de cisaillement du matériau de la plaque de remplissage, h est la hauteur du SWP, α_V et α_B sont respectivement des coefficients de réduction de la rigidité latérale de déformation due au cisaillement et à la flexion, A_S et I_S sont la section transversale et le moment d'inertie du panneau de remplissage définis par les équations suivantes :

$$A_S = t_S \cdot l \quad (2.9)$$

$$I_S = \frac{t_S \cdot l^3}{12} \quad (2.10)$$

avec :

t_S : Epaisseur du panneau de remplissage

l : Largeur du SWP.

En plus de l'influence des propriétés du matériau et la section de la plaque de remplissage, la résistance latérale d'un SWP est fortement influencée par les caractéristiques et l'arrangement des éléments de fixation panneau de remplissage-cadre du SWP. A l'état de rupture, la rigidité latérale d'un SWP est réduite par rapport à sa rigidité élastique initiale. Rogers C.A. et al. [6], Serrette R. et al. [1], [2] ont mis en évidence que la dégradation de la rigidité latérale est principalement due à la rupture des éléments de fixation panneau de remplissage-cadre du SWP. Les coefficients de réduction de la rigidité

du panneau remplissage α_V et α_B sont introduits pour prendre en considération les effets de la rupture des vis de fixations.

$$\alpha_V = \left(\frac{C_U}{3,3 \cdot n_c} \right)^{1,8} \cdot \left(\frac{152,4}{S_c} \right) \quad (2.11)$$

$$\alpha_B = \left(\frac{6}{C_U} \right) \cdot \left(\frac{152,4}{S_c} \right)^{\frac{1,3 \cdot n_c}{C_U}} \quad (2.12)$$

où :

S_c est l'espacement des vis de fixation au périmètre du SWP en (mm), n_c est le nombre total des vis de fixation ; C_U est facteur de résistance ultime, ça représente le nombre des vis efficaces à l'état de rupture du SWP.

La résistance latérale de la plaque de remplissage (sheathing) P_s :

Martinez J. [22] a pris l'analogie entre un SWP et une connexion d'acier boulonnée chargée excentriquement. Dans les deux cas, la charge est appliquée de manière excentrique, la réduction de la résistance latérale du panneau de remplissage résulte principalement de la rupture des éléments de fixation initiée aux endroits loin du centre de rotation. L'auteur a utilisé la méthode inélastique pour évaluer la résistance des connexions boulonnées sollicitées de manière excentrique (Brandt, 1982). Cette dernière implique un processus itératif pour localiser le centre instantané de rotation inélastique d'un groupe de boulons. La résistance ultime de la plaque de remplissage est évaluée par l'expression suivante :

$$P_{s,i} = C_u \cdot V_r \cdot \eta \quad (i = 1,2) \quad (2.13)$$

où :

V_r : la résistance d'un seul élément de fixation déterminée par la valeur minimum de la portance du matériau de remplissage, la résistance au cisaillement de l'élément de fixation et la portance de l'acier du montant.

Le paramètre C_u est le facteur de réduction de la résistance à la rupture lié à l'excentricité de la charge appliquée. La détermination de C_u consiste à localiser le centre instantané de rotation d'un groupe d'éléments de fixation ceci est accompli en utilisant une procédure itérative. Néanmoins, il est préférable d'éviter le processus itératif même s'il est

simple à utiliser. Martinez J. a observé que le facteur de réduction de la résistance à la rupture C_u converge à la deuxième itération pour la quasi-totalité des cas. De plus, il a été constaté que la différence entre les valeurs de C_u obtenues dans la première et la seconde itération est très faible (de l'ordre de 3%). Alors, il est possible de simplifier davantage la procédure en éliminant le processus itératif sans affecter l'exactitude de la valeur de C_u (la méthode simplifiée pour évaluer le facteur C_u est présentée ci-dessous).

Le paramètre η est le facteur de modification qui prend en considération la variation du ratio H/W du SWP est donné par :

$$\eta = \sqrt{8 - \frac{h}{l}} - 1.45 \geq 0 \quad (2.14)$$

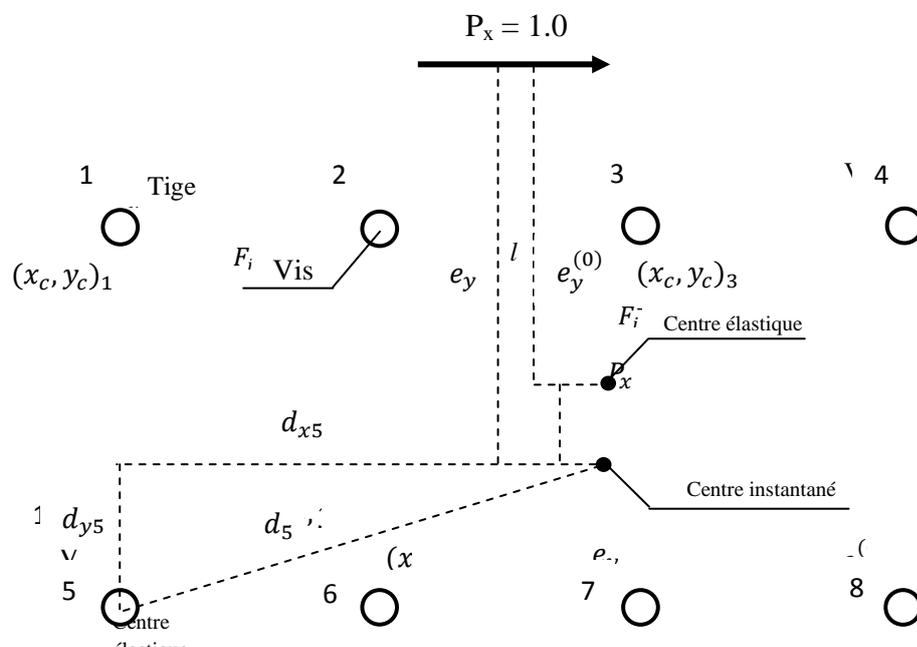


Figure 2.11 : Notation d'arrangement des éléments de fixation [22].

Procédure d'évaluation du facteur de réduction de la résistance à la rupture C_u

La procédure d'évaluation du facteur de réduction de la résistance à la rupture est décrite comme suivant :

Etape 1 : Calcul du moment d'inertie polaire du groupe d'éléments de fixation (vis) J , et le moment M_0 donnés par les équations suivantes :

$$J = \sum_{i=1}^{n_c} (x_{c_i}^2 + y_{c_i}^2) \quad (2.15)$$

$$M_0 = P_x \cdot e_y^0 \quad (2.16)$$

Etape 2 : Calcul de la distance entre le centre instantané de rotation et le centre élastique et l'évaluation de l'excentricité de la force unitaire appliquée par rapport au centre instantané de rotation :

$$\delta_y = (P_x/n_c) \cdot (J/M_0) \quad (2.17)$$

$$e_y = e_y^0 + \delta_y \quad (2.18)$$

Evaluation du moment associé à la force unitaire appliquée :

$$M_p = P_x \cdot e_y \quad (2.19)$$

Etape 3 : Calcul de la distance entre chaque élément de fixation et le centre instantané de rotation :

$$d_{y_i} = y_{c_i} + \delta_y \quad (2.20)$$

$$d_i = \sqrt{x_{c_i}^2 + d_{y_i}^2} \quad (2.21)$$

Calcul du moment associé aux éléments de fixations :

$$M = 0,93 \cdot \sum_{i=1}^{n_c} d_i \quad (2.22)$$

Etape 4 : Calcul du facteur de réduction de la résistance à la rupture :

$$C_U = \left| \frac{M}{M_p} \right| \quad (2.23)$$

- *Estimation de déplacement latéral d'un CFS-WSSWP*

Après avoir calculé la résistance latérale d'un CSF-WSSWP, son déplacement associé peut être évalué par l'équation suivante :

$$\Delta = \frac{P_R}{K_F + K_S} \quad (2.24)$$

où :

P_R : Résistance latérale de CFS-WSSWP.

K_F et K_S sont les rigidités latérales définies par l'équation (2.4) et (2.8) pour le cadre du SWP et le panneau de remplissage respectivement.

Exemple d'application :

Un exemple d'évaluation de la résistance latérale d'un CSF-WSSWP et son déplacement associé est présenté dans le but de démontrer la simplicité et l'efficacité de la méthode décrite ci-dessus. Les propriétés des matériaux et les détails de construction sont adoptés à partir de l'étude expérimentale menée par Rogers C.A. et al. [6], afin de pouvoir comparer les résultats analytiques avec ceux expérimentaux.

Pour le SWP n° 21 testé par Rogers et al. la hauteur et la largeur du panneau sont $h = 2440 \text{ mm}$ et $l = 1220 \text{ mm}$ respectivement et la plaque de remplissage est installée sur une seule face du SWP.

Les caractéristiques et les propriétés des montants du cadre sont :

- La limite élastique et la résistance à la traction : $f_y = 230 \text{ MPa}$, $f_u = 344 \text{ MPa}$;
- Module d'Young : $E_s = 203\,000 \text{ MPa}$;
- Montant d'extrémité : Section en C dos à dos (362S162-44 mils) ($t_F = 1,12 \text{ mm}$) ;
- Moment d'inertie d'un montant d'extrémité : $I_{Fe} = 181600 \text{ mm}^4$;
- Moment d'inertie d'un montant intermédiaire : $I_{Fi} = 51240 \text{ mm}^4$;

Les caractéristiques et les propriétés de la plaque de remplissage en lamelles orientées « OSB » sont :

- L'épaisseur de la plaque de remplissage « OSB » : $t_s = 11 \text{ mm}$;
- La force portante de la plaque : $F_{U-Sheathing} = 4,2 \text{ MPa}$;
- Module d'Young et de cisaillement de la plaque sont : $E_s = 9917 \text{ MPa}$, $G_s = 925 \text{ MPa}$;

Les caractéristiques des éléments de fixation sont :

- Vis No.8 de diamètre : $d_c = 4,064 \text{ mm}$;
- L'espacement des vis au périmètre du panneau est : $S_c = 152,4 \text{ mm}$;
- Le nombre total des vis au périmètre du panneau : $n_c = 50$.

L'évaluation de la résistance latérale de CFS-WSSWP associée à la rupture de la plaque de remplissage est effectuée comme suit :

Etape 1 : Calcul du moment d'inertie polaire du groupe de vis J et le moment M_0 , en utilisant les équations (2.15) et (2.16) respectivement.

$$J = \sum_{i=1}^{n_c} (x_{c_i}^2 + y_{c_i}^2) = 5,0851 \cdot 10^7 \text{ mm}^2$$

$$M_0 = P_x \cdot e_y^0 = 1.1220 = 1220 \text{ mm}$$

Etape 2 : calcul de la distance entre le centre instantané de rotation et le centre élastique, et l'évaluation de l'excentricité de la force unitaire appliquée par rapport au centre instantané de rotation basée sur les équations (2.17) et (2.18), respectivement.

$$\delta_y = (P_x/n_c) \cdot (J/M_0) = \frac{1,5,0851 \cdot 10^7}{50 \cdot 1220} = 883,62 \text{ mm}$$

$$e_y = e_y^0 + \delta_y = 1220 + 883,62 = 2053,62 \text{ mm}$$

L'évaluation du moment associé à la force unitaire appliquée.

$$M_p = P_x \cdot e_y = 1.2053,62 = 2053,62 \text{ mm}$$

Etape 3 : calcul de la distance entre chaque élément de fixation et le centre instantané de rotation basé sur les équations (2.20) et (2.21), respectivement. Calcul du moment associé aux éléments de fixation en utilisant l'équation (2.22).

$$M = 0,93 \cdot \sum_{i=1}^{n_c} d_i = 0,93 \sum_{i=1}^{50} d_i = 5,4405 \cdot 10^4 \text{ mm}$$

Etape 4 : calcul du facteur de réduction de la résistance à la rupture C_U en utilisant l'équation (2.23),

$$C_U = \frac{M}{M_p} = \frac{5,4405 \cdot 10^4}{2053,62} = 26,49$$

Etape 5 : calcul de la résistance minimale d'un élément de fixation basée sur sa résistance au cisaillement, la portance du panneau de remplissage et la portance du montant.

$$B_{r-Sheathing} = 3,0 \cdot t_s \cdot d_c \cdot F_{U-Sheathing} = 3,0 \cdot 11,0 \cdot 4,064 \cdot 4,2 = 563,27 \text{ N}$$

$$B_{r-Steel} = 3,0 \cdot t_F \cdot d_c \cdot F_U = 3,0 \cdot 1,12 \cdot 4,064 \cdot 344,0 = 563,27 \text{ N}$$

La résistance au cisaillement des vis destinées aux constructions à base d'acier formé à froid est donnée par Steel Studs Manufacturers Association (SSMA) [25].

$$V_{r-Sscrew} = 3256 \text{ N}$$

$$V = \min\{B_{r-Sheathing} ; B_{r-Steel} ; V_{r-Sscrew}\} = 563,27 \text{ N}$$

Etape 6 : Calcul de la résistance latérale de la plaque de remplissage par les équations (2.13) et (2.14).

$$\eta = \sqrt{8 - \frac{h}{l}} - 1,45 = \sqrt{8 - \frac{2440}{1220}} - 1,45 = 1,0$$

$$P_s = C_u \cdot V_r \cdot \eta = 26,49 \cdot 563,27 \cdot 1,0 = 14,92 \text{ KN}$$

Etape 7 : Calcul des coefficients de réduction de la rigidité latérale défini par les équations (2.11) et (2.12).

$$\alpha_V = \left(\frac{C_U}{3,3 \cdot n_c}\right)^{1,8} \cdot \left(\frac{152,4}{S_c}\right) = \left(\frac{26,49}{3,3 \cdot 50}\right)^{1,8} \cdot \left(\frac{152,4}{152,4}\right) = 0,0373$$

$$\alpha_B = \left(\frac{6}{C_U}\right) \cdot \left(\frac{152,4}{S_c}\right)^{\frac{1,3 \cdot n_c}{C_U}} = \left(\frac{6}{26,49}\right) \cdot \left(\frac{152,4}{152,4}\right)^{\frac{1,3 \cdot 50}{26,49}} = 0,0516$$

Notant qu'il y a deux montants avec une section en C dos-à-dos et un montant intermédiaire en section en C, le calcul de rigidité du cadre de panneau est donné par l'expression suivante :

$$K_F = \sum_{\text{Montants}} \frac{3 \cdot E_F \cdot I_F}{h^3} = 2 \cdot \left(\frac{3 \cdot 203\,000 \cdot 181\,600}{2440^3}\right) + \left(\frac{3 \cdot 203\,000 \cdot 51\,240}{2440^3}\right)$$

$$K_F = 17,37 \text{ N/mm}$$

Et le calcul de la rigidité du panneau de remplissage est basé sur les équations (2.8), (2.9) et (2.10).

$$A_s = t_s \cdot l = 11 \cdot 1220 = 13420 \text{ mm}^2$$

$$I_s = \frac{t_s \cdot l^3}{12} = \frac{11 \cdot 1220^3}{12} = 16645 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$K_s = \frac{G_s \cdot A_s}{1,2 \cdot h} \alpha_V + \frac{3 \cdot E_s \cdot I_s}{h^3} \alpha_B$$

$$K_s = \frac{925 \cdot 13420}{1,2 \cdot 2440} \cdot 0,0373 + \frac{3 \cdot 203\,000 \cdot 16645 \cdot 10^5}{2440^3} \cdot 0,0516 = 333,97 \text{ N/mm}$$

Etape 8 : Finalement, on calcule la résistance latérale d'un CFS-WSSWP en utilisant l'équation (2.7).

$$P_R = \left(1 + \frac{K_F}{K_S}\right) \cdot P_S = \left(1 + \frac{17,37}{333,97}\right) \cdot 14,92 = 15,69 \text{ KN}$$

Le déplacement latéral associé à la rupture du panneau de remplissage est obtenu par l'équation (2.24).

$$\Delta = \frac{P_R}{K_F + K_S} = \frac{15\,690}{17,37 + 333,97} = 44,66 \text{ mm}$$

Les résultats expérimentaux pour la résistance latérale et le déplacement associé publiés par Rogers C.A. et al. [6] sont respectivement : 16,01 KN et 41,1 mm ; donc le ratio de la résistance et le déplacement calculés et expérimentaux sont :

$$\text{Le ratio de la résistance} = \frac{15,69}{16,10} = 0,98$$

$$\text{Le ratio de déplacement} = \frac{44,66}{41,1} = 1,08$$

2.3.2.2 Méthode 2

Les modes de rupture associés aux CFS-SSSWP (Cold Formed Steel Steel Sheathing Shear Wall Panel) (voir la section 2.3.1) ont mené Noritsugu Y. et Cheng Y. [23] au développement d'un modèle analytique appelé le modèle de la bande efficace pour l'évaluation de la résistance latérale d'un tel type de SWP (figure 2.12). Il est supposé dans ce modèle qu'une certaine largeur de la tôle de remplissage dans la direction diagonale (bande efficace) est sollicitée par un champ de traction, cette dernière génère une résistance latérale à la force appliquée au sommet du SWP.



Figure 2.12 : Champ de traction d'un CFS-SSSWP [23].

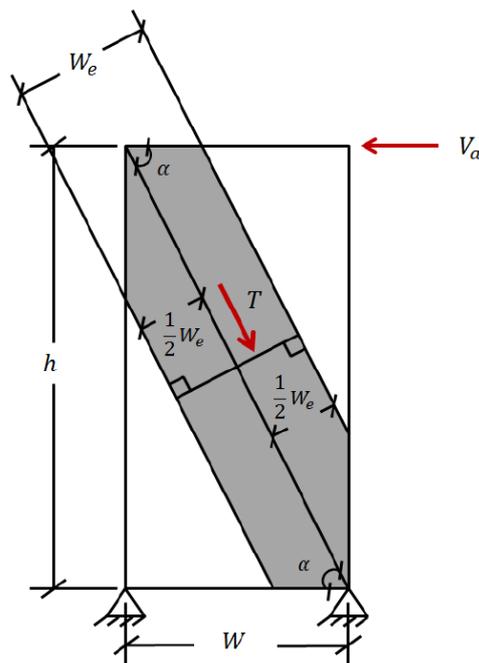


Figure 2.13 : Modèle de la bonde efficace d'une tôle de remplissage en acier [23].

Dans la figure 2.13, V_a est la force latérale appliquée, T est la force de traction résultante dans la bonde efficace de la tôle de remplissage et h , W sont la hauteur et la largeur du SWP respectivement, α est l'angle dans lequel la force de tension s'exerce, W_e est la largeur de la bonde efficace définie comme étant perpendiculaire à la direction de la

bonde. A partir du modèle de la bonde efficace, la force latérale appliquée V_a peut être exprimée par l'équation suivante :

$$V_a = T \cdot \cos \alpha \quad (2.25)$$

Dans ce modèle, la force latérale appliquée est directement liée à la force de traction subie par la bonde efficace de la tôle de remplissage. Autrement dit, la résistance maximale obtenue par un SWP est limitée par la force de traction maximale dans la tôle de remplissage. Cette dernière est contrôlée par la capacité de deux composants dans le SWP. Le premier composant est la capacité des éléments de fixation entre la tôle de remplissage et le cadre du SWP situés aux deux extrémités de la bonde efficace. Le second composant est la limite élastique du matériau de la bonde efficace (remplissage en acier). La force de traction nominale résultante dans la bonde efficace de la tôle de remplissage est donnée par l'expression suivante :

$$T_n = \min \left\{ \sum_{i=1}^n P_{nsi} ; W_e \cdot t_{sh} \cdot F_y \right\} \quad (2.26)$$

La résistance nominale de cisaillement des éléments de fixation est limitée par trois types de mécanismes de rupture. À savoir, l'inclinaison et la portance des vis, la résistance au cisaillement de l'élément de fixation limitée par la distance entre ce dernier et l'extrémité du SWP et le troisième est la résistance au cisaillement des vis. Les résistances associées à ces modes de rupture sont données par le code AISI S100-07 [23]. Une forme développée de l'équation 2.26 est donnée par :

$$T_n = \text{minimum} \left\{ (n_t \cdot P_{ns,t} + n_s \cdot P_{ns,s} + P_{ns,t\&s}) ; W_e \cdot t_{sh} \cdot F_y \right\} \quad (2.27)$$

Avec n_t est le nombre de vis au niveau de la traverse dans la bonde efficace, n_s est le nombre des vis au niveau d'un montant d'extrémité dans la bande efficace, P_{ns} est la résistance nominale au cisaillement des vis donnée par le code AISI S100 [26], les indices t et s concernent les vis de la traverse et ceux du montant respectivement et l'indice $t\&s$ concerne la vis située aux coins du SWP. La figure 2.14 illustre l'équilibre entre la force de traction dans la tôle de remplissage et la somme des résistances au cisaillement des éléments de fixation.

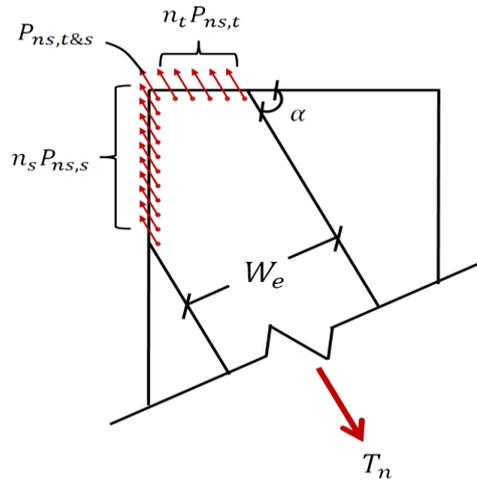


Figure 2.14 : Equilibre de la force de traction dans la tôle de remplissage et la somme des résistances au cisaillement des éléments de fixation [23].

La résistance nominale au cisaillement d'un CFS-SSSWP peut être exprimée en termes de nombre d'éléments de fixation et leur résistance nominale au cisaillement dans la largeur de la bande efficace, au moyen de l'expression suivante :

$$V_n = \text{minimum} \{ (n_t \cdot P_{ns,t} + n_s \cdot P_{ns,s} + P_{ns,t\&s}) \cdot \cos \alpha ; W_e \cdot t_{sh} \cdot F_y \cdot \cos \alpha \} \quad (2.28)$$

L'équation 2.28 résume le modèle de la bande efficace proposé pour l'estimation de la résistance nominale au cisaillement d'un CFS-SSSWP. A partir de la géométrie montrée dans la figure 2.15, le nombre d'éléments de connexion peut être exprimé en fonction de la largeur de la bande efficace.

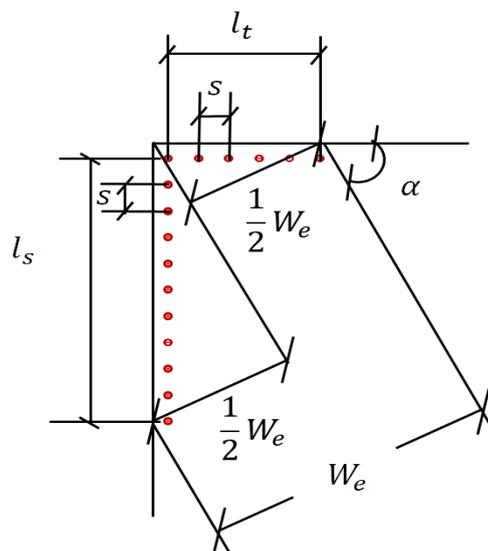


Figure 2.15 : Schémas des éléments de fixation dans la bande efficace [23].

$$W_e = 2 \cdot l_t \cdot \sin \alpha = 2 \cdot s \cdot n_t \cdot \sin \alpha \quad \text{ou} \quad W_e = 2 \cdot l_t \cdot \cos \alpha = 2 \cdot s \cdot n_s \cdot \cos \alpha \quad (2.29)$$

D'où :

$$n_t = \frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \sin \alpha} \quad (2.30)$$

et

$$n_s = \frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \cos \alpha} \quad (2.31)$$

En remplaçant les expressions de n_t et n_s dans l'équation 2.28 on a :

$$V_n = \min \left\{ \left(\frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \sin \alpha} \cdot P_{ns,t} + \frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \cos \alpha} \cdot P_{ns,s} + P_{ns,t\&s} \right) \cdot \cos \alpha ; W_e \cdot t_{sh} \cdot F_y \cdot \cos \alpha \right\} \quad (2.32)$$

L'équation 2.32 indique que le facteur clé dans le modèle de la bande efficace est la détermination de la largeur de la bande efficace W_e .

Formule d'évaluation de la largeur de la bande efficace :

Cette formule est donnée par :

$$W_e = \begin{cases} W_{max} & \text{if } \lambda \leq 0,0819 \\ \rho \cdot W_{max} & \text{if } \lambda > 0,0819 \end{cases} \quad (2.33)$$

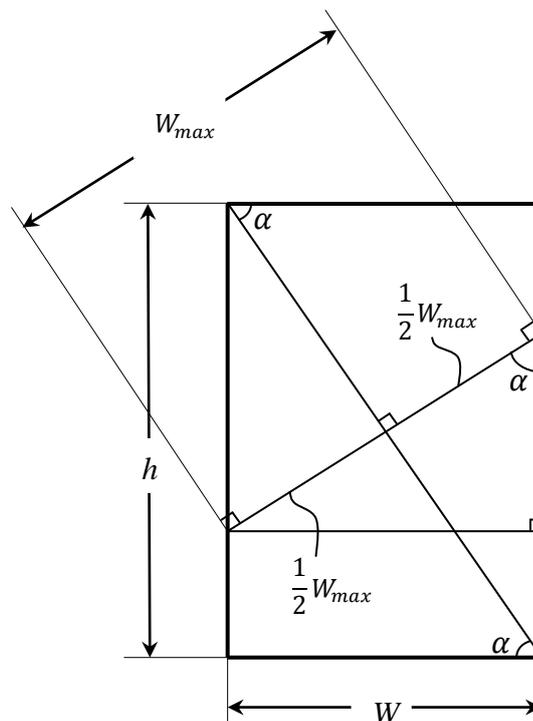


Figure 2.16 : Largeur maximale de la bande efficace [23].

où :

- $W_{max} = \frac{W}{\sin \alpha}$: la largeur maximale de la bonde efficace.

$$\rho = \frac{1-0,55 \cdot (\lambda-0,08)^{0,12}}{\lambda^{0,12}} \quad (2.32)$$

$$\lambda = 1,736 \cdot \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2}{\beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \beta_3^2 \cdot \alpha} \quad (2.33)$$

- α = le ratio hauteur/largeur du SWP ;
- $\alpha_1 = F_{ush}/310,27$;
- $\alpha_2 = F_{umin}/310,27$;
- $\beta_1 = t_{sh}/0,457$;
- $\beta_2 = t_{min}/0,457$;
- $\beta_3 = s/152,4$;
- F_{ush} : la résistance à la traction de la tôle de remplissage en [MPa] ;
- F_{umin} : la valeur minimum entre la résistance à la traction du montant et celle de la traverse en [MPa] ;
- t_{sh} : l'épaisseur de la tôle de remplissage en [mm] ;
- t_{min} : la valeur minimale entre l'épaisseur du montant et celle de la traverse ;
- s : l'espacement des éléments de fixations au périmètre du SWP.

Le déplacement total du panneau peut être calculé par l'équation C2.1-2 AISI S213-07 [8].

Exemple d'application :

Dans le but d'éclaircir les différentes étapes d'évaluation de la résistance latérale d'un CFS-SSSWP par la méthode analytique décrite ci-dessus, un exemple d'application détaillé est donné dans les paragraphes suivants :

Les propriétés des matériaux et les détails de CFS-SSSWP sont adoptés d'un modèle publié dans le code AISI S213-07 testé par Serrette et al. [9] afin de pouvoir comparer les résultats expérimentaux avec ceux obtenus analytiquement.

Les données :

- Le ratio hauteur/largeur : $H/W = \frac{2440}{1220} = 2:1$ d'où $\alpha = 63^\circ, 43$;
- La résistance à la traction de la tôle de remplissage $F_{ush} = 310,27$ mm ;

- La valeur minimum de la résistance à la traction du montant et celle de la traverse $F_{umin} = 310,27$ MPa ;
- L'épaisseur de la tôle de remplissage : $t_{sh} = 0,686$ mm ;
- La valeur minimale de l'épaisseur du montant et celle de la traverse : $t_{min} = 0,838$ mm ;
- L'espacement des vis au périmètre du CFS-SSSWP : $s = 152,4$ mm.
- *calcul de la largeur de la bonde efficace*

La largeur de la bonde efficace est donnée par l'équation (2.33) :

$$W_e = \begin{cases} W_{max} & \text{if } \lambda \leq 0,0819 \\ \rho \cdot W_{max} & \text{if } \lambda > 0,0819 \end{cases}$$

avec :

$$W_{max} = \frac{W}{\sin \alpha} = \frac{1220}{\sin(63^\circ,43)} = 1364 \text{ mm}$$

$$\lambda = 1,736 \cdot \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2}{\beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \beta_3^2 \cdot \alpha} = 1,736 \cdot \frac{\left(\frac{310,27}{310,27}\right) \cdot \left(\frac{310,27}{310,27}\right)}{\left(\frac{0,686}{0,457}\right) \cdot \left(\frac{0,838}{0,457}\right) \cdot \left(\frac{152,4}{152,4}\right)^2 \cdot \left(\frac{2440}{1220}\right)} = 0,314$$

$$W_e = \rho \cdot W_{max} \quad (\lambda > 0,0819)$$

$$\rho = \frac{1 - 0,55 \cdot (\lambda - 0,08)^{0,12}}{\lambda^{0,12}} = \frac{1 - 0,55 \cdot (0,314 - 0,08)^{0,12}}{0,314^{0,12}} = 1,1009$$

$$W_e = \rho \cdot W_{max} = 1,1009 \cdot 1364 = 1501,63 \text{ mm}$$

$$n_t = \frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \sin \alpha} = \frac{1501,63}{2 \cdot 152,4 \cdot \sin 63^\circ,43} = 5,083 \quad \text{et} \quad n_s = \frac{W_e}{2 \cdot s \cdot \cos \alpha} = \frac{1501,63}{2 \cdot 152,4 \cdot \cos 63^\circ,43} = 11,0143$$

$$V_n = \text{minimum} \left\{ (n_t \cdot P_{ns,t} + n_s \cdot P_{ns,s} + P_{ns,t\&s}) \cdot \cos \alpha ; W_e \cdot t_{sh} \cdot F_y \cdot \cos \alpha \right\}$$

$$V_n = \min \left\{ (5,083 \cdot P_{ns,t} + 11,0143 \cdot P_{ns,s} + P_{ns,t\&s}) \cdot \cos 63,43 ; 1501,63 \cdot 0,686 \cdot 227,53 \cdot \cos 63^\circ,43 \right\}$$

$$V_n = 10004,7 \text{ N}$$

$$V_n = 8,2 \text{ KN/m}$$

La valeur de la résistance nominale au cisaillement donnée dans le tableau C2.1-1 AISI S213-07 [9] est :

$$V_{nexp} = 9,44 \text{ KN/m}$$

Le ratio de la résistance calculée et expérimentale est : $\frac{8,20}{9,44} = 0,87$

2.4 Loi de comportement

Les SWP en CFS soumis à un chargement latéral manifestent un comportement non linéaire. Une méthodologie qui prend en considération le comportement de ces éléments structurels est importante afin d'évaluer les paramètres de conceptions tels que : la limite élastique, la rigidité élastique, la ductilité, la capacité de dissipation d'énergie etc.

2.4.1 Modèle bilinéaire

Le modèle d'énergie élastique-plastique équivalente EEEP (Equivalent Energy Elastic Plastic) est l'une des méthodes existantes pour une représentation simplifiée du comportement non linéaire des CFS-SWP. Ce dernier a été adopté par Rogers et al. [6]. Les auteurs ont supposé que le comportement des SWP observé durant les essais au laboratoire pourrait être représenté par la courbe EEEP basée sur la capacité de la dissipation d'énergie.

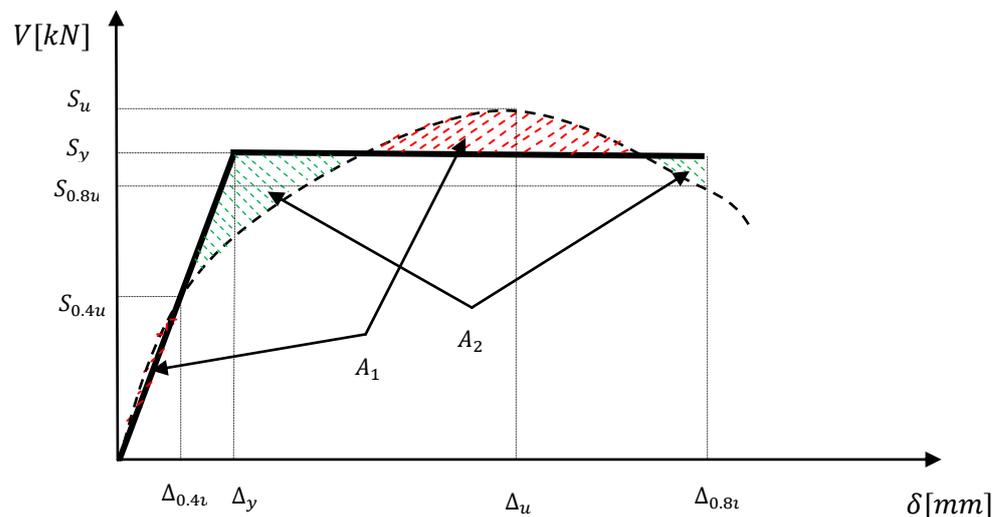


Figure 2.17 : Modèle bilinéaire de l'énergie élastoplastique équivalente EEEP [6].

Le modèle EEEP est basé sur l'égalité en matière de capacité de dissipation d'énergie entre la courbe élastoplastique bilinéaire et la courbe enveloppe expérimentale, autrement dit les secteurs A_1 et A_2 représentés sur la figure 2.17 sont égaux. L'évaluation de la courbe EEEP nécessite la détermination des résistances : S_u , $S_{0.4u}$, $S_{0.8u}$ et tous les déplacements associés : Δ_u , $\Delta_{0.4u}$, $\Delta_{0.8u}$. Le déplacement correspondant à une résistance de

l'ordre de 80% de S_u représente le déplacement maximum que le SWP peut atteindre tout en gardant une résistance au cisaillement.

$$A = A_{EEEE} = \frac{\Delta_y \cdot S_y}{2} + (\Delta_{0.8u} - \Delta_y) \cdot S_y \quad (2.36)$$

En raison du comportement non linéaire des SWP une ligne droite passant par l'origine et le point $(S_{0.4u}, \Delta_{0.4u})$ définit la partie élastique de la courbe bilinéaire de l'EEEE et par conséquent la rigidité élastique K_e . Le niveau de la résistance de 40% a été considéré comme une estimation raisonnable de la charge de service.

$$K_e = \frac{S_{0.4u}}{\Delta_{0.4u}} = \frac{S_y}{\Delta_y} \quad (2.37)$$

Afin d'assurer l'égalité des énergies, la limite élastique est ajustée comme suit :

$$S_y = \frac{-\Delta_{0.8u} \pm \sqrt{\Delta_{0.8u}^2 - \frac{2 \cdot A}{K_e}}}{-\frac{1}{K_e}} \quad (2.38)$$

2.4.2 Modèle multilinéaire

Basé sur la même théorie d'égalité de la capacité de dissipation d'énergie, un modèle multilinéaire a été développé afin de raffiner davantage le modèle bilinéaire et de simuler la courbe du comportement expérimental non linéaire des CFS-SWP d'une manière plus proche (figure 2.18) [17].

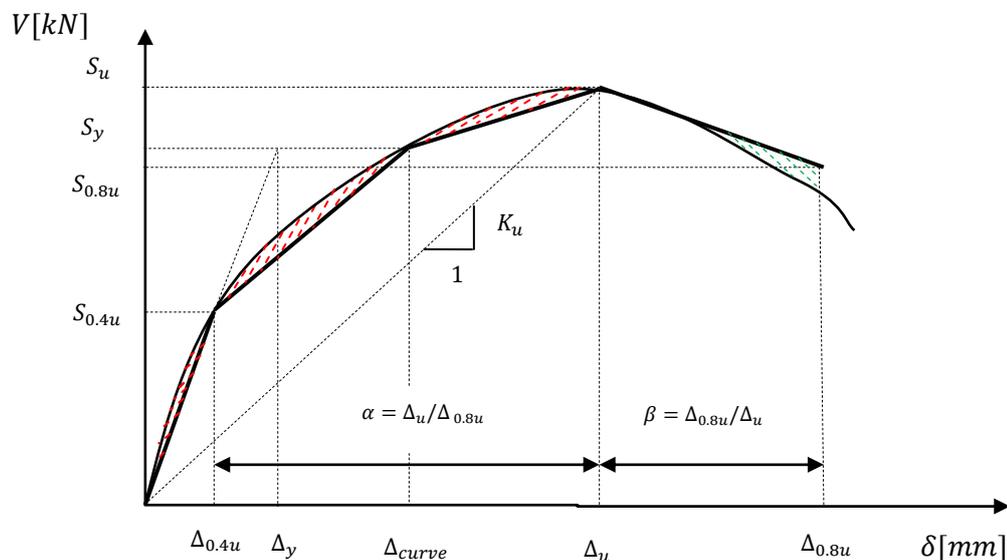


Figure 2.18 : Le modèle multilinéaire de l'énergie équivalente EEEP [17].

- S_u : La résistance nominale au cisaillement ;
- Δ_u : Le déplacement ultime associé à S_u ;

La résistance latérale S_u et son déplacement associé Δ_u sont estimés en utilisant l'une des méthodes analytiques décrites ci-dessus.

- $S_{0.4u}$: La limite élastique associée à 40% de la résistance nominale au cisaillement ;
- $\Delta_{0.4u}$: Le déplacement associé à $S_{0.4u}$;
- $S_{0.8u}$: La limite de rupture associée à une dégradation de 20% de la résistance nominale au cisaillement ;
- $\Delta_{0.8u}$: Le déplacement à l'état de rupture associé à $S_{0.8u}$ ou à un déplacement inter-étage équivalent à 2,5% de la hauteur du SWP [6] ;
- S_y : La limite élastique associée à 85% de la résistance nominale au cisaillement.

Suite aux résultats expérimentaux des essais menés par Serrette et al. [27], le rapport α entre le déplacement ultime Δ_u et le déplacement élastique $\Delta_{0.4u}$ varie de 8,61 à 10,29, soit une valeur moyenne de 9,25. Le rapport β entre le déplacement à la rupture $\Delta_{0.8u}$ et le déplacement ultime Δ_u varie entre 1,00 et 1,63 soit une valeur moyenne de 1,40.

- Δ_{curve} : est ajusté de telle sorte que la surface (A_{multi}) limitée par la courbe multilinéaire, l'axe des abscisses et le déplacement limite $\Delta_{0.8u}$ soit égale à la surface en dessous de la courbe expérimentale (A).

$$A_{EEEEP} = \frac{\Delta_y \cdot S_y}{2} + (\Delta_{0.8u} - \Delta_y) \cdot S_y \quad (2.39)$$

$$A_{multi} = \frac{\Delta_{0.4u} \cdot S_{0.4u}}{2} + \frac{(\Delta_{curve} - \Delta_{0.4u})(S_y + S_{0.4u})}{2} + \frac{(\Delta_u - \Delta_{curve})(S_u + S_y)}{2} + \frac{(\Delta_{0.8u} - \Delta_u)(S_u - S_{0.8u})}{2} \quad (2.40)$$

On déduit l'expression de Δ_c en égalisant les équations 2.39 et 2.40 :

$$\Delta_{curve} = \frac{S_y \cdot (\Delta_u + \Delta_y - 2 \cdot \Delta_{0.8u} - \Delta_{0.4u}) + S_u \cdot \Delta_{0.8u} + S_{0.8u} \cdot (\Delta_{0.8u} - \Delta_u)}{0,6 \cdot S_u} \quad (2.41)$$

2.5 Modèle hystérésis

L'élaboration des modèles en éléments finis capables de simuler aussi fidèlement que possible la réponse d'un SWP en CFS soumis à un chargement quasi-statique ou dynamique dépend fortement du modèle hystérésis régissant l'effort tranchant en fonction du déplacement latéral, dans cet optique un modèle hystérésis unidimensionnel développé par Lowes L.N. et Altoontash A. [28] avec des modifications est proposé dans cette section (2.5).

2.5.1 Description du modèle

Ce modèle est caractérisé par une courbe enveloppe multilinéaire des boucles hystérésis, des paramètres définissant le phénomène de pincement (le chemin de déchargement-rechargement) (figure 2.19), et trois règles de dégradation contrôlant l'évolution de l'allure de la relation effort tranchant-déplacement. L'enveloppe multilinéaire ainsi que les paramètres de dégradation sont estimés en fonction des caractéristiques physiques et mécaniques du panneau.

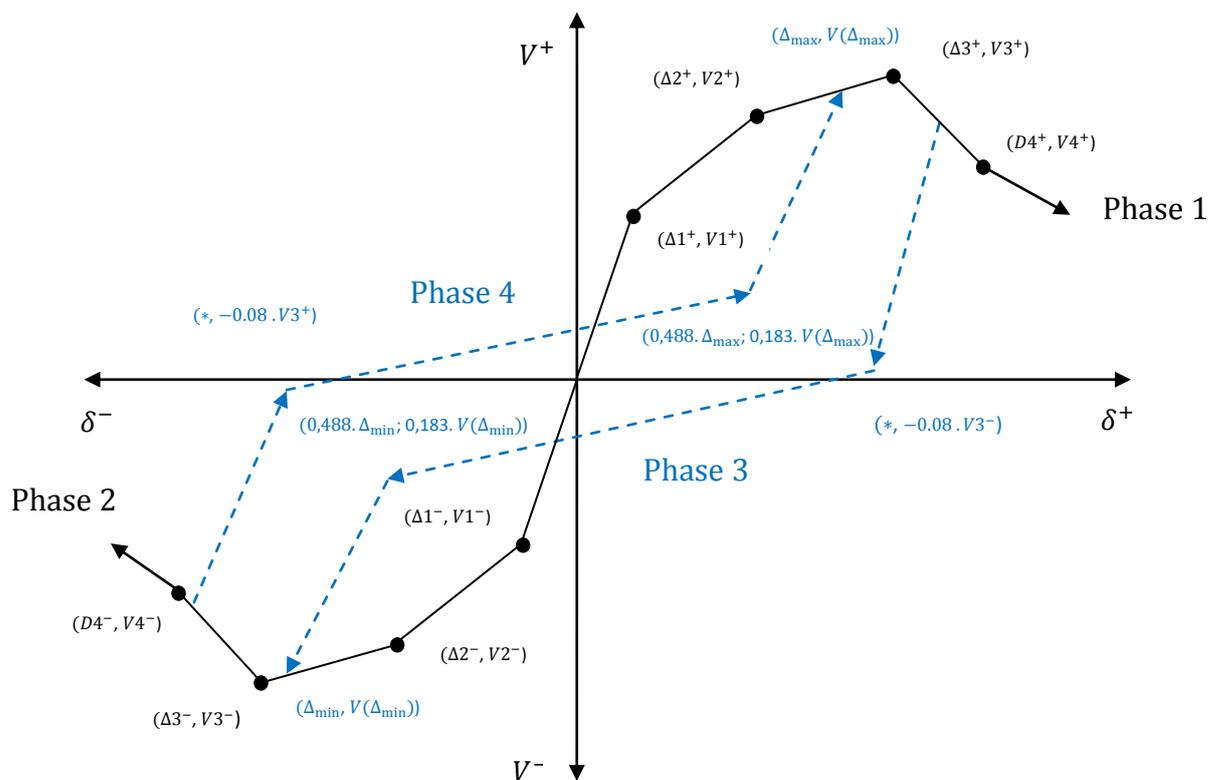


Figure 2.19 : Modèle hystérésis force-déplacement [28].

2.5.2 Définition des quatre phases du modèle hystérésis [28]

La figure 2.20 montre les quatre phases qui définissent le modèle hystérésis. Les phases 1 et 2 représentent les courbes enveloppes sous une sollicitation progressive « Pushover » dans la partie positive et négative respectivement. Elles sont évaluées en utilisant la loi de comportement multilinéaire (voir section 2.4). Ces dernières pourraient être modifiées pendant l'analyse pour simuler la dégradation de la résistance. Sous une sollicitation cyclique, à chaque inversion de la sollicitation, les phases déchargement/rechargement (phases 3 et 4) seront redéfinies. Les points auxquels l'inversion du sens de sollicitation s'est produite définissent les points des extrémités des courbes de la phase 3 et phase 4 dans le premier et le troisième quadrant ; Les points intermédiaires de la phase 3 et la phase 4 correspondent à la fin de déchargement et au début de rechargement dans une phase donnée (3 ou 4). Ces derniers sont évalués en fonction des coordonnées (déplacement, résistance) des points des extrémités cités ci-dessus, ainsi qu'en fonction de rigidité de déchargement.

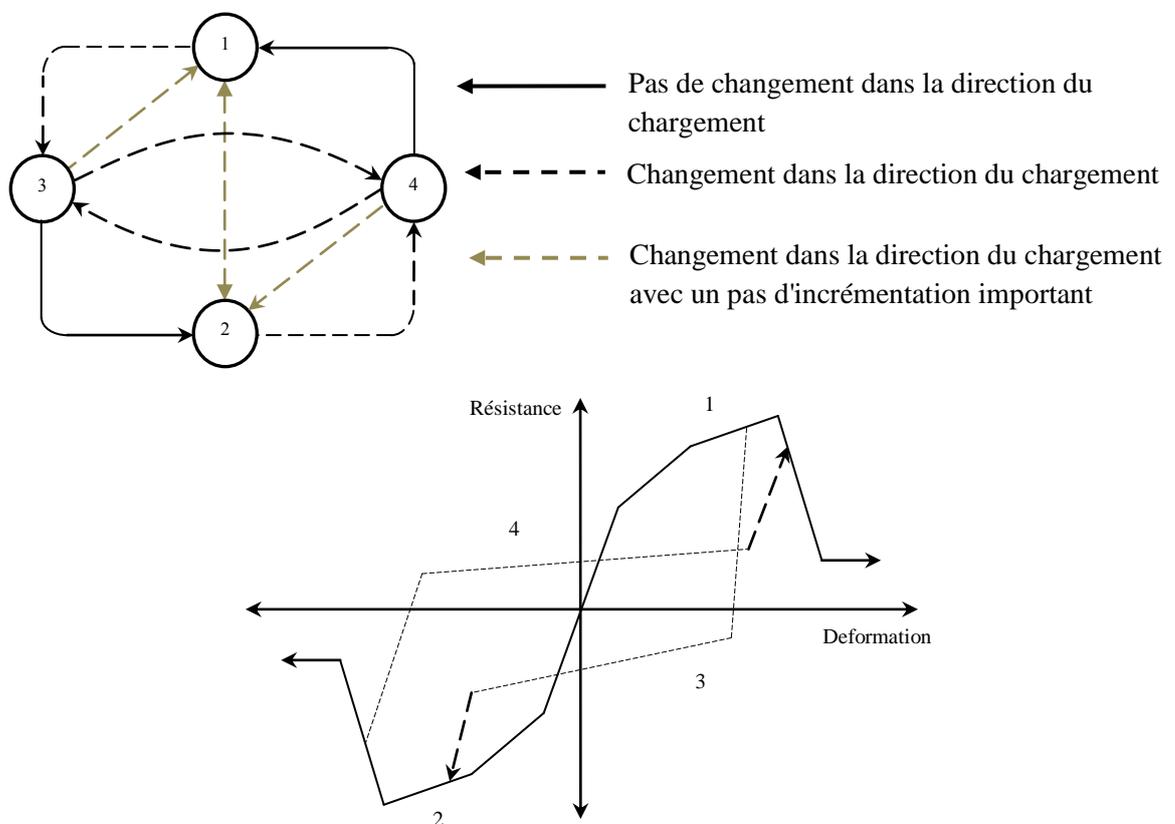


Figure 2.20 : Connectivité entre les différentes phases [28].

2.5.3 Règles de dégradation des boucles hystérésis [28]

L'impact du chargement cyclique sur la réponse est pris en compte par trois règles de détérioration. Ces règles contrôlent la dégradation de la rigidité de déchargement, la dégradation de la résistance et la dégradation de la rigidité de rechargement.

Chacune des trois règles de détérioration utilise un taux d'endommagement δ défini par l'expression suivante :

$$\delta_i = \left(\alpha_1 (d_{max})^{\alpha_3} + \alpha_2 \left(\frac{E_i}{E_{monotonique}} \right)^{\alpha_4} \right) \leq \delta_{limit} \quad (2.42)$$

où :

$$d_{max} = \max \left[\frac{(d_{max})_i}{D4^+} + \frac{(d_{min})_i}{D4^-} \right] \quad (2.43)$$

Et α_i ($i = 1, 2, 3, 4, 5$) sont des paramètres à définir afin de converger vers le taux de dégradation observé aux essais expérimentaux, δ_{limit} est la valeur maximale que peut prendre le taux de dégradation, d_{max} et d_{min} sont les déplacements maximaux subits par le panneau de contreventement dans la direction positive et négative respectivement, $D4^+$ et $D4^-$ sont les déplacements associés à l'état de rupture du panneau dans le sens positif et négatif respectivement, l'indice i se réfère au cycle actuel de la sollicitation et E_i , $E_{monotonique}$ sont respectivement l'énergie hystérésis cumulée cyclique et l'énergie requise sous un chargement progressif pour atteindre le déplacement associé à l'état de rupture, ces dernières sont définies par les expressions suivantes :

$$E_i = \int_{\text{load history}} dE \quad (2.44)$$

$$E_{monotonique} = \gamma * \left(\int_{\text{monotonic load history}} dE \right) \quad (2.45)$$

avec :

γ : un paramètre de calibration qui doit être choisi de telle sorte que l'énergie dissipée sous sollicitation monotonique et celle cumulée sous sollicitation cyclique soit comparable. Une valeur de 10.0 est attribuée au paramètre γ afin de simuler les boucles hystérésis expérimentales.

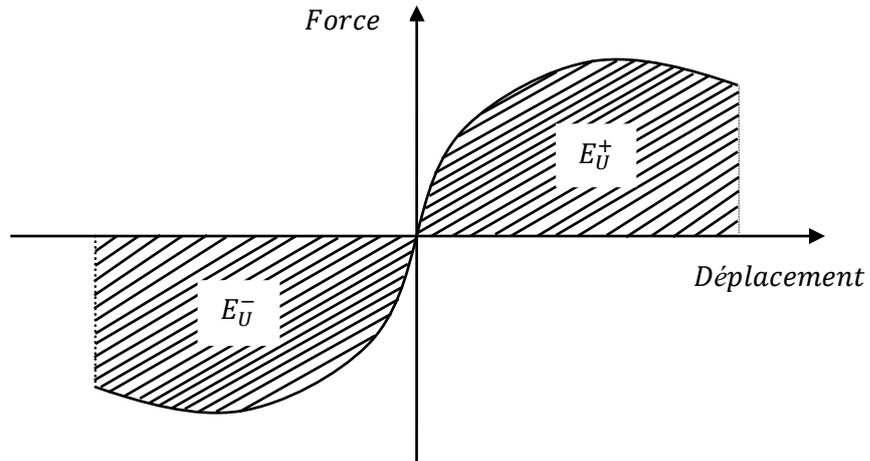


Figure 2.21 : Capacité ultime de dissipation de l'énergie sous chargement monotonique.

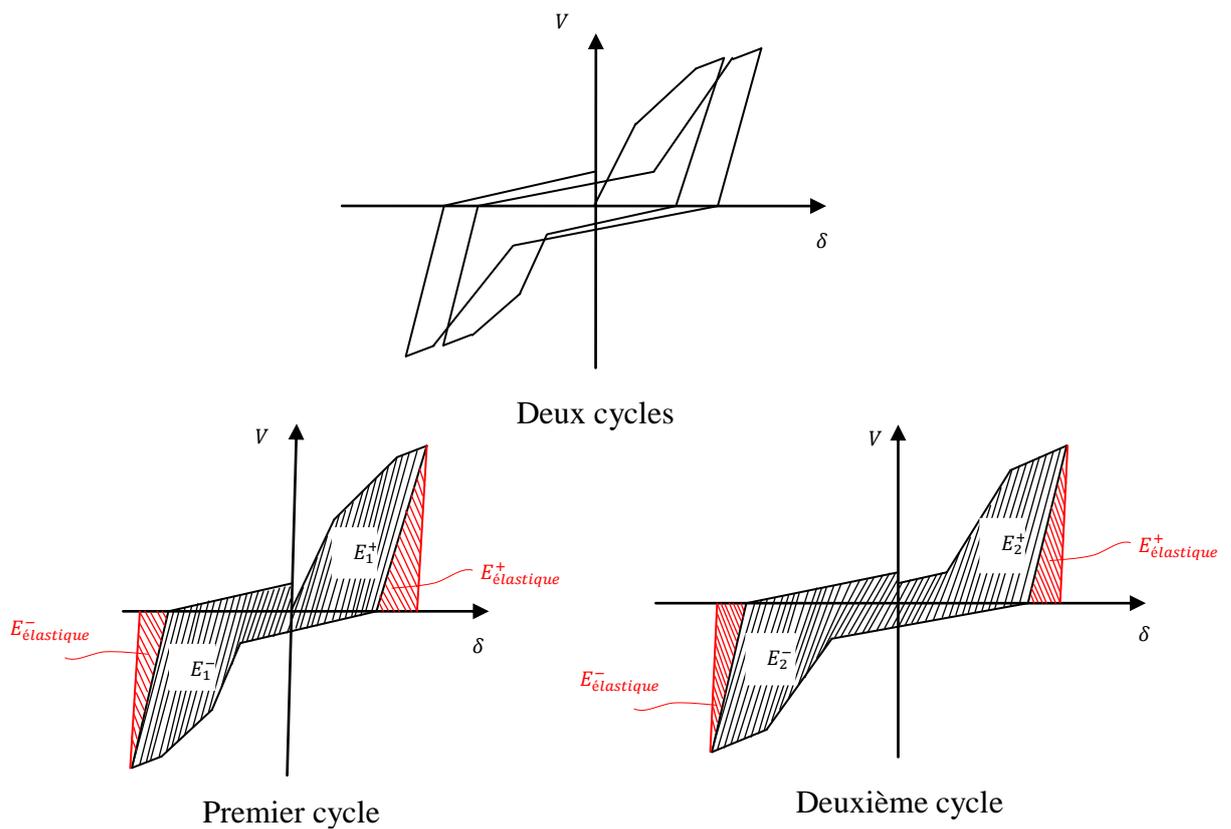


Figure 2.22 : Capacité ultime de dissipation de l'énergie sous chargement cyclique.

La rigidité et la résistance sont supposées se dégrader en raison de l'effet cyclique de la sollicitation. Les mêmes équations de base sont utilisées pour décrire la dégradation de la résistance, la rigidité de déchargement et la rigidité de rechargement.

$$k_i = k_0 \cdot (1 - \delta_i^k) \quad (2.46)$$

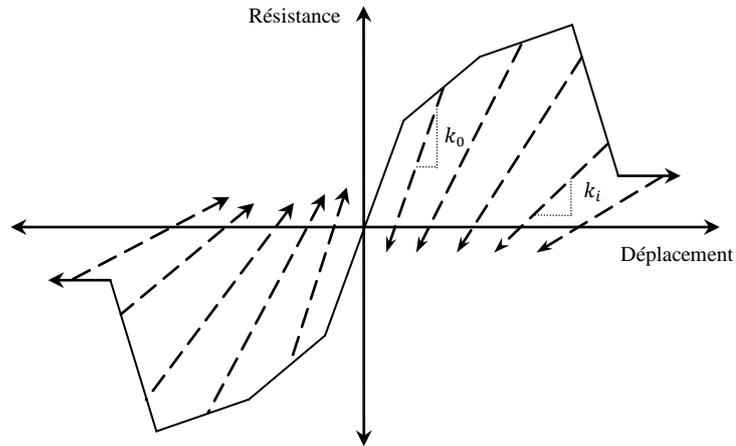


Figure 2.23 : Dégradation de la rigidité de déchargement.

où

k_i : la rigidité de déchargement à l'instant t_i ;

k_0 : la rigidité de déchargement initiale ($k_0 = k_{\text{élastique}}$) ;

δ_i^k : la valeur du taux de dégradation à l'instant t_i .

$$d_{max,i} = d_{max0} \cdot (1 + \delta_i^d) \quad (2.47)$$

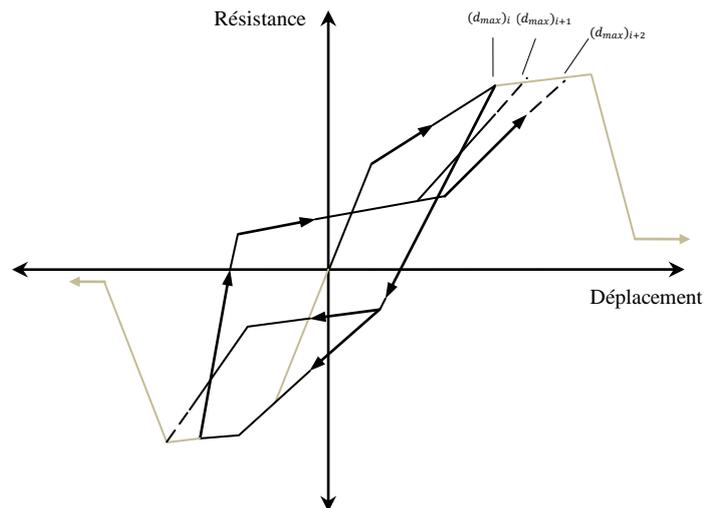


Figure 2.24 : Dégradation de la rigidité de rechargement.

où

$d_{max,i}$: le déplacement à l'instant t_i qui définit la fin du cycle de rechargement (pour une sollicitation plus grande que celle du cycle précédent) ;

d_{max0} : la sollicitation maximale en termes de déplacement ;

δ_i^d : la valeur du taux de dégradation à l'instant t_i .

$$f_{max,i} = f_{max0} \cdot (1 - \delta_i^f) \quad (2.48)$$

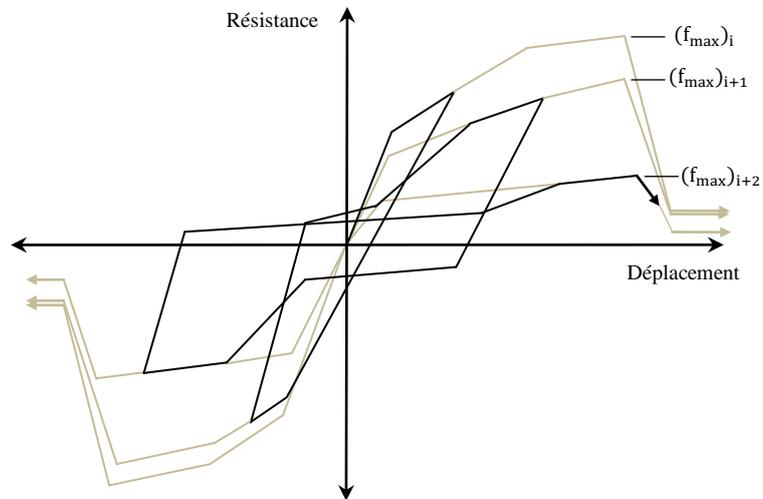


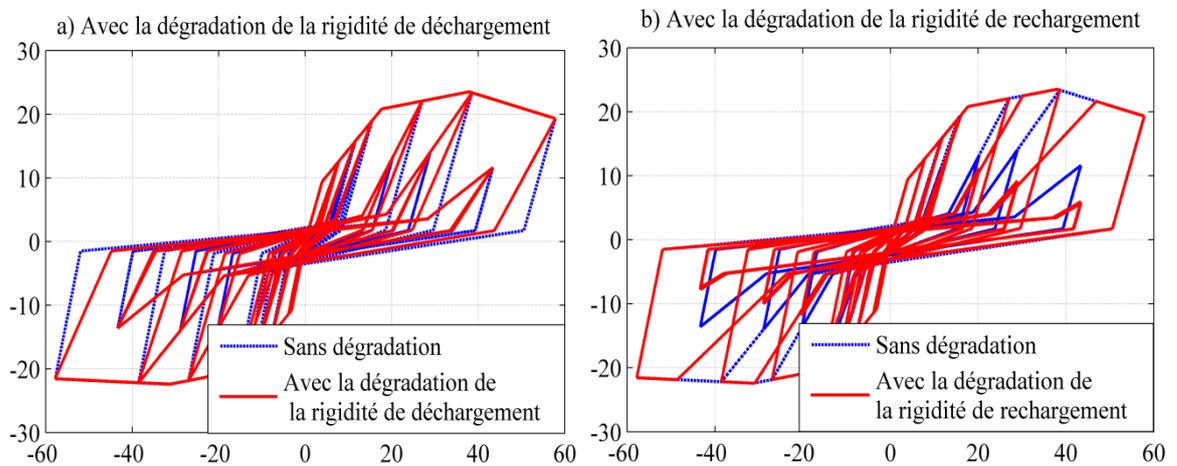
Figure 2.25 : Dégradation de la résistance.

où

$f_{max,i}$: la résistance maximale développée à l'instant t_i ;

f_{max0} : la résistance maximale développée pour le cas où il n'y a pas de dégradation ;

δ_i^f : la valeur du taux de dégradation de la résistance à l'instant t_i .



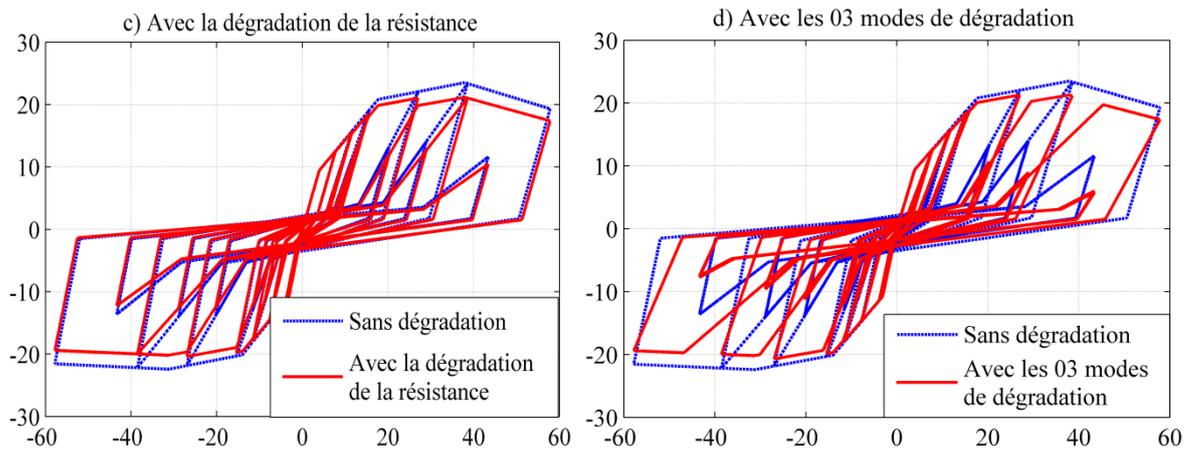


Figure 2.26 : Règles de dégradation des boucles hystérésis.

2.5.4 Loi de comportement des panneaux de contreventement en CFS

La base des données expérimentales qui caractérisent la réponse des panneaux de contreventement, sous un chargement cyclique/monotonique ou sismique est relativement riche. Dans la littérature, il existe une quantité assez large de données expérimentales relatives aux SWPs en CFS avec différentes propriétés des matériaux, géométries, détails de connexion et protocoles de chargement. Cette base de données constitue la source pour le développement des lois de comportement des panneaux en CFS.

Dans cette étude, en plus des données expérimentales fournies à partir d'essais réalisés par Rogers, Balh, Schafer et Cheng, deux méthodes analytiques (voir section 2.3.2) sont utilisées pour définir l'enveloppe des boucles hystérésis de la relation entre l'effort tranchant et le déplacement latéral. Dans ce cas l'enveloppe est déterminée sur la base des caractéristiques physiques et mécaniques du panneau. De plus, le taux de dégradation de la rigidité et de la résistance, ainsi que l'effet de pincement sont estimés en évaluant l'effet de ces caractéristiques sur ces modes de détérioration.

Evaluation de la courbe enveloppe

Les procédures analytiques d'évaluation de la résistance latérale d'un SWP et son déplacement correspondant développées par Martinez J. [14] et Noritsugu Y. et Cheng Y. [23], ainsi que la loi de comportement décrite dans la section 2.4, permettent à un utilisateur de définir l'enveloppe des boucles hystérésis en se basant uniquement sur la configuration du panneau. En d'autres termes, l'application de ces méthodes analytiques

permet de générer une enveloppe des boucles hystérésis là où les essais à une échelle réelle ne sont pas pratiques ou disponibles.

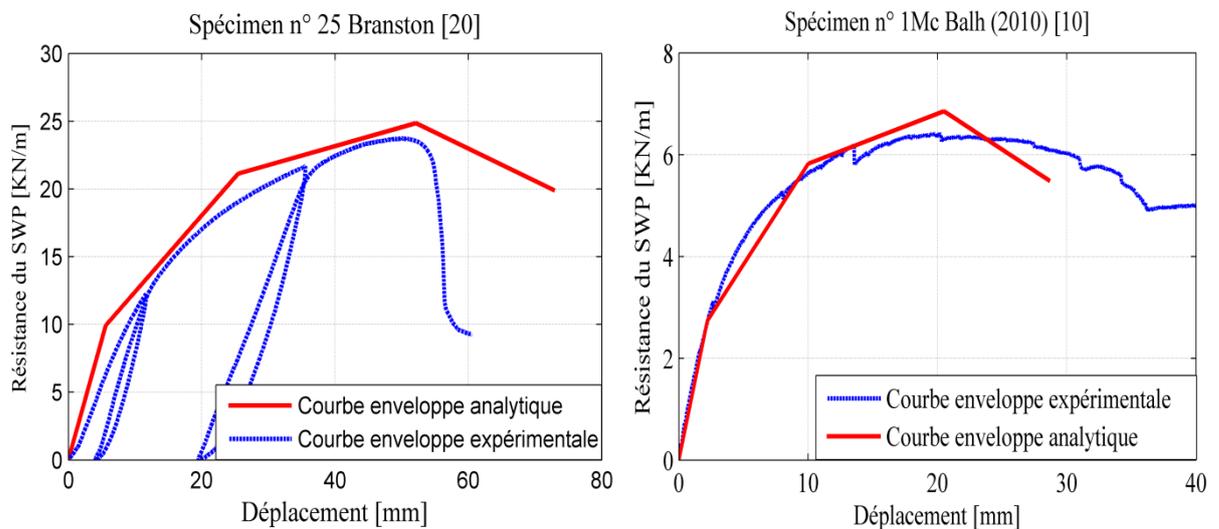


Figure 2.27 : Comparaison entre les courbes enveloppes expérimentales et analytiques.

La figure 2.27 montre une bonne corrélation entre la courbe enveloppe d'un SWP élaborée analytiquement et la courbe enveloppe tirée d'essai expérimental. Cependant, il y a des écarts qui pourraient être attribués à la différence entre les propriétés mécaniques des différents composants du SWP assumées et celles utilisées (réelles) dans les essais.

- Comportement des panneaux

En plus de la courbe enveloppe des boucles hystérésis, la définition du modèle hystérésis proposé nécessite l'introduction des paramètres définissant la perte de résistance et de la rigidité ainsi que l'effet de pincement sous une sollicitation cyclique.

Simulation de l'effet de pincement :

Les données expérimentales montrent un comportement pincé de l'historique force-déplacement, ce phénomène est expliqué en détails dans la section 2.2.3. En utilisant la base de données expérimentale des boucles hystérésis, ce comportement est pris en considération dans le modèle au moyen des paramètres constants définis comme suit :

- Rigidité de déchargement : est supposée égale à la rigidité élastique ;

- Le déplacement auquel le rechargement sur le côté positif est rétabli : défini comme étant $rDispP = 0,488$ de déplacement maximum subi par le panneau ;
- La force à laquelle le rechargement sur le côté positif est rétabli : défini comme étant $rForceP = 0,183$ de déplacement maximum subi par le panneau ;
- Le déplacement auquel le rechargement sur le côté négatif est rétabli : défini comme étant $rDispN = 0,488$ de déplacement maximum subi par le panneau ;
- La force à laquelle le rechargement sur le côté négatif est rétabli : défini comme étant $rForceN = 0,244$ de déplacement maximum subi par le panneau ;
- Le ratio entre la force développée au cours du déchargement et la force minimale (maximale) : $uforce = - 0.08$.

Ces valeurs ont été calibrées à partir des boucles hystérésis expérimentales.

Simulation de la dégradation de la rigidité et de la résistance sous chargement cyclique :

Le taux de dégradation de la rigidité de rechargement est évalué principalement en fonction de l'énergie hystérésis cumulée durant chaque cycle du chargement et celle dissipée sous sollicitation progressive (Pushover) jusqu'à la ruine du panneau. Les coefficients dans l'équation du taux de dégradation (équation. 2.42) ont été calculés de manière à simuler les résultats expérimentaux.

L'enveloppe des boucles hystérésis établie pour le modèle proposé manifeste une perte de résistance (voir la section 2.2.4), ce mécanisme de dégradation de la résistance est simulé en utilisant les règles d'endommagement hystérésis.

Les deux modes de dégradation sont supposés s'initier une fois que l'énergie dissipée par effet hystérésis est supérieur à l'énergie de déformation élastique (voir la figure 2.21). Une limite de la dégradation de la résistance maximale est définie en fonction des caractéristiques physiques et mécaniques du panneau de contreventement SWP, avec les expressions suivantes :

$$\delta_i^+ = \left(\frac{E_i}{E_{monotonique}} \right) \leq \delta_{limit} \quad \forall \quad E_i > E_{elastique} \quad (2.49)$$

$$\delta_i^- = \left(\frac{E_i}{E_{monotonique}} \right) \quad (2.50)$$

avec :

$$\delta_{limit} = 10\% \left(\left(\frac{H}{2*L} \right) * \left(\frac{S_c}{152} \right) \right) \quad (2.51)$$

où :

δ_i^+ et δ_i^- : Valeurs de taux de dégradation pour les incursions positives et négatives respectivement ;

δ_{limit} : Valeur maximale (limite) que peut prendre le taux de dégradation ;

H et L : Hauteur et la largeur de SWP respectivement ;

S_c : Espacement des vis ;

E_i et $E_{monotonic}$ sont définis précédemment.

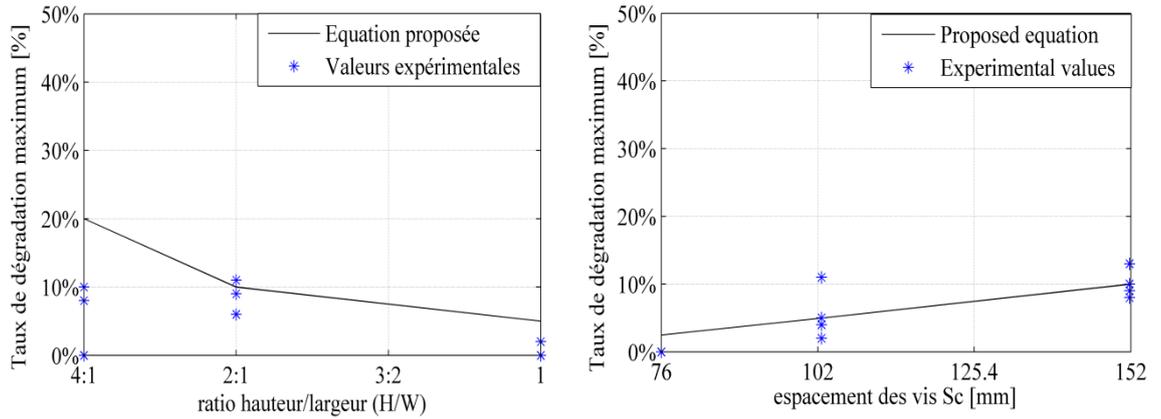


Figure 2.28 : Règles de dégradation de la résistance pour un SWP.

En réalité, la dégradation pourrait avoir lieu même lorsque le SWP subit une sollicitation dans le domaine élastique avec un nombre de cycles important, ce qui provoque des dommages au niveau des éléments de connexion plaque de remplissage-cadre de SWP. Afin de tenir compte de cette détérioration, un taux de dégradation défini en fonction du nombre de cycles en utilisant l'analogie de l'algorithme de comptage de flux de pluie utilisé dans l'analyse de la fatigue [28].

$$\delta_i^{f+} = \sum \frac{du}{4.u_{max}} = \delta_i^{f-} \quad (d_{max})_i \in [\Delta_1^-, \Delta_1^+] \quad (2.52)$$

avec :

$$u_{max} = \max[(d_{max})_i, (d_{min})_i] \quad (2.53)$$

où :

du : Incrément de la sollicitation ($u_i - u_{i-1}$) ;

$(d_{max})_i$ et $(d_{min})_i$ sont les déformations maximale et minimale respectivement, atteintes jusqu'à l'étape courante de sollicitation i .

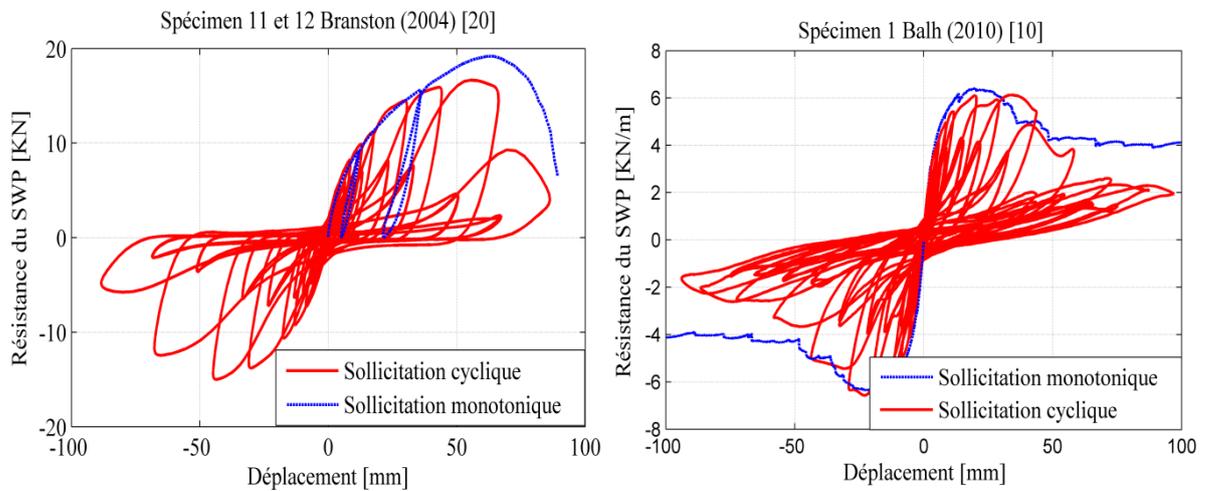


Figure 2.29 : Effet du chargement cyclique sur la dégradation de la résistance.

Une comparaison entre la résistance latérale ultime obtenue à partir d'un chargement monotonique et celle obtenue sous chargement cyclique est présentée dans la figure 2.29. Les valeurs de la résistance latérale atteintes sous sollicitation cyclique sont de l'ordre de 83% à 100% de la résistance développée sous chargement monotonique ; avec une valeur moyenne de 90%.

A partir de cette figure 2.29, on peut apprécier visuellement l'asymétrie de la courbe enveloppe des boucles hystérésis, cela est dû au fait que le SWP ne peut pas développer la même résistance dans une direction après avoir été endommagé dans l'autre.

2.6 Conclusion

Dans ce chapitre, une présentation des caractéristiques hystérésis des panneaux de contreventement en profilés d'acier formés à froid CFS-SWP a été donnée en mettant en évidence les phénomènes de la dégradation de la rigidité, la dégradation de la résistance et le pincement ainsi que les modes de rupture associés à ce système structural. Deux méthodes analytiques permettant une estimation acceptable de la résistance et du déplacement latéraux pour les différents types de SWP en CFS ont été présentées.

Un modèle hystérésis pour SWP sur la base d'un modèle développé par Lowes L.N et Altoontash A. [29] a été élaboré. Le modèle est non-linéaire, dépendant de l'historique du chargement et prenant en compte la dégradation de la rigidité et de la résistance, ainsi que l'effet de pincement. Le grand avantage qu'offre ce modèle est que ses paramètres sont établis en fonction des caractéristiques physiques et mécaniques du SWP.

CHAPITRE 3

ORGANIGRAMME DE CALCUL ET MISE EN ŒUVRE NUMERIQUE DU MODELE

3.1 Introduction

Les principes évoqués dans les chapitres précédents constituent la base du développement d'un programme intitulé CFSSWP capable de calculer la réponse d'un SWP en CFS en prenant en considération les différents modes de détérioration provoqués par la nature cyclique de sollicitation.

Le code de calcul CFSSWP a été développé avec une approche orientée objet au moyen de langage de programmation Microsoft Visual C++. Cette technique moderne de programmation garantit une très haute fiabilité du code généré et la facilité d'ajouter de nouvelles fonctionnalités et de nouveaux modules. Le code est intégré dans le logiciel de modélisation par éléments finis OpenSees (Open System for earthquake engineering simulation) moyennant une librairie dynamique DLL (Dynamic Link Library).

Ce chapitre est dédié à la présentation de la mise en œuvre numérique de l'algorithme de calcul associé au modèle hystérésis développé dans le chapitre précédent (chapitre 2). Une description des différentes procédures constituant le programme CFSSWP et ses principales tâches sera détaillée.

3.2 Programmation orientée objet

La programmation orientée objet (P.O.O.), est fondée sur le concept d'objet, qu'on appelle classe, à savoir une association de données et de procédures qu'on appelle méthodes, agissant sur ces données. Un programme est composé d'un ensemble de classes.

Pendant l'exécution de ce programme, les classes collaborent, en vue de résoudre le problème final en échangeant des messages entre elles (figure 3.1). Dans ce que l'on pourrait qualifier de P.O.O. pure, on réalise ce qu'on appelle une encapsulation des données [Stroutstrup, 1982]. Cela signifie qu'il n'est pas possible d'agir directement sur les données d'un objet mais qu'il est nécessaire de passer par l'intermédiaire de ses méthodes qui jouent, ainsi, le rôle d'interface obligatoire. L'encapsulation des données présente un intérêt qui se manifeste en matière de qualité de logiciel. Elle facilite considérablement la maintenance : une modification éventuelle de la structure de données d'un objet n'a d'incidence que sur l'objet lui-même. Un autre concept important en P.O.O. est celui d'héritage. Il permet de définir une nouvelle classe à partir d'une classe existante. Comme on peut s'en douter, l'héritage facilite largement la réutilisabilité de produits existants et ceci d'autant plus qu'il peut être réitéré autant de fois que nécessaire (Delannoy, 1991) [30].

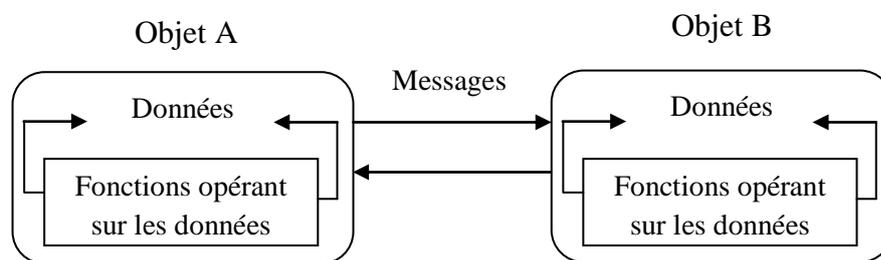


Figure 3.1 : Schémas du principe de la P.O.O.

3.3 Diagramme fonctionnel d'OpenSees

OpenSees « Open System for earthquake engineering simulation » [19] [31], est un logiciel de modélisation par éléments finis développé par Pacific Earthquake Engineering Research Center (USA). La structure d'OpenSees est conçue de telle sorte qu'elle permette aux chercheurs dans le domaine du génie parasismique d'intégrer leurs modèles analytiques dans la bibliothèque du logiciel. OpenSees est écrit en C++ avec une architecture orientée objet, où les composantes d'analyse sont définies en tant que des objets séparés. Le modèle d'analyse est introduit par l'objet *domain* qui contient les composantes d'analyse telles que les nœuds, les modèles des matériaux, les éléments, la méthode d'intégration, l'algorithme de résolution, le chargement et les conditions aux limites etc. Ce dernier est créé par l'utilisateur pour chaque application en utilisant Tcl. Tcl est un langage de programmation simple où le programme OpenSees constitue un interpréteur afin d'exécuter les opérations d'analyse et de traduction. La résolution d'un

problème avec OpenSees suit les étapes chronologiques décrites par le diagramme de la figure 3.2.

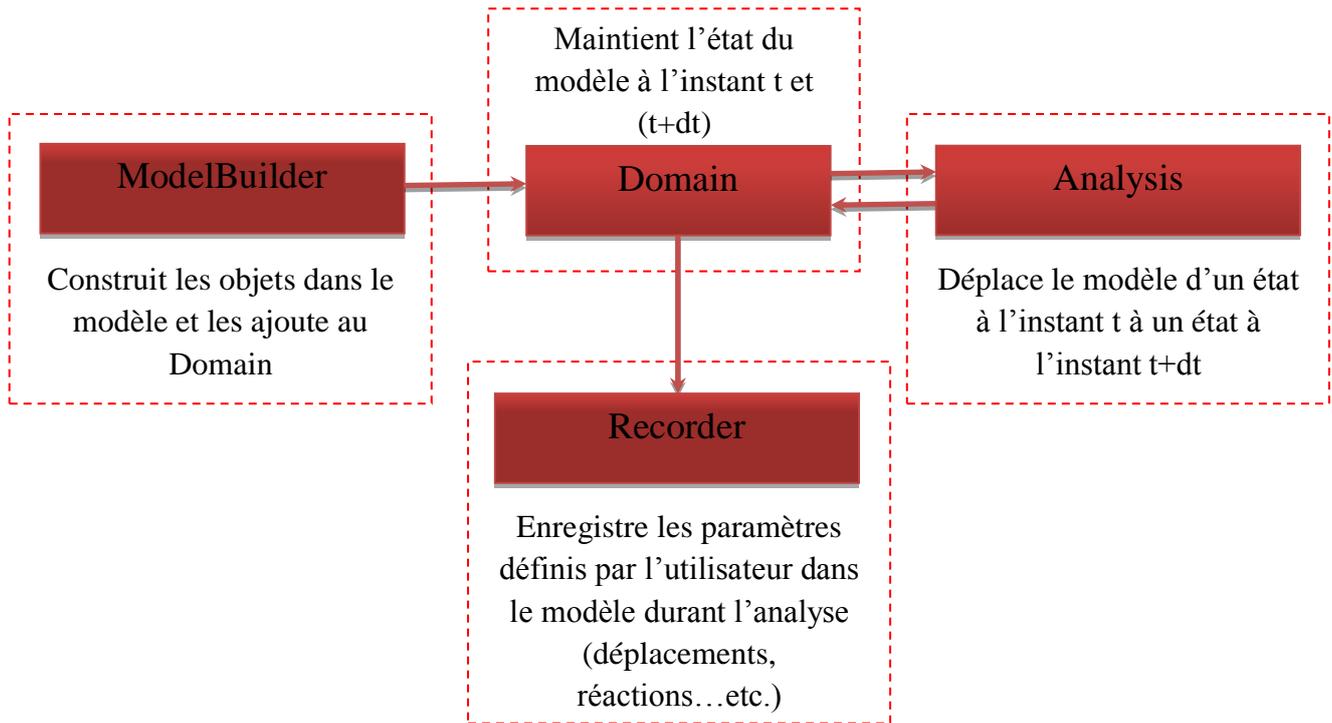


Figure 3.2 : Diagramme fonctionnel d'OpenSees [19].

- L'objet ModelBuilder

La première étape dans la modélisation par éléments finis est de subdiviser le corps à étudier en éléments et nœuds, de définir les charges agissant sur les éléments et les nœuds et également définir les conditions aux limites. ModelBuilder est l'objet dans le programme OpenSees responsable de l'établissement des objets suivants et les ajouter au Domain : Node, Mass, Material, Section, Element, LoadPattern, TimeSeries, Transformation, Block, Constraints [19].

- L'objet Domain

Le Domain est chargé de stockage des objets créés par le ModelBuilder et de fournir aux objets Analysis et Recorder l'accès à ces objets [19].

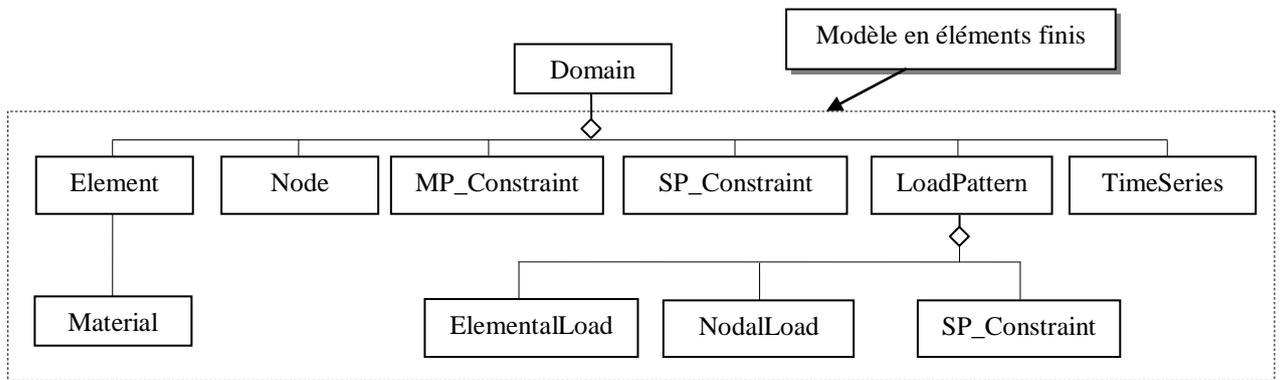


Figure 3.3 : L'objet Domain et ses composantes [19].

- L'objet Analysis

Les objets d'analyse sont chargés de déplacer le modèle d'un état à l'instant t à un état à l'instant $t + dt$. Cela peut varier à partir d'une analyse statique linéaire à une analyse dynamique non linéaire. Dans OpenSees chaque objet d'analyse est composé de plusieurs composantes, qui définissent le type d'analyse et comment cette dernière est effectuée [19].

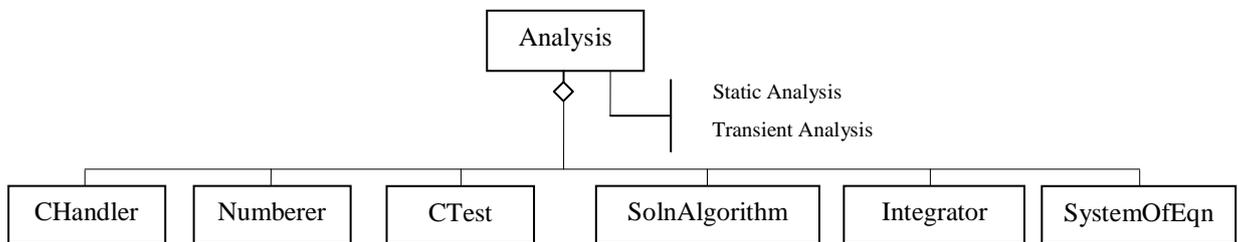


Figure 3.4 : L'objet Analysis et ses composantes [19].

- L'objet Recorder

L'objet Recorder enregistre lors d'une analyse en éléments finis, les paramètres définis par l'utilisateur dans le modèle. Tels que, le déplacement, la vitesse, l'accélération ou la réaction d'un nœud durant une analyse donnée [19].

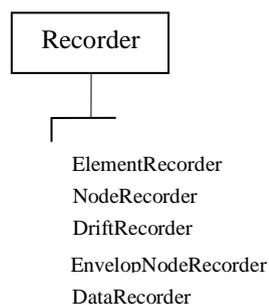


Figure 3.5 : L'objet Recorder [19].

3.4 Description de la classe CFSSWP

Une classe est une représentation d'une famille d'objets ayant la même structure et le même comportement. Une classe est composée d'un ensemble de procédures, appelées méthodes, qui agissent sur un ensemble de données, appelées attributs, caractérisant l'état des objets au cours de l'exécution du programme. Une classe peut donc être considérée comme une entité à part, responsable des données qu'elle contient et ayant pour rôle d'en effectuer la gestion par le moyen des méthodes dont elle dispose. La définition de la classe sert de modèle pour construire ses instances ; les objets apparaissent alors comme des variables de cette classe. Une classe peut être définie à partir d'une autre classe existante, à laquelle on pourrait ajouter de nouvelles données et méthodes. En P.O.O., il s'agit du concept d'héritage [30].

3.4.1 Classe CFSSWP

Le comportement hystérésis d'un panneau de contreventement SWP est défini dans la classe CFSSWP, au moyen des caractéristiques physiques et mécaniques introduites par l'utilisateur et des variables d'états dépendant de la solution d'analyse, associées à une loi de comportement décrite par le modèle hystérésis.

Le modèle hystérésis CFSSWP est capable de stocker la dernière solution convergée durant l'analyse non linéaire comme donnée historique et de calculer les variables d'état pour la prochaine itération sans altérer l'état convergé stocké. En raison de l'effet hystérésis, les paramètres d'entrée pour chaque étape d'analyse sont traités comme données temporaires. Ces derniers ne sont pas enregistrés et seulement un taux de dégradation est calculé. Une fois la solution est convergée pour une étape donnée, les données temporaires sont stockées comme étant des données validées.

Le taux de dégradation dû à l'effet cyclique du chargement est évalué sous forme d'une valeur scalaire qui est une combinaison d'effets à la fois à des incursions positives et négatives. En d'autres termes, la détérioration de la résistance et de la rigidité dans une direction donnée est évaluée en tenant compte de la détérioration dans la direction opposée.

3.4.2 Identification des méthodes

Le modèle constitutif est introduit à OpenSees à travers la classe CFSSWP, cette dernière est dérivée de la classe de base uniaxialMaterial (figure 3.6). En plus de l'implémentation des méthodes héritées de la classe de base uniaxialMaterial, la classe

CFSSWP contient également des méthodes privées qui définissent l'état actuel du modèle. Le tableau 3.1 énumère et décrit brièvement toutes les méthodes composant la classe CFSSWP.

Les principaux attributs de cette classe sont les caractéristiques physiques et mécaniques de SWP, ainsi que des variables d'état pour indiquer la phase actuelle du modèle.

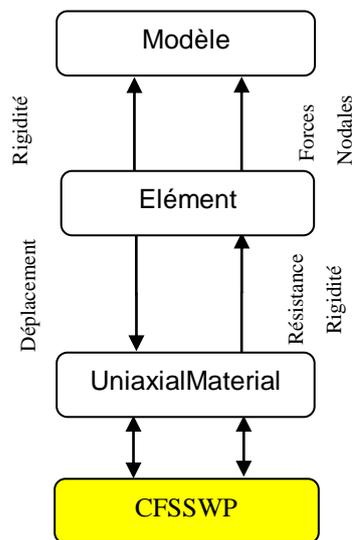


Figure 3.6 : Modèle hystérésis d'un SWP en CFS dans OpenSees.

Cette description conduit à identifier la liste principale des méthodes utilisées dans la classe CFSSWP et leurs relations de dépendance comme montre l'organigramme de la figure 3.7.

Tableau 3.1 : Méthodes de la classe CFSSWP.

Classe : CFSSWP	
Constructeur	
Public : CFSSWP(...)	Initialise l'objet de la classe CFSSWP
Destructeur	
Public : ~CFSSWP(...)	Effectue la désallocation dynamique du mémoire.
Requêtes et Méthodes d'accès	
Public : virtual double getDisp()	Renvoie le déplacement actuel convergé.
Public : virtual double getStrength()	Renvoie la résistance actuelle convergée.
Public : virtual double getTangent()	Renvoie la rigidité actuelle convergée.
Public : virtual UniaxialMaterial* getCopy()	Effectue une copie de l'objet de la classe CFSSWP.
Méthode de résolution	
Private : lateralShearStrength(...)	Evalue la résistance latérale du SWP et son déplacement associé.
Public : virtual int setTrialStrain(...)	Définit le déplacement du matériau en fonction de sa rigidité et sa résistance précédentes.
Private : void setEnvelope()	Etablit une courbe enveloppe initiale des boucles hystérésis.
Private : void getState()	Détermine la phase du matériau en se basant sur son historique et également sur la sollicitation actuelle.
Private : double posEnvlpStrength(...) & Private : double negEnvlpStrength(...)	Renvoie la résistance dégradée positive/négative du matériau.
Private : double posEnvlpTangent(...) & Private : double negEnvlpTangent (...)	Renvoie la rigidité dégradée positive/négative du matériau.
Private : void getState3(...) & Private : void getState4(...)	Forme la courbe enveloppe de la phase 3/phase 4 du modèle.
Private : double Envlp3Strength (...) & Private : double Envlp4 Strength (...)	Détermine la résistance dans la phase 3/ phase 4.
Private : double Envlp3Tangent (...) & Private : double Envlp4Tangent (...)	Détermine la rigidité dans la phase 3/ phase 4.
Private : updateDmg (...)	Mettre à jour les taux de dégradation.
Public : virtual int commitState(...)	Valide les variables d'état temporaire du modèle après la vérification du critère de convergence durant l'analyse
Public : virtual int revertToLastCommit()	Revenir à l'état précédent au cas où la condition de convergence n'est pas satisfaite.
Public : virtual int revertToStart()	Processus d'initialisation des variables d'état du modèle.

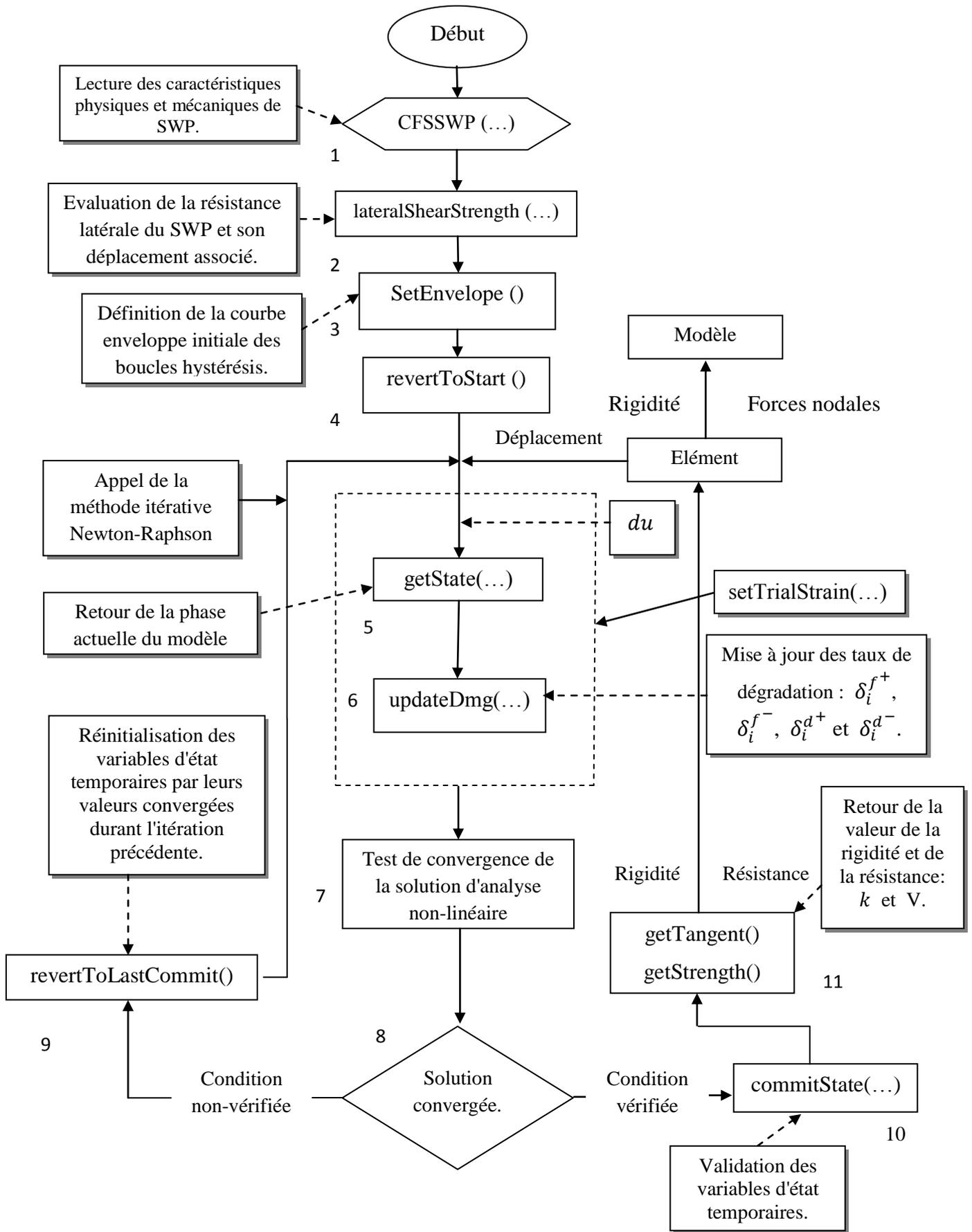


Figure 3.7 : Organigramme d'analyse non linéaire.

La classe CFSSWP permet de calculer la réponse d'un SWP sous une sollicitation dynamique ou quasi-statique. Dans un premier temps, les paramètres de la classe sont initialisés par l'utilisateur grâce au constructeur *CFSSWP(...)*. Ensuite, la méthode *lateralShearStrength(...)* est appelée afin d'évaluer la résistance latérale du SWP et son déplacement correspondant au moyen des processus analytiques de Martinez J. [14] et de Noritsugu Y. [23] suivant l'organigramme de la figure 3.9.

L'élaboration de la courbe enveloppe multilinéaire des boucles hystérésis est prise en charge par la méthode *setEnvelop(...)*. Ensuite, et au début de l'analyse en éléments finis, les variables d'état temporaires sont initialisés par la valeur de zéro au moyen de la méthode *revertToStart()*.

La méthode *setTrialStrain(...)*, dans un premier temps, enregistre le niveau de sollicitation en termes de déplacement (subi par l'élément). Ensuite, sa méthode *getState(...)* est appelée pour déterminer la phase actuelle du modèle hystérésis en se basant sur la résistance et le déplacement de l'itération précédente, ainsi que l'incrément de la sollicitation (*du*). Une mise à jour des taux de dégradation est effectuée grâce à la méthode *updateDmg(...)*.

Si le test de convergence durant l'analyse non linéaire est satisfait, les variables d'état temporaires (trial variables) sont affectées aux variables d'état convergées (converged variables) ; les règles de dégradation de la rigidité et de la résistance sont ainsi appliquées. Dans le cas contraire la méthode itérative Newton-Raphson et Newton-Raphson modifiée sont appelées durant l'analyse statique et dynamique non linéaires respectivement.

La rigidité et la résistance générées par le modèle hystérésis sont fournies au modèle global en éléments finis au moyen des méthodes *getTangent()* et *getStrength()* respectivement.

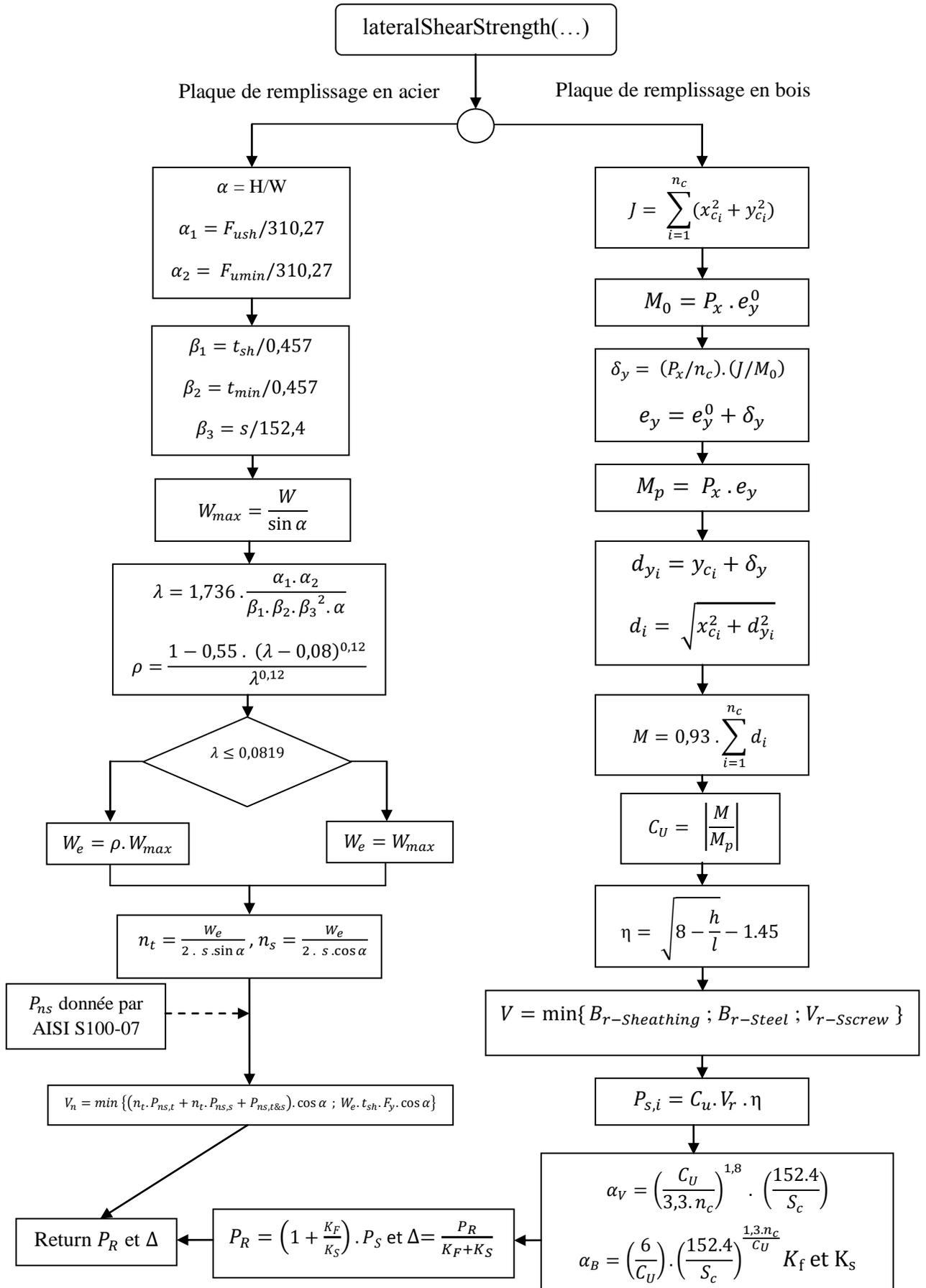


Figure 3.8 : Organigramme de calcul de la résistance latérale des SWP.

3.5 Conclusion

Dans ce chapitre, une description de l'architecture orientée objet du modèle hystérésis pour les SWP appelé CFSSWP a été introduite. Le principe de fonctionnement et d'utilisation du programme récipient OpenSees est énoncé tout en montrant l'interactivité et le mode d'implantation du module CFSSWP dans le corps du programme. Un organigramme détaillé a été élaboré et les différentes méthodes et leurs relations de dépendance ont été explicitement décrites. La conception du code a été développée en utilisant le langage de programmation orienté objet C++.

CHAPITRE 4

VALIDATION DU MODELE PAR DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

4.1 Introduction

La validation du modèle hystérésis des SWP en CFS, développé et mis en œuvre dans le deuxième et le troisième chapitre respectivement, est primordiale afin d'être en mesure d'établir des modèles en éléments finis fiables des structures en CFS. A ce titre, des analyses statiques non-linéaires ont été effectuées et comparées avec des résultats expérimentaux disponibles dans la littérature dans le but d'évaluer la performance du modèle hystérésis CFSSWP à simuler le comportement d'un SWP soumis à un chargement quasi-statique, en termes des boucles hystérésis de la relation effort tranchant-déplacement latéral, ainsi que l'évolution de la quantité d'énergie dissipée par effet hystérésis.

Dans ce chapitre, une description de la technique de modélisation d'un SWP en CFS au moyen du logiciel Opensees, ainsi que la vérification de l'efficacité du modèle hystérésis proposé (CFSSWP) sont présentées. Par la suite, une étude de la sensibilité du modèle en fonction de la variation de chacun de ses paramètres a été menée.

4.2 Modèle numérique

Le logiciel OpenSees (Open System for Earthquake Engineering Simulation) [19] [31] est utilisé pour établir des modèles en éléments finis des SWP en CFS. Une représentation schématique du modèle numérique est illustrée dans la figure 4.1.

Pour tenir compte de la rigidité et de la résistance latérales des panneaux de contreventement, un élément à dimension nulle « zeroLength » avec un modèle CFSSWP

est relié à des éléments barre rigides afin de transmettre les efforts aux éléments d'extrémité résistant aux forces de traction et de compression. Les montants d'extrémité sont modélisés par des éléments barre dont les propriétés élastiques sont identiques à celles des montants des SWP testés au laboratoire. Les traverses (supérieure et inférieure) sont considérées comme étant des éléments barre rigides. Le cadre du SWP formé par les traverses et les montants forment un mécanisme, d'où la rigidité et la résistance latérales sont générées directement à partir de l'élément zeroLength.

Le modèle décrit ci-dessus permet de réduire considérablement le nombre d'éléments imbriqués dans la modélisation d'un SWP en CFS.

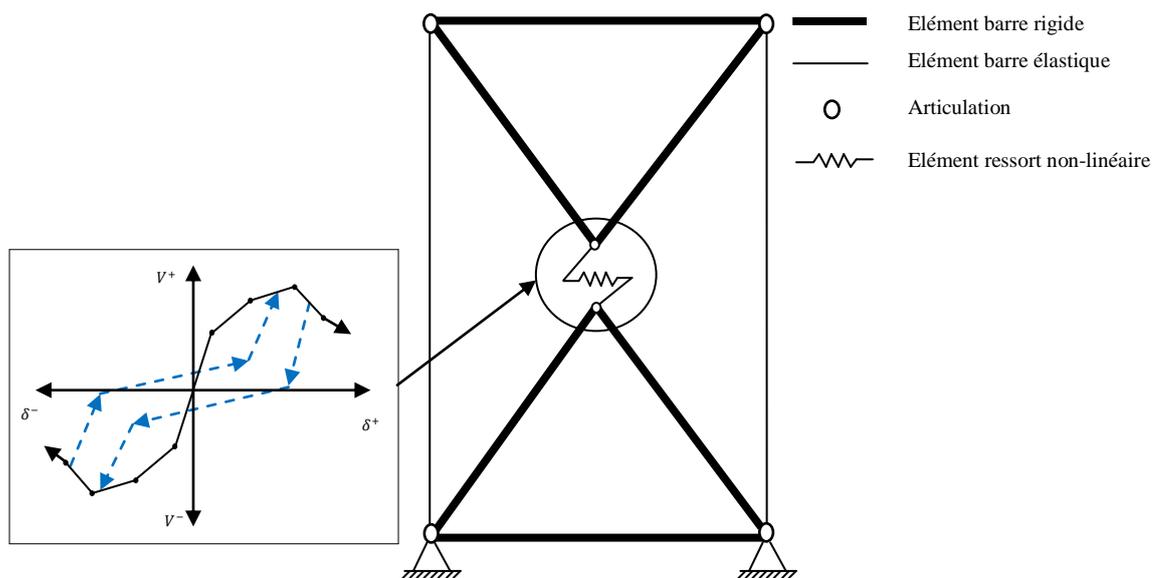


Figure 4.1 : Modèle OpenSees simplifié d'un SWP en CFS.

4.3 Protocole de chargement

Afin de pouvoir comparer les résultats de modélisation des SWP avec ceux des essais expérimentaux tirés de la littérature, nous avons utilisé le même type de protocole de chargement cyclique, quasi-statique CUREE (Consortium of Universities for Research in Earthquake Engineering) [32] utilisé dans ces essais. Le protocole CUREE est jugé approprié pour la raison suivante :

- Le protocole CUREE a été élaboré à partir des résultats d'analyses dynamiques non-linéaires des SWP en bois. Étant donné que le comportement hystérésis d'un SWP en CFS est très similaire à celui d'un SWP en bois, principalement en raison du rôle que la plaque de remplissage et ses connexions jouent dans le comportement global ; par rapport à

d'autres protocoles, le protocole CUREE a été considéré comme le plus représentatif de la demande en énergie qui serait imposée sur un SWP en CFS durant un événement sismique.

Le protocole CUREE représenté dans la figure 4.2 comprend 43 cycles avec des déplacements spécifiques (tableau 4.1). Les amplitudes de déplacements sont basées sur un pourcentage de la capacité de déplacement ultime. Cette dernière est définie comme étant une portion ($\gamma=0,60$) de la réponse post-élastique maximale Δ_m sous une sollicitation progressive (monotonique), ce qui correspond au déplacement associé à une résistance de 80% de la capacité nominale au cisaillement du SWP.

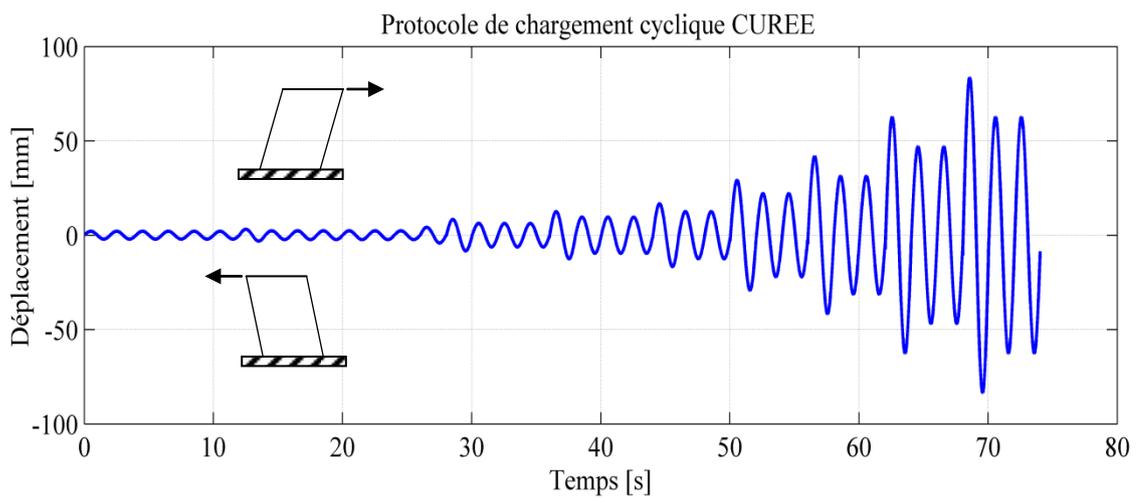


Figure 4.2 : Historique du protocole de chargement CUREE [32].

Tableau 4.1 : Cycles du protocole CUREE [32].

Cycle N°	% Δ	Cycle N°	% Δ
1	5	23	15
2	5	24	15
3	5	25	30
4	5	26	22,5
5	5	27	22,5
6	5	28	22,5
7	7,5	29	40
8	5,6	30	30
9	5,6	31	30
10	5,6	32	70
11	5,6	33	52,5
12	5,6	34	52,5
13	5,6	35	100
14	10	36	75
15	7,5	37	75
16	7,5	38	150
17	7,5	39	112,5
18	7,5	40	112,5
19	7,5	41	200
20	7,5	42	150
21	20	43	150
22	15		

4.4 Validation du modèle CFSSWP

Afin de vérifier la pertinence et la précision du modèle hystérésis développé, une comparaison entre les résultats expérimentaux des essais réalisés par Branston A.E. [20], Chen C.Y. [33] et Balh N. [10] et ceux générés par le modèle CFSSWP a été menée. Un total de sept configurations de SWP ont été analysées.

Les spécimens 12 et 14 testés par Branston A.E. [20], les spécimens 16 et 32 testés par Chen C.Y. [33] et les spécimens 1C-b et 3C-a testés par Balh N. [10] ont été sélectionnés pour la validation de l'approche proposée. Différentes caractéristiques physiques et mécaniques sont couvertes telles que : l'espacement, le nombre, la résistance au cisaillement et le diamètre des éléments de connexion (s_c , n_c , V_s et d_s) ; le rapport hauteur/largeur du SWP (H/W), les propriétés géométriques et mécaniques de la section transversale des profilés du cadre de SWP (t_f , A_f , I_{fe} , I_{fi} , F_{uf} et F_{yf}), les propriétés géométriques et mécaniques de la plaque de remplissage (t_s , F_{us} , et F_{ys}).

Les boucles hystérésis expérimentales de la relation effort tranchant-déplacement latéral, ainsi que l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis sont confrontées à celles obtenues numériquement (modèle CFSSWP) dans les figures 4.3-4.7 et les figures 4.8 et 4.9 pour des SWP ayant une plaque de remplissage en bois et en tôle d'acier respectivement.

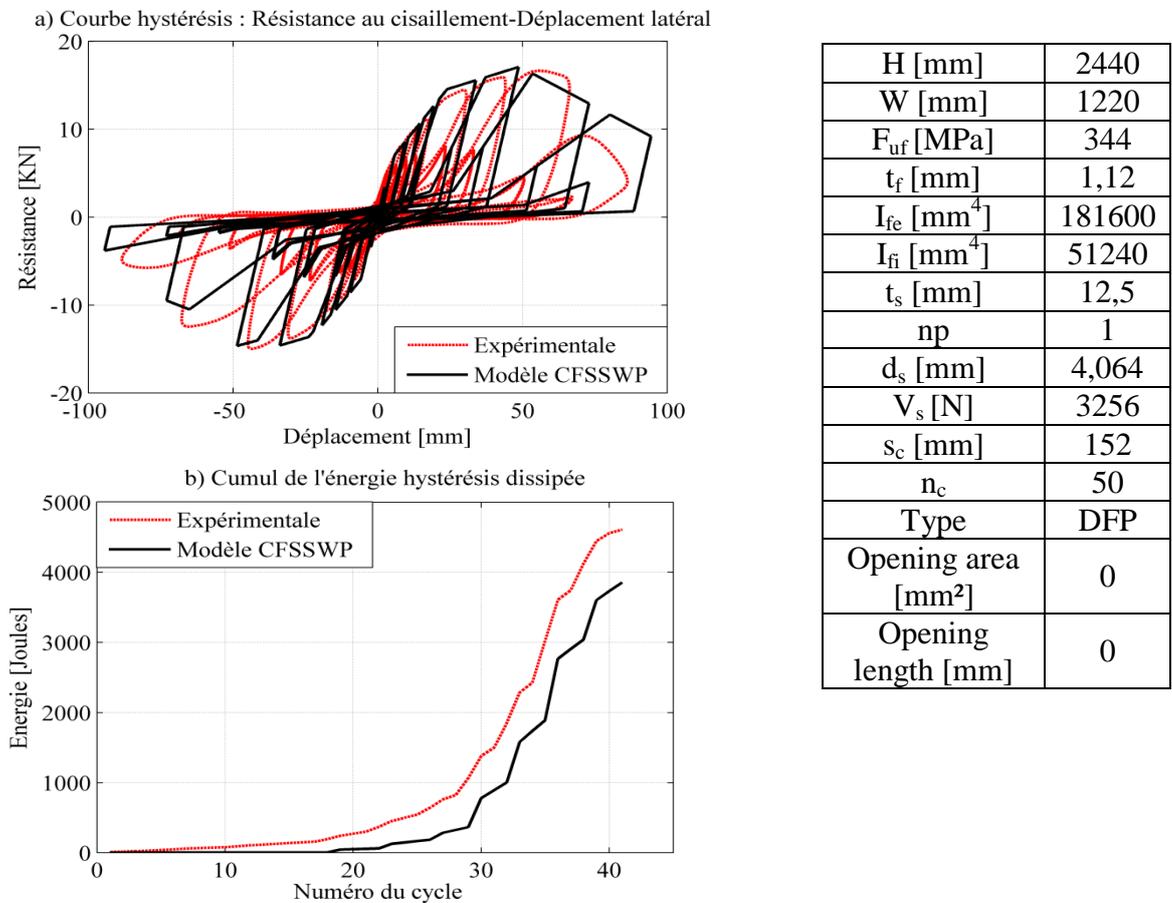
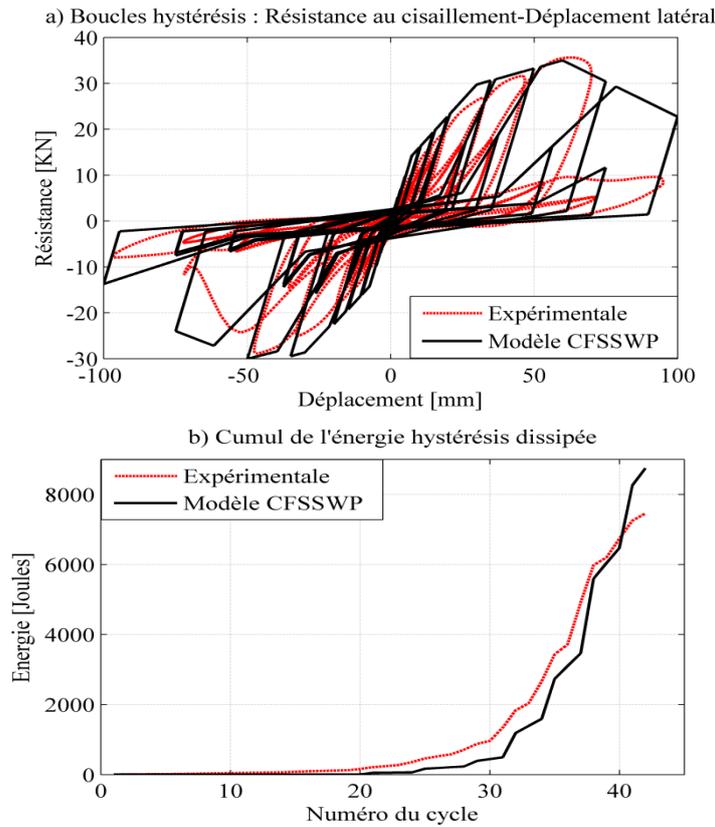
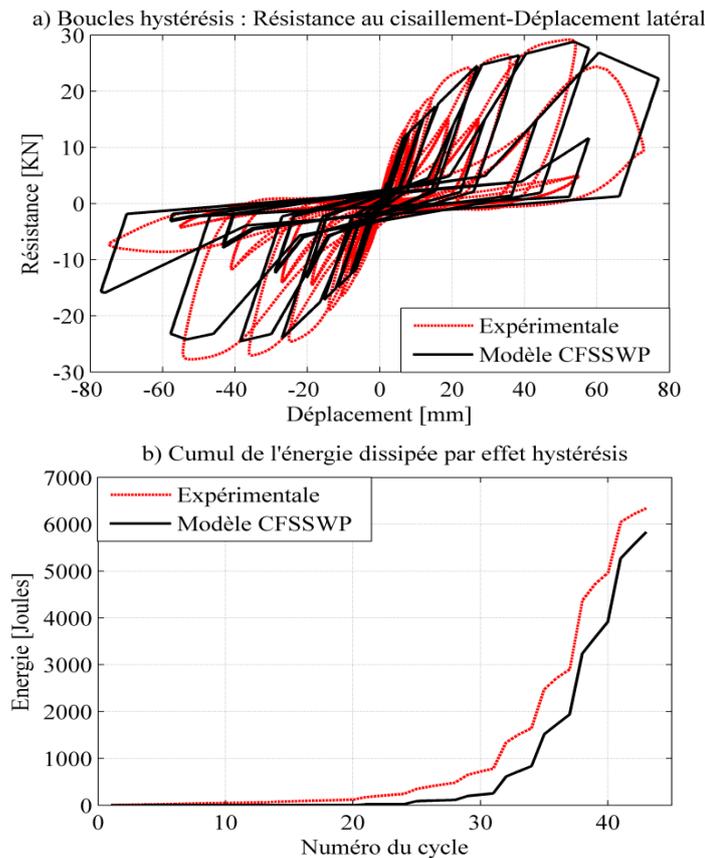


Figure 4.3: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°12.



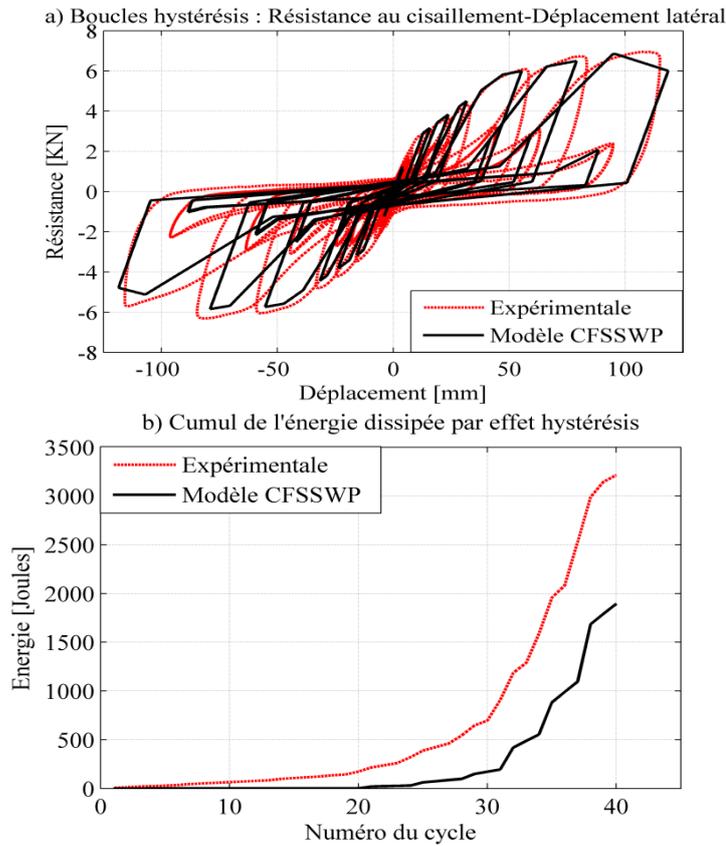
H [mm]	2440
W [mm]	1220
F_{uf} [MPa]	344
t_f [mm]	1,12
I_{fe} [mm ⁴]	181600
I_{fi} [mm ⁴]	51240
t_s [mm]	12,5
np	1
d_s [mm]	4,064
V_s [N]	3256
s_c [mm]	76
n_c	98
Type	DFP
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.4: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°14.



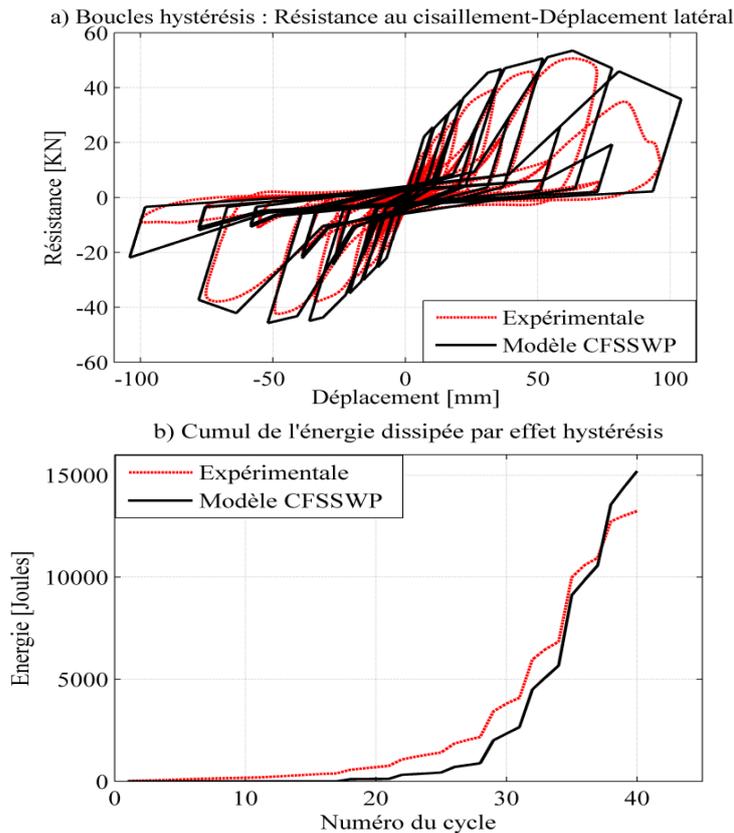
H [mm]	2440
W [mm]	1220
F_{uf} [MPa]	344
t_f [mm]	1,12
I_{fe} [mm ⁴]	181600
I_{fi} [mm ⁴]	51240
t_s [mm]	11
np	1
d_s [mm]	4,064
V_s [N]	3256
s_c [mm]	76
n_c	98
type	OSB
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.5: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°26.



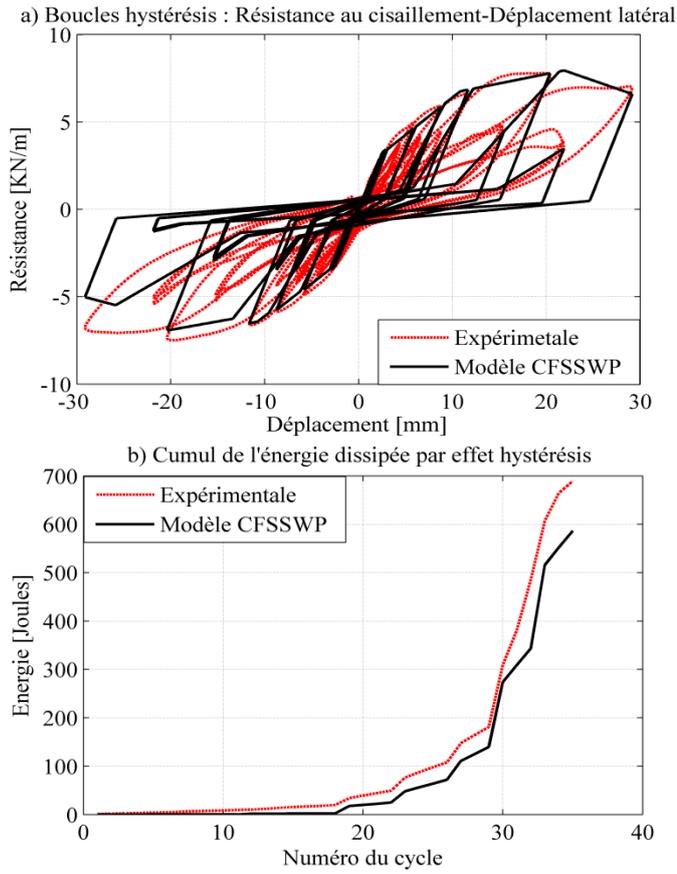
H [mm]	2440
W [mm]	610
F_{uf} [MPa]	344
t_f [mm]	1,12
I_{fe} [mm ⁴]	181600
I_{fi} [mm ⁴]	51240
t_s [mm]	12,5
np	1
d_s [mm]	4,064
V_s [N]	3256
s_c [mm]	152
n_c	40
type	CSP
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.6: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°16.



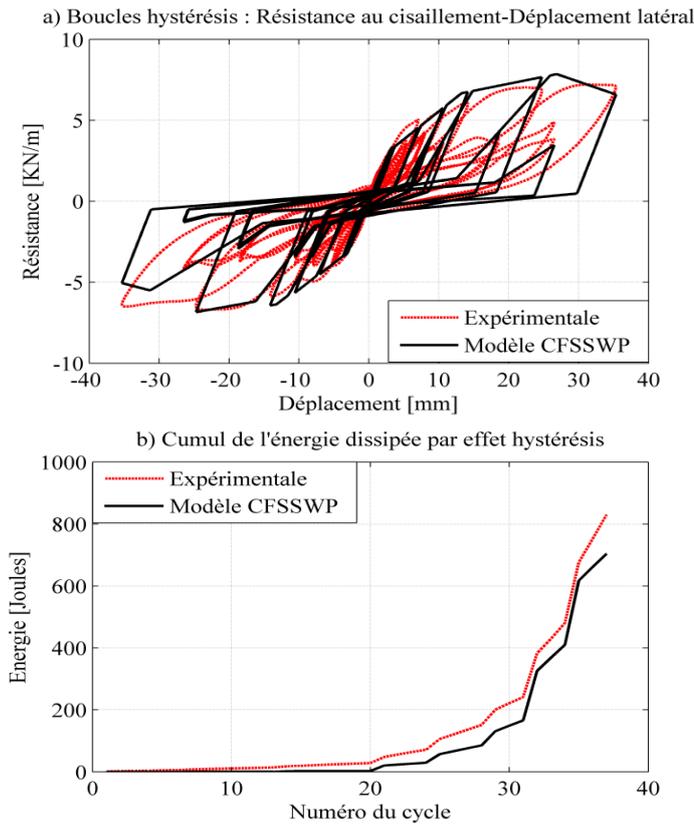
H [mm]	2440
W [mm]	2440
F_{uf} [MPa]	344
t_f [mm]	1,12
I_{fe} [mm ⁴]	181600
I_{fi} [mm ⁴]	51240
t_s [mm]	12,5
np	1
d_s [mm]	4,064
V_s [N]	3256
s_c [mm]	102
n_c	98
Type	CSP
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.7: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°32.



H [mm]	2440
W [mm]	1220
F _{uf} [MPa]	496
F _{vf} [MPa]	346
t _f [mm]	1,14
A _f [mm ²]	436,22
F _{us} [MPa]	395
F _{ys} [MPa]	300
t _s [mm]	0,46
np	1
d _s [mm]	4,166
V _s [N]	1560
s _c [mm]	150
d _t [mm]	22,2
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.8: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°1C-b.



H [mm]	2440
W [mm]	1220
F _{uf} [MPa]	391
F _{vf} [MPa]	342
t _f [mm]	0,87
A _f [mm ²]	436,22
F _{us} [MPa]	395
F _{ys} [MPa]	300
t _s [mm]	0,46
np	1
d _s [mm]	4,166
V _s [N]	1560
s _c [mm]	150
d _t [mm]	22,2
Opening area [mm ²]	0
Opening length [mm]	0

Figure 4.9: Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux du spécimen n°3C-a.

4.4.1 Interprétation des résultats

4.4.1.1 Boucles hystérésis de la relation effort tranchant-déplacement latéral

Les boucles hystérésis expérimentales de la relation effort tranchant-déplacement latéral des SWP ayant une plaque de remplissage en bois et en tôle d'acier sont confrontées à celles du modèle hystérésis CFSSWP dans les figures 4.3a-4.9a. D'une manière générale, une bonne concordance est observée entre les résultats expérimentaux et numériques.

Il est constaté à partir de ces figures que le modèle CFSSWP donne une bonne estimation de la réponse expérimentale en terme des caractéristiques hystérésis telles que : la dégradation de la rigidité et de la résistance ainsi que l'effet de pincement. De plus, la performance des boucles positives de la réponse cyclique est meilleure que celle des boucles négatives en termes de résistance, cela est dû au fait que la première sollicitation est dans la direction positive. L'aptitude du SWP à résister à l'effort tranchant devient plus faible suite aux détériorations induites des incursions dans la direction positive. Ce comportement est bien capté par le modèle CFSSWP. Cependant, la dégradation de la résistance est difficile à quantifier, notamment pour les derniers cycles de la réponse expérimentale où la ruine du SWP a déjà eu lieu.

Les valeurs ultimes des résistances positives (F^+) et négatives (F^-) du spécimen n°16 pour chaque cycle complet obtenues numériquement (modèle CFSSWP) sont comparées avec les valeurs expérimentales correspondantes dans le tableau 4.2.

Il est observé que durant les sept cycles premiers des boucles hystérésis (domaine linéaire), le modèle CFSSWP sous-estime la résistance maximale de l'ordre de 8% (bonne estimation de la rigidité élastique). Durant le cycle n°14 le modèle CFSSWP surestime la résistance maximale de l'ordre de 4%. A partir du cycle n° 21 jusqu'au cycle n° 38, le protocole du chargement CUREE consiste en des sollicitations cycliques où chaque augmentation de l'amplitude de la sollicitation (déplacement) est suivie de deux ou trois cycles secondaires ayant une amplitude de 75% de l'amplitude du cycle principal précédent. A partir du cycle n°21 jusqu'au cycle n°38, le modèle CFSSWP estime les valeurs des pics des résistances dans le sens positif des boucles hystérésis avec une erreur moyenne de l'ordre de 6%. De la même manière, dans le sens négatif des boucles hystérésis le modèle CFSSWP estime les pics des résistances avec une erreur moyenne de 7%.

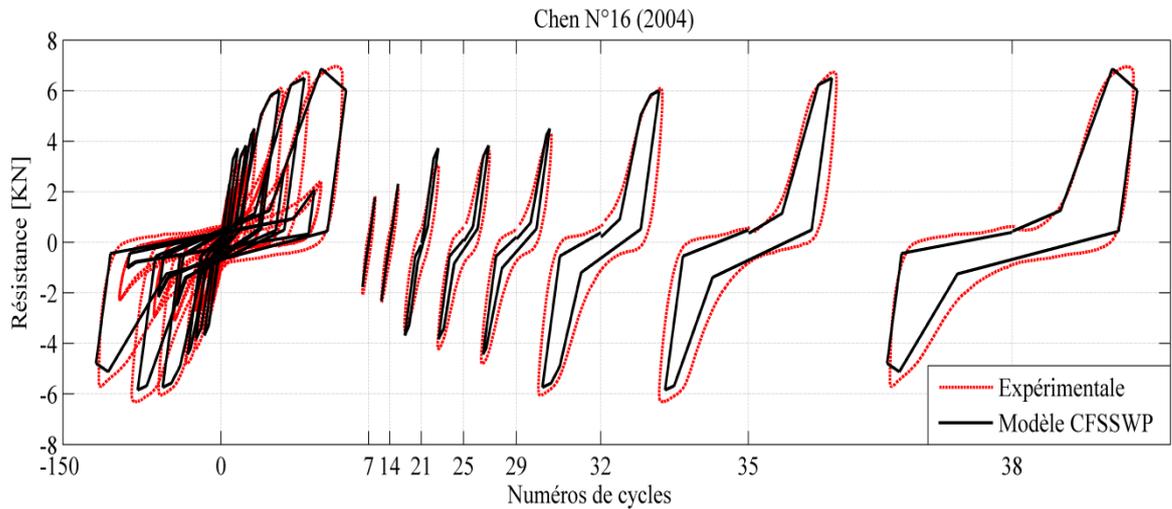


Figure 4.10 : Comparaison cycle-par-cycle des résultats numériques et expérimentaux relatifs au spécimen n°16 [33].

Tableau 4.2 : Comparaison des résistances maximales positives (F^+) et négatives (F^-)

Cycle N°	F^+ [kN]		Différence [%]	F^- [kN]		Différence [%]
	Expérimentale	CFSSWP		Expérimentale	CFSSWP	
7	1,8084	1,7719	2,02	-2,0754	-1,7618	15,11
14	2,1746	2,3139	-6,41	-2,3501	-2,3079	1,80
21	3,0521	3,7254	-22,06	-3,4718	-3,6784	-5,95
25	3,6320	3,8326	-5,52	-4,2196	-3,8074	9,77
29	4,3035	4,4999	-4,56	-4,8071	-4,4224	8,00
32	6,0966	5,9937	1,69	-6,0508	-5,7348	5,22
35	6,7376	6,4981	3,55	-6,3026	-5,8369	7,39
38	6,9512	6,8483	1,48	-5,7075	-5,1146	10,39

4.4.1.2 Energie dissipée par effet hystérésis

Les figures 4.3b-4.9b montrent le cumul de l'énergie dissipée par effet hystérésis calculé sur la base des résultats d'essais expérimentaux et ceux issus des modèles numériques. Les résultats de la simulation sont légèrement sous-estimés par rapport aux résultats d'essais expérimentaux correspondants. La différence, se trouve dans une erreur moyenne relative de l'ordre de 15%, cette dernière est due d'une part au fait que le modèle CFSSWP se comporte d'une manière linéaire quand le niveau de la sollicitation en déplacement est inférieure à la limite élastique δ_e . En d'autres termes, le modèle hystérésis ne dissipe pas de l'énergie en-dessous de ce seuil. En revanche, les résultats d'essais expérimentaux manifestent une dissipation d'énergie même à des niveaux de sollicitation inférieures à δ_e , cela est traduit par la forme ovale des boucles hystérésis (figure 2.5a)

montrant qu'une force d'amortissement participe à la résistance du SWP à faible niveau de chargement. De l'autre part, pour les derniers cycles, en raison des différences en termes de la dégradation de la résistance, le modèle numérique surestime la dissipation d'énergie au-delà de la rupture du SWP (figure 4.4b). Quoique la tendance dans l'historique de l'énergie hystérésis obtenue numériquement et celle expérimentalement soit légèrement écartée suite aux différences citées ci-dessus, le modèle du pincement est capable de reproduire le cumul de l'énergie hystérésis dissipée notamment à des niveaux de déformations relativement importants.

En général, les modèles numériques en éléments finis élaborés au moyen du modèle hystérésis CFSSWP implémenté dans le logiciel OpenSees simulent le comportement des SWP en CFS sous un chargement quasi-statique avec une corrélation acceptable, d'où la validation de ces derniers pour faire l'objet d'une étude paramétrique.

4.5 Paramètres d'influence du modèle hystérésis CFSSWP sur les boucles hystérésis

En vue d'estimer l'impact de la variation des paramètres analytiques associés au modèle hystérésis CFSSWP, deux exemples ont été choisis de la section précédente (section 4.4). Le modèle numérique qui correspond au spécimen n°26 testé par Branston A.E. [20] ayant des paramètres hystérésis comme suit :

$H = 2440$ mm, $W = 1220$ mm, $f_{uf} = 344$ MPa, $t_f = 1,12$ mm, $I_{fe} = 181600$ mm⁴, $I_{fc} = 51240$ mm⁴, $n_p = 1$, $d_s = 4,064$ mm, $V_s = 3256$ N, $s_c = 76$ mm, $n_c = 98$, type = 2 (OSB 11 mm), opening_Area = 0, opening_Length = 0.

Les paramètres hystérésis associés au spécimen n°3C-a testé par Balh N. [10] sont:

$H = 2440$ mm; $W = 1220$ mm; $f_{uf} = 391$ MPa; $f_{yf} = 342$ MPa; $t_f = 0,87$ mm; $A_f = 436,22$ mm²; $f_{us} = 395$ MPa; $f_{ys} = 300$ MPa; $t_s = 0,46$ mm; $n_p = 1$; $d_s = 4,166$ mm; $V_s = 1560$ N, $s_c = 150$ mm; $d_t = 22,2$ mm; opening_Area = 0, opening_Length = 0.

Une étude paramétrique a été menée en variant chaque paramètre lié aux caractéristiques physiques et mécaniques du SWP d'une façon individuelle l'un après l'autre, tandis que les autres paramètres sont maintenus constants. Les figures 4.11a-4.16a et 4.11b-4.16b montrent l'influence de la variation des paramètres du modèle (H/W , s_c , t_s , d_s , t_f et les ouvertures) sur les boucles hystérésis des SWP ayant une plaque de remplissage en bois et en tôle d'acier respectivement.

4.5.1 Effet de la largeur du SWP

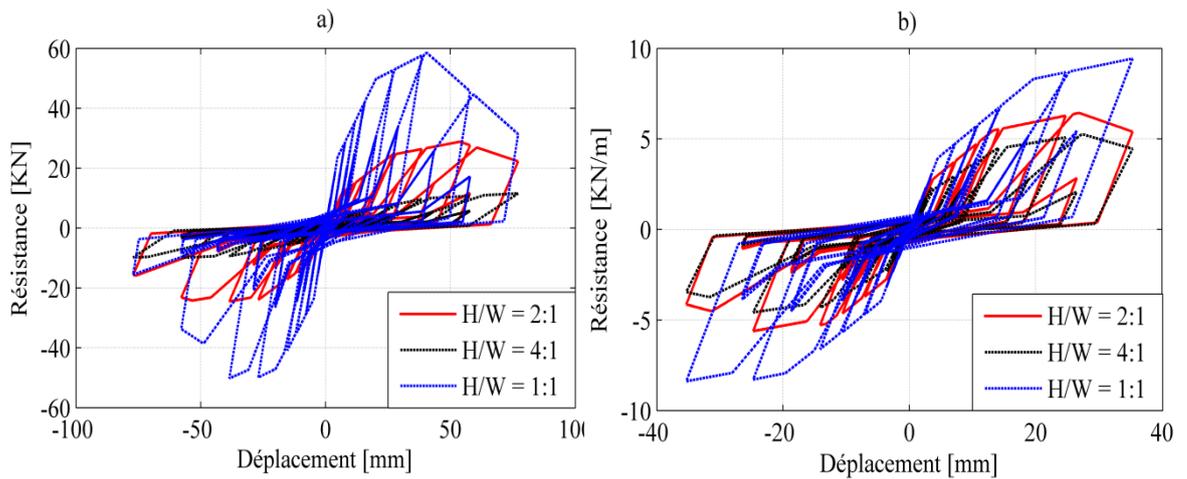


Figure 4.11 : Impact de la variation de la largeur du SWP sur les boucles hystérésis.

La variation de la largeur du SWP révèle les règles suivantes : les SWP ayant un rapport H/W de 1:1 et 2:1 atteignent leur capacité maximale de résistance au cisaillement à un niveau de déplacement égal. Le déplacement correspondant au pic de la résistance au cisaillement d'un SWP avec un rapport H/W égale à 4:1 est presque le double que ceux des SWP plus longs (1:1 et 2:1) ; cela indique que les SWP ayant un rapport H/W égale à 4:1 sont moins rigides que les SWP avec un rapport H/W égale à 1:1 ou 2:1 (figure 4.11a). Cependant, pour les SWP avec une plaque de remplissage en tôle d'acier cette tendance n'est pas observée (figure 4.11b) car l'équation analytique utilisée pour évaluer leur déplacement donne des valeurs proportionnelles à leur résistance latérale au cisaillement.

4.5.2 Effet de l'espacement des vis

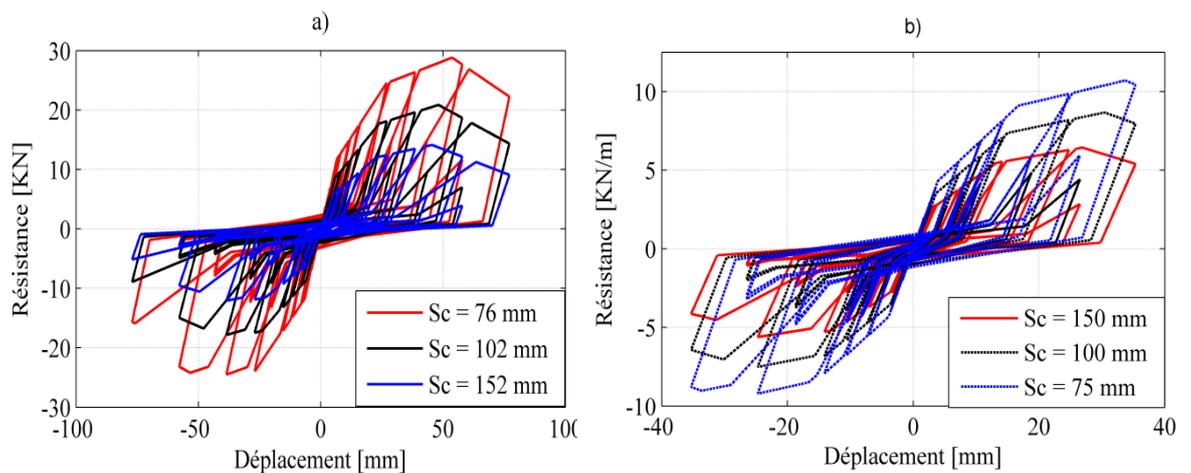


Figure 4.12 : Impact de la variation de l'espacement des vis sur les boucles hystérésis.

Un espacement réduit des vis génère une résistance plus importante comme dans le SWP ayant un espacement de l'ordre de $s_c = 76$ mm. Un SWP ayant un espacement de $s_c = 152$ mm développe une résistance moins importante telle qu'il est montré dans les figures 4.12a et 4.12b. La rigidité élastique K_e est inversement proportionnelle à l'espacement des vis. Cependant, cette augmentation n'est pas linéaire et dans certains cas la valeur de K_e diminue en ajoutant des éléments de fixation au périmètre du SWP. L'absence d'une tendance claire est due à la non-linéarité de la performance des vis et la rigidité de la plaque de remplissage. Les valeurs de la ductilité sont invariables.

4.5.3 Effet des ouvertures

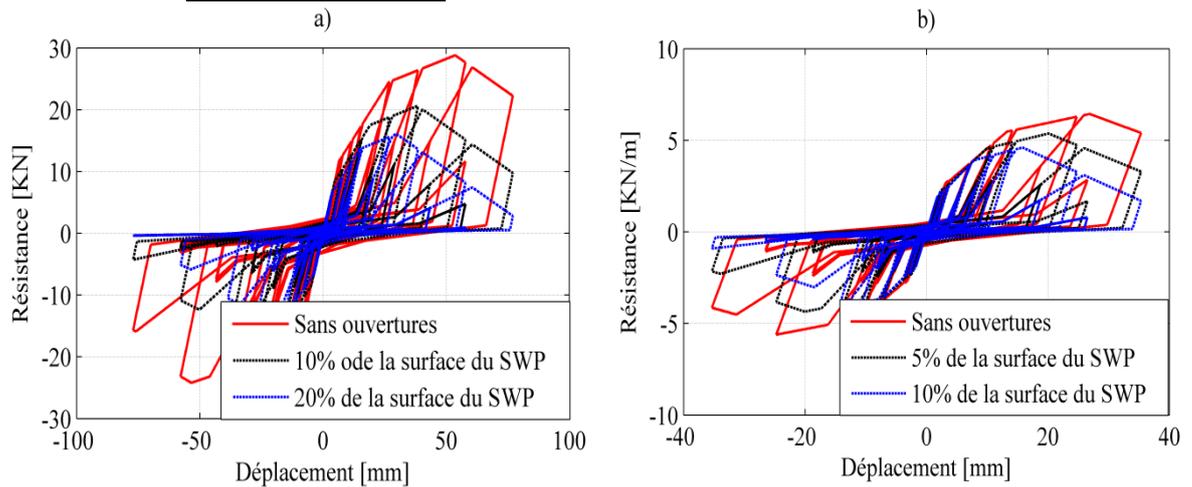


Figure 4.13 : Impact de la surface des ouvertures sur les boucles hystérésis.

Pour les SWP ayant une plaque de remplissage en tôle d'acier, il y a une diminution significative de la rigidité élastique K_e de l'ordre de 9,1% et 17% pour un taux d'ouvertures de 5% et 10% respectivement, avec une résistance ultime moins importante (16,66%-28,59%) (figure 4.13b). Cependant, les valeurs de la ductilité sont inchangées.

En ce qui concerne les SWP ayant une plaque de remplissage en bois, l'effet des ouvertures donne des résultats similaires au cas de SWP avec une plaque de remplissage en tôle d'acier (figure 4.13a), mais la valeur de la rigidité élastique K_e n'est pas affectée, soulignant probablement la différence de modes de rupture des deux types de SWP. La diminution de la résistance ultime est de l'ordre de 28,45% et 44,29% pour un taux d'ouvertures de 10% et 20% respectivement. Ainsi, Les valeurs de la ductilité sont inchangées.

4.5.4 Effet de l'épaisseur de la plaque de remplissage:

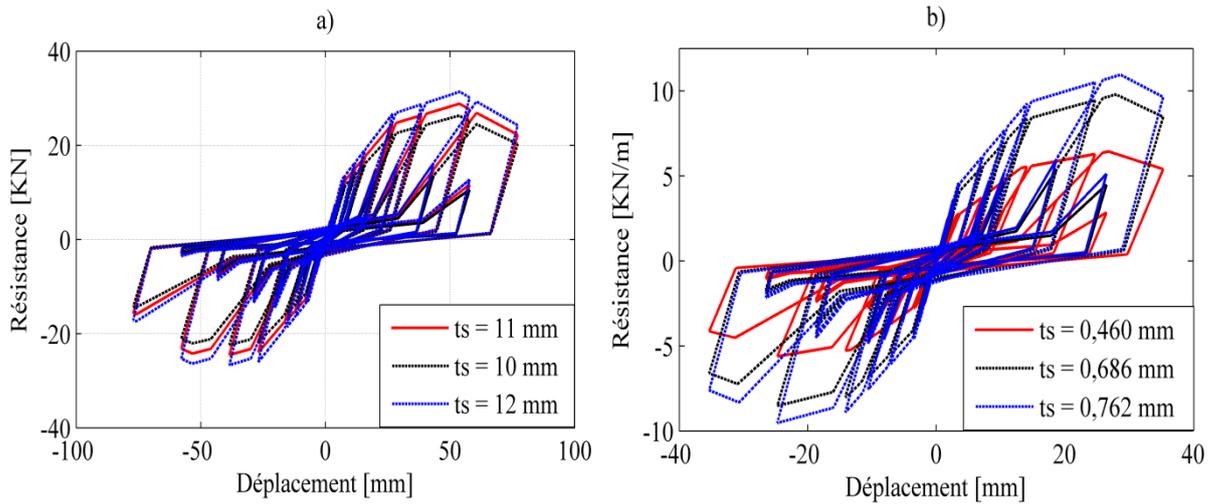


Figure 4.14 : Impact de la variation de l'épaisseur de la plaque de remplissage sur les boucles hystérésis.

Les Figures 4.14a et 4.14b montrent qu'une relation linéaire pourrait être attribuée entre la résistance latérale ultime du SWP et l'épaisseur de la plaque de remplissage. Dans cette étude paramétrique, des épaisseurs de 10 mm, 11 mm et 12 mm et de 0,460 mm, 0,686 mm et 0,762 mm sont analysées pour un SWP ayant une plaque de remplissage en bois et celui avec une plaque en tôle d'acier respectivement, en conséquence, la résistance latérale ultime d'un SWP ayant une épaisseur différente peut être estimée. En revanche, les déplacements correspondant aux résistances ultimes sont invariables. Par conséquent, la rigidité élastique et la ductilité sont constantes.

4.5.5 Effet du diamètre des vis

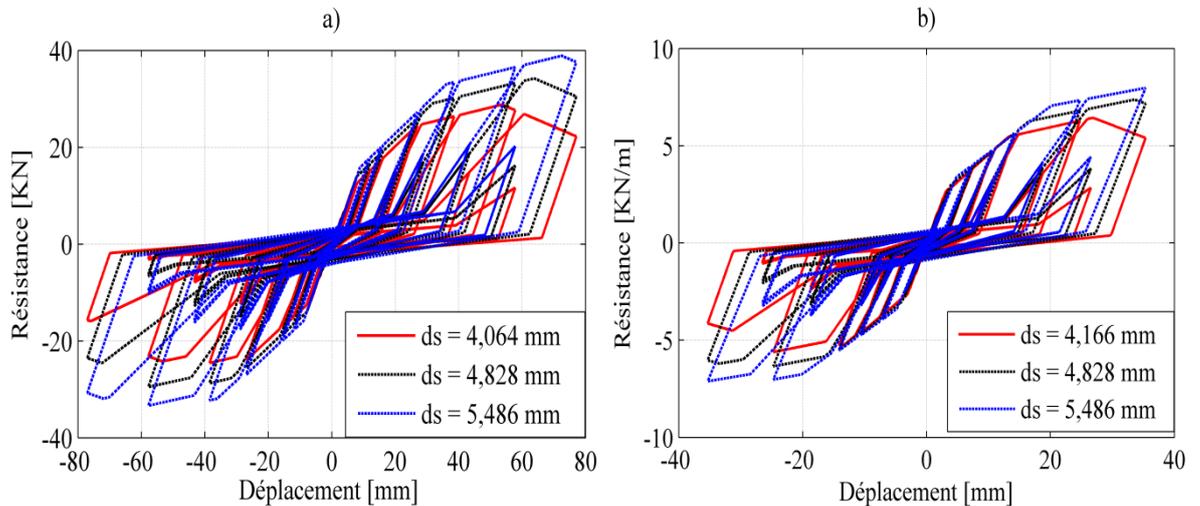


Figure 4.15 : Impact de la variation du diamètre des vis sur les boucles hystérésis.

Les figures 4.15a et 4.15b montrent que l'effet sur les boucles hystérésis dû à la variation du diamètre des éléments de connexion est similaire à celui dû à la variation de leur espacement. La résistance maximale au cisaillement est proportionnelle au diamètre des vis, différentes valeurs de diamètre (4,064 mm, 4,828 mm et 5,486 mm) et (4,166 mm, 4,828 mm et 5,486 mm) ont été analysées pour un SWP ayant une plaque de remplissage en bois et celui avec une plaque en tôle d'acier respectivement. Il est important de signaler que la rigidité élastique, ainsi que la ductilité des SWP sont invariables vis-à-vis de la variation du diamètre des éléments de connexion.

4.5.6 Effet de l'épaisseur des montants du cadre de SWP

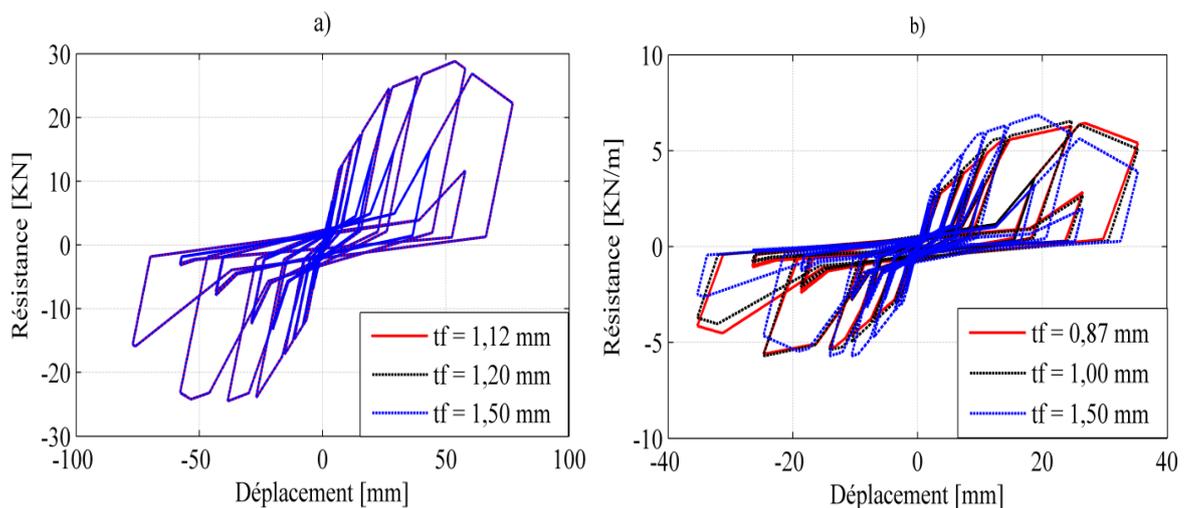


Figure 4.16 : Impact de la variation de l'épaisseur des profilés sur les boucles hystérésis.

La figure 4.16b indique que l'épaisseur des montants a un effet significatif sur la capacité du déplacement que le SWP pourrait atteindre au niveau de sa résistance ultime, plus l'épaisseur est importante plus le déplacement diminue. Cela indique qu'un SWP ayant une épaisseur des montants de 0,87 mm est plus flexible que ceux ayant des montants d'épaisseur de 1,00 mm et 1,50 mm à cause de la rigidité réduite (l'hypothèse que le mode de ruine des vis se passe avant l'instabilité des montants est toujours vérifiée). En revanche, pour les SWP ayant une plaque de remplissage en bois, aucun effet n'est observé (figure 4.16a) sur les boucles hystérésis correspondantes.

4.6 Etude de la sensibilité du modèle CFSSWP

Soit $[Y]$ la résistance hystérésis d'un SWP en CFS pour une sollicitation donnée. Les paramètres analytiques du modèle hystérésis relatif à un SWP ayant un remplissage en bois sont : $H = 2440$ mm, $B = 1220$ mm, $f_{uf} = 344$ MPa, $t_f = 1,12$ mm, $I_{fe} = 181600$ mm⁴, I_{fe}

$= 51240 \text{ mm}^4$, $n_p = 1$, $d_s = 4,064 \text{ mm}$, $V_s = 3256 \text{ N}$, $s_c = 76 \text{ mm}$, $n_c = 98$, type = 2 (OSB 11 mm), opening_Area = 0, opening_Length = 0.

Les paramètres analytiques du modèle hystérésis relatif à un SWP ayant un remplissage en acier sont : $H = 2440 \text{ mm}$; $W = 1220 \text{ mm}$; $f_{uf} = 391 \text{ MPa}$; $f_{yf} = 342 \text{ MPa}$; $t_f = 0,87 \text{ mm}$; $A_f = 436,22 \text{ mm}^2$; $f_{us} = 395 \text{ MPa}$; $f_{ys} = 300 \text{ MPa}$; $t_s = 0,46 \text{ mm}$; $n_p = 1$; $d_s = 4,166 \text{ mm}$; $V_s = 1560 \text{ N}$, $s_c = 150 \text{ mm}$; $d_t = 22,2 \text{ mm}$; opening_Area = 0, opening_Length = 0.

Ensuite, chaque paramètre varie de -10% à +10% de son amplitude initiale. Maintenant, si en raison de la variation d'un paramètre, par exemple l'espacement des éléments de fixation au périmètre du SWP (s_c), la résistance hystérésis devient [Y], la moyenne de la sensibilité quadratique e_{sc} sera comme suit :

$$e_{sc} = \sqrt{\frac{1}{N} \left(\sum_1^N (Y - Y')^2 \right)}$$

où :

N est le nombre de points de la fonction de sollicitation.

La sensibilité maximale liée à la variation de s_c nommé $|e_{sc}|$ est donnée par l'expression suivante :

$$|e_{sc}| = \text{maximum}(e_{sc})$$

Le maximum de la sensibilité moyenne quadratique associée à chaque variation de paramètre est résumé dans le tableau 4.3 et 4.4. Le paramètre avec la plus grande valeur de la sensibilité est classé 1 en fonction de sa sensibilité. En traçant la sensibilité moyenne quadratique pour les paramètres étudiés dans la gamme de leurs variations, un diagramme araignée est obtenu comme le montrent les figures 4.13 et 4.14.

Tableau 4.3: Classement de la sensibilité des paramètres pour les SWP avec plaque de remplissage en bois.

Paramètre	Sensibilité maximale	Classement
W	7,0720	2
s_c	3,7198	4
t_s	0,0799	5
Ouvertures	7,7033	1
d_s	4,5365	3

Tableau 4.4: Classement de la sensibilité des paramètres pour les SWP avec plaque de remplissage en tôle d'acier.

Paramètre	Sensibilité maximale	Classement
W	0,1691	2
s_c	0,0981	3
t_s	0,0956	4
Ouvertures	0,0801	5
d_s	0,1966	1

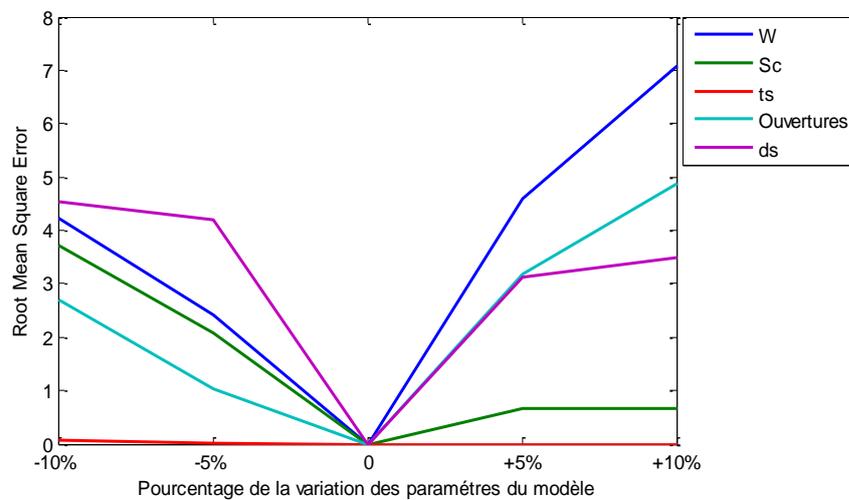


Figure 4.17 : Diagramme de la sensibilité moyenne quadratique en fonction de la variation de chaque paramètre d'un SWP avec une plaque de remplissage en bois.

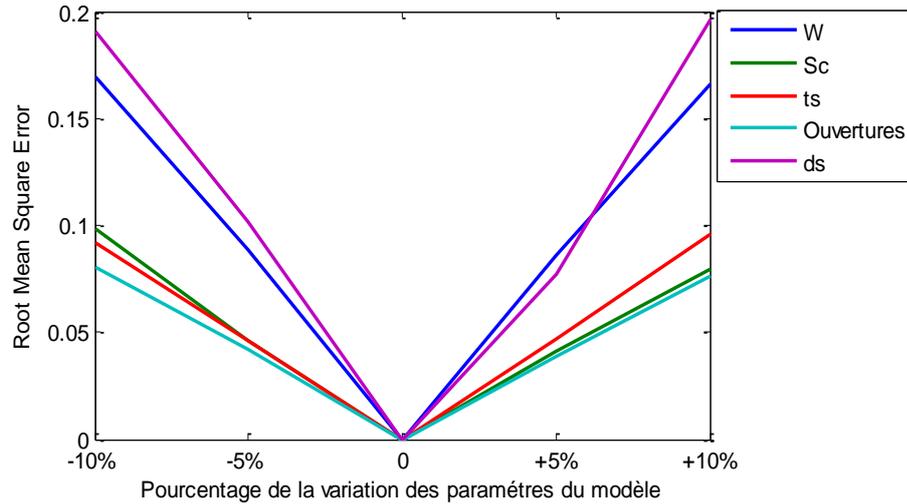


Figure 4.18 : Diagramme de la sensibilité moyenne quadratique en fonction de la variation de chaque paramètre d'un SWP avec une plaque de remplissage en tôle d'acier.

L'analyse de la sensibilité des paramètres du modèle hystérésis CFSSWP est essentielle lorsqu'il s'agit de l'identification des caractéristiques physiques et mécaniques du SWP. Un paramètre sensible quand il est dévié de sa valeur réelle affecte d'une manière significative la précision de la réponse numérique d'un SWP. Une surestimation ou une sous-estimation de l'amplitude de l'un des paramètres sensibles provoquera une mauvaise corrélation entre la réponse numérique et expérimentale. En revanche, un paramètre moins sensible peut produire une réponse raisonnable, même quand son amplitude oscille autour de sa valeur réelle, vu que sa contribution à la réponse finale est faible. Par conséquent, une certaine importance devrait être accordée aux paramètres sensibles durant le processus d'identification des paramètres analytiques du modèle hystérésis ; en ce qui concerne les paramètres moins sensibles, des valeurs normalisées (données par le fabricant) pourraient être attribuées à ces derniers sans affecter la qualité des résultats.

4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, sept essais quasi-statiques sur des SWP en CFS ont été modélisés dans OpenSees au moyen du modèle hystérésis CFSSWP.

L'efficacité du modèle analytique (CFSSWP) à modéliser le comportement d'un SWP en CFS soumis à un effort de cisaillement a été prouvée par une bonne corrélation entre la relation effort tranchant-déplacement latéral numérique et celle expérimentale notamment en termes des caractéristiques hystérésis, ainsi que l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis avec un taux de l'ordre de 85%.

Une étude paramétrique a été menée ayant pour but d'examiner les paramètres d'influence du modèle développé. La sensibilité du modèle hystérésis CFSSWP à la variation de ses paramètres analytiques a été analysée, suite à quoi, un classement des paramètres selon leur degrés de sensibilité a été établi dans le but maintenir la simplicité du modèle proposé où les paramètres peu sensibles peuvent être estimés par des valeurs normalisées (constantes) sans provoquer des erreurs significatives sur les résultats.

CHAPITRE 5

ETUDE DE LA PERFORMANCE SISMIQUE D'UN SYSTEME DE CONTREVENTEMENT EN CFS A MULTI-ETAGES

5.1 Introduction

Afin d'étudier la réponse sismique, une analyse dynamique non linéaire devait être effectuée dans le but de prédire la performance d'un système de contreventement en CFS à multi-étages lors d'un événement sismique. L'élaboration des modèles en éléments finis, ainsi que l'exécution de l'analyse dynamique non-linéaire ont été effectuées au moyen du logiciel de modélisation par éléments finis OpenSees.

Dans ce chapitre, différents aspects ont été examinés, principalement, la comparaison de la performance sismique entre un système de contreventement à deux étages constitué de deux SWP et un système équivalent avec un seul SWP, ainsi que l'équivalence du rapport hauteur/largeur (H/W) du SWP. Finalement, une étude paramétrique ayant pour but d'étudier l'influence du nombre d'étages (Hauteur totale) du système de contreventement sur la réponse globale a été effectuée.

5.2 Analyse dynamique non-linéaire

5.2.1 Paramètres d'analyse dynamique non-linéaire

La méthode d'intégration directe pas-à-pas Newmark β a été utilisée pour résoudre les équations d'analyse dynamique non-linéaire avec l'hypothèse d'accélération constante ($\gamma = \frac{1}{2}$ et $\beta = \frac{1}{4}$) entre t et $t + \Delta t$ avec à un intervalle de temps $\Delta t = 0,005$ s.

L'amortissement de Rayleigh est utilisé dans l'analyse dynamique non-linéaire. La matrice d'amortissement $[C]$ est construite par une combinaison de la matrice de rigidité $[K]$ et de la matrice masse $[M]$ sous la forme :

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (5.1)$$

α et β désignent les contributions de la masse et de la rigidité, respectivement.

$$\alpha + \beta\omega_i^2 = 2\omega_i\xi_i \quad (5.2)$$

$$\xi_i = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega_i} + \beta\omega_i \right) \quad (5.3)$$

où

ω_i : $i^{\text{ème}}$ pulsation propre ;

$\xi = 0,05$: Taux d'amortissement modal ;

Les valeurs de α et β sont déterminées en fixant deux valeurs de ω_1 et ω_2 .

5.2.2 Chargement sismique

Afin d'étudier la réponse sismique des différents systèmes de contreventement, ces derniers sont soumis à la composante E-W de l'accélérogramme enregistré lors du séisme du 21 Mai 2003 à Dar El Beida. L'enregistrement, d'une durée de 27,675 s présente une accélération maximale (PGA) de l'ordre de 0,55 g.

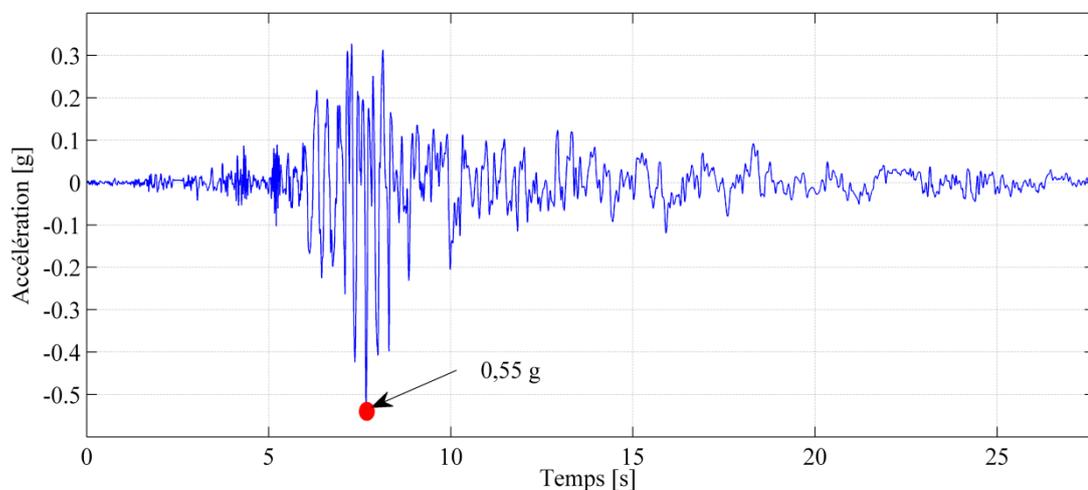


Figure 5.1 : Accélérogramme du séisme du 21 Mai 2003 station Dar El Beida composante Est-West.

5.3 Performance sismique de systèmes de contreventement en CFS à deux étages

Des analyses dynamiques non-linéaires ont été effectuées afin d'étudier le comportement et la performance de deux systèmes de contreventement en CFS à deux étages, le premier étant constitué de deux SWP, le second d'un seul SWP équivalent comme il est montré dans les figures 5.2a et 5.2b respectivement, ces derniers ont été soumis au chargement sismique décrit ci-dessus (voir 5.2.2).

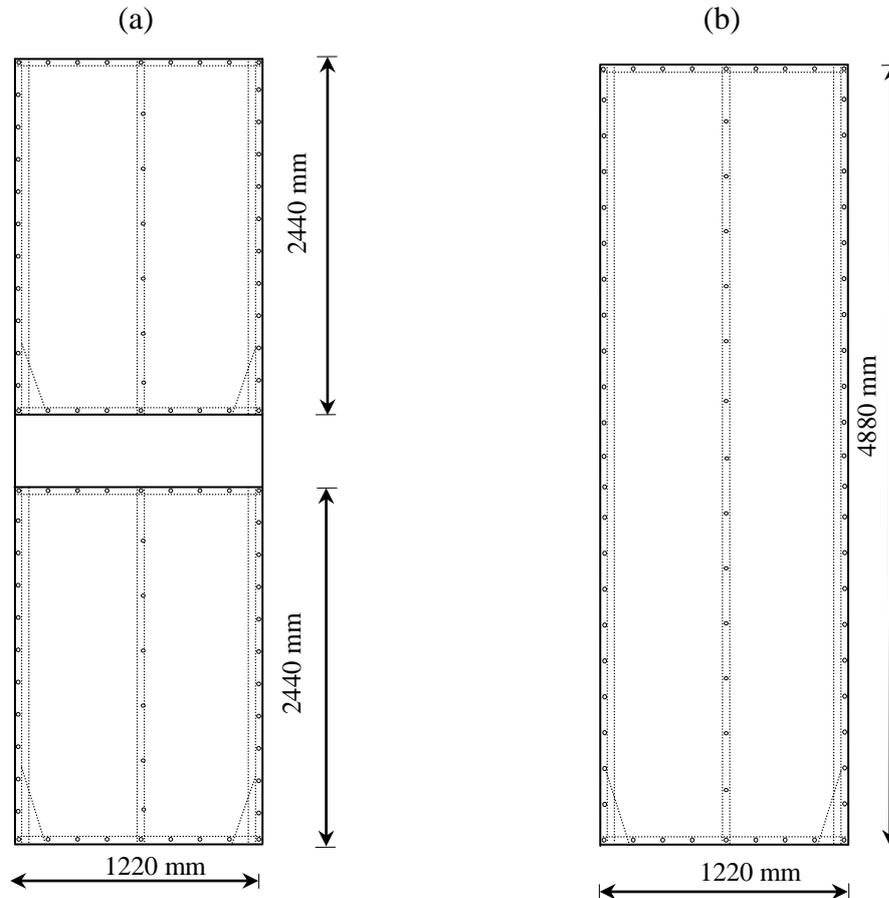


Figure 5.2: (a) Deux SWP, (b) Un seul SWP équivalent.

5.3.1 Description du modèle dynamique

Les éléments utilisés pour créer les modèles en éléments finis sont représentatifs des propriétés et du comportement des composantes du système structural (spécimen n° 3C-a testé par Balh N. [10]). Des éléments barre avec un comportement élastique linéaire ont été choisis pour modéliser les montant d'extrémités du SWP. Les planchers ont été considérés comme étant des diaphragmes rigides et ont été modélisés par des éléments barre

rigides. Un élément à dimension nulle « ZeroLength » avec un modèle CFSSWP est relié à des éléments barre rigides afin de transmettre les efforts aux éléments d'extrémité résistant aux forces de traction et de compression. Une masse sismique de 300 kN a été attribuée à chaque système de contreventement (répartie d'une manière égale sur les coins supérieurs de chaque SWP), cette dernière a été calculée pour que la période fondamentale ($T_1 = 0,41$ s) soit comparable avec celle obtenue à partir d'essais sur table vibrante effectués sur des spécimens similaires (Shamim I. [34]).

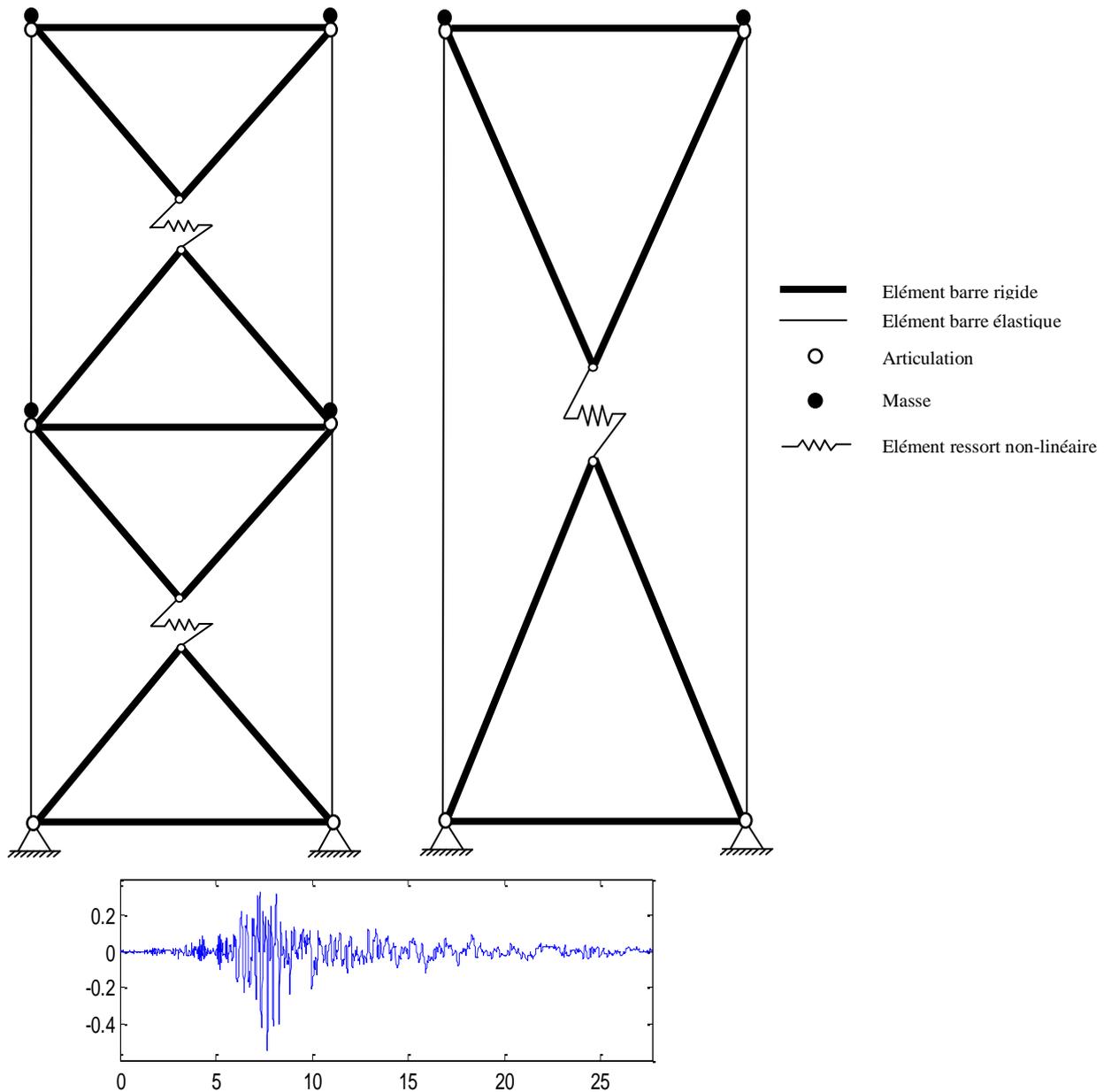


Figure 5.3: Modèle OpenSees de systèmes de contreventement.

5.3.2 Résultats et interprétations

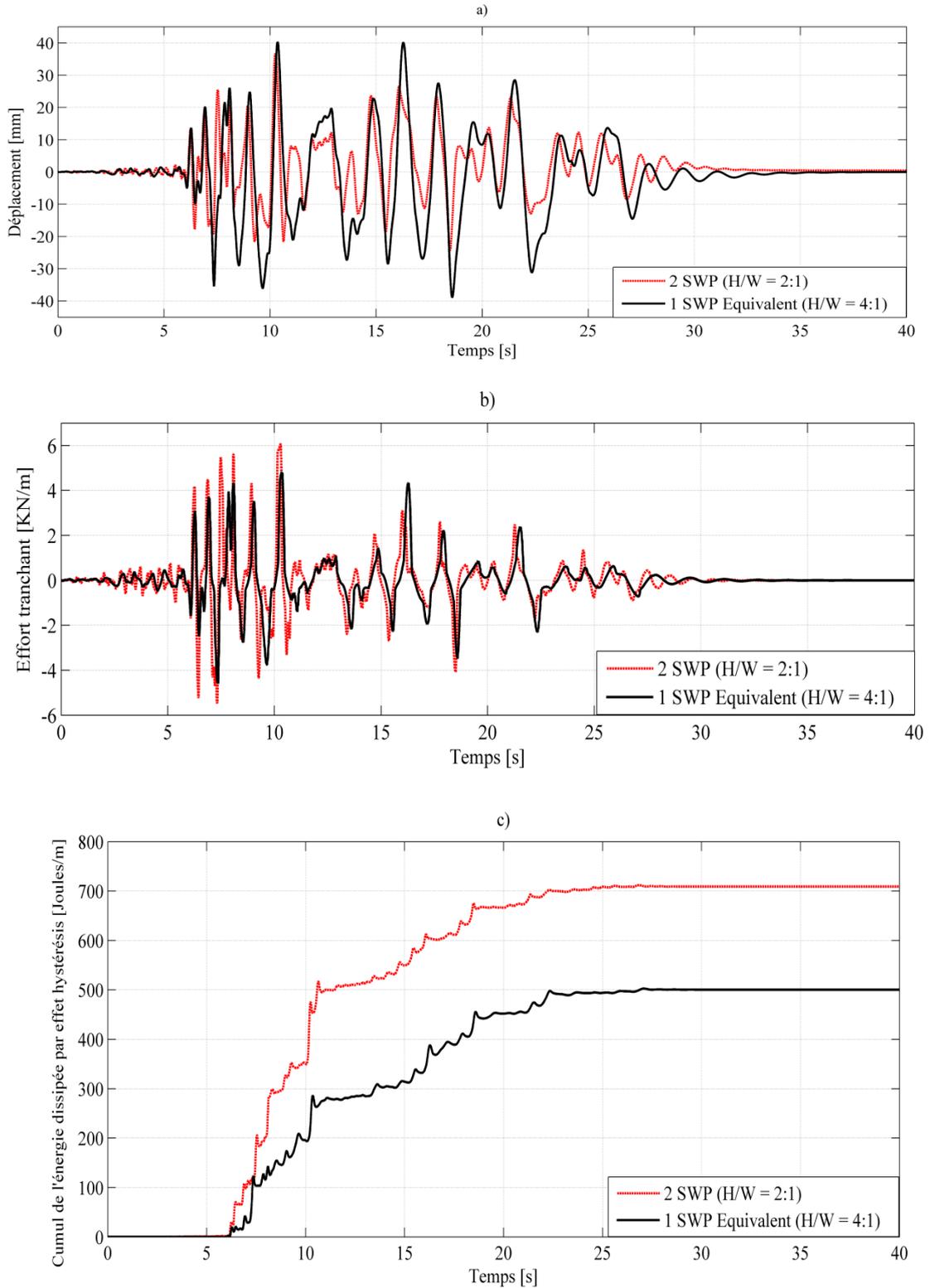


Figure 5.4: Comparaison entre un système de contreventement a deux étages constitué de deux SWP et un système composé d'un seul SWP équivalent : (a) Historique de déplacement au sommet, (b) Historique de l'effort tranchant à la base, (c) Historique de l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis.

Suite aux résultats montrés dans la figure 5.4, on peut conclure qu'un panneau de contreventement à deux étages composé d'un seul SWP équivalent ($H = 4880$ mm) s'il ne dispose pas d'éléments de fixation (vis) au niveau de sa mi-hauteur ($H = 2440$ mm), ne pourrait que transférer l'effort de cisaillement entre son sommet et sa base ($H = 4880$ mm et $H = 0$ mm), par conséquent, ce dernier inévitablement fonction comme un SWP avec un rapport hauteur/largeur (H/W) égale à 4:1 (figure 5.6) manifestant une rigidité plus faible par rapport à celle d'un système de contreventement à deux SWP ayant un rapport hauteur/largeur égale à 2:1.

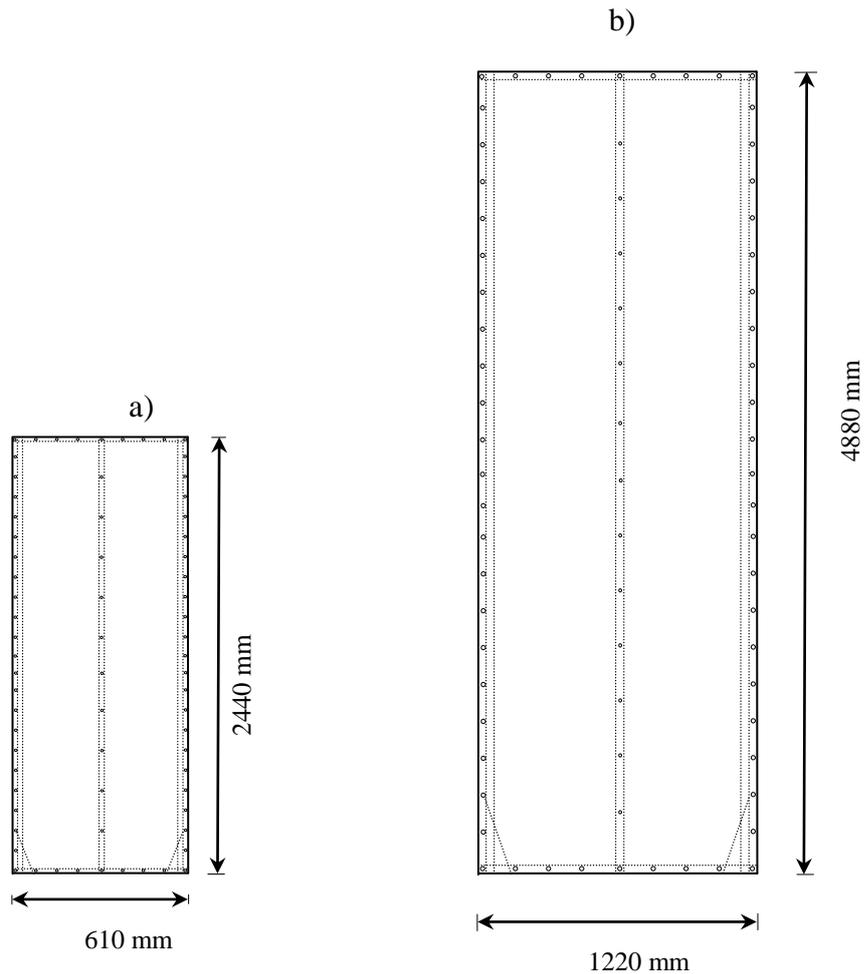


Figure 5.5: (a) $H/W = 4:1$ (2440/610), (b) $H/W = 4:1$ (4880/1220).

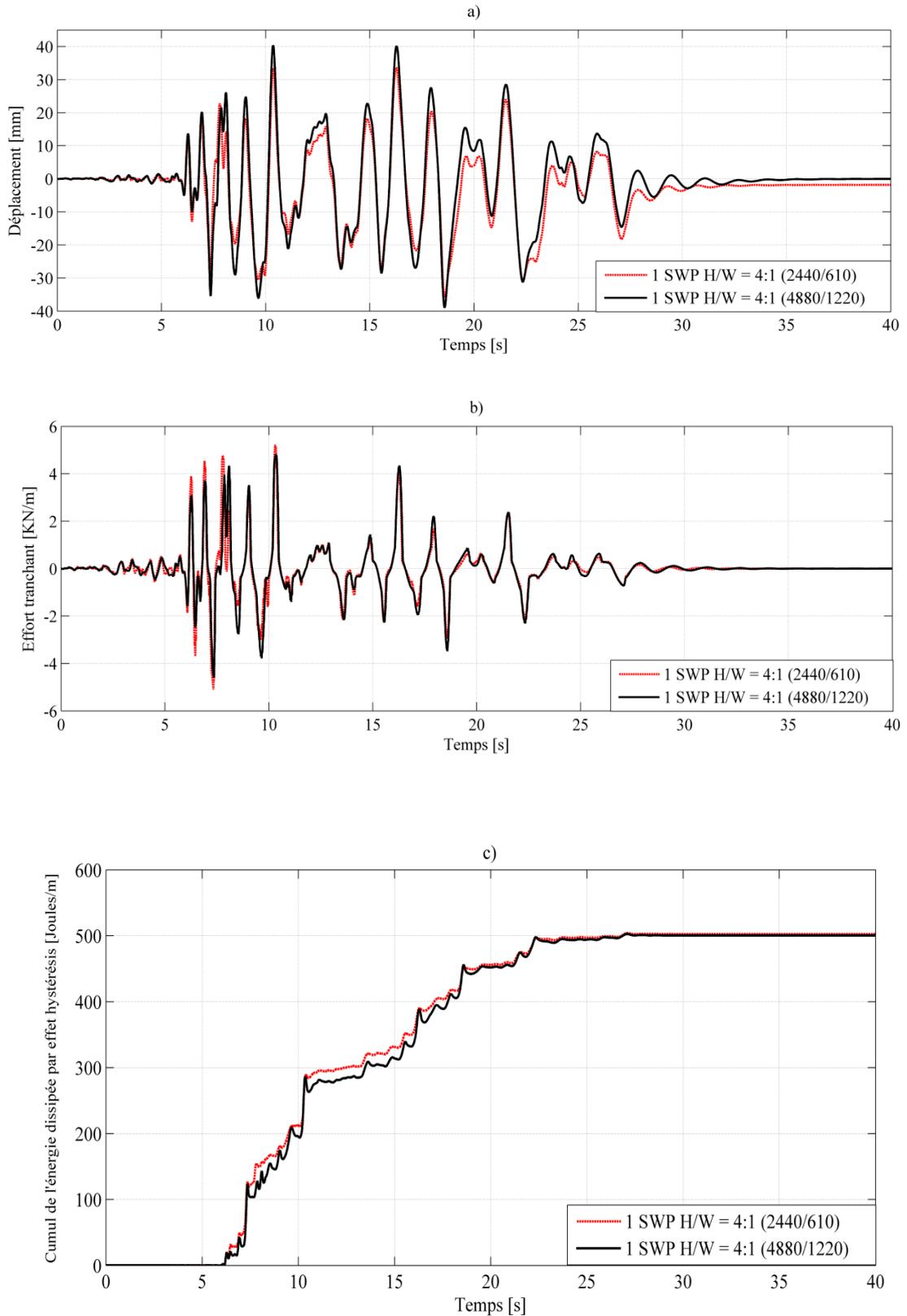


Figure 5.6: Comparaison entre un SWP avec un rapport H/W de 4:1(2440/610) et (4880/1220): (a) Historique de déplacement au sommet, (b) Historique de l'effort tranchant à la base, (c) Historique de l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis.

Les vis de fixation sont supposées avoir la même configuration dans les deux cas (figure 5.7). Cependant, dans le cas des panneaux (SWP) séparés, les montants d'extrémité sont discontinus (figure 5.7a) alors que dans l'autre cas ces derniers sont continus (figure 5.7b) de sorte que le cadre du SWP lui-même ait une performance différente dans un cas par rapport à l'autre.

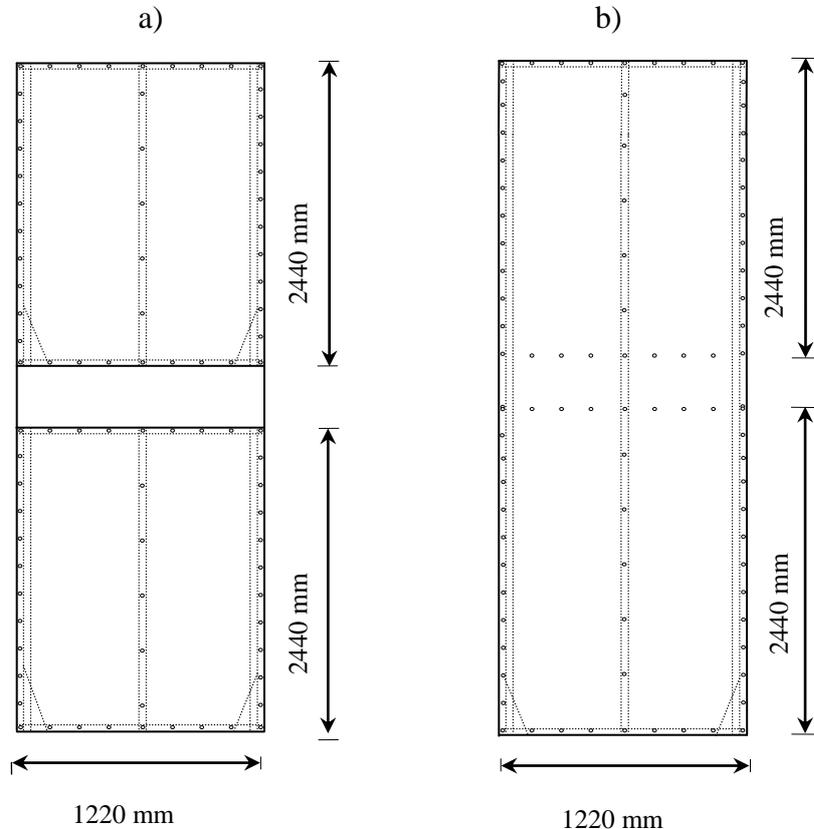


Figure 5.7: (a) Système de contreventement à deux étages composé de deux SWP, (b) Système de contreventement à deux étages composé d'un seul SWP équivalent ayant la même configuration des éléments de fixation.

Tant que les deux systèmes de contreventement (figure 5.7) ont la même configuration d'éléments de fixation entre la plaque de remplissage et le cadre des SWP, la différence entre les deux configurations de cadres (Framing) des deux systèmes n'a pas une influence significative sur la performance global du système de contreventement à moins que le cadre du SWP (figure 5.7b) subit des déformations plastiques ou manifeste un degré élevé d'élongation (ce qui augmente la participation du cadre du SWP à l'amplitude de déplacement latéral du système). De plus, un système de contreventement composé de

deux SWP (figure 5.7a) connectés par des tiges d'encrage, est également influencé par l'allongement et le comportement de ces dernières (l'allongement des tiges d'encrage augmente le déplacement latéral dû à la rotation rigide du SWP), la figure 5.8 montre un schéma illustrant le déplacement d'un spécimen de système de contreventement à deux étages dû au soulèvement.

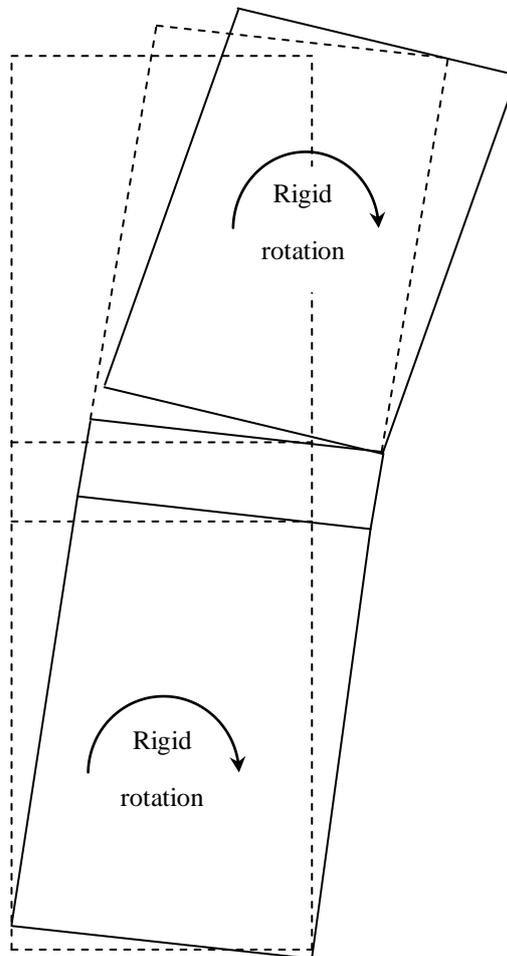


Figure 5.8: Schéma du soulèvement et de déplacement latéral pour chaque SWP d'un système de contreventement à deux étages.

5.4 Etude paramétrique

Comprendre le comportement structural d'un bâtiment en CFS exige non seulement des essais expérimentaux, mais aussi de nombreuses études paramétriques en utilisant la modélisation numérique. Dans cette étude, trois systèmes de contreventement avec 1, 3 et 6 étages (SWPs) ont été sélectionnés (figure 5.9). Les systèmes sont supposés avoir une

masse sismique de 150 kN placée sur le dessus de chaque SWP, et un système HoldDown placé aux deux extrémités inférieures du chaque SWP ayant une rigidité de la tige d'encrage de l'ordre de 30,4 kN/mm et de 14,0 kN/mm pour le SWP le plus bas et les SWP supérieurs, respectivement (figure 5.10).

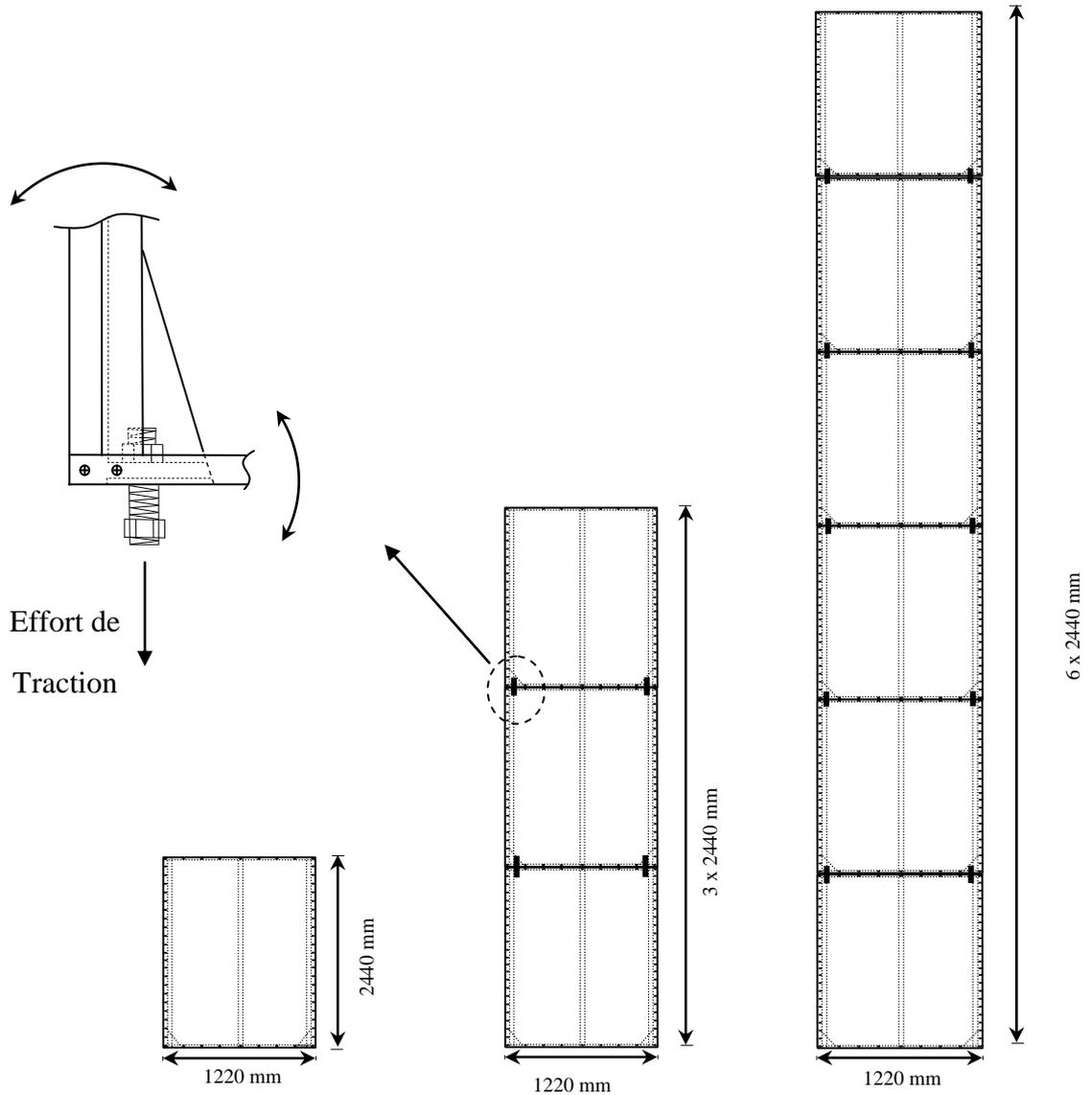


Figure 5.9: Géométries des systèmes de contreventement.

Dans les structures en CFS, les éléments résistant aux forces latérales sont spécifiquement conçus de telle sorte que les éléments de connexion entre plaque de remplissage-cadre du SWP représentent le composant de dissipation d'énergie, tandis que le reste des éléments du système de contreventement sont conçus pour donner une réponse élastique.

5.4.1 Description des modèles numériques

La rigidité de la tige d'encrage du système HoldDown a été modélisée et intégrée dans le modèle typique d'un SWP décrit précédemment (5.3.1) par des éléments ressort linéaires [34], afin de tenir compte de la contribution du soulèvement du SWP au déplacement total du système de contreventement (figure 5.10). Les modèles en éléments finis, ainsi que leurs périodes fondamentales sont montrés dans la figure 5.10 ont été sollicités par le même accélérogramme décrit précédemment avec une réduction de ces accélérations de l'ordre de 50% soit un PGA égale à 0.275 g.

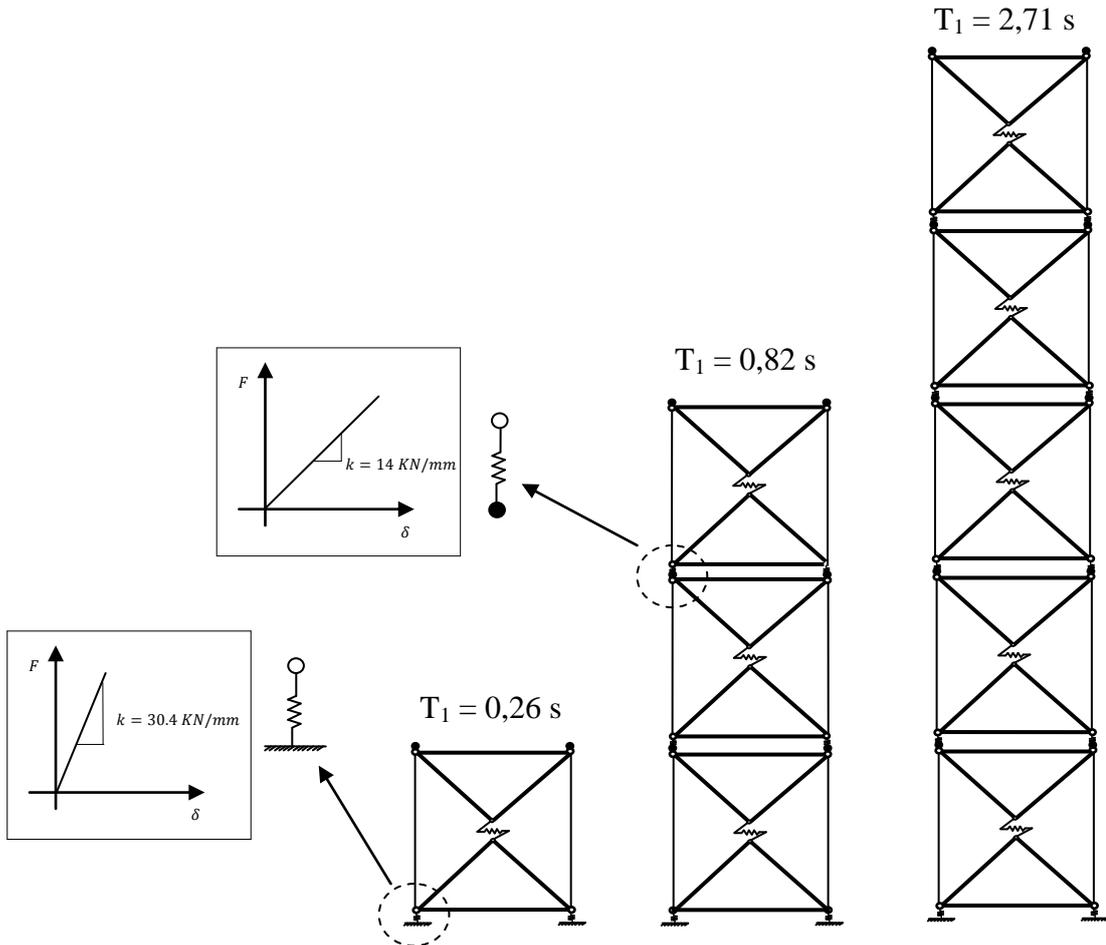
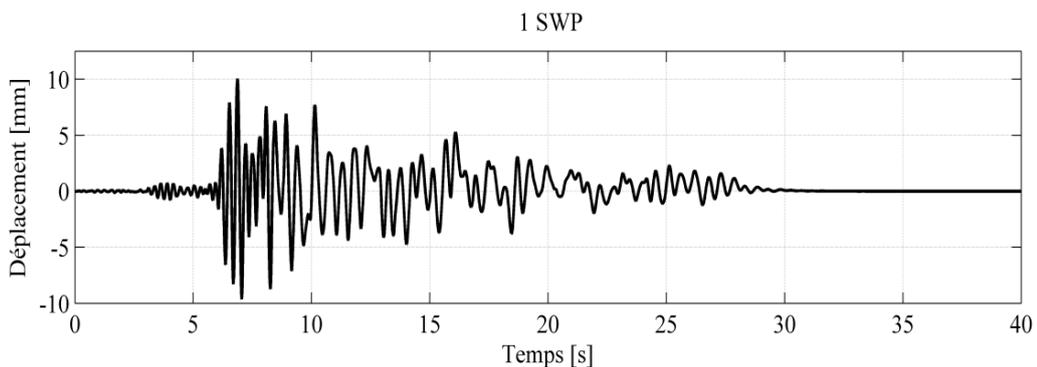


Figure 5.10 : Modèle en éléments finis dans OpenSees.

5.4.2 Résultats et interprétation



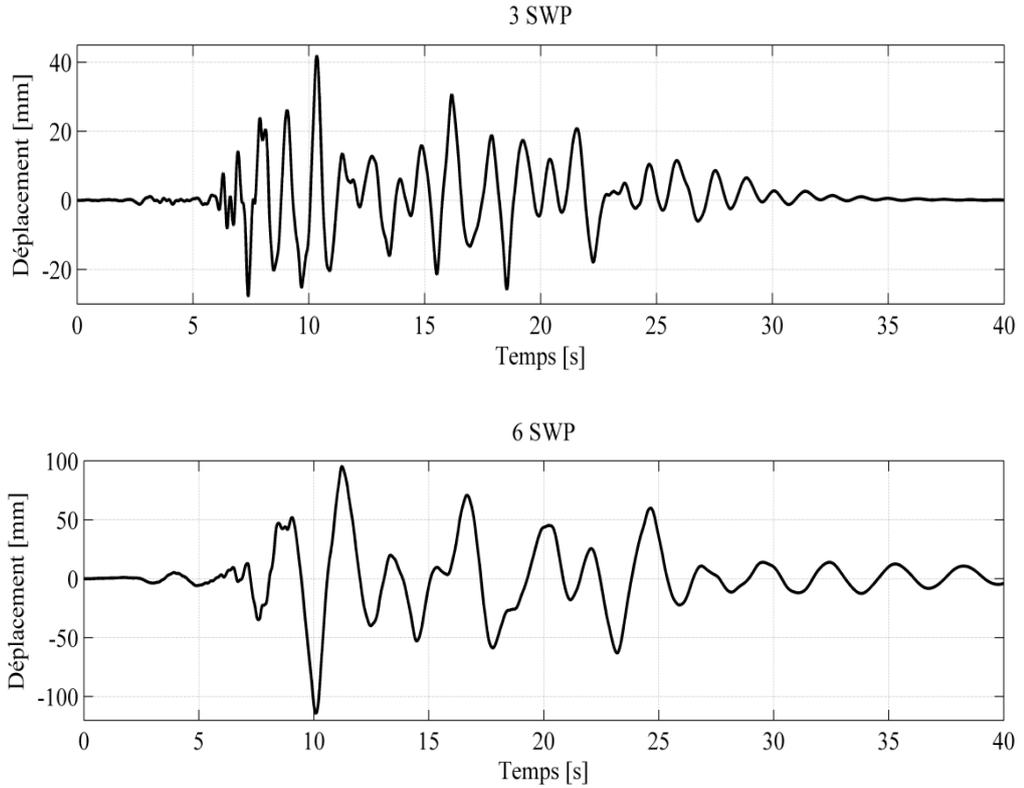
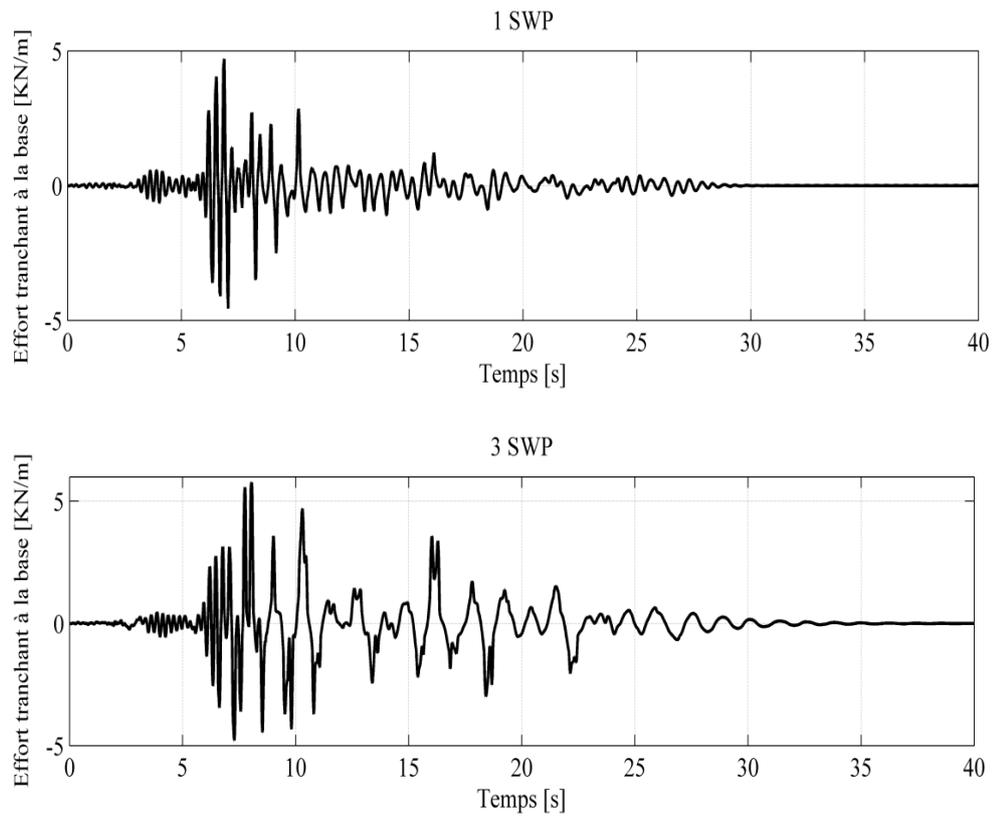


Figure 5.11: Historique de déplacement du sommet de système de contreventement.



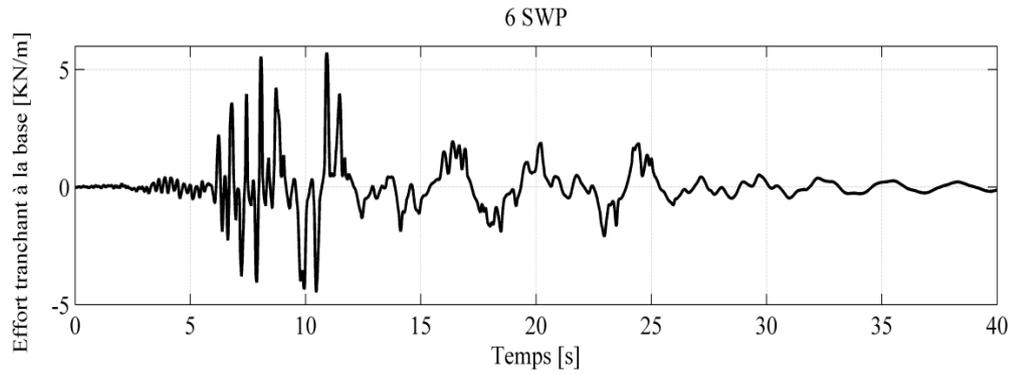


Figure 5.12: Historique de l'effort tranchant à la base.

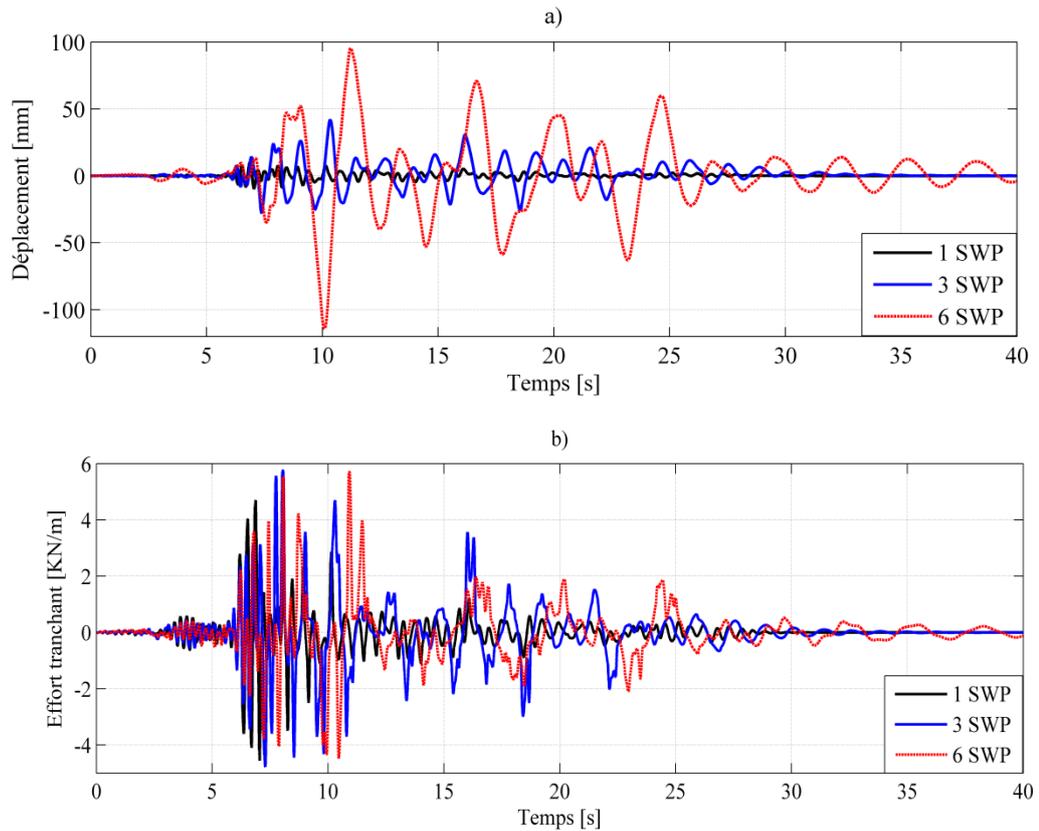
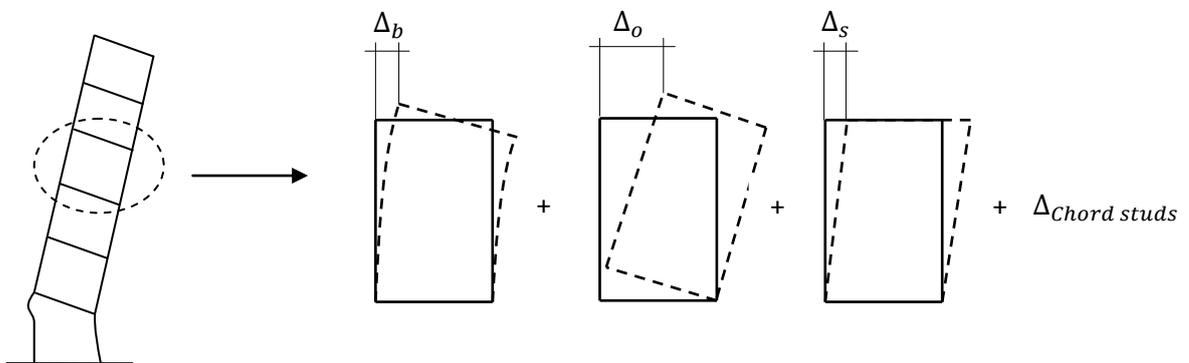


Figure 5.13: Comparaison entre les différents systèmes de contreventement (1 SWP, 3 SWP et 6 SWP): (a) Historique de déplacement au sommet, (b) Historique de l'effort tranchant à la base.

Sous les mêmes accélérations du sol auxquelles le système de contreventement à un seul étage a été soumis, les systèmes de contreventement à trois et à six étages se comportent différemment. Les résultats ont montré une variation considérable de la rigidité globale à travers l'historique de déplacement (figure 5.11) caractérisé par une allure allongée.

De plus, le système de contreventement à un seul étage montre une forte réduction de la résistance à l'effort tranchant après le pic principal de la sollicitation (accélérations). Cependant, les systèmes de contreventement élancés tendent à avoir un faible amortissement aux oscillations flexibles qui continuent jusqu'à la fin de la sollicitation (figure 5.12). Ce comportement pourrait s'expliquer par le fait qu'à un certain niveau de sollicitation le déplacement latéral du SWP aura quatre composantes la réponse d'un SWP en termes de déplacement latéral aura quatre composantes : déplacement due à l'effet de cisaillement, déformation due à l'allongement et au rétrécissement des montants d'extrémités provoqués par les efforts de traction et de compression respectivement, déformation provoquée par le moment de flexion développé au niveau des connexions (HoldDown), ainsi que la déformation due à la rotation rigide du SWP. La réponse comprend toutes ces composantes de déformation, parmi elles la déformation en mode de cisaillement prend la plus grande partie.



$$\Delta_T = \Delta_b + \Delta_o + \Delta_s + \Delta_{Chord\ Studs}$$

Figure 5.14: Composantes de déplacement latéral d'un SWP.

La figure 5.15 montre l'historique d'élongations des tiges d'ancrage des dispositifs HoldDown situés aux niveaux du RDC, 2^{ème} et 5^{ème} étages pour le système de contreventement à 6 SWP (voir figure 5.9).

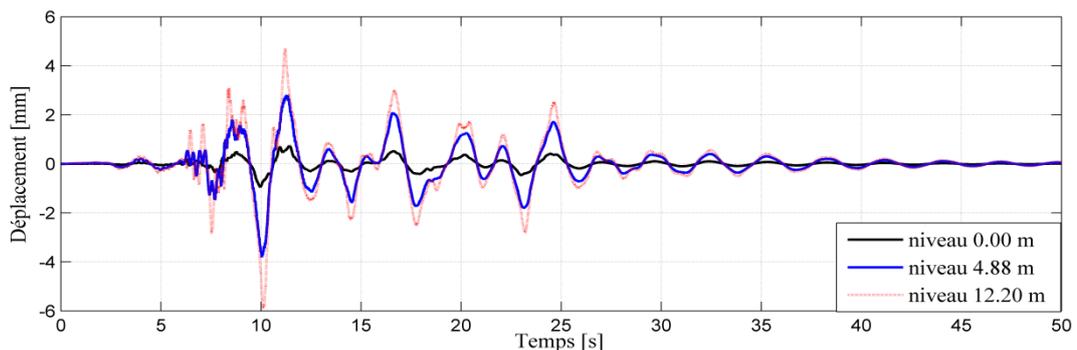


Figure 5.15 : Elongation des tiges d'ancrage des systèmes HoldDown.

Les systèmes de contreventement élancés (trois étages ou plus) se comportent plus en mode de flexion qu'en cisaillement, sa résistance au cisaillement ainsi que sa rigidité se réduisent en conséquence et la résistance à la flexion participe plus dans la résistance et la rigidité totales du système de contreventement ce qui permet aux différents SWP de garder une réserve de résistance et de rigidité vis-à-vis l'effort tranchant. Cependant, un SWP conçu d'une manière appropriée devrait toujours fournir une résistance suffisante au cisaillement. L'historique d'efforts axiaux développés aux niveaux des montants du SWP le plus bas des systèmes de contreventement à 1 SWP, 3 SWP et 6 SWP (figure 5.9) sont tracés dans la figure 5.16 avec des valeurs maximales de l'ordre de : 6,49 KN, 17,61 KN et 25,39 KN, respectivement.

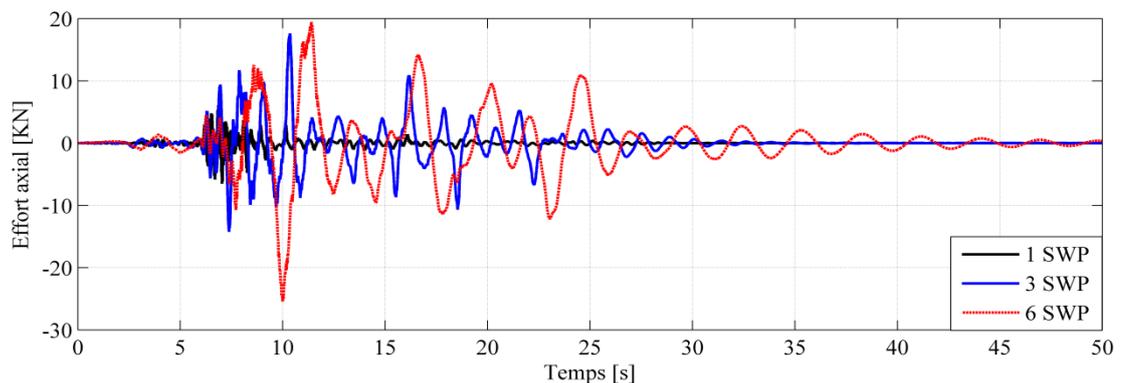


Figure 5.16 : Historique des efforts axiaux des montants.

5.5 Conclusion

Les résultats de l'étude dynamique non-linéaire ont montré que deux systèmes de contreventement multi-étages ayant la même disposition des éléments de fixation entre la plaque de remplissage et le cadre (frame), peuvent avoir la même performance sismique même avec différentes configurations des cadres.

L'analyse dynamique non-linéaire nous a permis de suivre le comportement d'un système de contreventement à multi-étages ; en plus de déplacement dû au cisaillement, lorsque le système de contreventement devient élancé, d'autres composantes de déplacement pourraient se développer telles que : déplacement dû au rétrécissement et à l'allongement des montants d'extrémités, déplacement provoqué par le moment de flexion développé au niveau des connexions (HoldDown), ainsi que le déplacement dû à la rotation rigide du SWP. Ces déplacements supplémentaires ont mené le système de contreventement élancé à se comporter davantage en flexion qu'en cisaillement.

CONCLUSION

Au cours des dernières décennies, les profilés d'acier formés à froid sont de plus en plus utilisés dans les bâtiments moyennement élevés dans beaucoup de régions dans le monde. Dans ce type de structures, les panneaux de contreventement SWP sont les principaux éléments résistant aux charges latérales ; ces derniers sont constitués de cadres en profilés formés à froid (Framing) sur lesquels sont attachés des plaques en acier ou en bois au moyen d'éléments de fixation (vis). Un SWP est spécifiquement conçu de telle sorte que les éléments de connexion entre la plaque et le cadre du SWP représentent le composant de dissipation d'énergie, tandis que le reste des éléments du panneau de contreventement sont conçus pour donner une réponse élastique. Cependant, sous une sollicitation cyclique, les boucles hystérésis du SWP subit des dégradations de résistance et de rigidité qui devraient être prises en considération dans les procédures de modélisation et de conception.

En s'appuyant sur les caractéristiques physiques et mécaniques du SWP, un modèle hystérésis CFSSWP a été développé en vue de simuler la relation entre l'effort tranchant et le déplacement latéral d'un SWP sous une sollicitation quasi-statique ou dynamique.

Dans un premier temps, nous avons présenté une description des principaux essais concernant le comportement latéral d'un SWP en CFS, ainsi qu'une description des modèles numériques en éléments finis élaborés par les chercheurs. Les essais expérimentaux ont mis en évidence l'influence des caractéristiques physiques et mécaniques sur la réponse hystérésis des SWPs. Les résultats de ces essais ont constitué une base de données pour calibrer les modèles hystérésis développés.

Ensuite, un modèle hystérésis basé sur celui développé par Lowes et Altoontash (2003) a été élaboré afin de décrire le comportement hystérésis d'un SWP en CFS, dont la loi constitutive est caractérisée par un ensemble d'équations arithmétiques. Le modèle est non-linéaire, dépendant de l'historique du chargement et tenant en compte la dégradation de la rigidité et de la résistance, ainsi que le phénomène de pincement. La courbe enveloppe des boucles hystérésis a été établie au moyen des méthodes analytiques d'évaluation de la résistance latérale du SWP et le déplacement correspondant. La loi de

comportement multilinéaire, récemment développée, basée sur la méthode des énergies élastiques plastiques équivalentes EEEP a été adoptée.

Enfin, nous avons donné une description de l'architecture orientée objet du modèle hystérésis, en montrant les méthodes et leurs relations de dépendance à classe CFSSWP. Le principe de fonctionnement et d'utilisation du programme récipit OpenSees est énoncé tout en montrant l'interactivité et le mode d'implantation du module CFSSWP dans le corps du programme.

Les résultats des nombreux spécimens expérimentaux dans la littérature ont été utilisés pour valider le modèle hystérésis développé dans le cadre de notre travail. Les résultats obtenus ont révélé une bonne corrélation entre la relation effort tranchant-déplacement latéral numérique et celle expérimentale, ainsi que l'évolution de l'énergie dissipée par effet hystérésis qui a atteint un taux de concordance minimum de l'ordre de 85%. Par ailleurs, une étude de sensibilité a été effectuée en considérant les paramètres d'influence sur le modèle, tels que l'espacement des éléments de connexion, les ouvertures, le rapport hauteur/largeur et l'épaisseur de la plaque du SWP. Une classification de ces paramètres a été établie sur la base de leurs impacts sur le comportement hystérésis.

Suite à la validation du modèle CFSSWP, nous avons effectué des analyses dynamiques non-linéaires des systèmes de contreventement en CFS à multi-étages. Les résultats d'analyses ont montré que la réponse globale du système est gérée principalement par la disposition des éléments de fixation entre la plaque en tôle d'acier et le cadre du SWP. Une étude paramétrique sur le nombre d'étages d'un système de contreventement a mis en évidence que la participation du mode de flexion à la réponse global du système est proportionnelle au nombre d'étages.

RECOMMANDATIONS ET PERSPECTIVES

Au terme de ce travail, il nous semble intéressant d'envisager quelques perspectives d'avenir.

- Le modèle hystérésis CFSSWP pourrait être étendu en améliorant davantage les boucles hystérésis polygonales dans le but d'avoir des boucles lisses.
- Elaboration d'un modèle tridimensionnel d'un bâtiment en CFS dans OpenSees en utilisant le modèle CFSSWP pour la modélisation des SWPs.

REFERENCES

1. Serrette R., Hall G. and Ngyen H., “Shear wall values for light weight steel framing”, final report, American Iron and Steel Institute, Washington, (1996).
2. Serrette R., Hall G. and Encalada J., “Additional shear wall values for light weight steel framing”, Final report, American Iron and Steel Institute, Washington, (1997).
3. National Association of Home Builders (NAHB) Research Center for The American Iron and Steel Institute, “Monotonic Tests of Cold-Formed Steel Shear Walls with Opening”, (1997).
4. Fiorino L., “Seismic Behavior of Sheathed Cold-Formed Steel Stud Shear Walls: An Experimental Investigation”, Doctor of Philosophy Thesis, Fedirico II University, Napoli, Italy, (2003), 298 p.
5. Fulop L.A., Dubina D., “Performance of Wall-Stud Cold-Formed Shear Panels Under Monotonic and Cyclic Loading Part I: Experimental Research”, vol. 42, (2004), 321-338.
6. Rogers C.A., Branston A.E., Boudreault F.A. and Chen C.Y., “Steel Frame/Wood Panel Shear Walls Preliminary Design Information with the 2005 NBCC”, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Canada, (August 2004), paper n° 1999.
7. Dubina D., “Behavior Performance of Cold-Formed Steel-Framed Houses Under Seismic Action”, Journal of Constructional Steel Research, vol. 64, n° 1, (January 2008), 896-913.
8. Cheng Y., “Shear Resistance of Cold-Formed Steel Framed Shear Walls with 0.681 mm, 0.762 mm, and 0.838 mm Steel Sheet Sheathing”, Engineering Structures, vol. 32, n° 1, (February 2010), 1522-1529.

9. American Iron and Steel Institute AISI Standard, “North American Standard for Cold-Formed Steel Framing-Lateral Design, AISI S213-07”, (2007), 58 p.
10. Balh N., “Development of Canadian Seismic Design Provisions for Steel Sheathed Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (January 2010), 416 p.
11. Liu P., Peterman K.D., Schafer B.W., “Test Report on Cold-Formed Shear Walls”, CFS-NEES-RR 03, (June 2012), 151 p.
12. Shamim I., DaBreo J. and Rogers C.A., “Dynamic Testing of Single-and Double-Storey Steel-Sheathed Cold-Formed Steel-Formed Shear Walls”, Journal of Structural Engineering, vol. 139, n° 5, (May 2013), 807-817.
13. Boudreault F.A., “Seismic Analysis of Steel Frame/Wood Panel Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (June 2005), 184 p.
14. Martinez J.M., “Seismic Performance Assessment of Multi-Storey Buildings with Cold Formed Steel Shear Wall Systems”, Doctor of Philosophy Thesis in Civil Engineering, University of Waterloo, Ontario, Canada, (2007), 180 p.
15. Liu P., Peterman K.D., Yu C. and Schafer B.W., “Characterization of Cold-Formed Steel Shear Wall Behavior Under Cyclic Loading for CFS-NEES Building”, Proceedings of the 21st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO, October 2012.
16. Leng J., Schafer B.W. and Buonopane S.G., “Seismic Computational Analysis of CFS-NEES Building”, Proceedings of the 21st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO, October 2012.
17. Bourahla N., Berdiafe-Bourahla M., El djouzi B., Meddah H. and Allal N., “Post Elastic Modeling Techniques and Performance Analysis of Cold Formed Steel Structures Subjected to Earthquake Loadings”, 15th World Conference on Earthquake Engineering, 24 to 28 September 2012, Lisbon, Portugal.

18. Nithydharan M., Kalyanaraman V., “Modelling Hysteretic Behaviour of Cold-Formed Steel Wall Panels”, *Engineering Structures*, vol. 46, n° 8, (August 2012), 643-652.
19. Mazzoni S., McKenna F., Scott M.H. and Fenves G.L., “Open System for Earthquake Engineering Simulation OpenSees Command Language Manual”, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, (2009).
20. Branston A.E., “Development of a Design Methodology for Steel/Wood Panel Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (June 2004), 217 p.
21. Cheng Y., “Shear Resistance of Cold-Formed Steel Framed Shear Wall Assemblies with 0.027-, 0.030-, 0.033- inch Sheet Steel Sheathing”, Nineteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, October 14 & 15, 2008, 16 p.
22. Xu L., Martinez J., “Strength and Stiffness Determination of Shear Wall Panels in Cold-Formed Steel Framing”, *Thin-Walled Structures*, vol. 44, n° 12, (December 2006), 1084-1095.
23. Noritsugu Y., Cheng Y., “Analytical Model for Cold-Formed Steel Framed Shear Wall with Steel Sheet Sheathing”, Proceedings of the 21st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO, October 2012.
24. Branston A.E., Chen C.Y., Boudreault F.A. and Rogers C.A., “Testing of Light-Gauge Steel-Frame-Wood structural Panel Shear Walls”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 33, n° 9, (September 2006), 561-572.
25. Steel Stud Manufacturers Association, “Product Technical Information”, (2010), 60 p.

26. American Iron and Steel Institute AISI Standard, “North American Specification for the Design of Cold Formed Steel Structural Members AISI S100-07”, (2007), 193 p.
27. Serrette R., David P. and Nolan P.E., “Reversed Cyclic Performance of Shear Walls with Wood Panels Attached to Cold-Formed Steel with Pins”, *Journal of Structural Engineering*, vol. 135, n° 8, (August 2009), 959-967.
28. Lowes L.N., Altoontash A., “Modelling reinforced Concrete Beam-Column Joints Subjected to Cyclic Loading”, *Journal of Structural Engineering*, vol. 129, n° 12, (December 2003), 1686-1697.
29. Lowes L.N., “A Beam-Column Joint Model for Simulating the Earthquake Response of Reinforced Concrete Frames”, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California Berkley, (August 2003), 69 p.
30. El Maskaoui Z., “Application de la Programmation Orientée Objets a l’Optimisation Discrète sous contraintes des Structures Métalliques Formées de Poutres Via les Algorithmes Génétiques », Thèse de Doctorat, Polytechnique de Mons, (Juin 2007), 153 p.
31. McKenna F.T., “Object-Oriented Finite Element Programming: Frameworks for Analysis, Algorithms and Parallel Computing”, Doctor of Philosophy Thesis, University of California Berkley, (1997), 265 p.
32. Krawinkler H., Parisi F., Ibarra L., Ayoub A. and Ricardo M., “Development of a Testing Protocol for Wood Frame Structures”, Department of Civil and Environmental Engineering, Stanford University.
33. Chen C.Y., “Testing and Performance of Steel Frame/Wood Panel Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Canada, (August 2004), 289 p.
34. Shamim I., “Seismic Design of Lateral Force Resisting Cold-Formed Steel Framed (CFS) Structures”, Doctor of Philosophy Thesis, Department of Civil Engineering

- and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (2012), 447 p.
35. Mitra N., “An Analytical Study of Reinforced Concrete Beam-Column Joint Behaviour Under Seismic Loading”, Doctor of Philosophy Thesis, University of Washington, (2007), 278 p.
 36. Altoontash A., “Simulation and Damage Models Performance Assessment of Reinforced Concrete Beam-Column Joints”, Doctor of Philosophy Thesis, Stanford University, Department of Civil and Environmental Engineering, (August 2004), 245 p.
 37. Shamim I., Rogers C.A., “Steel Sheathed Cold-Formed Shear Walls Under Dynamic Loading: Numerical Modelling and Calibration”, *Thin-Walled Structures*, vol. 71, n° 5, (May 2013), 57-71.
 38. Fiorino L., Della Corte G. and Landolfo R., “Experimental Tests on Typical Screw Connections for Cold-Formed Steel Housing”, *Engineering Structures*, vol. 34, n° 11, (November 2006), 538-547.
 39. Nithyadbaran M., Kalyamaraman V., “Behaviour of Cold-Formed Steel Shear Wall Panels Under Monotonic and Reversed Cyclic Loading”, *Thin-Walled Structures*, vol. 60, n° 5, (May 2012), 12-23.
 40. Darcy G., “Structural Behaviour of an Innovative Cold-Formed Steel Building System”, Doctor of Philosophy Thesis, School of Civil Engineering, Queensland University of Technology, Australia, (March 2005), 399 p.
 41. Dowell R.K., Seible F. and Wilson E.L., “Pivot Hysteresis Model for Reinforced Concrete Members”, *ACI Structural Journal*, vol. 95, n° 5, (September-October 1998), 607-617.
 42. Eldjouzi B., “Modélisation et Optimisation des Panneaux de Contreventement en Profilés d’Acier Laminés à Froid”, mémoire de Magister, Département de génie civil, Université Saad Dahleb, Blida, Algérie, (Juin 2011).

43. Meddah H., “Identification des Propriétés Dynamiques et Performances des Structures en Charpente Métallique Formé à Froid”, mémoire de Magister, Département de génie civil, Université Saad Dahleb, Blida, Algérie, (Juin 2012).
44. Otani S., “Hysteresis Models of Reinforced Concrete for Earthquake Response Analysis”, Department of Architecture, University of Tokyo, 501-508.
45. Saiidi M., Sozen M.A., “Simple and Complex Models for Nonlinear Seismic Response of Reinforced Concrete Structures”, A report to The National Science Foundation, (August 1979), 204 p.
46. Ibarra F.L., Medina R.A. and Krawinkler H., “Hysteretic Models That Incorporate Strength and Stiffness Deterioration”, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, vol. 34, n° 6, (June 2005), 1489-1511.
47. Nogueiro P., Da Silva L.S., Beto R. and Simoes R., “Numerical Implementation and Calibration of a Hysteresis Model with Pinching for the Cyclic response of Steel and Composite Joints”.
48. Peterman K.D., Nakata N. and Schafer B.W., “Cyclic Behavior of Cold-Formed Steel Stud-to-Sheathing connections”, 15th World Conference on Earthquake Engineering, 24 to 28 September 2012, Lisbon, Portugal.
49. Pan C.L., Shan M.Y., “Monotonic Shear Tests of Cold-Formed Steel Wall Frames with Sheathing”, Thin-Walled Structures, vol. 49, n° 11, (November 2010), 363-370.
50. Zhao Y., “Cyclic Performance of Cold-Formed Steel Stud Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (August 2002), 159 p.
51. American Iron and Steel Institute., “Estimating the Response of Cold-Formed Steel Frame Shear Walls”, Research Report RP03-7, (2006), 18 p.

52. Al-Kharat M., Rogers C.A., “Inelastic Performance of Cold-Formed Steel Strap Braced Walls”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 63, n° 5, (May 2006), 460-547.
53. Fiorino L., Iuorio O. and Landolfo R., “Seismic Analysis of Sheathing-Braced Cold-Formed Steel Structures”, *Engineering Structures*, vol. 34, n° 11, (November 2011), 538-547.
54. American Iron and Steel Institute., “Shear Wall Design Guide”, Publication RG-9804, (February 1998), 23 p.
55. Landolfo R., Della Corte G. and Fiorino L., “Testing of Sheathed Cold-Formed Steel Stud Shear Walls for Seismic Performance Evaluation”, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Canada, (August 2004), paper n° 2679.
56. Xu J., “Development of General Dynamic Hysteretic Light-Frame Structure Model and Study on Torsional Behavior of Open-Front Light-Frame Structures”, Doctor of Philosophy in Civil Engineering, Department of Civil & Environment Engineering, (December 2006), 295 p.
57. Hikita K., “Combined Gravity and Lateral Loading of Light Gauge Steel Frame/Wood Panel Shear walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (December 2006), 437 p.
58. American Iron and Steel Institute AISI Standard, “Monotonic and Cyclic Tests of Long Steel-Frame Shear walls with Openings”, Research Report RP99-2”, (2007), 83 p.
59. Blais C., “Testing and Analysis of Light Gauge Steel Frame/9 mm OSB Wood Panel Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (January 2006), 313 p.

60. Bourahla N., Boukhemacha T., Allal N. and Attar A., "Equivalent Shear Link Modeling and Performance Analysis of Cold Formed Steel Structures Under Earthquake Loading", Proceedings of the 9th U.S. National and 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering, Toronto, Ontario, Canada, (July 25-29, 2010), Paper N° 1063.
61. Morello D., "Seismic Performance of Multi-Storey Structures with Cold-Formed Steel Wood Sheathed Shear Walls", Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (May 2009), 386 p.
62. Nakata N., Schafer B.W. and Madsen R.L., "Performance-Based Seismic Design of State-of-Practice Multistory Cold-Formed Steel Structures: First Phase-Design and Instrumentation Plan", 15th World Conference on Earthquake Engineering, 24 to 28 September 2012, Lisbon, Portugal.
63. Peterman K.D., Schafer B.W., "Hysteretic Shear Response of Fasteners Connecting Sheathing to Cold-Formed Steel studs", CFS-NEES-RR04, Research Report, (January 2013), 38 p.
64. American Iron and Steel Institute AISI Standard, "North American Standard for Cold-Formed Steel Framing-Product Data, AISI S201-07", (2007), 30 p.
65. American Iron and Steel Institute AISI Standard, "Steel Sheet Sheathing Options for Cold-Formed Steel Framed Shear Wall Assemblies Providing Shear Resistance-Phase 2", Research Report RP09-2", (2009), 123 p.
66. American Iron and Steel Institute AISI Standard, "Estimating the Response of Cold-Formed Steel Frame Shear Walls", Research Report RP03-7", (2006), 18 p.
67. Niari S.E., Rafezy B. and Abedi K., "Numerical Modeling and Finite Element Analysis of Steel Sheathed Cold-Formed Steel Shear Walls", 15th World Conference on Earthquake Engineering, 24 to 28 September 2012, Lisbon, Portugal.

68. Goltabar Roshan A.M., Tajrishi F.Z. and Vosonghifar H.R., “Research on Cold Formed Steel Stud Walls”, 15th World Conference on Earthquake Engineering, 24 to 28 September 2012, Lisbon, Portugal.
69. Hubard J.R., “Theory and Problems Programming with C++ Second Edition”, Schaum’s Outlines, University of Richmand, Virginia, United State, 435 p.
70. Martinez J.M., Xu L., “Simplified Nonlinear Finite Element Analysis of Buildings with CFS Shear Wall Panels”, Journal of Constructional Steel Research, vol. 67, n° 12, (December 2010), 565-575.
71. Moore H., “Matlab for Engineers 3rd Edition”, PEARSON, Salt Lake Community College, Utah, United States, (2011), 732 p.
72. Judd J.P, Fonseca F.S., “Analytical Model for Sheathing-to-Framing Connections in Wood Shear Walls and Diaphragms”, Journal of Structural Engineering, vol. 131, n° 2, (February 2005), 345-352.
73. Baran E., Alica C., “Behavior of Cold-Formed Steel Wall Panels Under Monotonic Horizontal Loading”, Journal of Constructional Steel research, vol. 79, n° 8, (August 2012), 1-8.
74. Velchev K., Comeau G., Balh N. and Rogers C.A., “Evaluation of The AISI S213 Seismic Design Procedures Through Testing of Strap Braced Cold-Formed Steel Walls”, Thin-Walled Structures, vol. 48, n° 2, (February 2010), 846-856.
75. Stojadinovic B., Tipping S., “Structural Testing of Corrugated Sheet Steel Shear Wall”, Nineteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, October 14 & 15, 2008, 16 p.
76. Jones K., Hobbs J., “Practical Programming in Tcl and Tk 4th Edition”, Brent Welch, (June 2003), 124 p.
77. Blais C., Rogers C.A., « Testing and Design of Light Gauge Steel frame/9 mmOSB Panel Shear Walls”, Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, October 26 & 27, 2006, 26 p.

78. Blasetti A.S., Hoffman R.M. and Dinehart D.W., “Simplified Hysteretic Finite-Element Model for Wood Viscoelastic Polymer Connections for The Dynamic Analysis of Shear Walls”, *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, n° 1, (January 2008), 77-86.
79. Vigh L.G., Deierlein G.G., Miranda E., Liel A.B. and Tipping S., “Seismic Performance Assessment of Steel Corrugated Shear Wall System Using Non-Linear Analysis”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 85, n° 3, (March 2013), 48-59.
80. Dabreo J., “Impact of Gravity Load on the Lateral Performance of Cold-Formed Steel Frame/Steel Sheathed Shear Walls”, Master of Engineering Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Québec, Canada, (September 2012), 227 p.
81. Sivaselvan V.M., Reinhorn M.,”Hysteresis Models for Deteriorating Inelastic Structures”, *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 126, n° 6, (June 2000), 633-640.
82. Hitesh V., Cheng Y., “Pilot Research on Cold-Formed Steel Framed Shear Wall Assemblies With Corrugated Sheet Steel Sheathing”, Nineteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, October 14 & 15, 2008, 16 p.
83. Alica H.C., “Lateral Load Behavior of Cold-Formed Steel Wall Panels”, Master Thesis in Civil Engineering, Atilium University, (March 2013), 84 p.
84. Cheng Y., Yujie C., “Detailing Recommendations for 1.83 m Wide Cold-Formed Steel Shear Walls With Steel Sheathing”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, n° 7, (July 2010), 93-101.

ANNEXE A

Programme MATLAB pour la détermination de la résistance au cisaillement d'un SWP et son déplacement correspondant

```

% Programme Matlab pour l'évaluation de la résistance
latérale % du SWP et son déplacement correspondant

disp('Dimensions du Mur');
disp('Donner la Largeur du panneau : ');
b=input('b [mm] = ');
disp('Donner la Hauteur du panneau : ');
h=input('h [mm] = ');
disp('Donner la surface totale des ouvertures : ');
A=input('A [mm²] = ');
disp('Donner la longueur totale des ouvertures : ');
L=input('L [mm] = ');
disp('Donner la résistance au cisaillement des vis : ');
Vs=input('Vs [N] = ');
disp('Donner la résistance a l'arrachement des vis : ');
Vp=input('Vp [N] = ');

if h/b==1
    nchord=3;
    nstud=2;
elseif h/b==2
    nchord=2;
    nstud=1;
else
    nchord=2;
    nstud=0;
end

% Caractéristiques physique des éléments
disp('Montants du panneau');
disp('Donner la résistance ultime des montants ');
fuf=input('Fuf [MPa] = ');
disp('Montants d'extrémités');
disp('Donner l'épaisseur des montants ');
tfe=input('tfe [mm] = ');
disp('Donner le module d'élasticité des montants ');
Ef=input('Ef [MPa] = ');
disp('Vis de fixation ');
disp('Donner la distance en l'exrimité du panneau et le
premier vis');
dis=input('Dis [mm]=');
disp('Donner le diamètre du Vis ');
dc=input('dc [mm] = ');

```

```

disp('Donner l''espacement des Vis ');
sc=input('Sc [mm] = ');
disp('Panneau de contreventement ');
disp('Donner le nombre de panneaux ');
np=input('np = ');
nat=input('Nature du revetement : ','s');
if nat=='Bois'
    type=input('Type du revetement : ','s');
    if type=='DFP'
        ts=12.5;
        Fu=4.5;
        Es=10445;
        Gs=825;
    elseif type=='OSB'
        ts=11;
        Fu=4.2;
        Es=9917;
        Gs=925;
    elseif type=='CSP'
        ts=12.5;
        Fu=4.5;
        Es=7376;
        Gs=497;
    end
end

disp('Donner le moment quadratique des montants d''extrémité
');
Ife=input('Ife [mm4] = ');
disp('Donner le moment quadratique des montants
intermédiaires ');
Ifi=input('Ifi [mm4] = ');
disp('Donner le nombre du Vis ');
nc=input('nc = ');

k=floor((b/2)/sc);
l=floor((h/2)/sc);
j=0;
for i=1:k
    x(i)=i*sc;
    y(i)=(h/2-dis);
    j=j+(4*((x(i))^2+(y(i))^2));
end

if mod(b/2,sc)-dis>=0
    j=j+(4*(b/2-dis)^2+(h/2-dis)^2);
end

j=j+(h/2-dis)^2;
j1=0;

for i=1:(l-1)

```

```

        x(i)=(b/2-dis);
        y(i)=sc*i;
        j1=j1+(4*((x(i))^2+(y(i))^2));
end

if mod(h/2,sc)-dis>=0
    j1=j1+(4*(b/2-dis)^2+(sc*1)^2);
end

j1=j1+(b/2-dis)^2;
J=j+j1
deltay=(J/(nc*h/2))
ey=h/2+deltay
Mp=ey;
d=0;

for i=1:k
    x(i)=i*sc;
    y(i)=(h/2-dis)+deltay;
    d=d+(2*((x(i))^2+(y(i))^2)^(1/2));
end

if mod(b/2,sc)-dis>=0
    d=d+(2*((b/2-dis)^2+(h/2-dis)^2)^(1/2));
end
d=d+(h/2-dis+deltay);
d1=0;
for i=1:(l-1)
    x(i)=(b/2-dis);
    y(i)=(sc*i)+deltay;
    d1=d1+(2*((x(i))^2+(y(i))^2)^(1/2));
end

d1=d1+2*((b/2-dis)^2+(deltay)^2)^(1/2);

if mod(h/2,sc)-dis>=0
    d1=d1+(2*((b/2-dis)^2+(sc*1)^2)^(1/2));
end

f=floor(deltay/sc);

for i=1:f
    x(i)=(b/2-dis);
    y(i)=(sc*i);
    d1=d1+(2*((x(i))^2+(y(i))^2)^(1/2));
end

d1=d1+(2*(mod(deltay,sc))^2+(b/2-dis)^2)^(1/2);

w=sc-mod(deltay,sc);
d1=d1+2*((w)^2+(b/2-dis)^2)^(1/2);

```

```

d1+d
l=floor((h/2-(deltay+w))/sc);

for i=1:k
    x(i)=i*sc;
    y(i)=sc*l+w;
    d=d+2*((x(i))^2+(y(i))^2)^(1/2);
end

if mod(b/2,sc)-dis>=0
    d=d+(2*((b/2-dis)^2+(sc*(l+w)^2))^(1/2));
end

for i=1:(l-1)
    x(i)=(b/2-dis);
    y(i)=sc*i+w;
    d1=d1+2*((x(i))^2+(y(i))^2)^(1/2);
end

if mod(h/2,sc)-dis>=0
    d1=d1+(2*((b/2-dis)^2+(sc*l)^2)^(1/2));
end

D=d+d1;
M=0.93*D
Cu=M/Mp
n=sqrt(8-h/b)-1.45;
Bf=3*tf*dc*fuf;
Bs=3*ts*dc*Fu;
Vr=[Vs Vp Bf Bs];
Ps=Cu*n*min(Vr)*np;
alphav=(Cu/(3.3*nc))^1.8*(6/(sc/25.4))
alphab=(6/Cu)^2*(6/(sc/25.4))^(1.3*nc)/Cu

if Cu>30 & Cu<50
    alphav=0.06;
    alphab=alphav;
end

As=ts*b;
Is=ts*(b^3)/12;
Ks=((Gs*As/(1.2*h))*alphav)+((3*Es*Is/(h^3))*alphab)
Kf=(nstud*3*Ifi*E/(h^3))+ (nchord*3*E*Ife/(h^3));
r=1/(1+A/(h*(b-L)));
f0=r/(3-2*r);
Fmax=f0*(1+Kf/Ks)*Ps/b
Dmax=Fmax*b/(Kf+Ks)
Du=1.4*Dmax;
Fu=0.8*Fmax;
Fe=0.4*Fmax;
De=Dmax/9.25;

```

```

ke=Fe/De;
Fy=0.85*Fmax;
Dy=(Fy/Fe)*De;
Dc=(Fy*(Dmax+Dy-2*Du-De)+Fmax*Du+Fu*(Du-Dmax))/(0.6*Fmax);
a=[-Du -Dmax -Dc -De 0 De Dc Dmax Du];
b=[-Fu -Fmax -Fy -Fe 0 Fe Fy Fmax Fu];
plot(a,b)
grid on
title('Courbe enveloppe')
xlabel('Déplacement [mm] ');
ylabel('Résistance du panneau [kN/m]');

elseif nat=='Acie'
    disp('Donner la section transversale des montants
d''extrémité ');
    Ac=input('Ac [mm²] =');
    disp('Donner l''épaisseur de la plaque de remplissage');
    tsh=input('tsh [mm] = ');
    disp('Donner la résistance élastique de la plaque de
remplissage');
    Fysh=input('Fysh [MPa] = ');
    disp('Donner la résistance élastique des montants');
    fyf=input('Fyf [MPa] = ');
    disp('Donner la résistance ultime de la plaque de
remplissage');
    Fush=input('Fush [MPa] = ');
    disp('Donner le diamètre de la tige d''ancrage: ');
    diam=input('Diam [mm]= ');
    disp('Donner la rigidité de la tige d''ancrage: ');
    kt=input('kt [N/mm]= ');
    disp('Donner la valeur du coefficient de poison de l''acier:
');
    nu=input('mu =');
    alpha=h/b;
    alpha1=Fush/310.27;
    alpha2=fuf/310.27;
    beta1=tsh/0.4572;
    beta2=tf/0.4572;
    beta3=sc/152;
    lambda=1.736*(alpha1*alpha2)/(beta1*beta2*beta3^2*alpha);
    Wmax=b/(h/((h^2+b^2)^(1/2)));

% Connection shear limited by tilting an bearing

if tf/tsh <=1.0
    Pns1=4.2*(tf^3*dc)^(1/2)*Fuf;
    Pns2=2.7*tsh*dc*Fush;
    Pns3=2.7*tf*dc*Fuf;
    Pns=[Pns1,Pns2,Pns3];
    Pnsf=min(Pns)
elseif tf/tsh >=2.5

```

```

        Pns11=2.7*tsh*dc*Fush;
        Pns22=2.7*tf*dc*Fuf;
        Pns=[Pns11,Pns22];
        Pnsf=min(Pns)
    else 1.0<tf/tsh<2.5
        Pns1=4.2*(tf^3*dc)^(1/2)*fuf;
        Pns2=2.7*tsh*dc*Fush;
        Pns3=2.7*tf*dc*fuf;
        Pns=[Pns1,Pns2,Pns3];
        Pnsfmin1=min(Pns)
        Pns11=2.7*tsh*dc*Fush;
        Pns22=2.7*tf*dc*fuf;
        Pns=[Pns11,Pns22];
        Pnsfmin2=min(Pns)
        Pnsf=Pnsfmin1+(Pnsfmin2-Pnsfmin1)*((tf/tsh)-
1)/1.5;
    end

% Connection shear limited by end distance

Pnsed=0.5*dis*tsh*Fush

% Connection shear failure
Pss=Vs;
if lambda <= 0.0819
    We=Wmax
elseif lambda>0.0819
    rho=((1-0.05*(lambda-0.08)^0.12)/(lambda^0.12));
    We=rho*Wmax
end
Pnsf=[Pnsf,Pnsed]
v=min(((We/(2*sc))*min(Pnsf)+((We*b)/(2*sc*h))*min(Pnsf)+(b/((h^2+b^2)^(1/2)))*Pss)),(We*tsh*Fysh)*(b/((h^2+b^2)^(1/2)))));
;
r=1/(1+A/(h*(b-L)));
f0=r/(3-2*r);
disp('Rn [kN] = ');Rn=f0*v/b
disp('Rn [plf] = ');Rn1=Rn*1000/14.594;

% Calcul de déplacement

beta=500*(tsh/0.457);
Gs=E/(2*(1+nu));
omega4=(227.53/fyf)^(1/2);
rho=0.075*(tsh/0.457);
delta1=(2*Rn*h^3)/(3*E*Ac*b);
omega1=sc/152.4;
omega2=0.838/tf;
delta2=omega1*omega2*(Rn*h)/(rho*Gs*tsh);
omega3=(h/(2*b))^(1/2);

```

```

delta3=omega1^(5/4)*omega2*omega3*omega4*(Rn/(0.0029*beta))^2
;
N=Rn*h;
deltav=N*b/(kt*pi*(diam/2)^2);
delta4=deltav*h/b;
Disp=delta1+delta2+delta3+delta4
Fu=0.8*Rn;
Du=1.4*Disp;
Fe=0.4*Rn;
De=Disp/9.25;
ke=Fe/De;
Fy=0.85*Rn;
Dy=(Fy/Fe)*De;
Dc=(Fy*(Disp+Dy-2*Du-De)+Rn*Du+Fu*(Du-Disp))/(0.6*Rn);
a=[-Du -Disp -Dc -De 0 De Dc Disp Du];
b=[-Fu -Rn -Fy -Fe 0 Fe Fy Rn Fu];
plot(a,b)
grid on
title('Courbe Enveloppe')
xlabel('Déplacement [mm] ');
ylabel('Résistance du panneau [KN/m] ');
end

```

ANNEXE B

Commandes relatives au modèle hystérésis CFSSWP implémenté dans OpenSees

Commandes de CFSSWP pour un SWP en CFS ayant une plaque de remplissage en bois

uniaxialMaterial CFSSWP tag? height? width? f_{uf} ? t_f ? I_{fe} ? I_{fi} ? t_s ? n_p ? d_s ? V_s ? s_c ? n_c ? type? opening_Area? opening_Length?

- tag Entier identifiant le modèle,
- height Hauteur du SWP [mm],
- width Largeur du SWP [mm],
- f_{uf} Limite ultime des montants du SWP [MPa],
- t_f Epaisseur des montants du SWP [mm],
- I_{fe} Moment d'inertie des montants d'extrémité [mm⁴],
- I_{fi} Moment d'inertie des montants intermédiaires [mm⁴],
- t_s Epaisseur de la plaque de remplissage [mm],
- n_p Nombre de plaques de remplissage,
- d_s Diamètre des vis [mm],
- V_s Résistance ultime au cisaillement des vis [N],
- s_c Espacements des vis situant au périmètre du SWP [mm],
- n_c Nombre total des vis situant au périmètre du SWP,
- type Entier identifiant le type de la plaque de remplissage en bois (DFP=1, OSB=2, CSP=3) ;
- opening_Area Aire totale des ouvertures [mm²],
- opening_Length Longueur cumulée des ouvertures [mm].

Commandes de CFSSWP pour un SWP en CFS ayant une plaque de remplissage en tôle d'acier

uniaxialMaterial CFSSWP tag? height? width? f_{uf} ? f_{yf} ? t_f ? A_f ? f_{us} ? f_{ys} ? t_s ? n_p ? d_s ? V_s ? s_c ? d_t ? opening_Area? opening_Length?

tag	Entier identifiant le modèle,
height	Hauteur du SWP [mm],
width	Largeur du SWP [mm],
f_{uf}	Limite ultime des montants du SWP [MPa],
f_{yf}	Limite élastique des montants du SWP [MPa],
t_f	Épaisseur des montants du SWP [mm],
A_f	Aire de la section transversale des montants d'extrémité [mm ²],
f_{us}	Limite ultime de la plaque de remplissage [MPa],
f_{ys}	Limite élastique de la plaque de remplissage [MPa],
t_s	Épaisseur de la plaque de remplissage [mm],
n_p	Nombre de plaques de remplissage,
d_s	Diamètre des vis,
V_s	Résistance ultime au cisaillement des vis [N],
s_c	Espacements des vis situant au périmètre du SWP [mm],
d_t	Diamètre des tiges d'encrage [mm],
opening_Area	Aire totale des ouvertures [mm ²],
opening_Length	Longueur cumulée des ouvertures [mm].

ANNEXE C

Codes Tcl des modèles en éléments finis pour des analyses statiques et dynamiques non-linéaires établis dans OpenSees

Codes Tcl pour des modèles relatifs aux spécimens n°12 et n°1C-b (analyse statique non-linéaire)

```
# Specimen n°12 Branston. (2004) [20]
```

```
Wipe
```

```
# Create the ModelBuilder object
```

Les commentaires commencent par #

```
model BasicBuilder -ndm 2 -ndf 2
```

Nombre de dimensions
Nombre de degrés de liberté

```
set story_Height 2.44 # en mm  
set bay_Width 1.22 # en mm
```

Affectation des variables

```
-----  
# Noeuds - Cordonnées X et Y  
-----
```

```
node 1 0.0 0.0  
node 2 0.0 $story_Height  
node 3 $bay_Width $story_Height  
node 4 $bay_Width 0.0  
node 5 [expr $bay_Width/2] [expr $story_Height/2]  
node 6 [expr $bay_Width/2] [expr $story_Height/2]
```

Numéro du nœud

Identifier la ligne node -> nœud

Coordonnées du nœud

```
# Subroutine pour le protocole du chargement  
# Le fichier contenant cette Subroutine doit être localisé dans le  
# même répertoire que se trouve le modèle
```

```
source procRCycDAns.tcl
```

Appel d'une procédure situant dans un fichier tcl

```

# Caractéristiques physiques et mécaniques d'un SWP en CFS

# Dimensions du mur de cisaillement SWP

set hight 2440.0; # en mm
set width 1220.0; # en mm

# Caractéristiques physiques et mécaniques des profilés du cadre SWP

set fuf 344.0; # en MPa
set tf 1.12; # en mm
set Ife 181600.0; # en mm4
set Ifi 51240.0 ; # en mm4

#Caractéristiques physiques et mécaniques de la plaque de remplissage

set ts 12.50; # en mm
set type 1.0; # adimensionnel
set np 1.0; # adimensionnel

# Caractéristiques des éléments de fixation

set screw_Spacing 152.0; # adimensionnel
set ds 4.064; # en mm
set Vs 3256.0; # en MPa
set nc 50.0; # adimensionnel

# Paramètre des ouvertures

set opening_Area 0.0; # en mm2
set opening_Length 0.0; # en mm

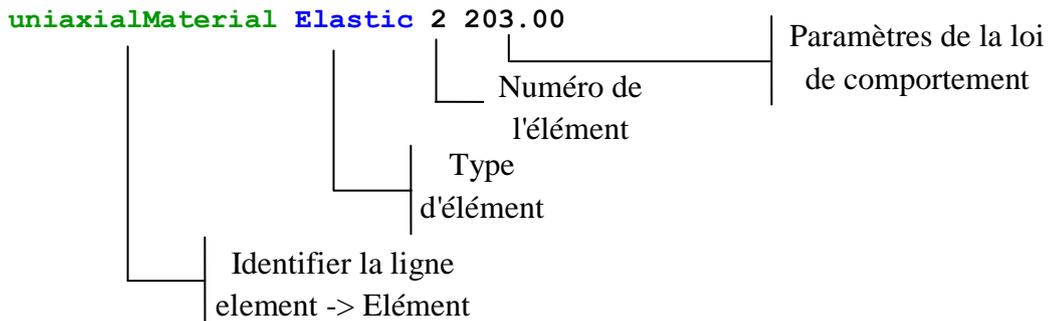
# material ID

set matID 1

#-----
# Matériaux: Nom - Numéro - paramètres
#-----

uniaxialMaterial CFSSWP $matID $hight $width $fuf $tf $Ife $Ifi $ts
$np $ds $Vs $screw_Spacing $nc $type $opening_Area $opening_Length

```



```
#-----
# Eléments: type - Numéro - Noeuds - Matériau - Section
#-----
```

```
element truss 1 1 2 438.9 2
element truss 2 2 3 1000000000.0 2
element truss 3 3 4 438.9 2
element truss 4 1 5 1000000000.0 2
element truss 5 4 5 1000000000.0 2
element truss 6 2 6 1000000000.0 2
element truss 7 3 6 1000000000.0 2
element truss 8 1 4 1000000000.0 2
```

```
element zeroLength 9 5 6 -mat 1 -dir 1
```

```
#-----
# Conditions aux limites. 1:fixe - 0:libre
#-----
```

```
fix 1 1 1
fix 4 1 1
```

```
pattern Plain 1 Linear {
load 2 1 0
}
```

Enregistreurs de la réponse du SWP Durant chaque étape de l'analyse

```
recorder Node -file displacement12.out -node 3 -dof 1 disp
recorder Element -file shearStrength12.out -ele 9 localForce
```

Définition des composantes de l'analyse statique non-linéaire

```
system BandGeneral
constraints Plain
test NormDispIncr 1.0e-8 20
```

```

algorithm Newton
numberer RCM
# Définition des valeurs maximales de chaque cycle de sollicitation

set peakpts [list    2.383          2.383          2.383          2.383
2.383          2.383          3.551          2.676          2.676
2.676          2.676          2.676          2.676          4.704
3.551          3.551          3.551          3.551          3.551
3.551          9.712          7.178          7.178          7.178
14.602         10.923         10.923         10.923         19.492
14.602         14.602         33.954         25.611         25.611
48.648         36.318         36.318         72.965         54.912
54.912         94.475         72.965         72.965]

set increments 10;# Nombre d'incréments de chaque crête de chargement
set nodeTag 2;    # le nœud où le chargement est appliqué
set dofTag 1;    # le sens de la sollicitation : 1:x, 2:y

# Start procedure for feeding in Reverse Cyclic loading to the model
by Disp. Control

procRCycDAns $increments $nodeTag $dofTag $peakpts

```

```

# Specimen n°1b Balh. (2010) [10]

Wipe

# Create the ModelBuilder object

model BasicBuilder -ndm 2 -ndf 2

    set story_Height 2.44 # en mm
    set bay_Width 1.22 # en mm

#-----
# Noeuds - Cordonnées X et Y
#-----

    node 1 0.0 0.0
    node 2 0.0 $story_Height
    node 3 $bay_Width $story_Height
    node 4 $bay_Width 0.0
    node 5 [expr $bay_Width/2] [expr $story_Height/2]
    node 6 [expr $bay_Width/2] [expr $story_Height/2]

# Subroutine pour le protocole de chargement
# Le fichier contenant cette Subroutine doit être localisé dans le
# même répertoire que le modèle

source procRCycDAns.tcl

# Caractéristiques physiques et mécaniques d'un SWP en CFS

# Dimensions du mur de cisaillement SWP

    set hight 2440.0; # en mm
    set width 1220.0; # en mm

# Caractéristiques physiques et mécaniques des profilés du cadre SWP

    set fuf 496.00; # en MPa
    set fyf 346.00; # en MPa
    set tf 1.14; # en mm
    set E 203000.0; # en MPa
    set Af 436.22; # en mm2

#Caractéristiques physiques et mécaniques de la plaque de remplissage

    set fus 395.00; # en MPa
    set fys 300.00; # en MPa
    set ts 0.46; # en mm
    set screw_Spacing 150.0; # en mm
    set np 1.0; # adimensionnel

# Caractéristiques des éléments de fixation

    set ds 4.166; # en mm
    set Vs 1560.0; # en N

```

```

    set dt 22.2;                # en mm

# Paramètre des ouvertures

    set opening_Area 0.0;      # en mm²
    set opening_Length 0.0;   # en mm

# material ID

    set matID 1

#-----
# Matériaux: Nom - Numéro - paramètres
#-----

uniaxialMaterial CFSSWP $matID $hight $width $fuf $fyf $tf $Af $fus
$fyf $ts $np $ds $Vs $screw_Spacing $dt $opening_Area $opening_Length

uniaxialMaterial Elastic 2 203.00

#-----
# Eléments: type - Numéro - Noeuds - Matériau - Section
#-----

    element truss 1 1 2 438.9 2
    element truss 2 2 3 1000000000.0 2
    element truss 3 3 4 438.9 2
    element truss 4 1 5 1000000000.0 2
    element truss 5 4 5 1000000000.0 2
    element truss 6 2 6 1000000000.0 2
    element truss 7 3 6 1000000000.0 2
    element truss 8 1 4 1000000000.0 2

    element zeroLength 9 5 6 -mat 1 -dir 1

#-----
# Conditions aux limites. 1:fixe - 0:libre
#-----

    fix 1 1 1
    fix 4 1 1

    pattern Plain 1 Linear {
    load 2 1 0
    }

# Enregistreurs de la réponse du SWP Durant chaque étape de l'analyse

    recorder Node -file displacement1b.out -node 3 -dof 1 disp
    recorder Element -file shearStrength1b.out -ele 9 localForce

# Définition des composantes de l'analyse statique non-linéaire

    system BandGeneral
    constraints Plain
    test NormDispIncr 1.0e-8 20
    algorithm Newton
    numberer RCM

```

Définition des valeurs maximales de chaque cycle de sollicitation

```
set peakpts [list 1.457          1.457          1.457          1.457
1.457          1.457          2.1855         1.63184         1.63184
1.63184         1.63184         1.63184         1.63184         2.914
2.1855         2.1855         2.1855         2.1855         2.1855
2.1855         5.828          4.371         4.371         4.371
8.742         6.7022         6.7022         6.7022         11.656
8.742         8.742         20.398         15.4442         15.4442
29.14         21.855         21.855]
```

```
set increments 10;# Nombre d'incréments de chaque crête de chargement
set nodeTag 2;    # le nœud où le chargement est appliqué
set dofTag 1;    # le sens de la sollicitation : 1:x, 2:y
```

```
# Start procedure for feeding in Reverse Cyclic loading to the model
by Disp. control
```

```
procRCycDAns $increments $nodeTag $dofTag $peakpts
```

Subroutine pour le protocole du chargement

```
proc procRCycDAns { incre nodeTag dofTag peakpts} {
set x [lindex $peakpts 0]
set fir [expr $x/$incre]
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 $fir $fir
# create the analysis object
analysis Static
# perform the analysis
analyze $incre
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 [expr -$fir]
[expr -$fir]
analyze [expr 2*$incre]
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 $fir $fir
analyze $incre
for {set j 1} {$j < [llength $peakpts]} {incr j 1} {
set tx [lindex $peakpts $j]
set tinc [expr $tx/$fir]
set rt [expr int($tinc)]
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 $fir $fir
analyze $rt
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 [expr -$fir]
[expr -$fir]
analyze [expr 2*$rt]
integrator DisplacementControl $nodeTag $dofTag 0.0 1 $fir $fir
analyze $rt
}
##### end procRCycDAns.tcl #####
}
```

Codes Tcl pour des modèles relatifs aux spécimens n°3C-b (analyse dynamique non-linéaire)

Specimen n°3C-a Balh. (2010) [10]

Wipe

Create the ModelBuilder object

model BasicBuilder -ndm 2 -ndf 2

set story_Height 2.44 # en mm

set bay_Width 1.22 # en mm

#-----
Noeuds - Cordonnées X et Y
#-----

node 1 0.0 0.0

node 2 0.0 \$story_Height

node 3 \$bay_Width \$story_Height

node 4 \$bay_Width 0.0

node 5 [expr \$bay_Width/2] [expr \$story_Height/2]

node 6 [expr \$bay_Width/2] [expr \$story_Height/2]

mass 2 0.00075 0.00075

mass 3 0.00075 0.00075

Caractéristiques physiques et mécaniques d'un SWP en CFS

Dimensions du mur de cisaillement SWP

set hight 2440.0; # en mm

set width 1220.0; # en mm

Caractéristiques physiques et mécaniques des profilés du cadre SWP

set fuf 391.00; # en MPa

set fyf 342.00; # en MPa

set tf 0.87; # en mm

set E 203000.0; # en MPa

set Af 436.22; # en mm²

#Caractéristiques physiques et mécaniques de la plaque de remplissage

set fus 395.00; # en MPa

set fys 300.00; # en MPa

set ts 0.46; # en mm

set screw_Spacing 150.0; # en mm

set np 1.0; # adimensionnel

Caractéristiques des éléments de fixation

set ds 4.166; # en mm

set Vs 1560.0; # en N

set dt 22.2; # en mm

```

# Paramètre des ouvertures

set opening_Area 0.0;      # en mm²
set opening_Length 0.0;   # en mm

# material ID

set matID 1

#-----
# Matériaux: Nom - Numéro - paramètres
#-----

uniaxialMaterial CFSSWP $matID $hight $width $fuf $fyf $tf $Af $fus
$fys $ts $np $ds $Vs $screw_Spacing $dt $opening_Area $opening_Length

uniaxialMaterial Elastic 2 203.00

#-----
# Eléments: type - Numéro - Noeuds - Matériau - Section
#-----

element truss 1 1 2 438.9 2
element truss 2 2 3 1000000000.0 2
element truss 3 3 4 438.9 2
element truss 4 1 5 1000000000.0 2
element truss 5 4 5 1000000000.0 2
element truss 6 2 6 1000000000.0 2
element truss 7 3 6 1000000000.0 2
element truss 8 1 4 1000000000.0 2

element zeroLength 9 5 6 -mat 1 -dir 1

#-----
# Conditions aux limites. 1:fixe - 0:libre
#-----

fix 1 1 1
fix 4 1 1

# Analyse dynamique non-linéaire -----

set Gmdirection 1;      # Direction du mouvement de sol (x=1, y=2)
set GMfile "AcDeBeida_ns.dat"; # Nom de l'accélérogramme

set DtAnalysis [expr 0.005]; # Interval du temps pour la résolution
du système non-linéaire par l'intégration directe (pas-à-pas)

set TmaxAnalysis [expr 50.0]; # Durée maximale de l'analyse

# Paramètres d'analyse dynamique
constraints Transformation ;
numberer Plain
system SparseGeneral -piv
set Tol 1.e-8;          # Test de convergence: tolérance
set maxNumIter 10;     # Test de convergence: maximum
set printFlag 0;
set TestType EnergyIncr; # Type du test de convergence
test $TestType $Tol $maxNumIter $printFlag;
set algorithmType ModifiedNewton

```

```

algorithm $algorithmType;

# Transient INTEGRATOR: -- détermine la prochaine étape pour une
analyse en tenant compte les effets des forces d'inertie

set NewmarkGamma 0.5;      # Newmark-integrator gamma parameter
set NewmarkBeta 0.25;     # Newmark-integrator beta parameter

integrator Newmark $NewmarkGamma $NewmarkBeta

analysis Transient

# Définition de l'amortissement-----
set xDamp 0.05;           # Taux d'amortissement 5%
set lambda [eigen 1];
set omega [expr pow($lambda,0.5)];
set alphaM [expr 2.*$xDamp*($omega)];
set betaKcurr 0.;
set betaKcomm 0.;
set betaKinit 0.;
rayleigh $alphaM $betaKcurr $betaKinit $betaKcomm ;

set IDloadTag 1;         # Entier identifiant le chargement
set dt 0.005;          # Pas du temps de l'accélérogramme
set GMfatt 25.0;
set AccelSeries "Series -dt $dt -filePath $GMfile -factor $GMfatt";

# Application de l'accélérogramme à la base du SWP

pattern UniformExcitation $IDloadTag $GMdirection -accel
$AccelSeries ;

# Enregistreurs de la réponse du SWP Durant chaque étape de l'analyse

recorder Drift -file x.out -iNode 3 -jNode 4 -dof 1 disp -perpDirc 2
recorder Element -file y.out -ele 9 localForce

set Nsteps [expr int($TmaxAnalysis/$DtAnalysis)];
set ok [analyze $Nsteps $DtAnalysis];

```

ANNEXE D

Programme MATLAB pour le calcul de l'énergie dissipée par effet hystérésis

```

% Programme Matlab pour calculer l'énergie dissipée sous
% l'effet cyclique "Hystérésis"

disp('Donner la nature de l''analyse 1 (statique Non-
linéaire) ou 2 (dynamique Non-linéaire) :');
nature=input('Analyse : ');

if nature == 1
    disp('Donner le nom des fichiers output (résistance et
déplacement) de l''analyse non-linéaire :');
    x=input('x = : ', 's');
    y=input('y = : ', 's');
    disp('donner la valeur de la rigidité élastique Ke :');
    k=input('Ke [KN/mm] = ');
    strength=importdata(y);
    disp=importdata(x);
else
    disp('Donner le nom des fichiers output (résistance,
déplacement et vitesse) de l''analyse non-linéaire :');
    x=input('x = : ', 's');
    y=input('y = : ', 's');
    vel=input('vel = ', 's');
    disp('donner la valeur de la rigidité élastique Ke :');
    k=input('Ke [KN/mm] = ');
    strength=-importdata(y);
    disp=importdata(x);

end

denergy=0;
j=1;
l=0;

for i=1:length(disp)
    dampingenergy(i)=0;
    hysteresisenergy(i)=0;
end

for i=2:(length(strength))

    dstrain=disp(i)-disp(i-1);

denergy=denergy+(0.5*((strength(i)+strength(i1))*dstrain));

```

```
elasticStrainEnergy=0.5*(strength(i))^2/k;
if disp(i)*disp(i-1)>=0
if denergy>elasticStrainEnergy
    hysteresisenergy(i)=denergy-elasticStrainEnergy;
    hysteresisenergypercycle(j)= denergy-
elasticStrainEnergy;
end
else
    l=l+1;
    if l==2
        j=j+1;
        l=0;
    end
    hysteresisenergy(i)=hysteresisenergy(i-1);
end
end
end
```