



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

**École Doctorale Science et Ingénierie des Molécules, des Produits, des
Procédés et de l'Energie (SIMPPÉ)**

Thèse

Présentée et soutenue publiquement pour l'obtention du titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE LORRAINE

Mention : Sciences du bois et fibres

CNU : Mécanique, génie mécanique, génie civil

Par

Imane EL HOUJEYRI

**Expérimentation et modélisation du comportement des assemblages en
bois réalisés par des tourillons en bois densifié sous des charges
monotones et cycliques**

Epinal , 7 Décembre 2020

Membres du jury:

M. Pierre BLANCHET, Professeur, Université Laval à Québec (Rapporteur)

M. Sylvain MENARD, Professeur, Université du Québec à Chicoutimi (Rapporteur)

M. Tarak BEN-ZINEB, Professeur , Université de Lorraine à Nancy (Examineur)

Mme. Danièle WALDMANN, Professeur, Université du Luxembourg (Examineur)

Mme Véronique LANDRY, Professeur, Université Laval à Québec (Examineur)

M. Yann ROGAUME, Professeur, Université de Lorraine à Epinal (Président)

M. Marc OUDJENE, Professeur, Université Laval à Québec (Directeur de thèse)

M. Mourad KHELIFA, Maître de conférences, Université de Lorraine à Epinal (Examineur)

REMERCIEMENTS

Ce travail de thèse a été effectué au Laboratoire d'Etudes et de Recherche sur le Matériau Bois (LERMAB) de l'Université de Lorraine. Cette thèse est réalisée grâce au soutien financier FEDER dans le cadre du projet européen Interreg, nommé : « Adhesive Free Timber Buildings (AFTB) », contrat n°348. Le projet a rassemblé six partenaires académiques de six pays différents de l'Europe du nord et plusieurs entreprises du secteur bois-construction.

Je tiens tout d'abord à adresser mes profonds remerciements à mes directeurs de thèse Monsieur Marc OUDJENE, Maître de Conférences HDR à l'Université de Lorraine, actuellement Professeur à l'université Laval au Québec (Canada), et M. Mourad KHELIFA, maître de Conférences à l'Université de Lorraine, pour m'avoir confié ce sujet de recherche ambitieux et passionnant. Je tiens à leur témoigner toute ma gratitude pour leur aide, leur soutien et leurs disponibilités.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à tous les partenaires du projet AFTB : Mr. Zhongwei GUAN, professeur à l'Université de Liverpool, Mme Annette ARTE, professeure à l'Université Nationale de Galway en Irlande, Mr. Peer HALLER, professeur à l'Université Technique de Dresden en Allemagne, Mr. Salim BELOUETTAR, Responsable recherche et Développement à l'Institut des Sciences et Technologie du Luxembourg, François DENEUFBOURG de l'Office Économique Wallon du Bois, en Belgique. Je tiens également à remercier tous mes collègues doctorants et post-doctorants avec qui, j'ai travaillé en étroite collaboration et créé des relations durables : Mr. Van Diem THI, post-doctorant à l'université de Lorraine, Mr. Adeayo SOTAYO, post-doctorant à l'Université de Liverpool, Mr. Sameer MEHRA doctorant à l'Université Nationale de Galway en Irlande, Mr. Siavash MAHJOURIAN doctorant à l'Université Technique de Dresden. Mes remerciements vont aussi aux autres gestionnaires du projet AFTB : Linda BOSSERR, Dan BRADLEY, Caroline CHANDLER, Estelle COURTOIS.

Je remercie vivement Messieurs les professeurs Pierre BLANCHET et Sylvain MÉNARD pour avoir accepté de rapporter mes travaux de ma thèse. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma profonde gratitude.

J'adresse également mes sincères remerciements à tous les autres membres du jury : les professeurs Tarak BEN-ZINEB, Danièle WALDMANN, Véronique LANDRY et Yann ROGAUME.

Je remercie vivement tous ceux qui m'ont apporté leur soutien et l'aide matérielle et humaine nécessaires à la bonne réalisation de ce travail.

J'ai une pensée profonde à tous mes collègues et ami(e)s avec qui j'ai passé les trois agréables années de cette thèse au sein du laboratoire LERMAB.

Je remercie toute ma famille pour leur encouragement, leur soutien et leur confiance, vous êtes le support de ma vie.

TABLE DES MATIERES

CHAPITRE 1 : Introduction générale	14
CHAPITRE 2 : Etat de l'art	22
2.1- Introduction	22
2.2- Le bois à l'échelle macroscopique et microscopique.....	22
2.3- Densification du bois	24
2.3.1- Méthodes de densification	25
2.3.2- Paramètres influant la densification.....	30
2.3.3- Effet de la densification sur les propriétés mécaniques du bois	36
2.4- Les différents produits d'ingénierie en bois	44
2.4.1- Historique	44
2.4.2- Les produits collés.....	45
2.4.3- Produits sans colle.....	49
2.5- Caractérisation des poutres et panneaux tourillonnés	53
2.6- Conclusion.....	57
CHAPITRE 3 : Etude expérimentale	58
3.1- Introduction	58
3.2- Le procédé de densification	58
3.3- Caractérisation mécanique du bois densifié	62
3.4- Caractérisation des assemblages.....	69
3.4.1- Sous charges monotones	70
3.4.2- Sous charges cycliques	77
3.5- Tests de flexion 4-points.....	85
3.5.1- Poutres à petite échelle	85
3.5.2- Poutres à grande échelle.....	92
3.6- Tests de flexion sur les panneaux.....	100
3.7- Conclusion.....	104
CHAPITRE 4 : Modélisation par éléments finis.....	106

4.1- Introduction	106
4.2- Bois-généralités	106
4.3- Description du modèle numérique	120
4.4- Identification des paramètres du modèle	130
4.5- Simulation numérique.....	134
4.6- Etude paramétrique	143
4.7- Conclusion	147
CHAPITRE 5 : Conclusion et perspectives	149

NOTATIONS :

BLC : bois lamellé collé

CLT : panneaux de bois croisé lamellé-contrecollé

CR : ratio de compression %

PC : poutre collée

PT : poutre tourillonnée

MUF : mélamine-urée- formaldéhyde

PF : phénol-formaldéhyde

PUR : phénol résorcinol formaldéhyde

Tg° : température de transition vitreuse

$f_{v,LR}$: résistance au cisaillement dans le plan LR, MPa

$f_{v,LT}$: résistance au cisaillement dans le plan LT, MPa

f_{roll} : résistance au cisaillement roulant, MPa

$f_{t,0}$: résistance à la traction axiale, MPa

$f_{t,90T}$: résistance à la traction tangentielle MPa

$f_{c,0}$: résistance en compression axiale, MPa

$f_{c,90T}$: résistance en compression tangentielle, MPa

$f_{c,90R}$: résistance en compression radiale, MPa

f_m : résistance à la flexion, MPa

F_{max} : force maximale, KN

A : section de l'éprouvette

b : la largeur de la section

h : hauteur de la section

L : travée de l'éprouvette

K_{ser} : module de glissement , N/mm

v : glissement , mm

D_u : ductilité

η : coefficient d'amortissement , %

ΔF_{1-3} : perte de résistance, KN

$(EI)_{eff}$: rigidité effective en flexion

w : flèche en flexion , mm

ρ_0 : masse volumique anhydre

ρ_w : masse volumique à l'état humide

ε_i : déformation suivant la direction i ;

$\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$: glissement suivant le plan de cisaillement (i-j) ;

σ_i : contrainte normale suivant la direction (i) ;

τ_{ij} : contrainte de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j)

E_i : module d'élasticité suivant la direction (i) ;

G_{ij} : module de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j) ;

ν_{ij} : coefficients de Poisson dans le plan (i-j)

f_p : critère de plasticité

F_p ; potentiel de dissipation

σ_y : limite élastique

$\bar{\sigma}$: tenseur de Cauchy

$\bar{\varepsilon}$: tenseur de déformation

$\bar{X}$: tenseur d'écrouissage cinématique

R : écrouissage isotrope

$\bar{P}$: tenseur d'ordre 4 de Hoffman

$\bar{L}$: tenseur de second ordre de Hoffman

α_{ij} : paramètres sont calculées en fonction de la contrainte élastique maximale et les contraintes à la rupture

$\bar{n}$: tenseur d'ordre 2 définissant la normale à la surface de charge dans l'espace des contraintes effectives

$\dot{\lambda}$: le multiplicateur plastique

K : histoire de chargement

d_K : variable d'endommagement

f_{max} : contrainte maximale

G_f : l'énergie de rupture

$d_{t,0}$: paramètre d'endommagement en traction parallèle au fil;

$d_{c,0}$: paramètre d'endommagement en compression parallèle au fil;

$d_{t,90R}$: paramètre d'endommagement en traction perpendiculaire au fil, direction radiale (plan LT);

$d_{c,90R}$: paramètre d'endommagement en compression perpendiculaire au fil, direction radiale;

$d_{t,90T}$; paramètre d'endommagement en traction perpendiculaire au fil, direction tangentielle (plan LR);

$d_{c,90T}$: paramètre d'endommagement en compression perpendiculaire au fil, direction tangentielle;

d_{vR} : paramètre d'endommagement au cisaillement longitudinal, plan LT;

d_{vT} : paramètre d'endommagement au cisaillement longitudinal, plan LR;

d_{roll} : paramètre d'endommagement au cisaillement roulant, plan RT

$\overline{\overline{C^{dam}}}$: matrice de complaisance dégradée

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Poutre en bois lamellé-collé (BLC) -----	14
Figure 1.2 : Panneau en bois croisé lamellé-contre collé (CLT) -----	14
Figure 1.3 : Aboutage des lamelles par entures multiples -----	15
Figure 1.4 : Exemples d'utilisation des produits d'ingénierie en structures : (a) CLT et (b) BLC -----	15
Figure 1.5 : Répartition géographique des partenaires du projet AFTB -----	17
Figure 1.6 : Exemple de produits sans colle assemblés par des tourillons en bois densifié (Université de Lorraine, Université de Liverpool) : (a) poutres tourillonnées, (b) panneaux CLT tourillonnées -----	18
Figure 1.7 : Exemple d'assemblages poutre-poteau et poutre-poutre développés à l'université de Galway -----	19
Figure 2.1 : Coupe transversale du bois -----	22
Figure 2.2 : Distinction bois d'été (année n) bois de printemps (année n+1) -----	23
Figure 2.3: a) Coupes longitudinale et transversale, b) Axe local définissant les directions d'orthotropie -----	23
Figure 2.4 : Structure anatomique du bois (échelle microscopique) -----	24
Figure 2.5 : Microstructure de la paroi cellulaire du bois -----	24
Figure 2.6 : Micrographie du bois avant (a) et après (b) densification[6] -----	25
Figure 2.7 : Aplatissement de la structure cellulaire sous compression radiale [7] -----	26
Figure 2.8 : micrographie du bois densifié par THM de 40% de volume A- densifié sans immersion dans l'eau ; B- immergé après densification -----	27
Figure 2.9 : Différents aspects de déformations (ϵ) du bois densifié en fonction du chargement (σ), de la température (T) et de la teneur en humidité. (a) Retour élastique, (b) refroidissement et fixation, (c) mémoire de forme, et (d) fixation permanente -----	28
Figure 2.10 : Comportement hygroscopique du bois densifié THM a) teneur en humidité en fonction de l'humidité relative b) gonflement en fonction du temps (Navi et Heger [13]) -----	30
Figure 2.11 : Les différentes étapes de la densification thermo-hydro-mécanique établie par Navi et Heger 2004 [13] -----	30
Figure 2.12 : Courbes contraintes-déformations des tests de compression sur des échantillons en épicea sous différentes températures établies par Uhmeier et al. [27] -----	32
Figure 2.13 : Retour par mémoire de forme finale d'échantillons d'épicéa densifié entre 110 et 200°C à une vitesse de 10 mm/min établie par Heger et al. [13] -----	33
Figure 2.14 : Diagramme de l'impact de la température et de l'humidité relative sur l'état des hémicelluloses et de la lignine (Navi et Heger 2005) -----	34
Figure 2.15 : Comparaison du module d'élasticité E (GPa) et de la résistance à la rupture (MPa), de l'épicéa naturel et densifié sous différentes températures [8] -----	38
Figure 2.16 : Assemblage colonne-poutre avec des tourillons en bois densifié [33] -----	40
Figure 2.17 : Relations moment-rotation expérimentale et numérique (Guan et al.) [35] -----	40
Figure 2.18 : Assemblages poutre-poutre étudiés par Mehra et al. (2018) [36] : (a) Système bois-bois densifié ; (b) Système bois-acier -----	41

Figure 2.19 : Comparaison des courbes force-flèche sur les assemblages testés par Mehra et al. [36]	42
Figure 2.20 : Dimensions de poutres lamellées collées renforcées et non renforcées testées (Anshari et al [37])	42
Figure 2.21 : poutres lamellées collées renforcée par des blocs en bois densifié sous flexion 4-points	43
Figure 2.22 : Modèles des murs de cisaillement renforcés par des blocs en bois densifié (Hassel et al [39])	44
Figure 2.23 : les boucles hystérésis force-glissement expérimental des tests de cisaillement sur les 2 murs renforcés et non renforcés (Hassel et al. [39])	44
Figure 2.24 : différentes étapes de la fabrication des poutres lamellées collées	46
Figure 2.25 : Exemples des produits en bois lamellé collé [41]	47
Figure 2.26 : Panneau lamellé contre croisé (Cross Laminated Timber)	47
Figure 2.27 : Empilement des couches de lamelles des panneaux CLT	48
Figure 2.28 : Panneaux et poutres Lamibois	49
Figure 2.29 : Poutre en bois lamellé-cloué	50
Figure 2.30 : Panneau en bois lamellé-cloué (Nailed laminated timber)	50
Figure 2.31 : Mur en lamellé croisé cloué MHM produit par Société Massiv-Hols-Maue	51
Figure 2.32 : Exemple de lamellé tourillonné [48]	52
Figure 2.33 : Les étapes de fabrication du lamellé tourillonné par Structure Craft (Vancouver Canada)[48]	52
Figure 2.34 : Panneau Rombach Nur Holz assemblée par des vis en bois	53
Figure 2.35 : Tests de flexion réalisés par Plowas et al. [50]	54
Figure 2.36 : Poutres tourillonnées assemblées par soudage rotatif des tourillons en bois de hêtre (Bocquet et al. [51])	55
Figure 2.37 : Poutre lamellée tourillonnée assemblée par soudage rotatif de tourillons en hêtre (O'Loinsigh et al [52])	56
Figure 2.38 : Effet du nombre de tourillon sur la rigidité des poutres assemblées en les comparant avec la rigidité théorique d'une poutre collée [52]	56
Figure 3.1 : Presse hydraulique à plateaux chauffants (capacité maximale 1500 kN)	59
Figure 3.2 : bloc en bois d'épicéa avant et après la densification	60
Figure 3.3 : Variation de la température et de la pression durant la densification en fonction du temps	60
Figure 3.4 : Variation de la densité finale en fonction de la densité initiale des échantillons d'épicéa densifié à 68%	61
Figure 3.5 : Tourillons produits en épicéa densifié	61
Figure 3.6 : Montage des tests de flexion 3-points	62
Figure 3.7 : courbe force-flèche (Norme EN 408)	63
Figure 3.8 : courbes expérimentales force-flèche des tests de flexions 3-points réalisés sur l'épicéa et l'épicéa densifié	63

Figure 3.9 : Mode de rupture des éprouvettes de flexion de l'épicéa densifié (a) et de l'épicéa non-densifié (b)-----	64
Figure 3.10 : Rupture par compression et traction des éprouvettes en bois densifié -----	64
Figure 3.11 : Comparaison des caractéristiques de rigidité EL et de résistance à la flexion fm -----	65
Figure 3.12 : Détermination de la force maximale en compression radiale.-----	66
Figure 3.13 : Courbes contrainte-déformation - compression longitudinale-----	67
Figure 3.14 : Courbes contrainte-déformation - compression radiale-----	67
Figure 3.15 : Courbes contrainte-déformation - traction longitudinale -----	68
Figure 3.16 : Effet de la densification sur la résistance à la traction et la compression longitudinales de l'épicéa-----	69
Figure 3.17 : (a) test de cisaillement double(dimensions et géométrie) -----	70
Figure 3.18 : Courbe de chargement des tests de cisaillement double sous des charges monotones [53] -	71
Figure 3.19 : Courbe typique force-glissement des tests de cisaillement -----	72
Figure 3.20 : Définition du glissement ultime [54] -----	72
Figure 3.21 : Définition du glissement élastique [54]-----	73
Figure 3.22 : Comparaison des courbes force-glissement des assemblages en chêne-----	73
Figure 3.23 : Comparaison des courbes force-glissement des assemblages en épicéa -----	74
Figure 3.24 : Capacité portante, module de glissement et ductilité des assemblages en chêne (ECH-TED) et en épicéa (EE-TED) par des tourillons en épicéa densifié -----	76
Figure 3.25 : Modes de rupture des assemblages assemblés par des tourillons en chêne non densifié ----	76
Figure 3.26 : Mode de rupture des assemblages assemblés par des tourillons en épicéa densifié-----	77
Figure 3.27 : Protocole de chargement cyclique conformément à la norme EN 12512 [54] -----	78
Figure 3.28 : Définitions de l'énergie dissipée et de l'énergie potentielle selon la norme EN 12512 [54] -	78
Figure 3.29 : Définition de la perte de résistance selon la norme EN 12512 [54] -----	79
Figure 3.30 : Définition de la courbe enveloppe -----	79
Figure 3.31 : Boucles d'hystérésis des assemblages en chêne (ECH-TED) assemblés par des tourillons en bois densifié -----	80
Figure 3.32 : Boucles d'hystérésis des assemblages en épicéa (EE-TED) assemblés par des tourillons en bois densifié -----	80
Figure 3.33 : Comparaison des valeurs du coefficient d'amortissement des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement -----	82
Figure 3.34 : Comparaison des valeurs de l'énergie dissipée des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement -----	82
Figure 3.35 : Comparaison des valeurs de l'énergie potentielle des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement -----	83
Figure 3.36 : Comparaison des valeurs de la résistance des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement -----	83
Figure 3.37 : Comparaison des valeurs de la perte de résistance des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement -----	84
Figure 3.38 : Mode de rupture des assemblages : (a) en épicéa et (b) en chêne-----	84

Figure 3.39 : Dimensions des poutres testées en flexion 4-points -----	85
Figure 3.40 : Assemblage des poutres tourillonnées : (a) insertion des tourillons, (b) les tourillons densifiés de 16 mm de diamètre -----	86
Figure 3.41 : Dispositif des tests de flexion 4-points selon les exigences de la norme EN 408 [43] -----	87
Figure 3.42 : Dispositif expérimental des tests en flexion 4-points -----	88
Figure 3.43 : Comparaison des courbes force-flèche des poutres tourillonnées (PT) et des poutres collées (PC) -----	88
Figure 3.44 : Comparaison des valeurs moyennes caractéristiques des poutres collées et des poutres tourillonnées -----	89
Figure 3.45 : Mode de rupture des poutres collées -----	89
Figure 3.46 : Mode de rupture des poutres tourillonnées (PT) -----	90
Figure 3.47 : Comparaison des courbes élastiques théoriques des comportements limites des poutres sans connexion et avec connection rigide -----	91
Figure 3.48 : Disposition des tourillons en deux rangées -----	92
Figure 3.49 : Poutre tourillonnée (PT-D) -----	93
Figure 3.50: Poutre tourillonnée (PT-V) -----	94
Figure 3.51 : Poutre tourillonnée (PT-X) -----	94
Figure 3.52 : Schéma descriptif des tests de flexion 4-points -----	95
Figure 3.53 : Montage expérimental des tests de flexion 4-points pour les poutres à grande échelle -----	95
Figure 3.54 : Courbes force-flèche des poutres à grande échelle -----	96
Figure 3.55 : Comparaison de résistance des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D , PT-V, PT-X) ---	96
Figure 3.56 : Comparaison de la rigidité effective des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D , PT-V, PT-X) -----	97
Figure 3.57 : Comparaison de la flèche maximale à rupture des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D, PT-V, PT-X) -----	97
Figure 3.58 : Mode de rupture observé dans le cas des poutres collées PC -----	98
Figure 3.59 : Mode de rupture de la poutre tourillonnée PT-D -----	98
Figure 3.60 : Mode de rupture de la poutre PT-X -----	99
Figure 3.61 : Mode de rupture des poutres PT-V -----	99
Figure 3.62 : Exigences de la norme EN16351 sur les dimensions des panneaux CLT [45] -----	100
Figure 3.63 : Dimensions des panneaux tourillonnés avec la répartition des tourillons en bois densifié -	101
Figure 3.64 : Les panneaux tourillonnés fabriqués -----	101
Figure 3.65 : Test de flexion 4-points sur les panneaux CLT : (a) Description géométrique ; (b) Dispositif expérimental -----	102
Figure 3.66 : Courbes force-flèche des tests de flexion pour les panneaux CLT avec ou sans rainures ---	103
Figure 3.67 : Résultats des tests de flexion 4-points pour les panneaux CLT -----	103
Figure 3.68 : Mode de rupture des panneaux CLT en flexion 4-point -----	104
 Figure 4.1 : Comportements types du bois en compression dans les différentes directions -----	107

Figure 4.2 : Effondrement de la structure cellulaire : (a) en compression tangentielle, (b) en compression radiale-----	107
Figure 4.3 : Modes de rupture en compression longitudinale-----	108
Figure 4.4 : Illustration du flambement local des fibres en compression longitudinale [63] -----	109
Figure 4.5 : Mode de rupture en traction longitudinale -----	109
Figure 4.6 : Mode de rupture en traction transversale -----	110
Figure 4.7 : Mode de rupture par cisaillement longitudinal -----	110
Figure 4.8 : Les différents types de cisaillement : perpendiculaire aux fibres (à gauche) et parallèle aux fibres (à droite) -----	111
Figure 4.9 : Modèle macroscopique des cernes annuels (bois d'été (latewood), bois de printemps (earlywood)) (Qing et Mishnaevsky 2011 [89]) -----	112
Figure 4.10 : Définition du VER à l'échelle micro selon (Qing et Mishnaevsky 2011 [89]) -----	113
Figure 4.11 : Exemple d'homogénéisation en deux étapes pour le mur de la cellule -----	113
Figure 4.12 : Paramètres géométriques de la cellule hexagonale -----	114
Figure 4.13 : Corrélation entre le module d'élasticité et la densité du bois Natterer et al. (2004)[1] -----	115
Figure 4.14 : Effet de la densité sur les propriétés mécaniques du bois [CSA 086][99]-----	116
Figure 4.15 : Evolution de la teneur en eau du bois en fonction de l'humidité relative de l'air [101] -----	117
Figure 4.16 : Evolution des propriétés mécaniques et de résistance en fonction de l'humidité [CSA 086] [99] -----	118
Figure 4.17 : Coefficient de gonflement/retrait du bois en fonction du taux d'humidité [CSA 086][99] --	119
Figure 4.18: Evolution du module d'élasticité en fonction de la température [100]-----	120
Figure 4.19 : les axes d'orthotropie du bois -----	121
Figure 4.20: Courbe contrainte -déformation du comportement elastique parfaitement plastique-----	128
Figure 4.21: Courbe contrainte -déformation du comportement de rupture fragile-----	128
Figure 4.22 : Flexion 3-points : (a) Description géométrique, (b) Maillage EF-----	131
Figure 4.23 : Comparaison des courbes force-flèche des tests de flexion 3-points : (a) Epicéa non densifié et (b) Epicéa densifié-----	131
Figure 4.24 : Comparaison des modes de rupture : (a) numérique et (b) expérimental -----	132
Figure 4.25 : Evolution du coefficient d'endommagement $dt,0$ et de la contrainte de traction axiale en fonction de la flèche -----	133
Figure 4.26 : Modèle EF (un quart) : (a) maillage EF, (b) conditions aux limites -----	134
Figure 4.27 : Comparaison des courbes Force-glissement pour l'assemblage bois/bois -----	135
Figure 4.28 : Mode de rupture : (a) combinaison traction/cisaillement, (b) portance locale -----	136
Figure 4.29 : Configuration des tests de flexion : (a) petite poutre, (b) grande poutre-----	137
Figure 4.30 : Maillages EF : (a) grande poutre à 3-couches et deux rangées de tourillons, (b) petite poutre à 3-couches et une rangée de tourillons -----	137
Figure 4.31 : Comparaison des courbes force-flèche : (a) petite poutre, (b) grande poutre -----	139
Figure 4.32 : Comparaison des modes de rupture pour les poutres à trois couches-----	140
Figure 4.33 : Configuration des tests de flexion des panneaux CLT modélisés -----	141
Figure 4.34 : comparaison des courbes force-flèche pour les panneaux CLT tourillonnés -----	141

Figure 4.35 : Comparaison des modes de rupture pour les panneaux tourillonnés	142
Figure 4.36 : Influence de la connexion entre lamelle sur la rigidité globale.....	143
Figure 4.37 : Paramètres de conception étudiés	144

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : L'impact des émissions de phase d'utilisation sur la toxicité humaine en (DALY disability-adjusted life year) des différents types de colle [4]	16
Tableau 2.1 : Les différentes méthodes de densification établies par différents auteurs.....	31
Tableau 2.2 : Impact de la pression de vapeur, de l'humidité relative et de la température sur le temps nécessaire pour stabiliser le produit (Navi et Heger 2005) [13]	35
Tableau 2.3 : comparaison des propriétés élastiques du cèdre japonais densifié jusqu'à différents ratios de compression	36
Tableau 2.4 : Comparaison des performances mécaniques en flexion et en cisaillement du cèdre japonais normal et densifié (CR=70%)	37
Tableau 2.5 : Effet de la densification sur les propriétés mécaniques en flexion du hêtre.....	37
Tableau 2.6 : Comparaison des résistances en traction, compression et flexion du bois naturel et du bois densifié avec délignification établi par Song et al. [26]	39
Tableau 2.7 : Tableau montrant les valeurs du module d'élasticité et du module à la rupture des poutres renforcées et non renforcées [31]	43
Tableau 2.8 : Résultats des tests de flexion sur les poutres tourillonnées et cloués établis par Bocquet et al. [50]	55
Tableau 3.1 : Résultats des tests de compression et de traction sur des éprouvettes d'épicéa naturel et d'épicéa densifié	68
Tableau 3.2 : Récapitulatif des différentes configurations d'assemblages testés.....	70
Tableau 3.3 : Comparaison des valeurs caractéristiques résultant des différents tests de cisaillement double effectués sur les assemblages en chêne sous charge monotone.	74
Tableau 3.4 : Comparaison des valeurs caractéristiques résultant des différents tests de cisaillement double effectués sur les assemblages en épicéa sous charge monotone.	75
Tableau 3.5 : Valeurs caractéristiques des tests cycliques pour les assemblages en épicéa.....	81
Tableau 3.6 : Valeurs caractéristiques des tests cyclique pour les assemblages en chêne	81
Tableau 3.7: Valeurs de densité des lamelles et des tourillons	85
Tableau 3.8 : Distances et espacements adoptés pour l'assemblage des poutres à grande échelle	92
Tableau 3.9 :Densité des poutres en chêne collée et tourillonnée.....	93
Tableau 4.1 : Coefficients de gonflement/retrait	119
Tableau 4.2 : Valeurs des constantes élastiques	132
Tableau 4.3: Valeurs des constantes de plasticité	133

Tableau 4.4 : valeurs des constantes d'endommagement-----	133
Tableau 4.5 : valeurs des constantes élastiques du chêne et de l'épicéa densifié -----	138
Tableau 4.6 : valeurs des constantes de plasticité du chêne et de l'épicéa densifié -----	138
Tableau 4.7 : valeurs des constantes d'endommagement du chêne et de l'épicéa densifié-----	138

CHAPITRE 1 : Introduction générale

1.1- Introduction

En construction bois, la dimension des sections ou la longueur des bois de sciage pose une limite restrictive en structure. Afin de repousser cette limite les ingénieurs ont eu recours, dès le XVI^e siècle, à l'empilement de couches de bois les unes sur les autres et en les assemblant par des brides métalliques (Natterer et al. 2004 [1]). Dans les premières années du XX^e siècle l'Allemand Otto Hetzer a remplacé les brides métalliques par de la colle à base de caséine de lait : le bois lamellé-collé (BLC) était né (Figure 1.1). Le BLC connaît aujourd'hui un essor important dans la construction résidentielle et non résidentielle grâce au renouveau et au regain d'intérêt pour la construction bois, motivé par l'aspect écologique du matériau bois et le contexte du développement durable.



Figure 1.1 : Poutre en bois lamellé-collé (BLC)

L'autre produit d'ingénierie fréquemment utilisé en construction est les panneaux de bois croisé lamellé-contrecollé, appelés panneaux CLT (Figure 1.2).

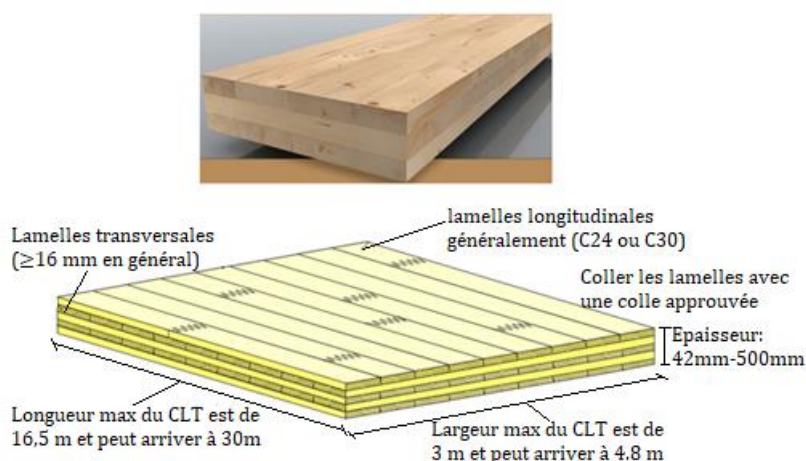


Figure 1.2 : Panneau en bois croisé lamellé-contre collé (CLT)

Le BLC (ou CLT) s'obtient par empilement successif de plusieurs couches, appelées lamelles, d'une épaisseur comprise généralement entre 25 mm et 38 mm [NF B 52-010]. Les lamelles sont

assemblées, ou non, bout-à-bout par entures multiples pour obtenir la longueur désirée (Figure 1.3). Actuellement, les éléments structuraux en BLC ou en CLT sont fabriqués à partir des essences résineuses (sapin, épicéa, douglas...etc.) pour lesquelles les techniques et le processus de fabrication sont bien maîtrisés.

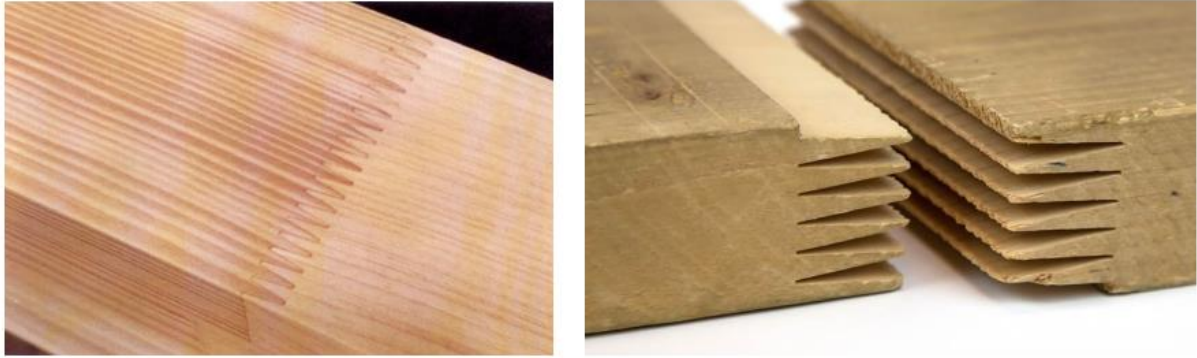


Figure 1.3 : Aboutage des lamelles par entures multiples



(a)



(b)

Figure 1.4 : Exemples d'utilisation des produits d'ingénierie en structures : (a) CLT et (b) BLC

Les éléments structuraux en BLC ou en CLT, sont utilisés pour reprendre de fortes sollicitations verticales et horizontales. Ils sont très répandus dans les systèmes de contreventement (poteaux-poutres, murs), dans les planchers et toitures.

Il n'y a pas des chiffres précis sur le volume de production du BLC en Europe. L'Autriche est le pays qui produit le plus grand volume avec 1.5 millions de m³ de BLC en 2015 (UNECE 2017) [2]. L'Autriche a également exporté plus de 1,8 millions de m³ de poutres et panneaux CLT en 2018 selon l'UNECE 2018 [3]. L'Italie est le premier importateur avec 650 000 m³, suivi par l'Allemagne avec 415 000 m³ et la Suisse avec 140000 m³. Le Japon est l'importateur majeur hors Union européenne. Par ailleurs, la production du BLC est également en forte croissance en Amérique du Nord et passe de 285000 m³ en 2009 à 468000 m³ en 2018 [3].

Compte tenu du grammage (dosage) de colle requis pour un produit à usage structurel, on estime qu'environ 5kg de colle sont nécessaires pour le collage d'un mètre cube de bois. L'utilisation de colles pour la fabrication des produits d'ingénierie en bois est donc vu comme un inconvénient pouvant affecter leur empreinte environnementale, avec plusieurs catégories d'impacts durant tout le cycle de vie des produits. Une analyse du cycle de vie ("life cycle inventory", LCI) de différents adhésifs utilisés dans la production des produits en bois (mélamine-urée-formaldéhyde (MUF), phénol-formaldéhyde (PF), phénol résorcinol formaldéhyde (PRF), polyuréthane (PUR) a été réalisée et présentée dans le tableau 1.1 [4]. La traduction des émissions issues de l'analyse du cycle de vie en résultats d'indicateurs de catégories d'impacts est résumée en catégories de dommages dans le pour 1 m³ de bois.

	MUF DALY/m ² CLT	PRF DALY/m ² CLT	PUR DALY/m ² CLT
use phase human toxicity impacts	2.54E-06	3.12E-07	8.81E-09
application human toxicity impacts	1.15E-08	-	3.06E-14
production human toxicity impacts (Wilson dataset (MUF, PRF))	1.51E-09	1.28E-08	9.72E-10

Tableau 1.1 : L'impact des émissions de phase d'utilisation sur la toxicité humaine en (DALY disability-adjusted life year) des différents types de colle [4]

La Commission européenne conduit une politique spécifique visant à développer une économie faible en carbone en réduisant de 80% les émissions de gaz à effet de serre d'ici 2050 [5]. C'est dans ce contexte, que le projet européen AFTB (Adhesive Free Timber Building) est né (2016-2020). Son objectif principal est le développement de produits d'ingénierie en bois sans colle. L'idée est d'utiliser des goujons (tourillons) en bois densifié, donc très résistants, pour l'assemblage des lamelles de bois comme solution alternative aux colles synthétiques.

1.2- Les partenaires du projet AFTB

Plusieurs partenaires académiques et industriels ont été impliqués dans le projet AFTB. Les partenaires sont tous issus du Nord-Ouest de l'Europe (Figure 1.5):

- L'Université de Lorraine (France) ;
- L'université de Liverpool (Royaume-Uni) ;
- L'Université Nationale de Galway (Irlande) ;
- L'Université Technique de Dresden (Allemagne) ;
- L'Institut des Sciences et Technologie du Luxembourg (Luxembourg) ;
- L'Office Économique Wallon du Bois (Belgique) ;
- Plusieurs entreprises en France, en Allemagne et au Royaume-Uni.

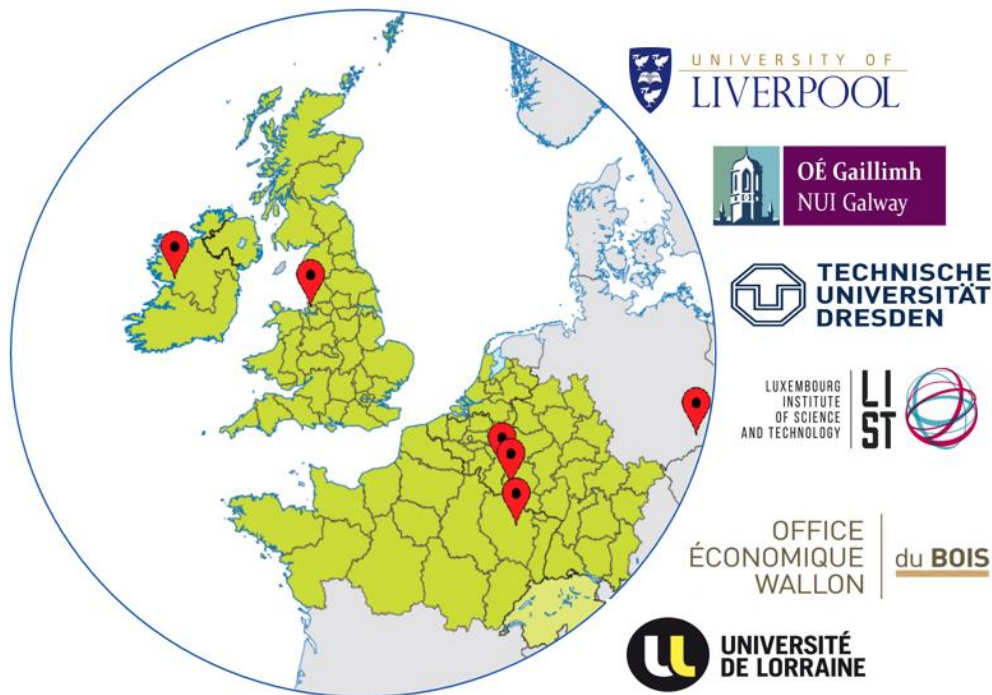


Figure 1.5 : Répartition géographique des partenaires du projet AFTB

1.3- Les produits développés dans le cadre du projet AFTB

Les travaux ont porté sur la réalisation de poutres et des panneaux CLT à trois lamelles assemblées par des tourillons en bois densifié. Deux essences de bois ont été utilisées pour la fabrication des poutres, à savoir l'épicéa et le chêne. Quant aux panneaux CLT ils ont été fabriqués en utilisant du chêne (Figure 1.6). Afin de caractériser les assemblages utilisant des tourillons en bois densifié, des connexions en double cisaillement ont été également fabriquées à partir de deux essences : épicéa et chêne. D'autres type d'assemblages ont été également considérés dans le cadre des travaux réalisés par le partenaire irlandais (Figure 1.7).



(a)



(b)

Figure 1.6 : Exemple de produits sans colle assemblés par des tourillons en bois densifié (Université de Lorraine, Université de Liverpool) : (a) poutres tourillonnées, (b) panneaux CLT tourillonnées

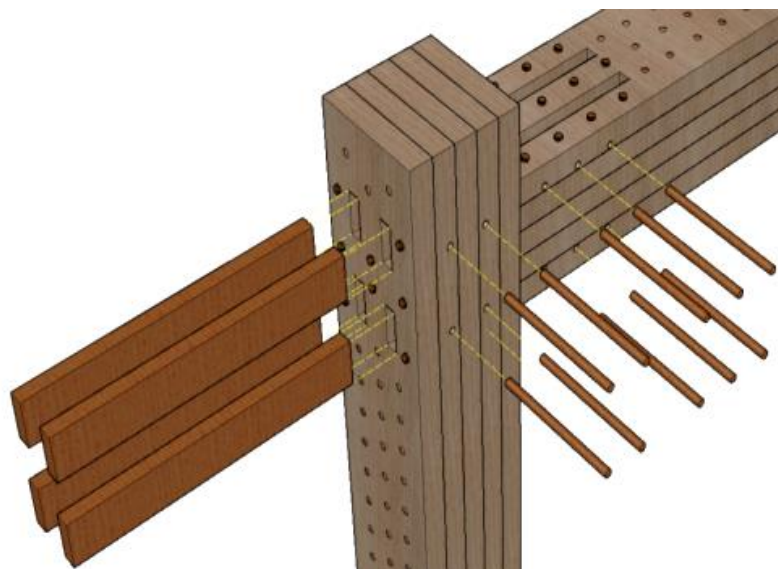


Figure 1.7 : Exemple d'assemblages poutre-poteau et poutre-poutre développés à l'université de Galway

1.4- Motivations et objectifs de la thèse

1.4.1. Description de la problématique

Le premier objectif des travaux consiste à déterminer les paramètres optimaux nécessaires à la densification du bois. Il est également important de caractériser expérimentalement les propriétés mécaniques du bois densifié et les comparer à celles du bois normal (non densifié) afin d'évaluer le gain relatif en termes de performances mécaniques.

Par ailleurs, les nouveaux produits sans colle développés doivent satisfaire plusieurs exigences notamment en termes de résistance mécanique et de rigidité. Le comportement différé (fluage) des liaisons tourillonnées, semi-rigides, est également un aspect important dans le dimensionnement et la justification réglementaires des produits sans colle. Il est opportun de

signaler ici que les produits sans colle développés ne sont pas couverts par aucune norme de conception en vigueur (les Eurocodes), et qu'il appartient à l'utilisateur d'identifier leurs performances par voie expérimentale ou par simulation numérique avancée.

Le but principal de cette thèse est d'expérimenter la nouvelle technique d'assemblage utilisant des tourillons en bois densifié, d'obtenir des données expérimentales de référence et les comparer à celles issues des produits conventionnels collés afin d'évaluer leurs performances structurelles relatives. L'effet congruent est d'accroître les connaissances objectives sur le comportement de la liaison semi-rigide réalisée par des tourillons en bois densifié. L'autre objectif est d'identifier les outils de simulation numérique nécessaires pour mettre en place une méthodologie permettant l'analyse du comportement mécanique non linéaire jusqu'à rupture afin d'appréhender et de comprendre avec précision les modes de déformations des liaisons semi-rigides.

1.4.2. Plan de travail et organisation de la thèse

Le présent manuscrit est organisé en cinq chapitres :

Chapitre 2

Ce chapitre est dédié à l'état de l'art. il est composé de deux parties : (1) la présentation des différentes méthodes de densification du bois existantes et (2) la présentation des produits en bois d'ingénierie à usage structurel les plus couramment utilisés dans le secteur de la construction bois, incluant les méthodes de fabrication. Une attention particulière est portée à l'émergence des produits en bois d'ingénierie sans colle.

Chapitre 3

Ce chapitre est consacré à l'étude expérimentale des produits en bois sans colle assemblés mécaniquement par des tourillons en bois densifié. La première partie du chapitre est dédiée à la présentation détaillée du procédé de densification thermomécanique retenu pour l'obtention des tourillons en bois densifié.

Plusieurs produits ont été fabriqués et caractérisés expérimentalement. On distingue :

- La caractérisation des propriétés du bois densifié et non densifié (tests de traction/compression, flexion) ;
- La caractérisation en flexion (norme EN 408) de poutres, à trois lamelles, assemblées par collage et par des tourillons en bois densifié. Les poutres ont été testées à petite échelle (1,45 m) et à grande échelle (3,5 m) ;

- La caractérisation des assemblages en double cisaillement réalisés avec des tourillons en bois densifié. Deux essences de bois ont été considérées. Les tests ont été effectués sous charge monotone (norme EN 2869) et sous charge cyclique (norme EN 12512). On s'intéresse aux caractéristiques de résistance, de rigidité, de ductilité, de perte de résistance, de dissipation d'énergie et d'amortissement. ;
- La caractérisation en flexion de panneaux CLT assemblés par des tourillons en bois densifié. On s'intéresse aux caractéristiques de résistance, de rigidité et les modes de rupture.

Chapitre 4

Ce chapitre est consacré au développement et à la validation d'un modèle éléments finis pour la simulation numérique du comportement mécanique non-linéaire des produits développés (poutres, panneaux, assemblages). Après une revue succincte de la littérature concernant les modèles éléments finis dédiés au matériau bois existants, nous avons fait le choix d'utiliser le critère de Hoffman, plus adapté aux matériaux orthotropes comme le bois. Les critères de rupture de Hashin, initialement développés pour les matériaux composites fibreux, ont été retenus pour la prédiction des modes de rupture fragile du bois. La description du modèle numérique est donnée en incluant les aspects théoriques et numériques. Le modèle a été implémenté dans le code ABAQUS via la subroutine utilisateur UMAT. La méthodologie de vérification et de validation a été retenue pour l'évaluation de la performance du modèle. Enfin, une étude paramétrique a été menée à l'aide du modèle validé afin d'étudier la sensibilité du comportement mécanique vis-à-vis des paramètres géométriques.

Chapitre 5

Ce chapitre conclut le travail et présente quelques perspectives et pistes de développements futurs, notamment sur le plan expérimental.

CHAPITRE 2 : Etat de l'art

2.1- Introduction

Ce chapitre est dédié à l'état de l'art sur l'utilisation structurelle du bois densifié. Une attention particulière est portée aux procédés et méthodes de densification existantes. Le chapitre est scindé en deux grandes parties : (1) densification du bois et (2) utilisation du bois densifié pour la fabrication d'assemblages et de produits d'ingénierie.

2.2- Le bois à l'échelle macroscopique et microscopique

En ce qui concerne le bois à l'échelle macroscopique, celui-ci est composé de plusieurs couches annuelles appelées « cernes » (Figure 2.1).

Ces cernes sont divisés en deux zones. La première zone est le bois de printemps (bois initial) formé chaque année ; c'est un bois tendre et riche en vaisseaux. La seconde zone est faite de bois d'été (bois final), plus dense et résistant. La distinction bois de printemps, bois d'été est souvent difficile à l'œil nu. Mais elle apparaît nettement lors de l'observation au microscope (Figure 2.2) : le bois de printemps présente de grosses cellules alors que le bois d'été est formé de cellules plus petites. L'observation au microscope permet aussi de mettre en évidence les structures cellulaires différentes des feuillus (ici un bois de chêne) et des résineux (ici un bois de pin).

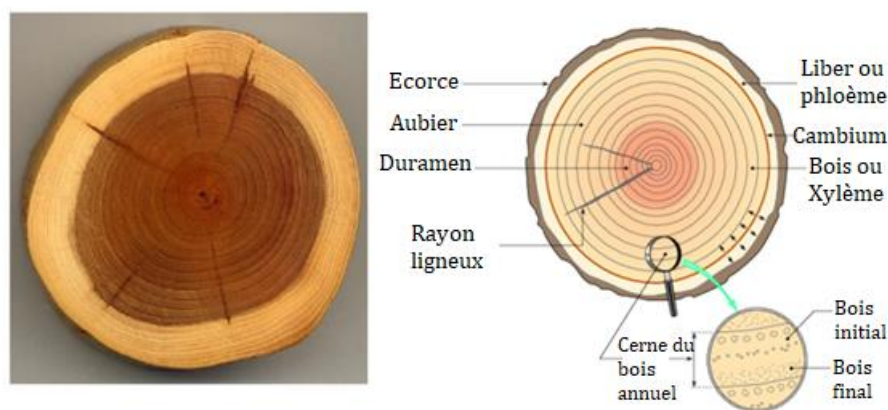


Figure 2.1 : Coupe transversale du bois

La différence entre les deux types de bois est plus ou moins visible selon les essences de bois : très visible chez le chêne dont le bois est hétérogène, elle l'est moins pour les arbres dont le bois est

homogène comme le hêtre. Ces cernes sont le résultat d'une alternance des saisons, et sont absents chez les bois des arbres intertropicaux qui croient de manière plus continue.

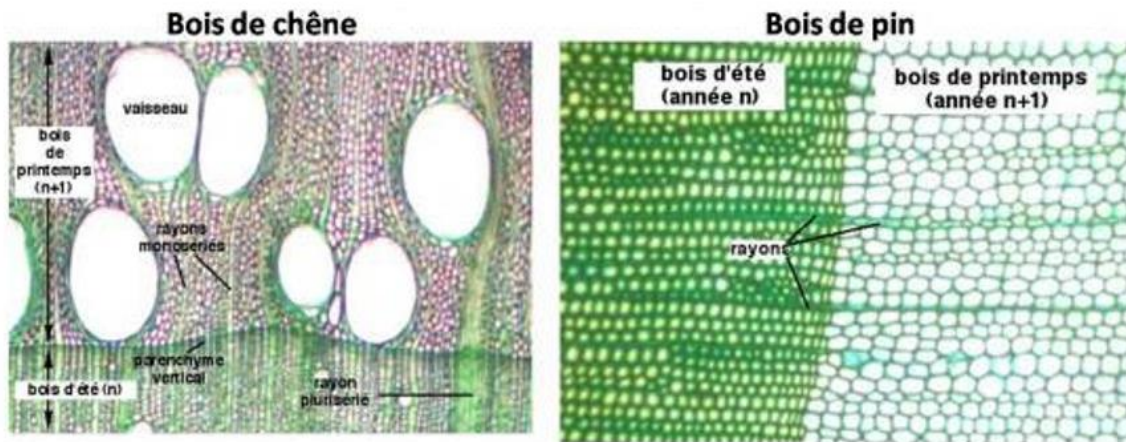


Figure 2.2 : Distinction bois d'été (année n) bois de printemps (année n+1)

Au niveau des propriétés mécaniques, le bois est un matériau orthotrope avec trois directions d'orthotrope (Figure 2.3) : la direction longitudinale (L), suivant Z, la direction radiale (R) et la direction tangentielle (T) (Dinwoodie 2000 [58], Gibson and Ashby [59], Niemz 1993 [60]).

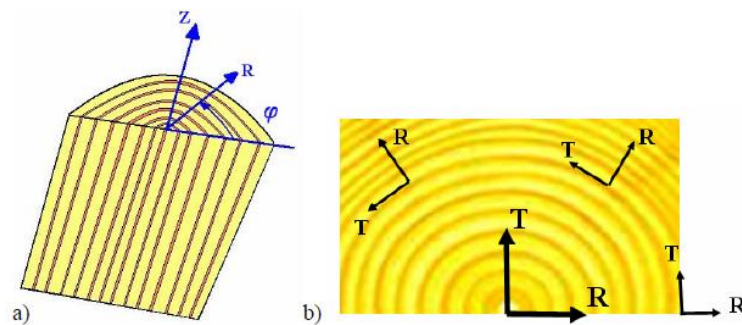


Figure 2.3: a) Coupes longitudinale et transversale, b) Axe local définissant les directions d'orthotropie

A l'échelle microscopique, la microstructure du bois est composée de plusieurs types de cellules qui sont connectées les unes aux autres pour former la masse du bois (Figure 2.4), l'anatomie (cellules) des bois résineux est différente de celle des bois feuillus. En général, les bois résineux sont constitués de deux types de cellules : les trachéides (figure 2.4) et les parenchymes. Les trachéides constituent environ 90% de l'ensemble des cellules des bois résineux. Elles sont allongées dans la direction longitudinale (Fengel et Wegener 1989)[61] et sont de section carrée ou rectangulaire de dimension de l'ordre de 15 μm à 35 μm .

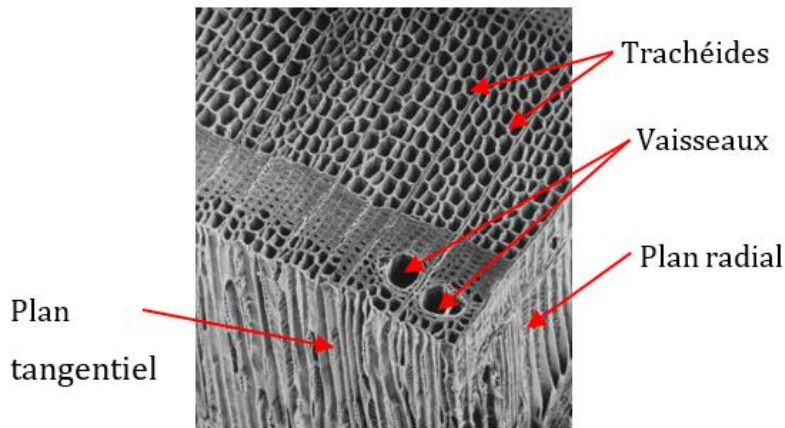


Figure 2.4 : Structure anatomique du bois (échelle microscopique)

Les différentes couches constituant la paroi cellulaire sont représentées en figure 4.5. En observant de l'extérieur vers l'intérieur, on remarque : (1) une couche intercellulaire qui réalise le cimentage de cellule à cellule d'une épaisseur oscillant entre 0.5 et 1.5 μm , (2) une paroi primaire très fine de 0.1 μm venant se plaquer sur la couche intercellulaire. Elle est constituée de plusieurs couches microfibrilles de cellulose enchevêtrée, (3) une paroi secondaire qui est la paroi structurale de la paroi cellulaire. Elle est dense rigide et contient une forte proportion de cellulose. Elle est constituée de plusieurs couches fibreuses S1, S2 et S3.

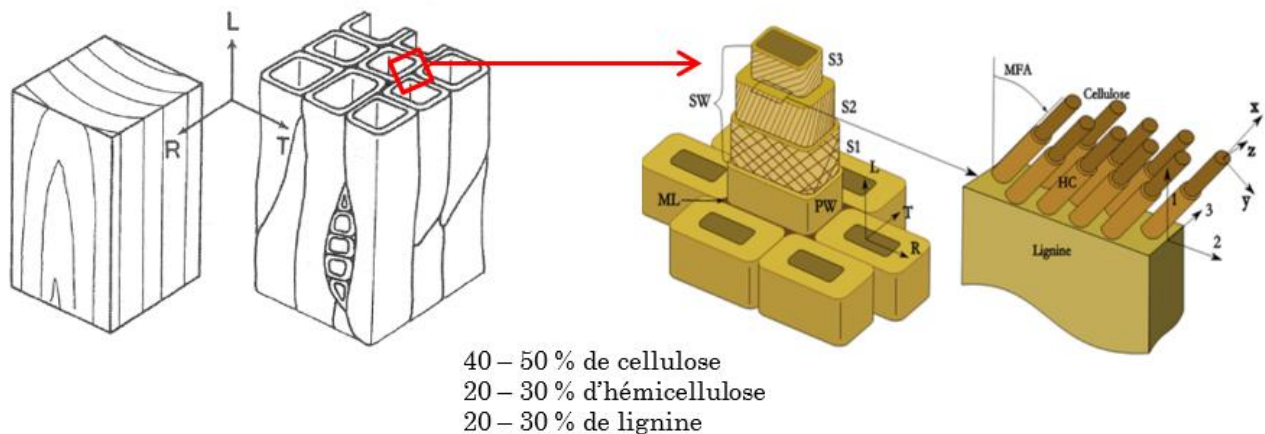


Figure 2.5 : Microstructure de la paroi cellulaire du bois

2.3- Densification du bois

L'objectif de la densification du bois est d'augmenter sa densité et donc ses propriétés mécaniques. L'augmentation de la densité (densification) peut se faire soit par injection de résines

pour remplir les vides (porosité), soit par compression mécanique dans la direction radiale afin d'éliminer la porosité.

La figure 2.6 montre une micrographie du bois avant et après densification par compression mécanique.

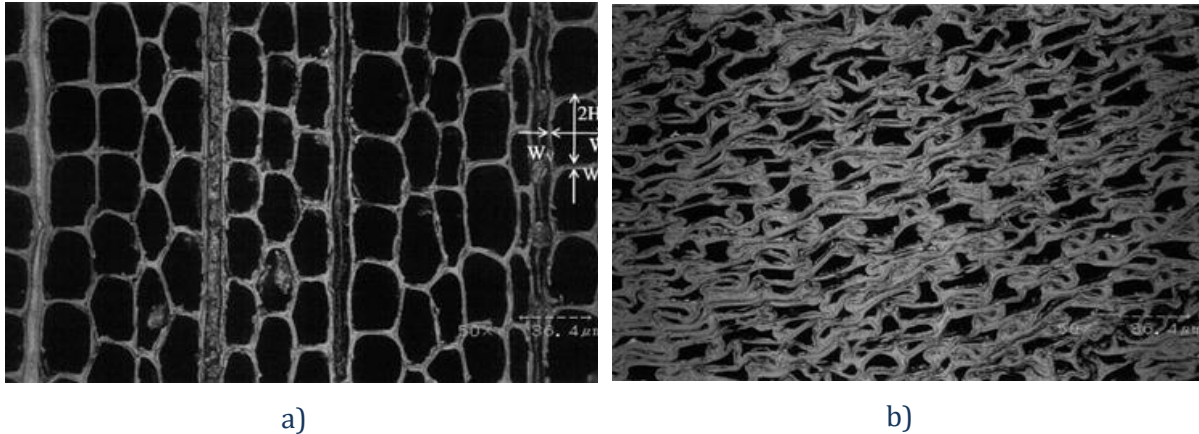


Figure 2.6 : Micrographie du bois avant (a) et après (b) densification[6]

Le procédé utilisé combine l'effet de la température et d'humidité à celui de la compression mécanique afin d'augmenter la masse volumique du bois et favoriser l'obtention d'un matériau stable dimensionnellement, tout en limitant les effets du retour viscoélastique. La densification par le procédé hydro-thermo-mécanique a été étudiée par différents auteurs [7]–[12]. L'idée de densifier le bois mécaniquement en le comprimant dans sa direction radiale existe depuis 1886 [13]. Les objectifs de densifier le bois étaient différents selon les époques et les besoins locaux à travers le monde. Historiquement, la densification du bois a servi comme moyen d'obtenir un matériau résistant et dur, de substitution aux matériaux métalliques dû à leur raréfaction pendant la deuxième guerre mondiale. Le bois densifié était une alternative par exemple pour la fabrication d'hélices et de pales de ventilateur, de matrices et moules, de sièges de trains, outillage de scierie, etc. [14].

2.3.1- Méthodes de densification

La densification par compression mécanique se fait selon deux manières : (1) une densification de surface réalisée par un procédé thermo-vibro-mécanique, qui consiste à densifier la surface du bois par des vibrations linéaires à haute température [15] et (2) par une densification totale de l'épaisseur du bois par une compression dans la direction radiale. Cette direction permet

l'aplatissement et l'effondrement de la structure cellulaire du bois sans endommagement (Figure 2.7) [7].

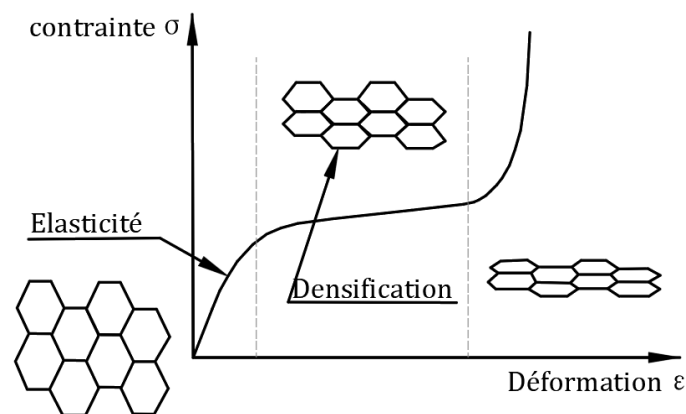


Figure 2.7 : Aplatissement de la structure cellulaire sous compression radiale [7]

Selon les conditions de compression, la densification est classée en densification thermomécanique (TM) ou thermo-hydro-mécanique (THM). La densification TM se fait dans un système ouvert en utilisant une presse à haute température. Tandis que la densification THM, combine l'effet de la température, la vapeur et la compression [13]. Ce procédé se fait dans un système fermé afin de régler la teneur en eau du bois. La densification thermo-visco-élastique (VTC) [16] est considérée comme un procédé thermo-hydro-mécanique avec un pré-ramollissement du bois par la vapeur.

Le bois densifié mécaniquement a été commercialisé en 1936 en Allemagne sous le nom de Lignofol [8]. Un produit similaire a été fabriqué durant la seconde guerre mondiale en 1940 aux États Unis et il était commercialisé sous le nom de Staypack [9]. Le but principal de la densification était d'améliorer son comportement mécanique en réduisant sa porosité. Malgré l'amélioration considérable des propriétés mécaniques, le bois densifié pose toujours un problème de stabilité dimensionnelle lorsqu'il est soumis à des taux d'humidité et de température importants. Différentes études ont été menées pour stabiliser le bois densifié et diminuer son retour élastique. On distingue les traitements sous hautes températures [10-11] et l'imprégnation à l'aide d'une résine phénol-formaldéhyde [9]. Ce type appelé "Compreg", est encore utilisé jusqu'à maintenant. D'autres auteurs ont utilisé l'huile comme post-traitement après la compression du bois pour maintenir sa stabilité dimensionnelle [17].

Le bois est un matériau hygroscopique. Il gonfle en gagnant de l'eau et se rétracte en séchant. Tandis que le gonflement du bois densifié par compression a deux aspects, l'aspect de gonflement et de rétraction en fonction de l'humidité relative de l'air, et le gonflement par mémoire de forme,

le bois dans des conditions saturées se ramollit et tend à reprendre son volume initial. La figure 2.8 montre le gonflement de lumen des cellules du bois densifié après l'immersion dans l'eau [18].

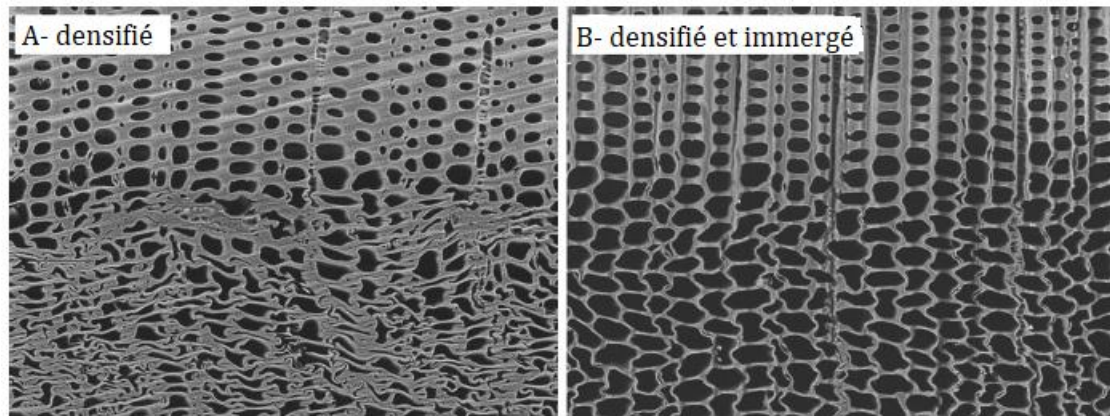


Figure 2.8 : micrographie du bois densifié par THM de 40% de volume A- densifié sans immersion dans l'eau ; B- immergé après densification

Kutnar et al.[7] ont montré les différents mécanismes et propriétés spécifiques du bois densifié qui peuvent être observés pendant la densification THM en fonction des paramètres de plasticité des constituants du bois. Ces mécanismes sont le retour élastique, le comportement à mémoire de forme et la fixation temporaire et permanente.

La densification a lieu généralement dans une presse entre 120°C et 160°C, et la chaleur est transférée à l'intérieur du matériau par contact avec des plateaux chauffants. L'effet de cette compression n'est pas permanent car le matériau comprimé reprend complètement sa forme d'origine lorsque la pression est relâchée, à l'exception d'une petite partie irréversible en raison des endommagements dans la paroi cellulaire. Ce phénomène est appelé retour élastique (Figure 2.9a). En refroidissant l'échantillon au-dessous de la température de transition vitreuse 80°C, le retour élastique est évité (Figure 2.9b). Le ramollissement du bois par humidification ou bien en chauffant permet le déclenchement de la mémoire de forme du bois densifié (Figure 2.9c). Enfin par traitement thermique la fixation permanente peut être effectuée (Figure 2.9d).

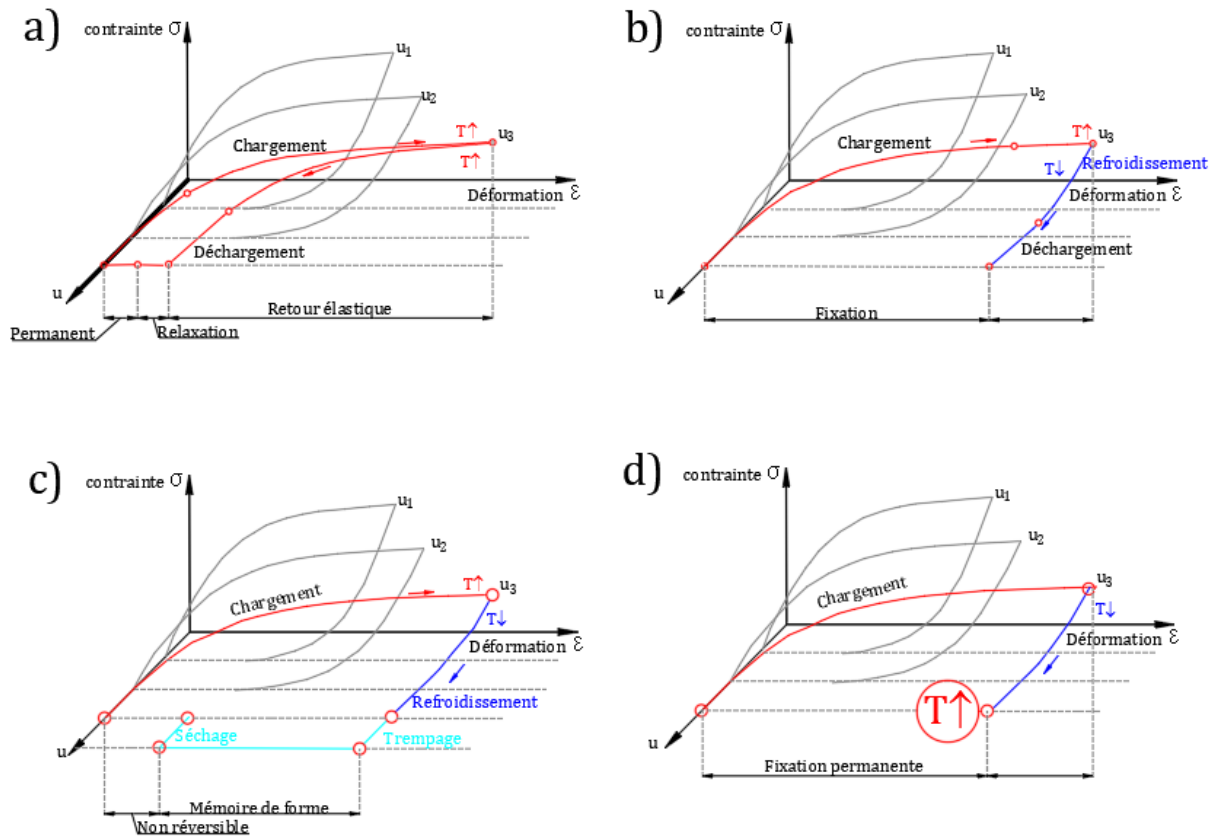


Figure 2.9 : Différents aspects de déformations (ϵ) du bois densifié en fonction du chargement (σ), de la température (T) et de la teneur en humidité.

(a) Retour élastique, (b) refroidissement et fixation, (c) mémoire de forme, et (d) fixation permanente

D'autres méthodes de densification existent depuis 1922. La densification par imprégnation. Elle consiste à imprégner le bois dans une substance qui s'infiltre dans le lumen et se solidifie avec sa structure, cette substance peut être une résine chimique tel que la résine phénol-formaldéhyde, ou bien des résines naturelles fondues, des cires, du soufre ou bien des métaux à basse température de fusion [8]. Ce type de bois densifié a été utilisé dans l'industrie de l'aviation en 1945, en Autriche, et par la suite il a été remplacé par l'aluminium.

Dans cette partie on s'intéresse à étudier la densification thermo-hydro-mécanique. Elle est développée ci-après

- **Densification thermo-hydro-mécanique :**

La densification par le procédé hydro-thermomécanique (THM) a largement été étudiée par différents auteurs. Tanahashi (1990) [10], Inoue et al (1992) [11], Navi et Heger (2005) [13], Kamke en 2006 [19], Navi et al en 2012 [20] et bien d'autres. Ce procédé de densification THM est

un procédé combinant l'effet de la température, de la vapeur et de la compression. Il permet d'augmenter la masse volumique du bois et favorise l'obtention d'un matériel stable dimensionnellement en limitant le retour viscoélastique.

Après les travaux de Seborg et al. (1956) [21], Inoue et al (1992) [11] ont repris l'étude du procédé de densification thermo-hydro-mécanique. Ils ont réalisé des densifications à haute température sous l'injection de la vapeur. Ces travaux sur la stabilisation dimensionnelle du bois densifié à l'aide de vapeur à haute température ont permis d'atteindre l'objectif d'une stabilité quasiment parfaite dans des conditions particulières. Sauf en augmentant la température, le temps de densification reste trop long pour être industrialisé et certains aspects de dégradation du bois peuvent poser d'autres problèmes. Le problème rencontré par Inoue et al. (1993a) est malheureusement lié à une dégradation trop importante des propriétés mécaniques à cause de la température élevée.

Le cycle de densification employé par Navi et Heger [13] était le premier présentant de bonnes caractéristiques dimensionnelles et mécaniques, le post-traitement constitue un moyen efficace pour fixer la forme des éléments densifiés. Ce traitement est différent en fonction de la nature de l'essence, de la température, de l'humidité et de la durée de compression. Il permet de conserver les bons résultats obtenus par Inoue et al. [11] en termes de comportement hygroscopique. En effet, la teneur en humidité à l'équilibre du bois densifié THM en fonction de l'humidité relative est nettement abaissée (Figure 2.10a). Le retour viscoélastique rencontré avec le bois densifié thermo-mécaniquement semble être résolu avec la densification THM. On remarque que le gonflement du bois densifié THM se comporte de manière quasi équivalente à celui d'un bois « normal » (Figure 2.10b).

La densification se fait dans des enceintes à simples ou à double parois développées par Navi et al [22]. Elle se déroule en deux étapes : d'abord l'échantillon est chauffé sous des conditions saturées d'humidité jusqu'à atteindre 140 °C pour un temps de 10 min, puis il est densifié en contrôlant la pression appliquée et la vitesse de compression. La pression maximale atteinte est de 17.5 MPa. Après la densification, l'échantillon est maintenu dans la même position, sous des conditions de température élevées de 160°C pendant une durée de 70 minutes sous des conditions saturées d'humidité. Ensuite l'échantillon est refroidi avec une vitesse de 30°C/min. L'échantillon est ensuite conservé sous une humidité relative ne dépassant pas $H=60\%$ pendant une semaine. La figure 2.11 montre les différentes étapes de la densification et du post-traitement établi par Navi et Heger en 2004 [13].

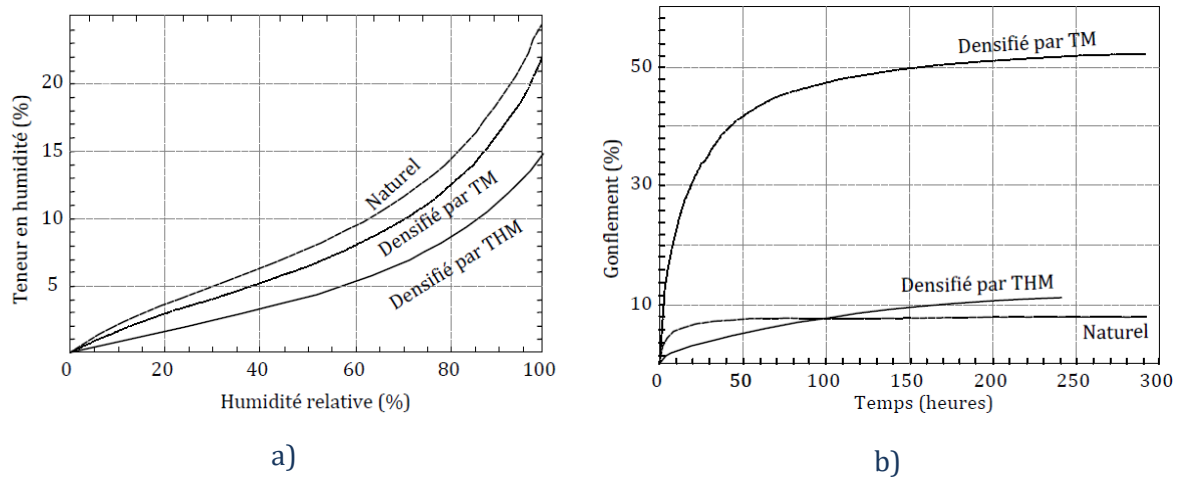


Figure 2.10 : Comportement hygroscopique du bois densifié THM a) teneur en humidité en fonction de l'humidité relative b) gonflement en fonction du temps (Navi et Heger [13])

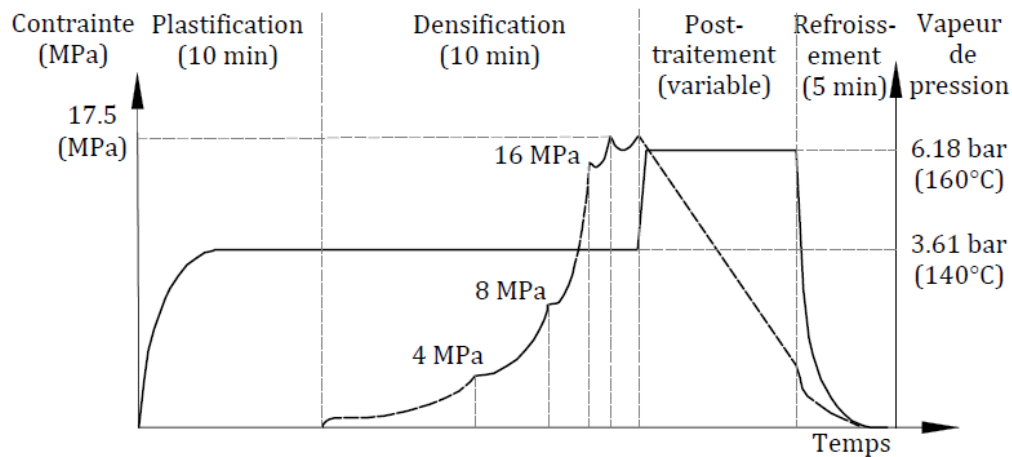


Figure 2.11 : Les différentes étapes de la densification thermo-hydro-mécanique établie par Navi et Heger 2004 [13]

La température, l'humidité, le temps de compression, le niveau de compression, le temps de refroidissement sont autant de paramètres qui influencent la densification.

2.3.2- Paramètres influant la densification

Les paramètres de densification diffèrent d'une technique à l'autre. Le bois densifié connu sous le nom de Calignum est densifié à froid 25°C et sous une haute pression de 140 MPa [23] tandis que le bois densifié connu sous le nom Staypak est densifié avec une pression maximale de 15 MPa et sous une température comprise entre 176°C et 182°C [21]. Anshari (2010) [24], Riggio (2015)[25] et Laine (2016) [18] ont utilisé une densification thermomécanique dans un système

ouvert en réglant la température et le chargement mécanique. Kamke (2006)[19] et Heger (2004)[22] ont utilisé la méthode thermo-hydro-mécanique, en appliquant un pré-traitement à la vapeur et en le comprimant sous la pression de vapeur, sous une haute température (Tableau 2.1). Certains auteurs ont eu recours à des pré-traitements du bois avant la densification dans des conditions normales de température et de pression [18], [21], [23], [24], tandis que d'autres ont eu recours à des traitement thermiques avec ou sans vapeur [13], [16], [25]. Song et al.[26] ont utilisé un prétraitement chimique du bois pour éliminer partiellement l'hémicellulose et la lignine.

	Conditionnement (Tp. °C -HR%)	Température (°C)	Teneur en humidité (%)	Pression (MPa)	Post- traitement	Ratio de compression (%)
Blomberg et al ; 2003 (Calignum) [23]	25°C, 60%	25°C	6%	140 MPa		
Seborg et al ; 1956 (Staypak) [21]	25°C, 30,50, 60%	176-182°C	6-10%	11-15 MPa	182°C	
Riggio et al ; 2015 [25]	180°C (10min)	180°C	12%	10 min de pression	10min à 180°C	50-60-67%
Laine et al ; 2016 [18]	25°C, 65 %	150°C	12%	1 heure de pression	200°C (2h-4h-6h)	40-50-60%
Kamke et al, 2006 [19],[16]	175°C, Pression de vapeur de 862KPa	175°C	20%	Cycle compression 3,6 MPa (3min) - décompression- compression	200°C pendant 5min	64%
Heger et al ; 2005 [22],[13]	Chauffage à la vapeur à140°C pendant 10min	140°C	Pression de vapeur de 6,18 MPa	Max 17,5 MPa	200°C (durée =f(HR%))	66%
Anshari et al ; 2010 [24]	25°C, 35-85 %	130°C	6- 8- 16%	30min de pression	-	33-57- 67- 70%
Song et al ; 2018 [26]	Immersion dans une solution aqueuse de NaOH et de Na ₂ SO ₃ (100°C, 7heures)	100°C	30%	5MPa (24heures)	-	80%

Tableau 2.1 : Les différentes méthodes de densification établies par différents auteurs

Ce traitement a permis de réduire le volume du bois de 80%. On trouve que la plupart ont traité le bois après la densification sous une température qui ne dépasse pas 200°C, tandis que Anshari et al (2010) [24] et Song et al (2018) [26] n'ont pas utilisé aucun procédé de post-traitement. Le tableau 2.1 résume les différentes conditions de densification utilisées par différents auteurs.

Afin de choisir le conditionnement du bois avant la densification, en termes de température, de la durée du chargement et de la pression maximale, il est nécessaire de comprendre l'effet de tous ces facteurs sur le comportement du bois en compression et sur sa stabilité dimensionnelle après la densification. Les différents facteurs influant la densification sont :

- **La température :**

Le bois est un matériau polymère organique qui présente un comportement rhéologique complexe à cause de la nature composite complexe de la paroi cellulaire. Il est essentiellement composé de cellulose, hémicellulose et de lignine. Ces composants sont régis par une température de transition vitreuse (T_g °C), la température à partir de laquelle ces composants passent de l'état vitreux (dur et cassant) à l'état ramolli (caoutchouteux). Dans les conditions normales de température (20°C) et d'humidité relative (65%), ces composants sont à l'état vitreux. Toute densification à froid provoque un endommagement de la paroi cellulaire du bois et nécessite une pression importante, c'est le cas CaLignum où une pression de 140 MPa a été utilisée [23]. En condition anhydre, les transitions vitreuses des composants polymériques du bois surviennent à des températures élevées où les vitesses de décomposition sont significatives. Pour la cellulose, la température de transition se situe entre 200 et 250°C, tandis qu'elle est entre 150 et 220°C pour les hémicelluloses, et 210°C pour la lignine [13]. Uhmeier et al. en 1998 [27] ont montré que le "seuil de plasticité" diminue en fonction de l'augmentation de la température (Figure 2.12), ce qui facilite la densification. Ils ont également montré qu'une densification sous une température au-dessus de 150°C induit une dégradation chimique des constituants du bois, conduisant ainsi à l'affaiblissement des propriétés mécaniques.

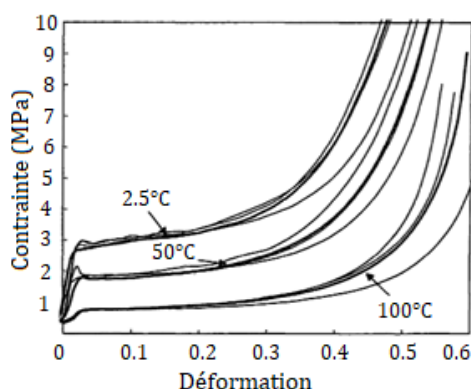


Figure 2.12 : Courbes contraintes-déformations des tests de compression sur des échantillons en épicea sous différentes températures établies par Uhmeier et al. [27]

Bekhta et al. (2017) [28] ont étudié l'effet de la densification sous différentes températures (entre 100 -200°C) et sous différents niveaux de chargement (4, 8 et 12 MPa) sur la rugosité de surface,

l'iso-sorption, la perte de masse et le ratio de compression ainsi que l'anatomie du bois. Ils ont montré qu'une augmentation de la température augmente le ratio de compression sous un même niveau de chargement et que l'utilisation d'une température au-delà de 150°C durant la densification donne un bois densifié hydrophobe.

Laine et al. (2016) [18] ont étudié l'influence du traitement thermique (200°C) à la vapeur après la densification sur différents échantillons de pin (*Pinus sylvestris* L.) densifié avec différents ratio de compression (CR= 40 , 50, 60 %) et l'influence de la durée de ce traitement sur la dureté, le comportement à mémoire de forme du bois densifié une fois immergé dans l'eau. Leurs résultats ont montré que le gonflement à mémoire de forme est presque éliminée pour un traitement thermique sous 200°C pendant une durée de 6 heures et que le bois densifié non traité retourne à son volume initial.

Pour comprendre l'effet de la température sur la dégradation du bois, Heger et al. (2005) [13] ont réalisé des essais de gonflement par mémoire de forme sur des échantillons d'épicéa densifié sous de différentes températures (Figure 2.13). Les résultats des essais menés montrent que le retour par mémoire de forme diminue avec l'augmentation de température et il est très remarquable qu'à partir de la température de 140°C, où une forte diminution apparaît. Cela est dû à une forte dégradation du bois sous une température supérieure à 140°C. Afin d'éviter la dégradation, la densification doit être menée sous une température ne dépassant pas 140°C.

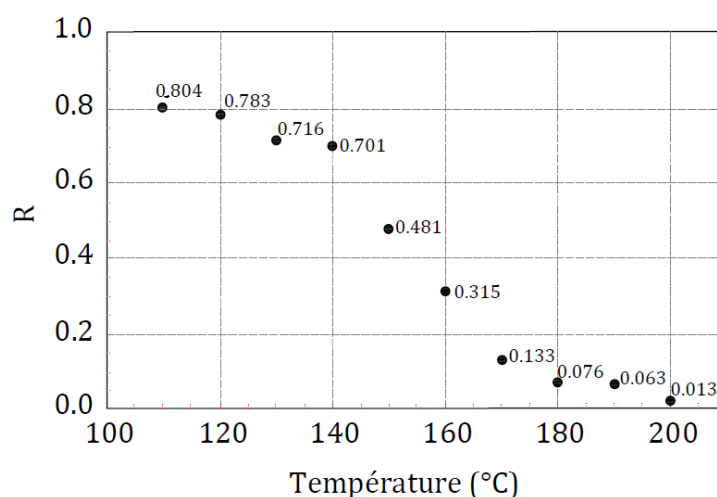


Figure 2.13 : Retour par mémoire de forme finale d'échantillons d'épicéa densifié entre 110 et 200°C à une vitesse de 10 mm/min établie par Heger et al. [13]

- **La teneur en eau :**

Le bois est un matériau hygroscopique, il gonfle au cours de l'absorption de l'eau et il se rétracte au cours d'un séchage. L'humidité ramollit le bois et facilite sa densification. Lorsque le bois est

soumis à une variation hydrique, les contraintes internes se relaxent et sa déformation s'accélère. Hsu et al. (1988) [29] ont montré qu'un procédé de prétraitement à la vapeur permet de produire des composites à base de bois bien stables dimensionnellement. Ils ont découvert que le prétraitement à la vapeur provoque une hydrolyse partielle des hémicelluloses des bois feuillus et des bois résineux, ce qui augmente considérablement la compressibilité du bois.

Wang et al. [30] ont montré qu'un pré-conditionnement par trempage dans l'eau accompagné de chauffage facilite la densification thermique du bois. Le comportement du bois est donc dépendant de sa température et sa teneur en humidité. La densification du bois nécessite que les composants soient au-dessus de la température de transition vitreuse T_g° donc dans l'état caoutchouteux. Cet état est conditionné par l'humidité et la température du bois. Salmen et al. (1986) [31] ont établi une relation de la température de transition vitreuse T_g° des composants du bois en fonction de la température et de l'humidité relative de l'air. La figure 2.14 montre l'état des composants du bois en fonction de la température et l'humidité relative de l'air adoptées par Navi et Heger (2005) [13]. Dans des conditions saturées d'humidité, la lignine conditionne la température de densification qui est de 80°C. Navi et Heger (2005) ont défini deux critères pour densifier le bois. La température de densification doit être supérieure à la T_g °C de la lignine de 25°C environ donc à une température de 110°C en condition saturée et à environ 140°C pour une humidité relative de 80%, et pour limiter la dégradation du bois, la température de 200 °C ne doit pas être atteinte.

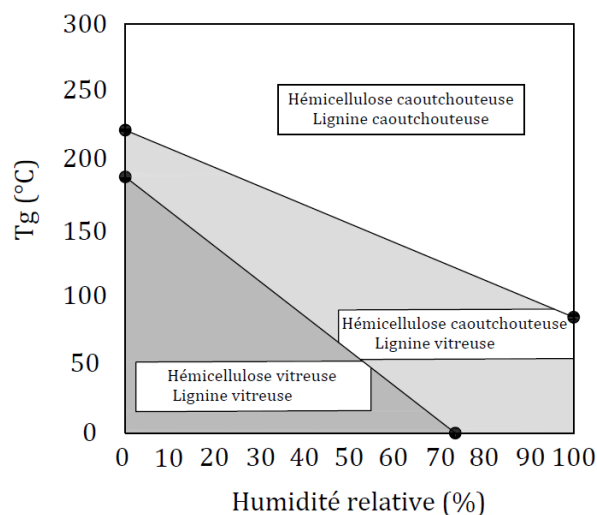


Figure 2.14 : Diagramme de l'impact de la température et de l'humidité relative sur l'état des hémicelluloses et de la lignine (Navi et Heger 2005)

Par ailleurs, plusieurs auteurs, Inoue et al. (1992) [11], Navi et Heger (2005) [12], Kamke en 2006[19], Navi et al. (2012) [20] et Laine et al. (2016) [18], ont indiqué que le traitement du bois à la vapeur contribue à sa stabilisation et à réduire son effet de comportement à mémoire de forme

après la densification. La pression de la vapeur règle l'humidité relative dans la machine de densification. Cette humidité relative est fondamentale pour diminuer le temps nécessaire à l'obtention d'un produit de haute performance en termes de stabilité dimensionnelle, la variation de la pression de la vapeur a une influence importante sur le temps nécessaire à l'obtention d'un produit stable. Le tableau 2.2 montre le temps nécessaire pour stabiliser le bois densifié en fonction de la température utilisée, de l'humidité relative de l'air dans la presse et de la pression de vapeur utilisée.

Humidité relative =	0% HR	40% HR	60% HR	80% HR	100% HR	Pression de vapeur saturante (100% HR)
Température						
140°C	-	4 jours 4h	-	33h41min	3h28min	362 kPa
160°C	16 jours 20h	-	-	2h14min	1h10min	618kPa
180°C	3 jours 23h	6h13min	2h47min	52min	20min	1002kPa
200°C	-	-	43min	18min	4min10sec	1554kPa

Tableau 2.2 : Impact de la pression de vapeur, de l'humidité relative et de la température sur le temps nécessaire pour stabiliser le produit (Navi et Heger 2005) [13]

- **Chargement mécanique, vitesse et temps de pressage :**

Plusieurs études ont mis en évidence la relation entre l'hygroscopie du bois et la densification. La densité augmente avec l'augmentation de la pression appliquée [28]. La pression, la durée et la vitesse du chargement sont toujours dépendants du taux de compression désiré, des dimensions et de l'essence du bois. La pression est variable, elle est toujours dépendante des conditions initiales et du pré-traitement subi par le bois, un bois densifié sans plastification nécessite une pression plus importante qu'un bois ramolli par la vapeur et la température comme c'est présenté dans le tableau 2.1. Le CaLignum est densifié avec une pression de 150 MPa dans des conditions normales de températures et d'humidité relative (25°C, HR = 60%), alors que Navi et Heger (2005) [13] ont utilisé une pression maximale de 17,5 MPa pour le bois ramolli sous l'effet de la température et de l'humidité pour un ratio de densification égale à 68%, tandis que Song et al. (2018) [26] ont utilisé seulement 5MPa après la délignification du bois, ce qui a diminué la résistance à la compression du bois et a augmenté le ratio de compression jusqu'à 80%. En plus, la stabilité du bois densifié est très dépendante de la durée du chargement comme indiqué par Navi et Heger (2005)[13] (Tableau 2.2) et montré par Laine et al (2016) [18]. Enfin, il est très important de refroidir le bois densifié avant la décharge de la pression pour éviter tout gonflement instantané [8], [12], [14-15], les composants du bois ainsi seront retournés à l'état vitreux.

2.3.3- Effet de la densification sur les propriétés mécaniques du bois

Différentes études ont été réalisées pour caractériser les propriétés du bois densifié. Dans cette section, on se limitera volontairement à la présentation des résultats de caractérisation réalisés sur du bois densifié par la méthode thermo-hydro-mécanique sans post-traitement.

Anshari et al. [24] ont réalisé des tests de compression et de cisaillement sur le cèdre japonais densifié (*Cryptomeria Japonica* D. Don) sous une température de 130 °C à différents taux de compressions (CR=33, CR=50, CR = 67, et CR = 70%). A partir de ces tests, les propriétés élastiques du bois densifiés sont évaluées et comparées avec celles du bois non densifié (CR = 0) et pour chaque niveau de densification. Les résultats comparant les trois modules d'Young selon les directions longitudinale, radiale et tangentielle, ainsi que les trois modules de cisaillement selon les trois plans LR, LT et RT sont présentés dans le tableau 2.3 .

Cèdre japonais		Modules de Young			Modules de cisaillement		
CR (%)	Densité (Kg/m ³)	E _L (MPa)	E _R (MPa)	E _T (MPa)	G _{LR} (MPa)	G _{LT} (MPa)	G _{RT} (MPa)
0	322	8017	753	275	972	784	31
33	403	19864	338	1592	300	669	122
50	564	27028	354	2267	178	787	170
67	886	28415	523	2347	208	1208	256
70	1162	32858	3111	5061	1580	5717	878

Tableau 2.3 : comparaison des propriétés élastiques du cèdre japonais densifié jusqu'à différents ratios de compression

L'augmentation du ratio de compression entraine une augmentation de la densité du bois (diminution de la porosité). Les modules d'Young longitudinaux et transversaux ainsi que le module de cisaillement dans le plan LT, ont montré une amélioration significative avec l'augmentation du taux de compression de 33% à 70%. Alors que le module d'Young radial ainsi que les modules de cisaillement dans les deux plans RT et LR montrent une tendance inverse jusqu'à un taux de compression de 67%.

Jung et al. (2008) [32] ont étudié la performance mécanique du cèdre japonais densifié à un ratio de compression de 70% sous des charges de flexion et de cisaillement. La densification est menée sur des échantillons conditionnés sous une température de 20°C et sous une humidité relative de 40%. La température utilisée durant la densification est de 130°C. Le tableau 2.4 présente les résultats obtenus par Jung et al. [25]. On remarque une amélioration de 300% du module

d'élasticité (MoE), de la résistance à la flexion (MoR), et de la résistance au cisaillement dans le plan LR.

Cèdre japonais		Tests de flexion			Tests de cisaillement	
CR %	Densité Kg/m ³	Direction du chargement	MoR MPa	MoE MPa	f _{v, LR} MPa	f _{v, LT} MPa
0%	330	⊥	85.9	10700	7.7	6.9
	330	//	87.9	10900		
70%	1000	⊥	244.6	30300	25.5	9.5
	1000	//	209.1	30500		

Tableau 2.4 : Comparaison des performances mécaniques en flexion et en cisaillement du cèdre japonais normal et densifié (CR=70%)

Huguenin et Navi en 1995 [13] ont densifié des pièces de hêtre sous une température de 130°C, et ils ont étudié l'effet de la densification sur leurs propriétés mécaniques. Le hêtre est densifié à un ratio de compression égal à 50%. Des tests de flexion ont également été réalisés pour étudier l'effet de la densification sur les propriétés mécaniques. La densification a pu augmenter la résistance à la flexion de 71% et le module d'élasticité de 110% (Tableau 2.5).

Hêtre	Densité Kg/m ³	MoR Mpa	MoE Mpa
Non densifié	820	117	11000
Densifié 50%	1130	200	22900

Tableau 2.5 : Effet de la densification sur les propriétés mécaniques en flexion du hêtre

Heger (2004) a montré l'effet de la densification sur les propriétés mécaniques de l'épicéa en réalisant des tests de traction sur des échantillons en épicéa densifié avec ou sans densification. La densification est réalisée sous une température de 140°C, des traitements thermiques sont ajoutés à la fin pour montrer l'effet de l'augmentation de la température sur le bois densifié. Le taux de compression moyen des échantillons densifiés est de 67,6%. La figure 2.15 montre les résultats obtenus en ce qui concerne le module d'élasticité longitudinal E_L (GPa) et la résistance à la rupture $f_{t,0}$ (MPa) en traction.

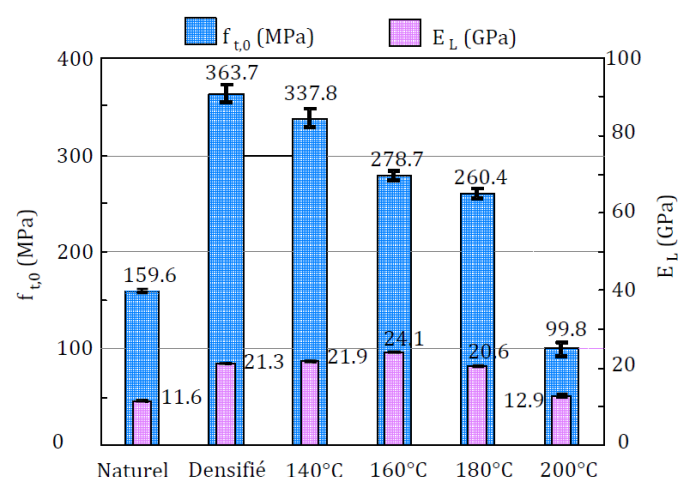


Figure 2.15 : Comparaison du module d'élasticité E (GPa) et de la résistance à la rupture (MPa), de l'épicéa naturel et densifié sous différentes températures [8]

La valeur maximale de la contrainte à la traction de l'épicéa densifié est égale à 2,3 fois celle de l'épicéa naturel. Le post-traitement à 140°C ne fait perdre que 7% de la résistance. Mais la diminution s'accroît pour des traitements à 160, 180 et 200°C, avec respectivement une perte de 23%, 28% et 73% par rapport à l'épicéa densifié. Le module d'Young a doublé avec la densification la passant de 11,6 GPa pour l'épicéa naturel à 21,3 GPa pour l'épicéa densifié. Cette amélioration est presque stable pour des post-traitements compris entre 140°C à 180°C, tandis qu'au-delà de cette plage de température une chute du niveau d'amélioration est observé.

Récemment, Song et al. (2018) [26] ont utilisé une nouvelle méthode qui combine l'effet de la compression radiale et le traitement chimique pour produire du bois densifié. Ils ont eu recours au traitement du bois dans une solution aqueuse d'hydroxyde de sodium et de sulfite de sodium, afin d'éliminer partiellement la lignine et l'hémicellulose du bois avant d'être densifié sous une température de 100°C. Ce traitement a permis de réduire l'épaisseur de 80% (CR%) et d'augmenter la densité de 430 Kg/m³ à 1300 Kg/m³. Des tests mécaniques ont montré une résistance à la traction dans le sens longitudinal ($f_{t,L}$) de 587 MPa, soit 11,5 fois plus élevée que celle du bois normal (non densifié). La résistance à la compression longitudinale ($f_{c,L}$) obtenue est de 163,6 MPa, soit 5,5 fois plus élevée que la résistance du bois normal, et 2,15 fois plus élevée du bois densifié avant l'élimination de la lignine. Le tableau 2.6 montre les résistances mécaniques à la traction, ($f_{t,L}$, $f_{t,T}$ en MPa) dans les deux directions longitudinale et transversale, les résistances à la compression ($f_{c,L}$, $f_{c,R}$ et $f_{c,T}$ en MPa) dans les trois directions (L, R et T), et la résistance à la flexion ($f_{m,L \perp \text{grain}}$; $f_{m,L // \text{grain}}$) où la charge est appliquée parallèlement et perpendiculairement au fil ($f_{m,T //}$), des échantillons du bois densifié par rapport aux autres échantillons non densifiés.

Densité Kg/m ³	$f_{t,L}$	$f_{t,T}$	$f_{c,L}$	$f_{c,R}$	$f_{c,T}$	$f_{m,L\perp}$	$f_{m,L//}$	$f_{m,T//}$
Bois naturel 430	50	5.1	29,6	3,9	2,6	54,3	42,6	4,4
Bois densifié 1300	587	43.3	163,6	203,8	87,6	336,8	315,3	79,5

Tableau 2.6 : Comparaison des résistances en traction, compression et flexion du bois naturel et du bois densifié avec délignification établi par Song et al. [26]

La stabilité dimensionnelle du bois densifié avec délignification (élimination de la lignine) est plus stable que le bois densifié sans délignification [26]. Aussi, l'utilisation d'une peinture en surface du bois densifié élimine tout effet d'humidité sur le bois, ainsi elle évite tout phénomène de gonflement du bois densifié.

Dans cette partie, on a pu conclure que la densification améliore les caractéristiques mécaniques du bois. Ainsi qu'un post-traitement à haute température peut causer des dégradations des composants du bois, ce qui provoque une perte de rigidité et de résistance du bois densifié. Et qu'un pré-traitement de délignification permet d'améliorer les effets de la densification sur les propriétés mécaniques, ainsi que la stabilité dimensionnelle.

2.4- Utilisation structurale du bois densifié

Lors de ces dix dernières années, le bois densifié a suscité un intérêt dans le domaine de la construction en bois comme moyen de substitution aux organes d'assemblage métalliques (broches, boulons, etc.) pour la réalisation d'assemblages structuraux en bois, et comme moyen de renforcement des produits de structures en bois (poutres en bois lamellé-collé et mur de contreventement...). Dans cette partie, on se limitera à l'utilisation des goujons (ou tourillons) en bois (densifié ou non) comme moyen d'assemblage pour la construction en bois.

Jung et al. (2008) [32] ont utilisé des goujons (tourillons) en bois densifié, de cèdre japonais, pour fabriquer des assemblages structuraux en bois. Ils ont évalué la performance mécanique des assemblages réalisés par des tests de cisaillement. Ils se sont intéressés à la capacité portante, la rigidité et la ductilité des assemblages. Les résultats obtenus ont été comparés à ceux obtenus sur des assemblages similaires réalisés par des broches métalliques et des tourillons en bois d'érable non densifié pour montrer l'intérêt potentiel que représente l'utilisation des tourillons densifiés. Les résultats ont montré que les tourillons en bois densifié insérés de telle sorte que la charge soit parallèle aux cernes du bois, ont une résistance au cisaillement meilleure que celle du bois de l'érable, et à peu près égale à la résistance des assemblages réalisés par des broches en acier [32]. Ensuite en 2009 Jung et al. [33], [34] ont utilisé des tourillons et des plaques en bois densifiés pour réaliser des assemblages de poutre-poteau (Figure 2.16). Ils se sont intéressés au comportement

global moment-rotation. Les résultats ont révélé une bonne performance structurelle des assemblages étudiés.

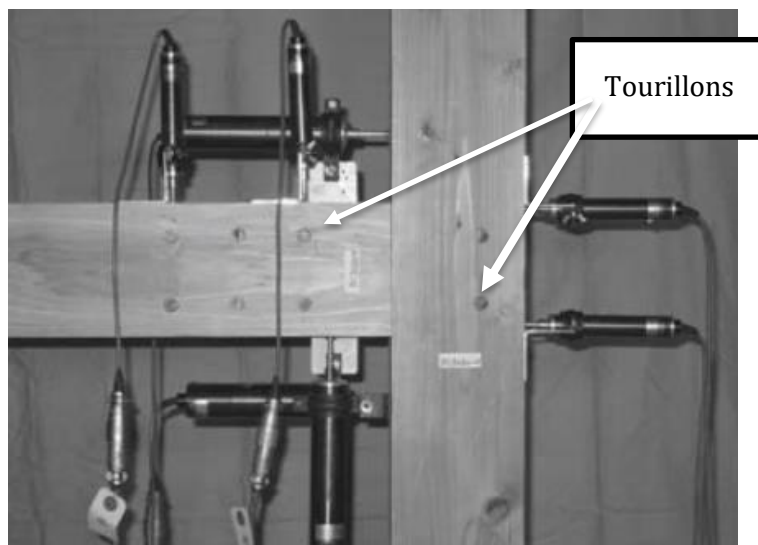


Figure 2.16 : Assemblage colonne-poutre avec des tourillons en bois densifié [33]

Guan et al. (2010) [35] ont mené une étude similaire à celle présentée précédemment en utilisant des plaques et des tourillons en bois densifié pour assembler des joints poutre-poteau. Ils ont développé un modèle numérique non linéaire pour simuler le comportement de ces joints soumis aux conditions de chargement mécanique monotone. Le modèle numérique est validé avec des résultats expérimentaux. Les relations moment-rotation des joints sont simulées avec une corrélation raisonnable au regard des résultats expérimentaux obtenues (Figure 2.17).

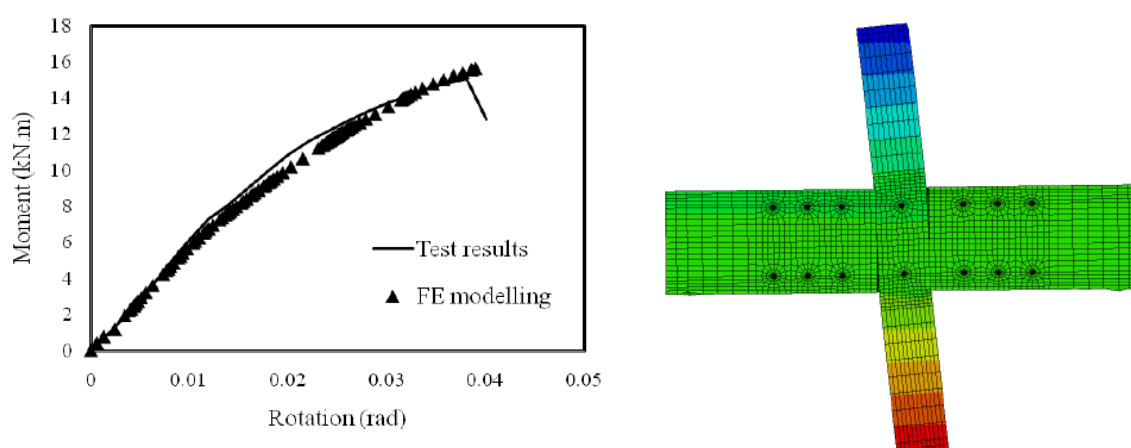


Figure 2.17 : Relations moment-rotation expérimentale et numérique (Guan et al.) [35]

Plus récemment, Mehra et al. (2018) [36] ont mis en évidence, expérimentalement par des tests de flexion, la performance mécaniques des connexions poutre-poutre (Figure 2.18) en utilisant des tourillons et des plaques en bois densifié par comparaison avec des assemblages similaires réalisés à l'aide de plaques et de broches métalliques. Les résultats en termes de courbes force-flèche (Figure 2.19) montrent que la charge à rupture des assemblages réalisés avec des plaques et des tourillons en bois densifié a atteint environ 80% de la capacité portante des assemblages réalisés par des plaques et broches métalliques.



a) Assemblage avec plaque et tourillons en bois densifié



b) Assemblage avec plaque et broches métalliques

Figure 2.18 : Assemblages poutre-poutre étudiés par Mehra et al. (2018) [36] : (a) Système bois-bois densifié ; (b) Système bois-acier

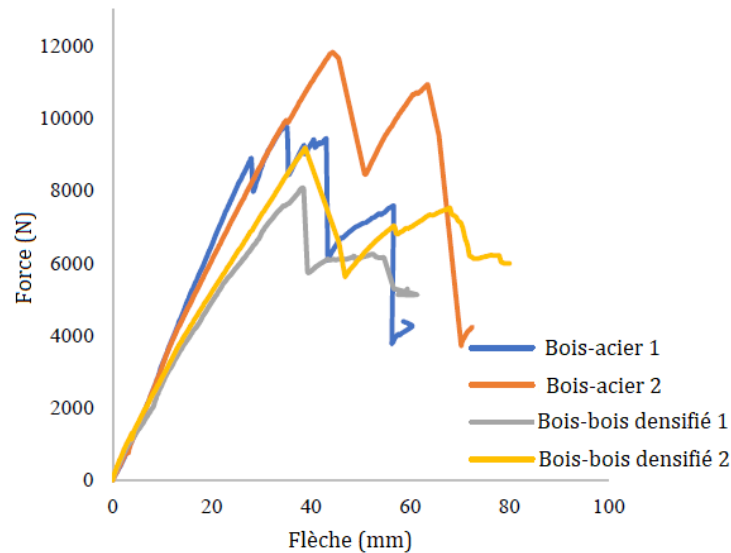


Figure 2.19 : Comparaison des courbes force-flèche sur les assemblages testés par Mehra et al. [36]

Anshari et al. [37] ont montré par des tests de flexion 4-points sur des poutres en bois lamellé-collé (BLC) une augmentation de la résistance à la flexion de 17% en utilisant des blocs de bois densifié comme moyen de renforcement (Figures 2.20 et 2.21). En effet, les blocs de bois densifié sont insérés dans des rainures découpées au préalable dans la partie supérieure de la poutre (Figure 2.20) créant ainsi une contre-flèche sous l'effet du gonflement des blocs de bois densifié.

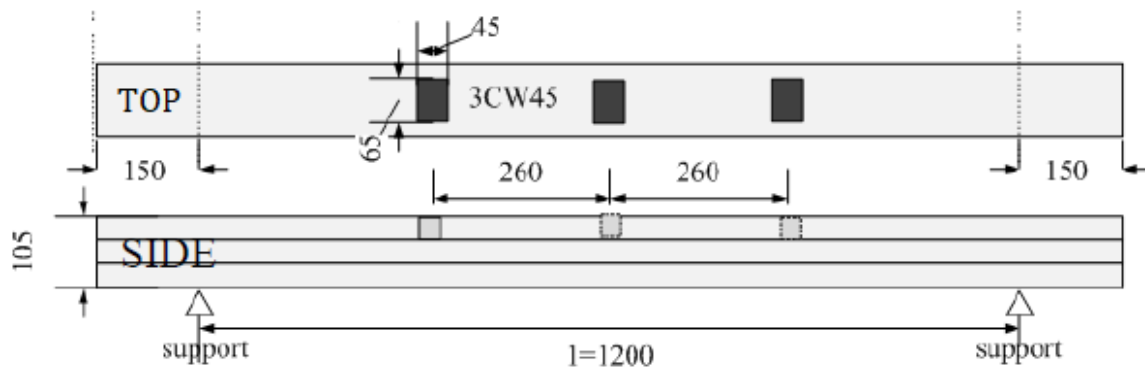


Figure 2.20 : Dimensions de poutres lamellées collées renforcées et non renforcées testées (Anshari et al [37])



Figure 2.21 : poutres lamellées collées renforcée par des blocs en bois densifié sous flexion 4-points [37]

Les résultats issus des essais de flexion destructifs sont résumés dans le tableau 2.7.

Poutres	E_L (MPa)	f_m (MPa)	F_{max} (KN)
Non renforcée	6691	39	35.32
Renforcée (épaisseur 45 mm)	6741	46	42.03

Tableau 2.7 : Tableau montrant les valeurs du module d'élasticité et du module à la rupture des poutres renforcées et non renforcées [37]

Une étude paramétrique a été réalisée par Anshari et al. [38] pour mettre en évidence l'effet de l'épaisseur et de la profondeur des blocs de bois densifié sur l'augmentation de la rigidité, et de la résistance en flexion des poutres. Ils ont montré que l'augmentation de l'épaisseur des blocs en bois densifié augmente la rigidité initiale de la poutre. Ainsi, ils ont montré que l'augmentation de la fraction du volume du bois densifié augmente la contre-flèche de la poutre renforcée.

Hassel et al. [39], ont utilisé des blocs de bois densifié pour renforcer des murs de contreventement. La figure 2.22 montre un modèle de murs de cisaillement renforcé par des blocs de bois densifié. Le cèdre japonais densifié à 63% a été utilisé pour assembler les blocs en bois lamellé collé en pin rouge européen. Ils ont étudié la performance de ces murs sous des sollicitations de cisaillement cycliques. Ils ont bien évalué le rôle de ces connections sur l'augmentation de la rigidité et la résistance de ces murs avec des tests expérimentaux et avec une étude numérique. La figure 2.23 montre les boucles d'hystérésis expérimentales force-glissement des tests de cisaillement sur les 2 murs. La rigidité augmente de 198,6 KN/mm pour le mur non renforcé à 450,3 KN/mm pour le mur renforcé.



Figure 2.22 : Modèles des murs de cisaillement renforcés par des blocs en bois densifié (Hassel et al [39])

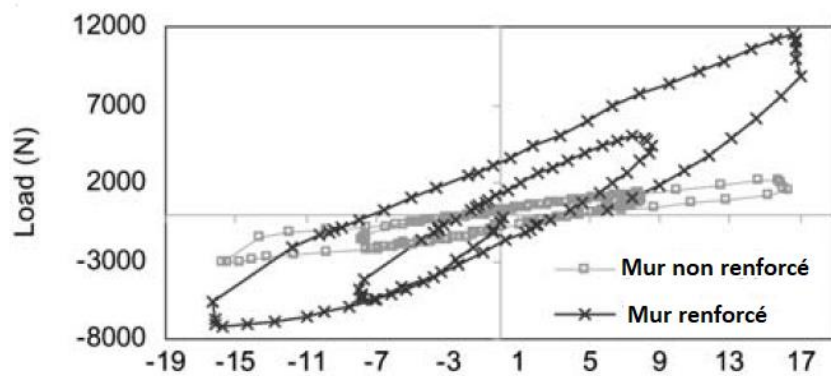


Figure 2.23 : les boucles hystérésis force-glissement expérimental des tests de cisaillement sur les 2 murs renforcés et non renforcés (Hassel et al. [39])

2.4- Les différents produits d'ingénierie en bois

Dans cette section, on se limitera volontairement aux produits d'ingénierie structuraux présents sur le marché européen.

2.4.1- Historique

L'idée d'assembler des pièces en bois pour fabriquer des éléments de structure existe depuis le 16^{ème} siècle. Elle était inventée par l'architecte Philippe Delorme pour faire des assemblages des lamelles par clavetage du bois pour la réalisation des fermes en bois d'arc [40]. Au 19^{ème} siècle, le colonel Emy, directeur de fortification de Bayonne, a imaginé le système de lamelles de bois

assemblées par des boulons et brides métalliques [40]. Ensuite, au début du 20^{ème} siècle, et grâce à la régularisation des colles synthétiques, le Suisse Otto Hetzer a développé l'assemblage de lamelles en remplaçant les boulons par la colle caséine, ce qui a permis d'obtenir des structures de grandes longueurs pour fabriquer des grandes portées [40]. Grâce au brevet déposé entre 1906 et 1907 en Allemagne, en France et en Suisse le développement du lamellé collé dans le domaine de la construction en bois était remarquable. La production du lamellé collé estimée en 2016 en Europe (spécialement en Autriche) est de 1 500 000 m³ pour les poutres et de 680 000 m³ pour les panneaux, encore la production en 2017 du lamellé collé en Amérique du Nord a été estimée à 447 000 m², tandis que des panneaux CLT est en croissance et les études montrent que le potentiel du marché des panneaux CLT aux Etats Unies seule peut atteindre durant les prochaines années entre 2-5 millions de dollars [2].

2.4.2- Les produits collés

L'aboutage et le collage des planches de bois a permis de produire des produits de structure élancés de type poteaux, poutres et murs de contreventement. On peut citer les produits d'ingénierie les plus couramment utilisés : lamellé collé (BLC), les panneaux lamellés contre croisé (CLT) et les lamis-bois (LVL).

- Bois lamellé collé (BLC)

En règle générale, la fabrication de poutres en bois reconstitué par collage (BMR, BLC, etc) fait appel à différentes étapes qui sont présentées dans la figure 2.24. Les planches sont rabotées et purgées de tous les défauts pouvant affecter leur résistance mécanique (nœuds, fente, ...) et donc la résistance globale du produit fini. Ensuite, elles sont assemblées bout à bout pour obtenir des lamelles continues de grande longueur. Après l'aboutage, les lamelles sont collées et mises sous pression jusqu'à la polymérisation de la colle. Afin d'assurer un bon collage, les lamelles doivent avoir une humidité uniforme entre 6% et 15 %, la différence d'humidité entre deux lamelles ne doit pas dépasser 5%. Après le collage, les lamellés collés sont rabotés pour obtenir la section finale désirée.

Le BLC (Figure 2.25) permet de s'affranchir des limites imposées par la taille des grumes disponibles. Les dimensions maximales réalisables sont fonction du transport depuis l'usine vers le site d'utilisation et les dimensions de la presse. Des poutres droites de 50 m peuvent être réalisées avec une hauteur qui peut atteindre 2,5 m [41].

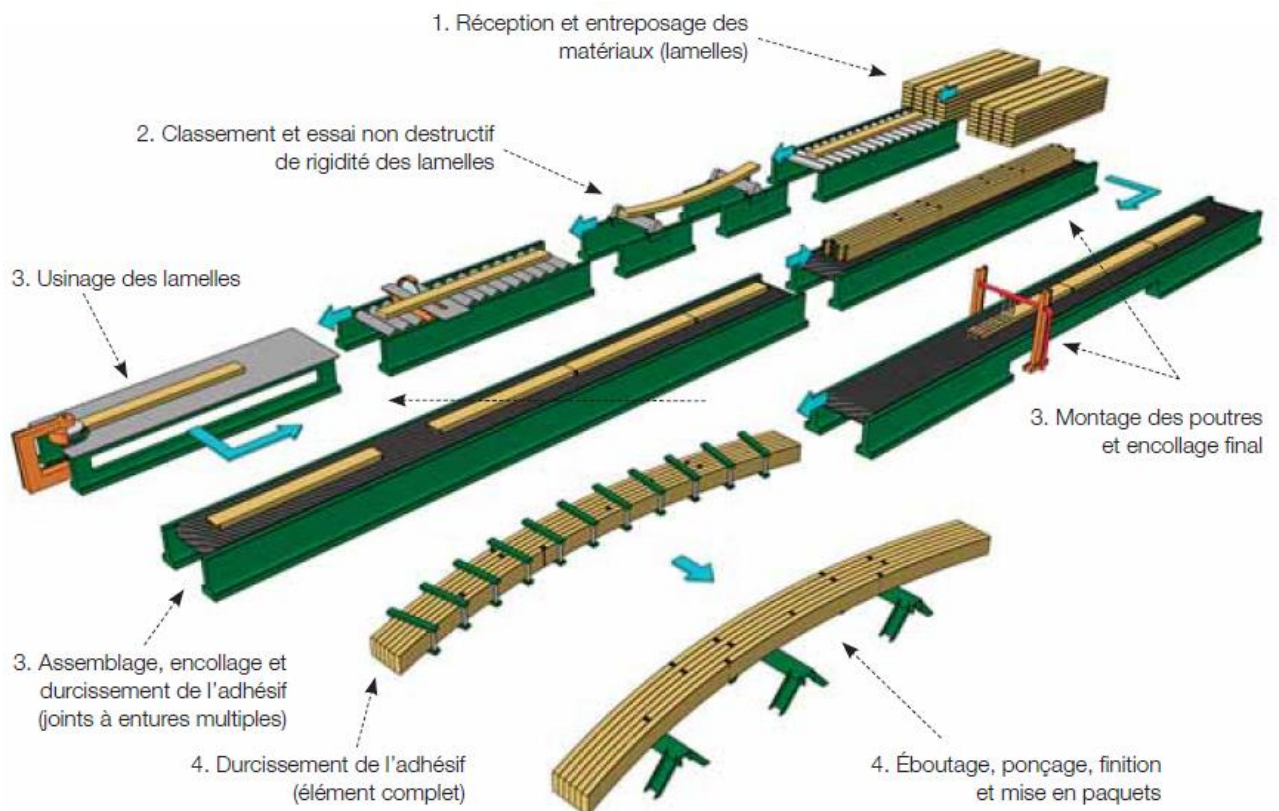


Figure 2.24 : différentes étapes de la fabrication des poutres lamellées collées

D'après la norme NF EN 14080 (2013) [42] le bois lamellé collé est un élément de structure constitué d'au moins de deux lamelles de bois essentiellement parallèles qui peuvent comporter une ou deux planches côte à côte et ayant une épaisseur finie comprise entre 6 mm et 45 mm pour les classes de service 1 et 2 et entre 6 mm et 35 mm pour la classe de service 3. On distingue différents produits en lamellés collés : bois lamellé-collé (panaché et homogène), courbe ou linéaire, bois lamellé-collé avec aboutages à entures multiples de grandes dimensions, bois lamellé-collé en bloc et bois massif reconstitué pour utilisation en structure.

En Europe, Les modalités pratiques de réponse aux exigences essentielles, pour la fabrication et le marquage CE des éléments de structure en bois lamellé-collé et leur classification selon leur résistance sont définies dans la norme européenne NF EN 14080 [42]. Les tests de caractérisation mécaniques sont décrits dans la Norme EN 408 [43] et la conception des structures bois est définis suivant la norme NF EN 1995 dit Eurocode 5 [44].



Figure 2.25 : Exemples des produits en bois lamellé collé [41]

- Les panneaux en bois lamellé-collé contre croisé (CLT)

Les panneaux de bois lamellé-croisé consistent en une multitude de couches de planches de bois d'œuvre empilées généralement perpendiculairement (à 90°) et reliées entre elles à l'aide d'adhésifs structuraux (Figure 2.26). La section transversale d'un panneau lamellé-croisé comporte au moins 3 couches orthogonales. Il arrive parfois d'utiliser une double couche longitudinale afin de fournir une plus grande résistance structurale. Ces panneaux sont habituellement fabriqués à partir de 3 à 7 couches (en maximum 11 plis). Ces panneaux structuraux sont destinés à la réalisation de planchers, de murs porteurs et de supports de couverture ou de toiture.



Figure 2.26 : Panneau lamellé contre croisé (Cross Laminated Timber)

La fabrication des panneaux CLT est décrite dans la Norme EN 16351 [45]. Leur assemblage est semblable au produit lamellé collé sauf que les lamelles sont disposées et collées par couches contre croisées de 90° généralement (Figure 2.27). Les couches longitudinales comportent

généralement des lamelles de classe C24/C30, tandis qu'une classe légèrement inférieure en C16 / 18 est autorisée dans le cas de sections combinées en couches transversales. Les essences résineuses sont principalement utilisées pour la fabrication des panneaux CLT. La longueur de CLT peut atteindre les 16 m en maximum, avec une largeur qui ne doit pas dépasser les 3 m et une épaisseur maximale qui ne doit pas dépasser les 500 mm.

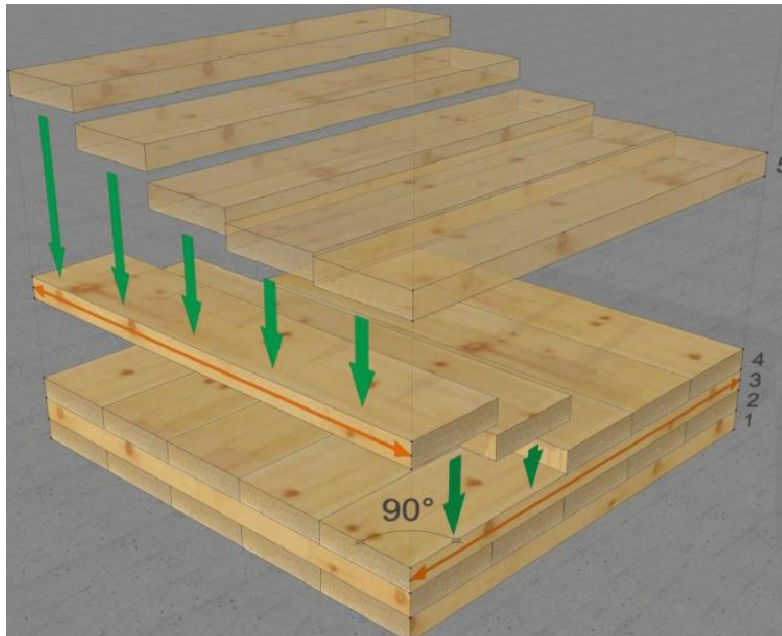


Figure 2.27 : Empilement des couches de lamelles des panneaux CLT

Les propriétés des panneaux CLT ont été rapidement reconnues, même en dehors de l'Europe, dans des pays tels que le Canada ou les États-Unis, mais également dans les pays exposés à des activités sismiques fréquentes, telles que le Japon, la Chine ou la Nouvelle-Zélande, ce qui a entraîné une augmentation progressive de sa production. Pour exploiter pleinement le potentiel de ces produits d'ingénierie, il s'est également révélé indispensable d'intensifier les activités dans le domaine de la normalisation et de l'harmonisation des réglementations et des normes existantes. Les propriétés de CLT ont été définies initialement par des réglementations nationales (depuis 1998), puis à partir de 2006, par le biais de comités techniques internationaux (International European Agroval - ETA) où ils ont approuvé les avis techniques de dimensionnement et de vérification de l'usage des panneaux lamellés contre croisés, ETA-06/0138, ETA-06/0009 et ETA-14/0349 approuvés pour la société KLH MASSIVHOLZ GmbH, la société BINDERHOLZ et la société Stora Enso respectivement en 2017. Bien que la première norme européenne pour le CLT, EN 16351 [45], ait été introduite en 2015, elle ne réglemente actuellement que les limitations liées à la production et à la construction, il n'existe toujours pas de procédure de conception uniforme en Europe.

- **Lamibois (Laminated Veneer Lumber)**

Le Lamibois ou LVL est un élément composé de plusieurs couches minces de bois de l'ordre de 3 mm, collés entre elles sur toutes leurs surfaces (Figure 2.28). Le Lamibois existe généralement en panneaux mais il peut être fabriqué en poutres. Généralement les fibres du bois sont majoritairement orientées dans la même direction afin d'améliorer la stabilité hygroscopique et la rigidité mécanique. Les caractéristiques mécaniques du lamibois sont généralement supérieures de l'ordre de 30% à celles du bois massif et du lamellé-collé classique. Le Lamibois est utilisé en membrure de poutre en I, directement comme une poutre à section rectangulaire, ou comme un panneau de couverture ou de plancher. Les exigences en termes de propriétés mécaniques sont données par la norme NF EN 14374 [46].



Figure 2.28 : Panneaux et poutres Lamibois

2.4.3- Produits sans colle

Bien que le collage ait ramené le bois d'un matériau à usage limité à un matériau structurel utilisé dans la construction et permet de fabriquer des éléments de grandes dimensions, élancés et supportant des importantes charges, l'utilisation des colles génère des impacts environnementaux négatifs comme le montrent les analyses de cycle de vie et environnementale [41]. C'est la raison principale qui motive ce travail pour aller progressivement vers la fabrication d'éléments structuraux sans colle et avec des performances équivalentes aux produits conventionnels collés.

- **Lamellé cloué :**

Une poutre lamellée clouée appelée encore poutre reconstituée est composée de lamelles de bois maintenues entre elles par des connecteurs métalliques de type clous ou pointes. Ce principe de connexion existe depuis 1970 inspiré par l'ingénieur allemand Julius Natterer. Il est connu sous le nom commercial de Brettstapel [47]. L'utilisation des clous est remplacée progressivement par des tourillons en bois feuillu ou en hêtre.



Figure 2.29 : Poutre en bois lamellé-cloué



Figure 2.30 : Panneau en bois lamellé-cloué (Nailed laminated timber)

- **Panneau en bois lamellé contre croisé cloué :**

Les panneaux structuraux en bois lamellé contre croisé sont des panneaux de grande dimension, constitués de planches en bois massif brutes, empilées en plis croisés à 90° et fixées mécaniquement entre elles par des pointes annelées en aluminium (Figure 2.31). Ces panneaux

sont destinés à la réalisation de murs porteurs et/ou à fonction de contreventement, ou destinés à une utilisation non structurale comme panneaux de remplissage ou encore comme cloisons. L'inconvénient du système de panneau en bois contre-cloué est la faible rigidité des connexions, imposant de ce fait de fabriquer des murs avec un important volume de bois pour limiter les déformations lorsqu'ils sont utilisés en contreventement.



Figure 2.31 : Mur en lamellé croisé cloué MHM produit par Société Massiv-Hols-Maue

Les pointes et des boulons en acier doux et aluminium utilisés initialement pour le clouage des lamelles sont ensuite remplacé progressivement par des tourillons en bois feuillu (hêtre ou chêne) depuis 1999, à cause de la vulgarisation du concept du développement durable. Différents produits de structure 100% à base de bois apparaissaient en Europe et en Amérique du Nord.

- **Lamellé tourillonné :**

Le bois lamellé tourillonné (Figure 2.32) existait en Allemagne sous le nom de Dübelholz, c'est un produit de structure utilisé comme plancher, mur et de toiture. En Europe, il existe dix-huit compagnies qui produisent le lamellé tourillonné. Ce produit est récemment incorporé dans l'industrie de la construction en bois en Amérique du Nord et au Canada, à travers la compagnie Structure Craft avec la plus grande machine automatisée de production du lamellé tourillonné au monde.

Ce système est conçu pour utiliser une variation de teneur en humidité entre les lamelles et les chevilles en bois. Les lamelles en bois résineux (généralement des sapins ou des épinettes) sont séchées jusqu'à une teneur en humidité de 12-15%, les chevilles en bois (principalement en hêtre) sont séchées jusqu'à une teneur en humidité de 8%. Une fois les chevilles sont insérées dans les

trous des lamelles de même diamètre des chevilles, la teneur en humidité différente entraîne l'expansion des chevilles pour atteindre un équilibre d'humidité qui assure l'auto-serrage. Aussi quelques fabricants procèdent par insérer les chevilles en bois sous pression dans des trous des lamelles ayant un diamètre relativement petit pour créer un assemblage plus serré. La figure 2.33 montre le procédé de fabrication de lamellé tourillonné utilisé par la compagnie Structure Craft au Canada [48].



Figure 2.32 : Exemple de lamellé tourillonné [48]

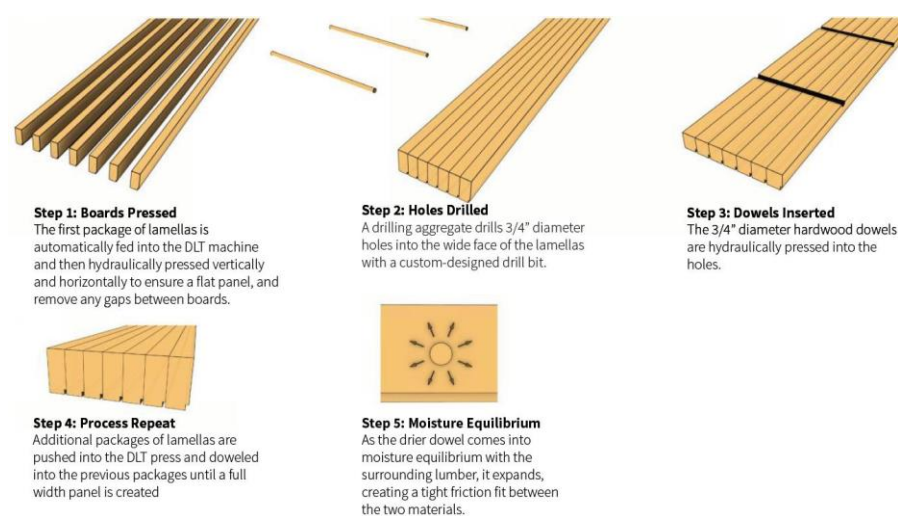


Figure 2.33 : Les étapes de fabrication du lamellé tourillonné par Structure Craft (Vancouver Canada)[48]

- **Panneau en bois lamellé contre croisé tourillonné :**

Les panneaux en bois lamellé tourillonné (Figure 2.34) sont fabriqués uniquement avec le matériau bois. Les fabricants se sont lancés dans ce type de produit, Thoma Holz et Rombach Nur Holz, la composition et le processus de fabrication sont très semblables au panneau en bois contre cloué à l'exception des vis métalliques qui sont remplacées par des chevilles en bois feuillu. Le développement du bois lamellé contre croisé tourillonné est en plein essor en Amérique du Nord, avec des projets, y compris leur utilisation dans l'agrandissement de l'aéroport de Smithers au Canada. En outre, plus de 300 maisons avec des panneaux en bois lamellé Nur Holz ont été construites dans le monde entier [49]. Il n'existe pas encore de normalisation pour l'utilisation de ce produit, il existe des documents techniques approuvés par l'évaluation technique européenne ETA-13/0785 et ETA-11/0338 pour Thoma Holz 100 et Nur Holz respectivement. Par comparaison de ces documents techniques on constate que l'utilisation d'un tourillon en bois fileté est plus efficace et plus rigide pour les assemblages en bois qu'un tourillon lisse. Pour un tourillon fileté de diamètre intérieur de 20 mm, on note une capacité portante de 5800 N et un module de glissement à l'état ultime de 2400 N/mm, alors que pour un tourillon lisse de même diamètre on note 3800 N comme capacité portante et 2000 N/mm pour la rigidité à l'état ultime.



Figure 2.34 : Panneau Rombach Nur Holz assemblée par des vis en bois

2.5- Caractérisation des poutres et panneaux tourillonnés

Avec le développement des produits tourillonnés dans la construction, différentes études ont été menées pour la caractérisation de ces structures, on cite ci-après les résultats trouvés.

Plowas et al. [50] ont testé des panneaux en bois lamellé tourillonné horizontalement en flexion 4-points suivant la réglementation EN 408 (Figure 2.35). Les panneaux ont les dimensions : 300 mm x 140 mm x 2520 mm (largeur x épaisseur x longueur) comprenant des lamelles de mélèze du Royaume-Uni et des chevilles en hêtre de 20 mm de diamètre espacées de 300 mm. Les tourillons ont été insérés près de l'axe neutre. Le module d'élasticité global et la résistance à la flexion obtenus étaient respectivement d'environ 9,67 GPa et 33,9 MPa. Ces valeurs moyennes rapportées sont similaires à celles du bois du Mélèze des lamelles. La rupture des panneaux fléchis observée était amorcée par traction des fibres dans la partie inférieure des panneaux.



Figure 2.35 : Tests de flexion réalisés par Plowas et al. [50]

Bocquet et al. [51] ont comparé la performance de trois types d'assemblage de poutres : des poutres assemblées avec des tourillons en bois de hêtre insérés par soudage rotatif avec une inclinaison de 30°, des poutres assemblées par de tourillons en hêtre insérés avec une inclinaison de 30° et collés, des poutres assemblées par des pointes métalliques. Deux essences de bois ont été utilisées pour fabriquer les assemblages : l'épicéa et le hêtre. Les poutres tourillonnées ont été fabriquées à partir de deux lamelles ayant une longueur de 2 m et assemblées par une rangée de 56 chevilles en hêtre de 10 mm de diamètre, les poutres clouées avaient les mêmes dimensions mais elles ont été assemblées par 2 rangées de pointes, au total 112 pointes ont été utilisées. La figure 2.36 montre les poutres tourillonnées et clouées fabriquées.



Figure 2.36 : Poutres tourillonnées assemblées par soudage rotatif des tourillons en bois de hêtre (Bocquet et al. [51])

Les poutres assemblées sont testées en flexion 4-points, Les résultats sont résumés dans le tableau 2.8. On constate une bonne performance des poutres tourillonnées par rapport à celle clouées, ceci montre l'efficacité du soudage comme méthode d'assemblage. La rupture des poutres était par traction des fibres mais elle était accompagnée de rupture par cisaillement au niveau des tourillons.

	$F_{\max}$ (KN)	Rigidité (KN /mm)
Epicéa cloué	3,2	0,04
Tourillonnée collé	3,21	0,06
Tourillonnée soudé	3,25	0,08
Epicéa cloué	7	0,08
Tourillonnée collé	7,06	0,12
Tourillonnée soudé	7,20	0,15

Tableau 2.8 : Résultats des tests de flexion sur les poutres tourillonnées et cloués établis par Bocquet et al . [51]

O'Loinsigh et al. [52] ont fabriqué et testé des poutres lamellées assemblées par des tourillons en hêtre insérés par soudage rotatif. Les poutres comprenaient quatre lamelles d'épicéa et une seule rangée de tourillons. Les tourillons ont été insérés à un angle de 60 degrés (par rapport à l'axe longitudinal de la poutre), comme illustré dans la figure 2.37. Les dimensions de la poutre étaient 140 mm de largeur, 152 mm d'épaisseur et 2200 mm de longueur. Les tourillons avaient un diamètre de 10 mm. L'étude comportait des essais de flexion 4-points sur des poutres de 20, 32 et 44 tourillons, qui ont été comparées à une poutre composée du même nombre de lamelles non

assemblées. La rigidité de ces poutres a été comparée à la rigidité théorique calculée pour des assemblages collés en appliquant la méthode γ de l'Eurocode 5 [44].



Figure 2.37 : Poutre lamellée tourillonnée assemblée par soudage rotatif de tourillons en hêtre (O'Loinsigh et al [52])

Les résultats montrent que l'efficacité de cette méthode d'assemblage pour transmettre les efforts de cisailement entre les lamelles dépend du nombre de tourillons utilisés. La figure 2.38 montre que l'efficacité en termes de rigidité a augmenté de 49% pour la poutre assemblée par 20 tourillons et de 74% pour la poutre assemblée avec 44 tourillons.

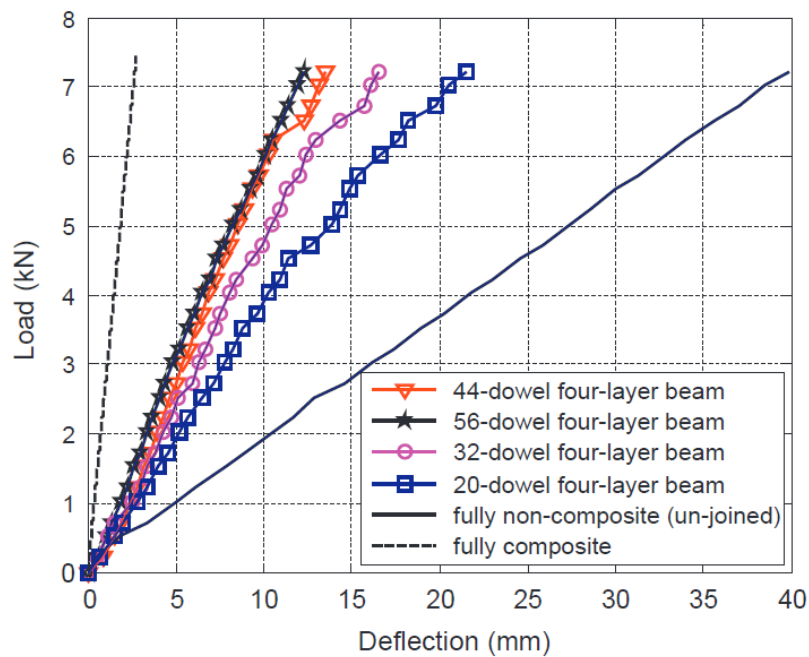


Figure 2.38 : Effet du nombre de tourillon sur la rigidité des poutres assemblées en les comparant avec la rigidité théorique d'une poutre collée [52]

2.6- Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons commencé en premier temps à étudier la densification et les changements apportés par ce procédé sur le comportement mécanique du bois densifié, et ses caractéristiques mécaniques et physiques. Ce chapitre a montré d'une part l'effet de la densification dans l'augmentation significative des propriétés mécaniques de bois en terme de module d'élasticité et résistance à la rupture sous des différents types de sollicitations mécaniques, il a montré encore l'effet de l'utilisation du bois densifié dans le renforcement des éléments de structure (poutre et panneaux). D'autres part, plusieurs études ont démontré la faisabilité d'utiliser des poutres en bois lamellé tourillonné et ont fourni un aperçu de leurs propriétés structurelles. Ainsi que différents documents techniques sont évalués et approuvés par le comité technique européen pour l'utilisation des panneaux tourillonnés. Ce chapitre avec sa base de données nous a permis de fixer les paramètres du processus de la densification, la température, l'humidité et la pression de sorte que, le bois qui est du résineux dans notre cas, se densifie en état ramolli sans briser la paroi cellulaire et en évitant toute dégradation de ses propriétés mécaniques. Et il donne une idée sur la faisabilité d'utiliser des éléments de structures assemblés avec des tourillons du bois densifié, sauf la capacité portante des tourillons densifié est prévue supérieure à celle des tourillons normaux et l'évaluation de la performance mécanique de ces types de structures reste à évaluer. Ceci fait l'objet de notre étude dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 3 : Etude expérimentale

3.1- Introduction

Cette partie présente une étude expérimentale sur de nouveaux produits en bois sans colle assemblés par des tourillons en bois densifié conçus comme une alternative aux produits en bois collé conventionnels. Des tests mécaniques sont menés pour montrer la faisabilité d'utiliser les tourillons en bois densifié comme élément d'assemblage, pour fabriquer des produits d'ingénierie de type bois lamellé tourillonné et panneaux en bois lamellé-croisé et tourillonné. La performance mécanique des tourillons en bois densifié est également évaluée dans le but de remplacer les broches métalliques dans les assemblages bois/bois.

Dans un premier temps, la méthode de densification thermomécanique utilisée est présentée, suivie d'un montage expérimental de caractérisation mécanique (flexion, de compression, de traction et de cisaillement) du bois densifié avec une comparaison au bois normal (non densifié). Ensuite des tests de cisaillement double sont réalisés sur des joints assemblés par des tourillons en bois densifié sous des chargements monotones et cycliques pour évaluer leurs performances mécaniques. On s'intéresse à la rigidité, la résistance ainsi que la ductilité des assemblages. Enfin, des tests destructifs en flexion sur des poutres et des panneaux en chêne en bois tourillonné, à trois couches, sont présentés.

3.2- Le procédé de densification

Le choix du procédé de densification est basé sur l'état de l'art déjà présenté. La densification thermomécanique avec un prétraitement du bois a été utilisée. Une presse hydraulique (Figure 3.1) d'une capacité de 150 tonnes avec plateaux chauffants a permis de faire la densification dans un système ouvert où la température, la pression et le temps de pressage étaient contrôlés. Avant le processus de densification, le bois sec de teneur en humidité de 8% était trempé dans l'eau chauffé à 80°C pendant une heure seulement pour augmenter sa teneur en eau et sa température. Ce processus permet de ramollir les constituants du bois qui passent de l'état vitreux à l'état ramolli afin de faciliter la densification. La compression est réalisée dans la direction radiale, la température de pressage était fixée à 130°C, le choix de cette température est pris pour éviter toute dégradation des constituants du bois sous haute température.

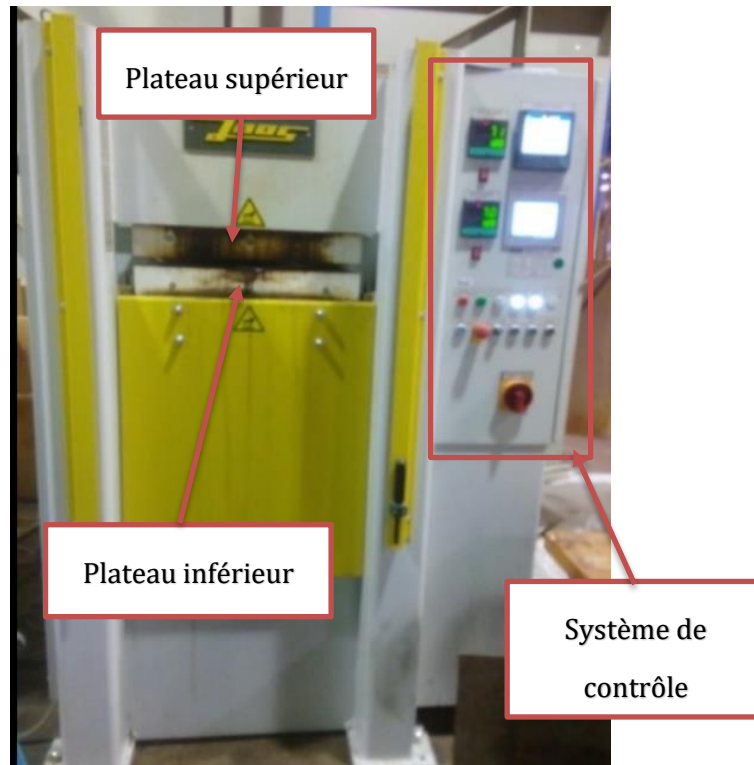


Figure 3.1 : Presse hydraulique à plateaux chauffants (capacité maximale 1500 kN)

La densification est réalisée sur des blocs en épicéa (*Picea abies*), de dimensions en plan 500 mm x 120 mm, et de 64 mm d'épaisseur. Après plastification de l'épicéa, la pression était appliquée par étapes jusqu' à une pression maximale égale à 18 MPa, sous une température maximale de 130°C. Cette pression était suffisante pour comprimer le bois à un ratio de compression (CR) égal à 68%.

Le ratio de densification est défini par :

$$CR (\%) = \frac{Ep(i) - Ep(f)}{Ep(i)} \times 100 \quad (3.1)$$

où :

- $Ep(i)$ et $Ep(f)$ sont les épaisseurs initiale et finale respectivement de l'échantillon de bois avant et après la densification (voir Figure 3.2).

Les blocs en bois de 64 mm d'épaisseur initiale sont densifiés à une épaisseur finale de 20 mm. La densification totale de l'épicéa prend 18 min avec une pression maximale de 18 MPa et elle reste maintenue constante pendant 5 heures jusqu'à le refroidissement des plaques à une température inférieure à 65°C. Le refroidissement est nécessaire pour éviter le gonflement instantané pendant la décharge. La figure 3.2 montre le changement d'épaisseur avant et après la densification.

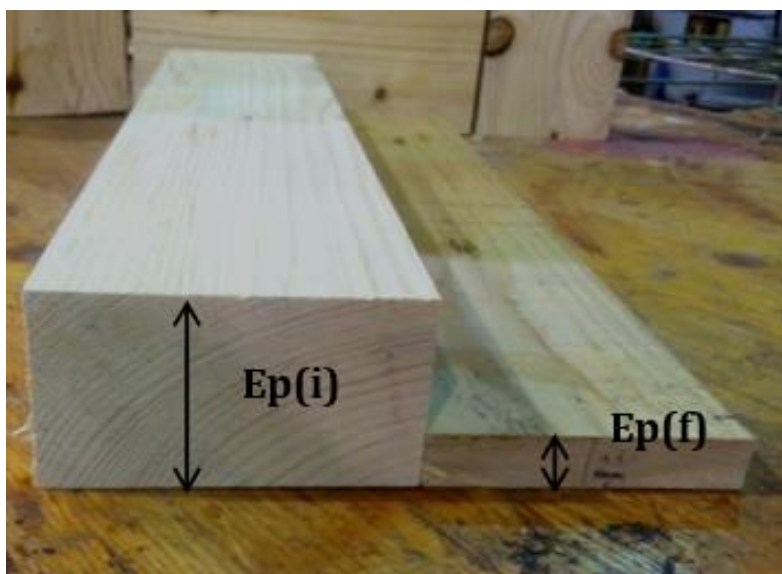


Figure 3.2 : bloc en bois d'épicéa avant et après la densification

La figure 3.3 montre le processus de densification avec les variations du chargement appliquée et de la température en fonction du temps.

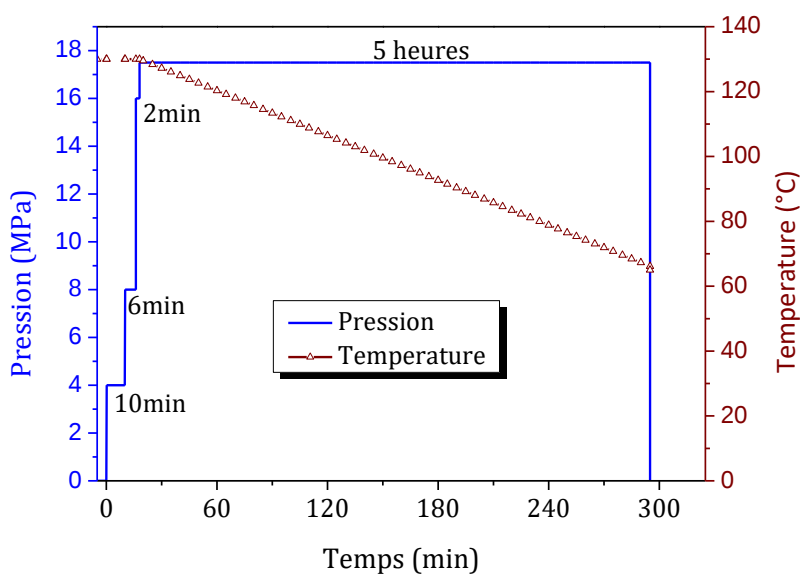


Figure 3.3 : Variation de la température et de la pression durant la densification en fonction du temps

Après la densification, la teneur en humidité du bois densifié continue à diminuer jusqu'à stabiliser après trois semaines à 10%. Ainsi, ils sont pesés pour calculer la densité finale après la densification. La densité finale est dépendante de la densité initiale du bois. La figure 3.4 ci-dessous montre la variation de la densité finale en fonction de la densité initiale des blocs d'épicéa. On peut constater qu'avec la densification on a pu avoir un bois avec une densité élevée égale à

1250 Kg/m³. Afin de quantifier l'effet de la densification sur les propriétés mécaniques du bois, différents tests ont été effectués.

Après la densification, des tourillons sont découpés afin de les utiliser pour assembler des poutres et panneaux. La figure 3.5 montre des tourillons en épicéa densifié utilisés pour les assemblages des panneaux et poutres.

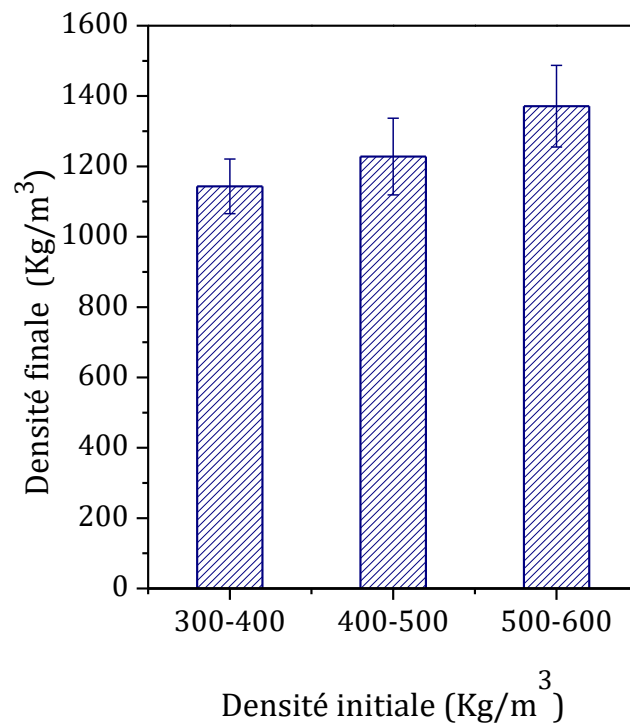


Figure 3.4 : Variation de la densité finale en fonction de la densité initiale des échantillons d'épicéa densifié à 68%



Figure 3.5 : Tourillons produits en épicéa densifié

3.3- Caractérisation mécanique du bois densifié

3.3.1- Tests de flexion 3-points

Afin de quantifier l'apport du procédé de densification sur les propriétés mécaniques du bois densifié, et d'évaluer ses performances relatives, des tests de flexion trois-points (Figure 3.6) ont été réalisés sur des éprouvettes de dimensions : 400 mm x 20 mm x 20 mm, selon la Norme EN408 [43]. On s'intéresse au module d'élasticité longitudinal global E_L , et au module de rupture en flexion f_m . Des éprouvettes en épicéa densifié et non densifié ont été fabriquées et testées (5 éprouvettes pour chaque type). La teneur en humidité des éprouvettes était d'environ 8%.

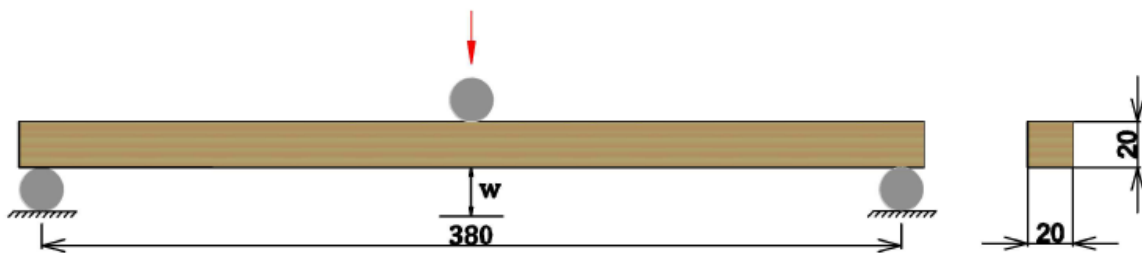


Figure 3.6 : Montage des tests de flexion 3-points

Le module d'élasticité longitudinal global, E_L et la résistance en flexion, f_m sont obtenus à l'aide des équations (3.2) et (3.3) respectivement :

$$E_L = \frac{1}{4b} \times \left(\frac{L}{h}\right)^3 \times \frac{F_2 - F_1}{W_2 - W_1} \quad (3.2)$$

$$f_m = \frac{3}{2} \times \frac{F_{max} \times L}{bh^2} \quad (3.3)$$

où :

- $(F_2 - F_1)$ est un accroissement de force en N.
- $(w_2 - w_1)$ est l'accroissement de flèche correspondant à $(F_2 - F_1)$, en mm (Figure 3.7)
- F_{max} est la force maximale b , h sont respectivement la largeur et la hauteur de la section transversale.
- L est la travée de l'éprouvette.

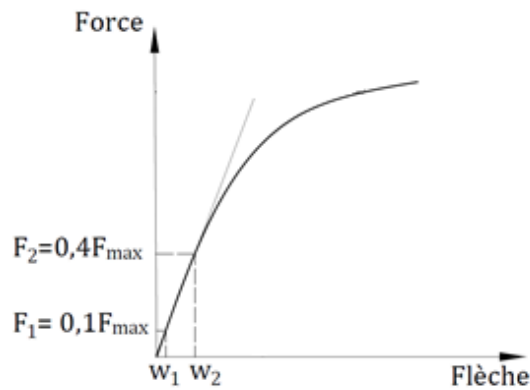


Figure 3.7 : courbe force-flèche (Norme EN 408)

La figure 3.8 illustre les courbes expérimentales force-flèche des éprouvettes en épicéa densifié (CR= 68%) comparées à celles de l'épicéa non densifié. On observe un comportement quasi-linéaire élastique jusqu'à environ 6 mm de flèche pour le bois densifié et de 4 mm pour le bois non densifié suivi d'un comportement non-linéaire, jusqu'à une rupture brutale.

L'amélioration de la rigidité (module d'élasticité) ainsi que du module de rupture en flexion par la densification du bois est nettement visible sur la figure 3.8.

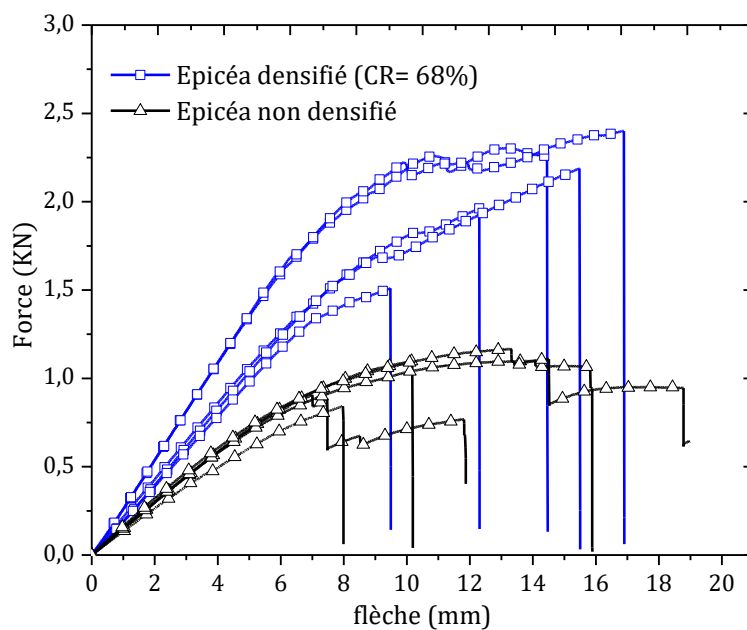


Figure 3.8 : courbes expérimentales force-flèche des tests de flexions 3-points réalisés sur l'épicéa et l'épicéa densifié

On note que toutes les éprouvettes (densifiées ou non) présentent un mode de rupture similaire, à savoir par traction des fibres tendues (Figure 3.9). Par ailleurs, quelques éprouvettes en bois

densifié présentent une rupture prématurée par compression (Figure 3.10) suivie d'une rupture finale par traction des fibres tendues.



(a)



(b)

Figure 3.9 : Mode de rupture des éprouvettes de flexion de l'épicéa densifié (a) et de l'épicéa non-densifié (b)

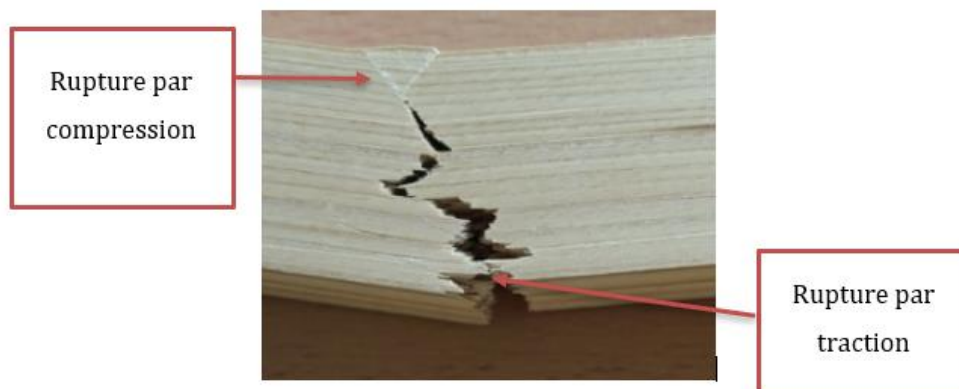


Figure 3.10 : Rupture par compression et traction des éprouvettes en bois densifié

Les valeurs moyennes de la densité, du module d'élasticité longitudinal (global), (E_L), et de la résistance à la rupture (f_m) des éprouvettes testées sont résumées dans la figure 3.11 en incluant la variabilité (écart-type). On remarque que les valeurs du module d'élasticité, E_L , et du module de rupture, f_m , ont été améliorées respectivement de 66% et 103% grâce au procédé de densification.

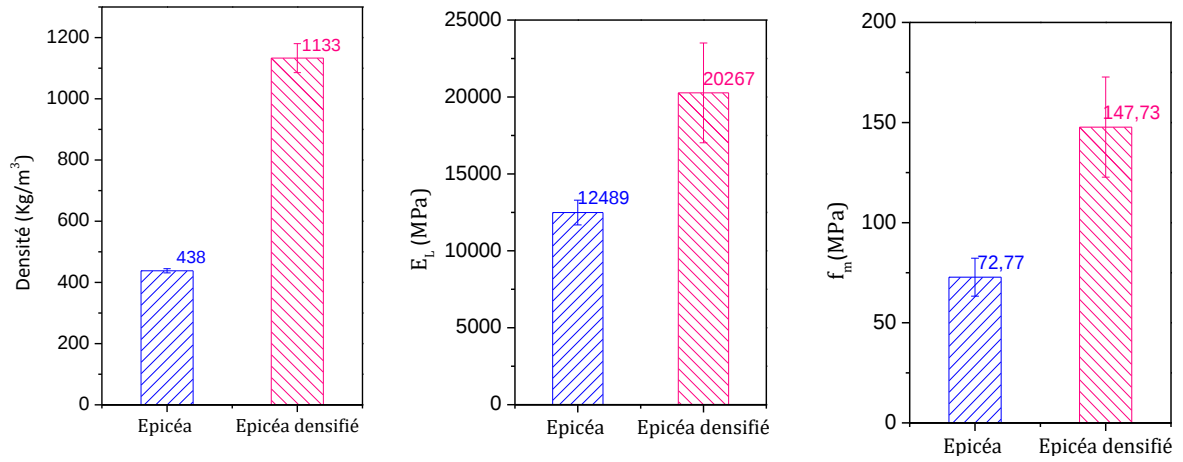


Figure 3.11 : Comparaison des caractéristiques de rigidité E_L et de résistance à la flexion f_m

3.3.2- Tests de compression et de traction

Des tests de compression dans la direction radiale et dans la direction longitudinale , ainsi que des tests de traction axiale ont été menés sur des échantillons en épicea et en épicea densifié selon la norme EN 408 [43] afin de déterminer les résistances à la compression f_{c0} , et f_{c90} et la résistance à la traction axial f_{t0} .

Les contraintes à la rupture sont calculées en accordance avec la Norme EN 408, selon les équations suivantes :

$$f_{c,0} = \frac{F_{c,0 \max}}{A} \quad (3.4)$$

$$f_{c,90R} = \frac{F_{c,90R \max}}{A} \quad (3.5)$$

$$f_{t,0} = \frac{F_{t,0 \max}}{A} \quad (3.6)$$

où :

- $F_{c,0 \max}$ est la force maximale en compression axiale (figure 3.12).
- $F_{t,0 \max}$ est la force maximale en traction axiale.
- A est la section de l'éprouvette chargée en compression ou en traction.
- $F_{c,90R \max}$ est la force déterminée selon la figure 3.12 en prenant h_t la hauteur totale de l'éprouvette en compression radiale.

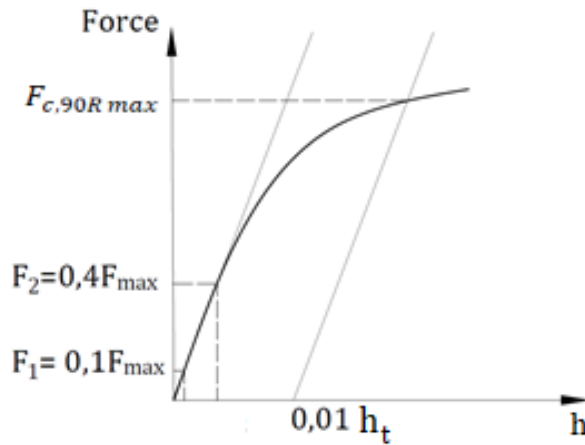


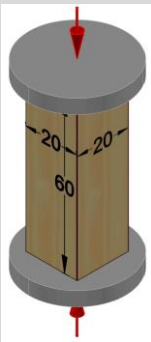
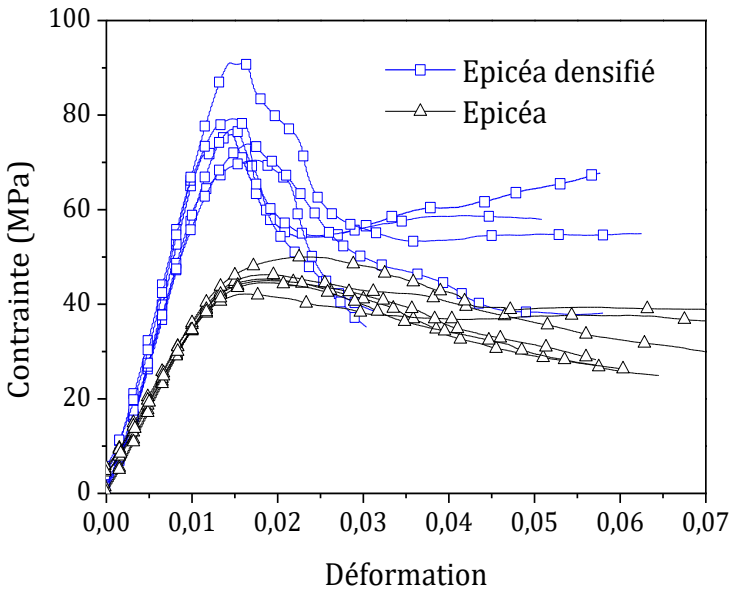
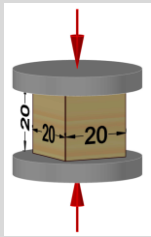
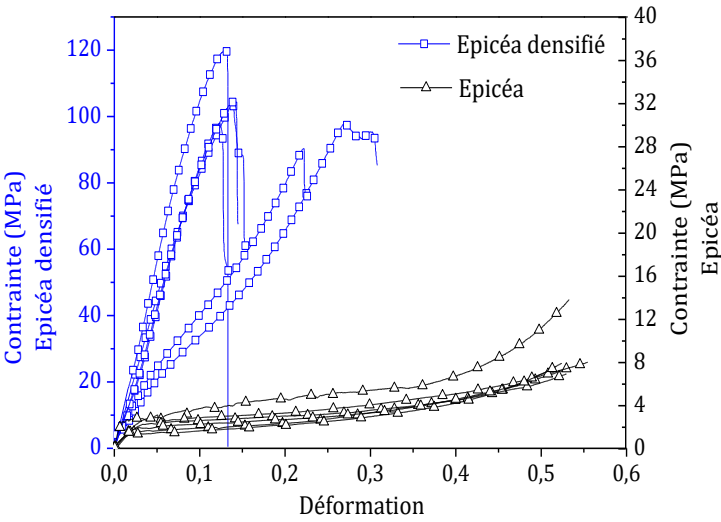
Figure 3.12 : Détermination de la force maximale en compression radiale.

Les modes de rupture de l'épicéa densifié et les courbes contrainte-déformation issues de ces tests sont illustrés dans le tableau 3.1. D'après les courbes, il est très clair que la densification a bien amélioré la rigidité et les résistances à la traction et compression, surtout dans la direction radiale. Les valeurs des résistances à la traction et compression sont synthétisées dans la figure 3.16 ci-dessous.

Pour la compression longitudinale, on trouve que la densification a amélioré la rigidité et a doublé la résistance à la compression longitudinale. Concernant les modes de rupture, les éprouvettes d'épicéa et d'épicéa densifié présentent les mêmes modes de rupture par formation d'une bande de cisaillement inclinée.

Tandis qu'en compression radiale, la densification a augmenté la résistance radiale de 2 MPa à 102 MPa et a amélioré très clairement la rigidité du bois densifié (Figure 3.14). Les modes de ruptures diffèrent entre le bois normal et le bois densifié. Le bois normal a une ductilité apparente qui présente l'effondrement des trachéides cellulaires du bois, tandis que la rupture du bois densifié est brutale.

En traction Longitudinale, la densification a permis de doubler la résistance à la traction en passant de 65 MPa à 130 MPa. La rigidité se trouve également augmentée (Figure 3.15). La rupture des bois densifié et normal est similaire (par traction des fibres).

Test – Mode de rupture	Comparaison des courbes Contrainte - déformation
Compression longitudinale  Mode de rupture  Epicéa Epicéa densifié	 Figure 3.13 : Courbes contrainte-déformation - compression longitudinale
Compression radiale  Mode de rupture  Epicéa Epicéa densifié	 Figure 3.14 : Courbes contrainte-déformation - compression radiale

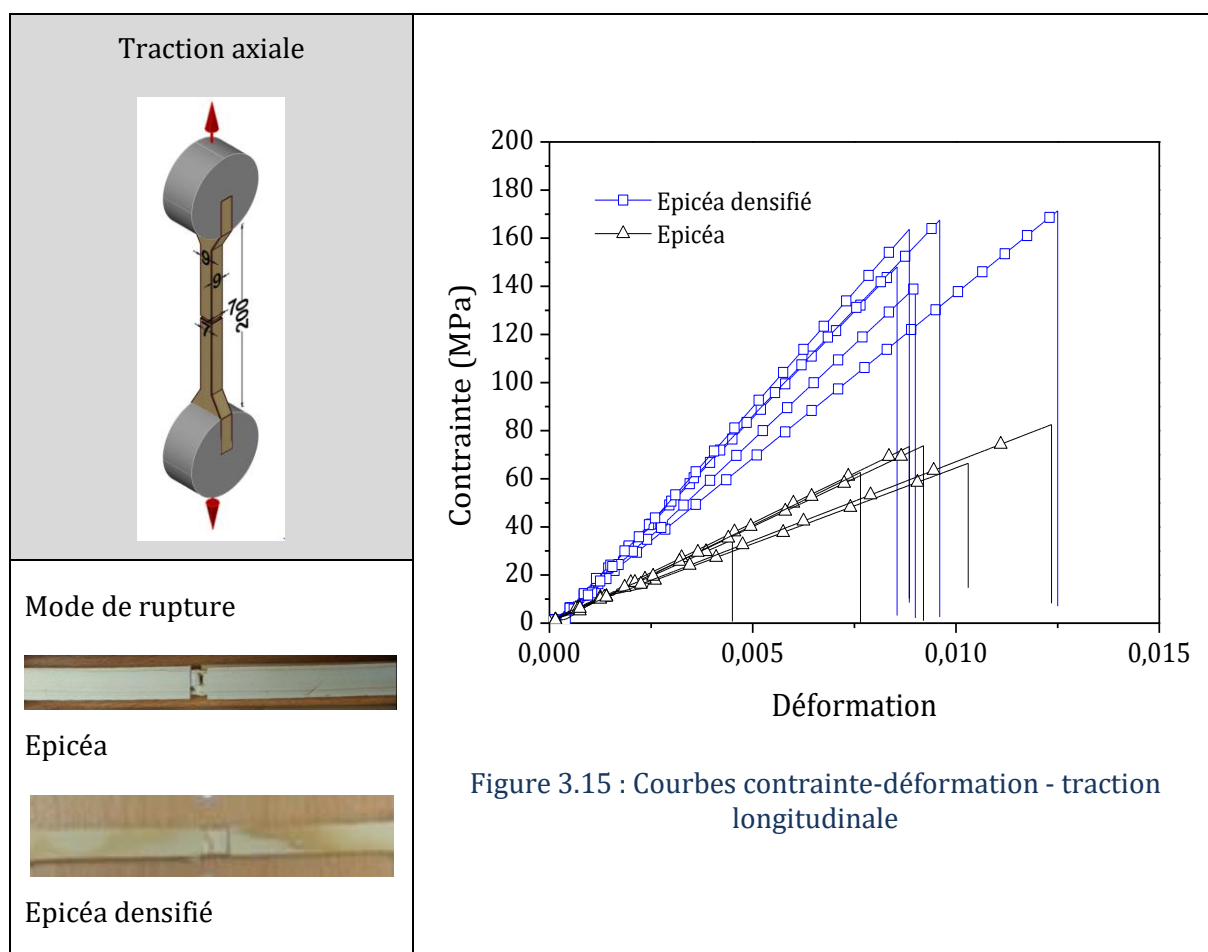


Tableau 3.1 : Résultats des tests de compression et de traction sur des éprouvettes d'épicéa naturel et d'épicéa densifié

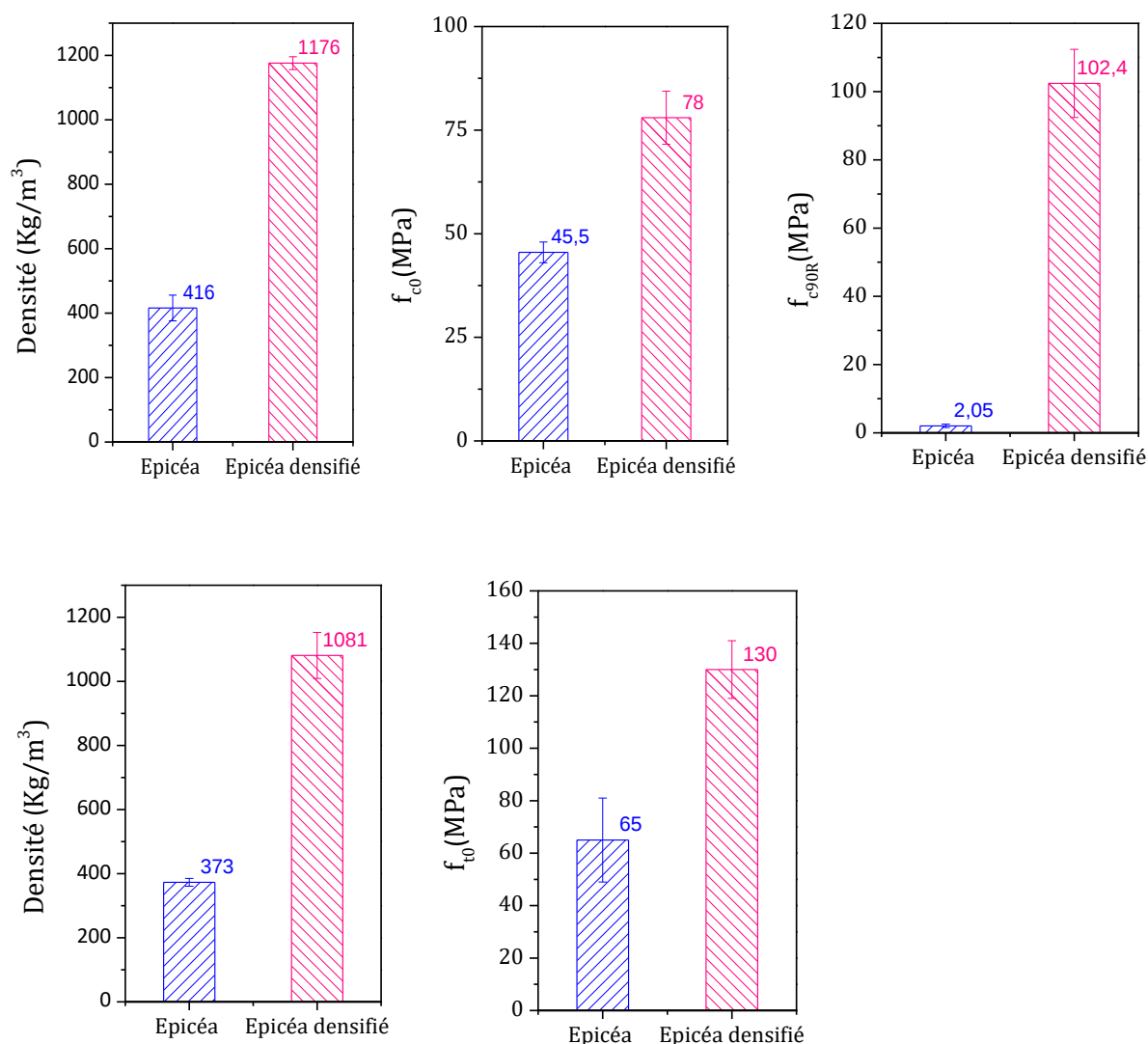


Figure 3.16 : Effet de la densification sur la résistance à la traction et la compression longitudinales de l'épicéa

3.4- Caractérisation des assemblages

Pour bien évaluer l'utilisation des tourillons en bois densifié comme connecteurs (éléments) pour les assemblages structuraux, l'étude des caractéristiques de rigidité, de résistance et de ductilité est indispensable. Ces caractéristiques sont évaluées sur la base de tests en double cisaillement (push-out shear tests) conformément aux normes européennes EN 26891 [53] pour des charges monotones et EN 12512 [54] pour les charges cycliques. Le choix des dimensions des assemblages ont été choisis conformément aux exigences de la norme NF EN383 [55] et à l'Eurocode 5 [44].

3.4.1- Sous charges monotones

Choix des éléments et dimensions

Les assemblages en double cisaillement sont composées de trois éléments en bois identiques assemblés avec des tourillons en bois de 16 mm de diamètre (figure 3.17). Différents types de connexion ont été considérés :

- Des éléments en bois d'épicéa assemblés avec des tourillons en épicéa densifié (EE-TED).
- Des éléments de bois d'épicéa assemblés avec tourillons en chêne non densifié (EE-TCH).
- Des éléments en bois de chêne assemblés avec des tourillons en épicéa densifié (ECH-TED).
- Des éléments en chêne assemblés avec des tourillons en chêne non densifié (ECH-TCH).

Le tableau 3.2 ci-dessous résume les assemblages réalisés avec la densité des composants. Les tests ont été réalisés dans des conditions ambiantes de température et d'humidité, la teneur en humidité des échantillons était comprise entre 8 et 10%.

Assemblage	Membres	Densité Kg /m ³	Tourillons	Densité Kg /m ³
ECH-TCH	Chêne	647	Chêne	604
ECH-TED	Chêne	639	Epicéa densifié	1283
EE-TCH	Epicéa	457	Chêne	594
EE-TED	Epicéa	458	Epicéa densifié	1119

Tableau 3.2 : Récapitulatif des différentes configurations d'assemblages testés

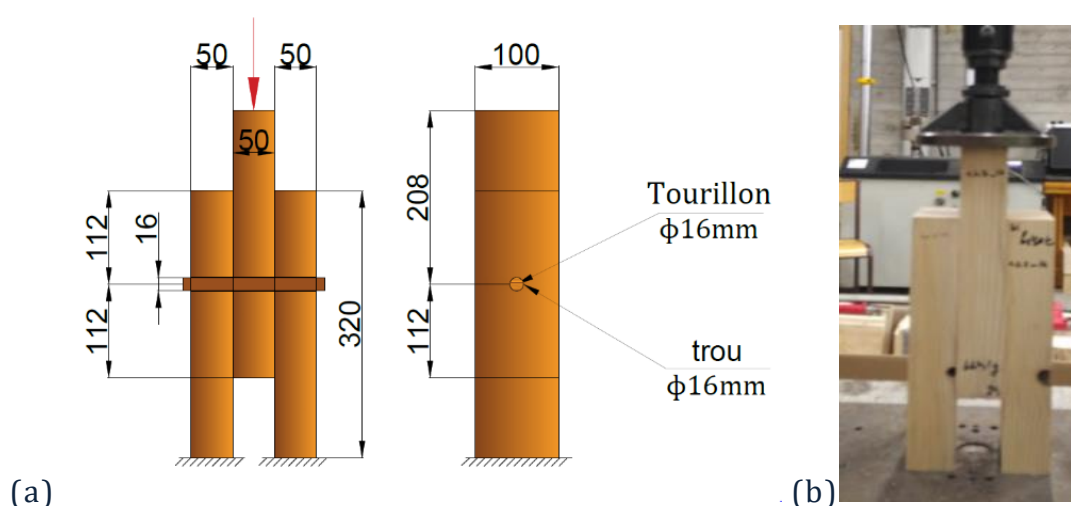


Figure 3.17 : (a) test de cisaillement double(dimensions et géométrie), (b)Vue du montage expérimental

Méthode opératoire :

Les paramètres de la procédure de chargement ont été définis sur la base de la charge maximale estimée (F_{est}), qui a été obtenue à partir d'un essai préliminaire mené jusqu'à la rupture. Le protocole de chargement est décrit dans la figure 3.18. Une première charge est réalisée jusqu'à un niveau égal à 40% de la valeur de la charge maximale estimée (F_{est}), où la position de la traverse est maintenue pendant 30 s. Après cette étape, l'assemblage est déchargé jusqu'à 10% de F_{est} et la position de la traverse est à nouveau maintenue pendant 30 secondes. Enfin, l'assemblage est chargé jusqu'à la rupture finale. La charge est introduite par déplacement imposé à une vitesse ne dépassant pas 2 mm/mn.

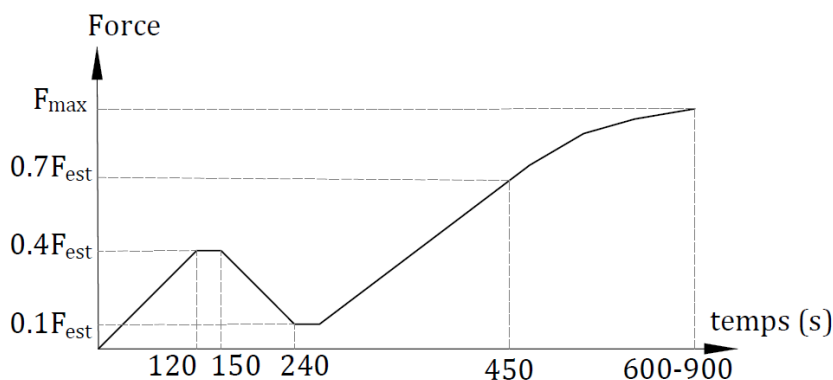


Figure 3.18 : Courbe de chargement des tests de cisaillement double sous des charges monotones [53]

A partir de ces tests, les caractéristiques de résistance et de rigidité, ainsi que la ductilité des assemblages sont calculées.

Le module de glissement, K_{ser} , pour l'état limite de service est évalué en utilisant l'équation (3.7), comme suggéré par la norme EN 26891, basé sur la pente de la partie linéaire des courbes charge - glissement, de $0.1 F_{max}$ à $0.4 F_{max}$.

$$K_{ser} = \frac{0.4F_{est}}{\left(\frac{4}{3}\right)(v_{04} - v_{01})} \quad (3.7)$$

v_{01} et v_{04} sont les glissements correspondant aux valeurs de $0.1 F_{est}$ et $0.4 F_{est}$ lors du premier cycle de chargement.

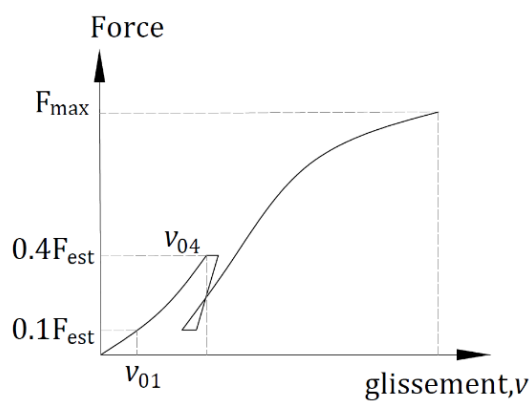


Figure 3.19 : Courbe typique force-glissement des tests de cisaillement

La ductilité est calculée en utilisant l'équation (3.8) suggérée par la norme EN12512 [54] :

$$D_u = \frac{v_u}{v_y} \quad (3.8)$$

où :

v_u représente le glissement ultime, il est pris à un niveau de charge de $0.8 F_{\max}$ conformément à la Figure 3.20.

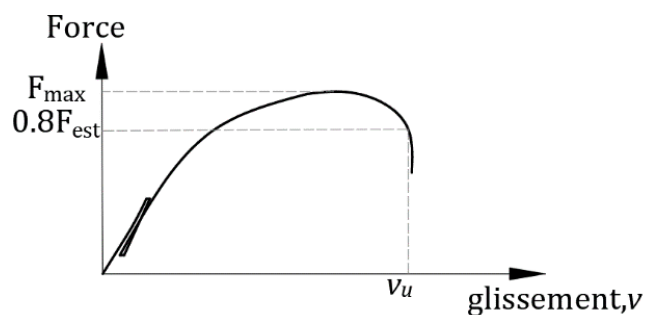


Figure 3.20 : Définition du glissement ultime [54]

v_y : est le glissement élastique, il est calculé conformément à la méthode 1/6 de la norme EN 12512 [54] (Figure 3.21).

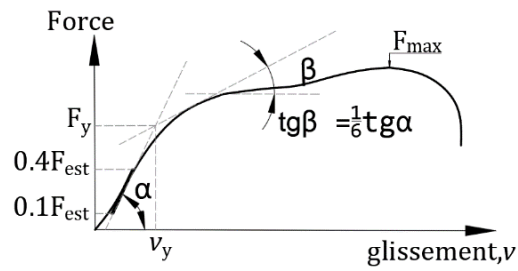


Figure 3.21 : Définition du glissement élastique [54]

Résultats :

Les courbes force - glissement des assemblages testés en chêne (ECH) et en épicéa (EE) sont illustrées dans les figures 3.22 et 3.23, respectivement.

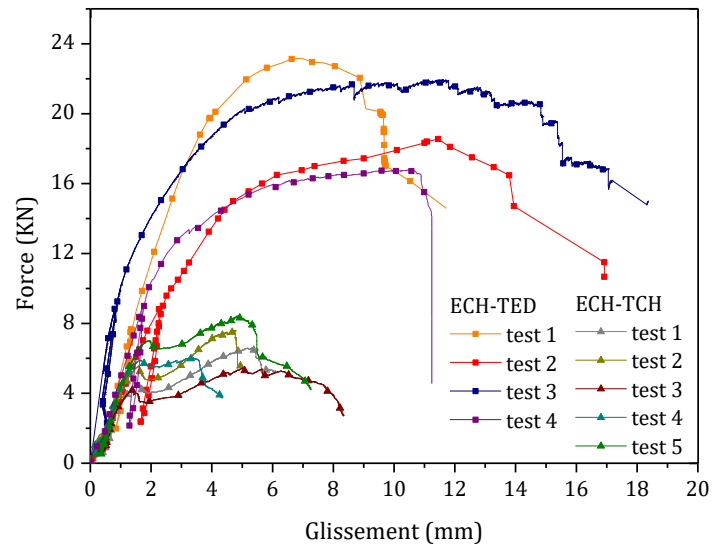


Figure 3.22 : Comparaison des courbes force-glissement des assemblages en chêne

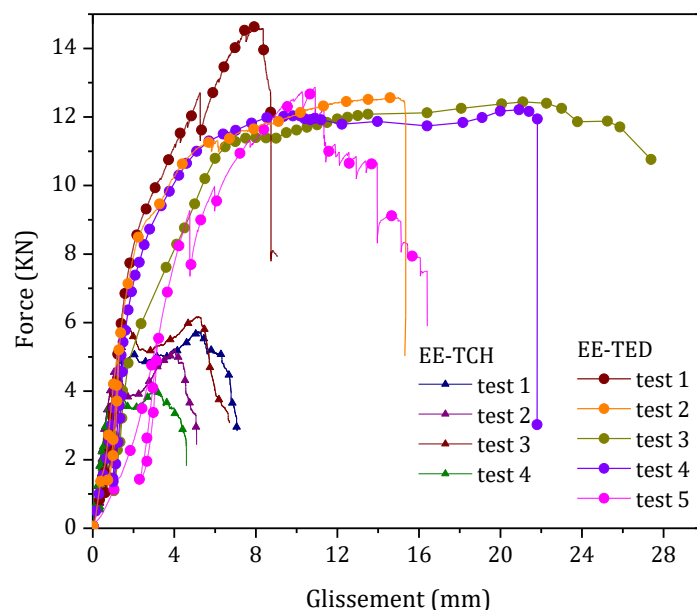


Figure 3.23 : Comparaison des courbes force-glissement des assemblages en épicéa

D'après les figures 3.22 et 3.23, on remarque que les courbes force - glissement des joints assemblés par des tourillons en bois densifié présentent une capacité portante et une rigidité et une ductilité beaucoup plus importantes que ceux assemblés par des tourillons en chêne non densifié. Cela à l'évidence démontre le gain de performances mécaniques des tourillons en bois densifié

Les tableaux 3.3 et 3.4 comparent les valeurs caractéristiques de résistance, de rigidité, de ductilité et de glissement ultime des assemblages par des tourillons en chêne non densifié et en épicéa densifié.

		$F_{\max}$	K_s	D_u	v_u
		KN	KN.mm ⁻¹		mm
ECH-TCH	Moyenne	6,83	3,35	4,43	5,49
	Ecart-type	1,19	0,37	1,78	1,47
ECH-TED	Moyen	20,14	7,06	5,73	13,35
	Ecart-type	3,00	2,78	1,84	2,59

Tableau 3.3 : Comparaison des valeurs caractéristiques résultant des différents tests de cisaillement double effectués sur les assemblages en chêne sous charge monotone

		$F_{\max}$	K_s	D_u	v_u
		KN	KN.mm ⁻¹		mm
EE-TCH	Moyenne	5,30	3,48	5,71	5,26
	Ecart-type	0,92	0,95	1,32	1,09
EE-TED	Moyen	12,97	3,65	7,27	17,15
	Ecart-type	0,96	1,35	3,08	7,38

Tableau 3.4 : Comparaison des valeurs caractéristiques résultant des différents tests de cisaillement double effectués sur les assemblages en épicéa sous charge monotone

Les résultats montrent que la résistance des assemblages en chêne et en épicéa assemblés avec des tourillons en épicéa densifié est très élevée en comparaison à ceux assemblés avec des tourillons en chêne non densifié. La résistance est trois fois plus importante dans le cas des assemblages en chêne et deux fois et demie plus importante dans le cas des assemblages en épicéa.

Aussi, on constate que les assemblages par tourillons en bois densifié présentent des caractéristiques de rigidité et de ductilité améliorées. L'utilisation d'un tourillon densifié augmente la rigidité de 208% pour les assemblages en chêne. Au niveau de la ductilité, on constate que les assemblages réalisés par des tourillons en épicéa densifié résistent à des glissements trois fois plus importants que ceux assemblés par des tourillons en chêne non densifié.

Afin de faciliter la comparaison, les valeurs des tableaux 3.3 et 3.4 sont synthétisés en figure 3.24 incluant la variabilité. On note une capacité portante moyenne (en termes de force maximale) de 20 KN pour les joints en chêne et 12 kN pour les assemblages en épicéa, ces valeurs sont comparables à la capacité portante d'assemblages similaires en bois assemblés par un goujon en acier de diamètre 12 mm (25 kN pour les assemblages en chêne et 14 kN pour les assemblages en épicéa) [57]. En termes de rigidité on remarque que celle-ci est plus importante dans le cas des assemblages en chêne par comparaison aux assemblages en épicéa. En termes de ductilité, les assemblages en épicéa présentent plus de ductilité que les assemblages en chêne. Cela peut être expliqué par le rapport de rigidité entre le tourillon en bois densifié et les membrures en chêne et en épicéa.

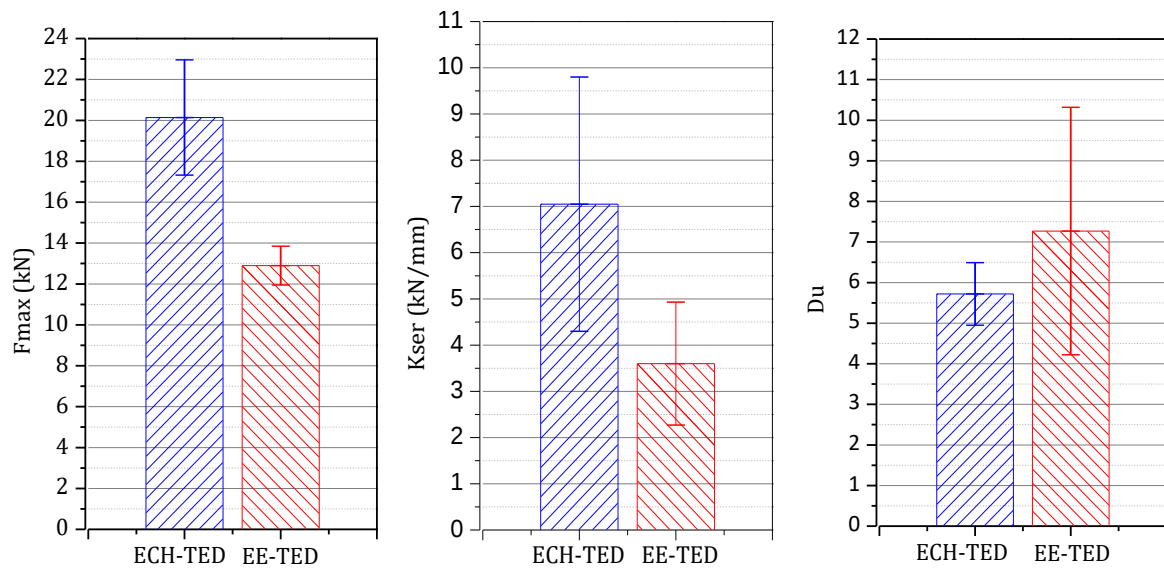


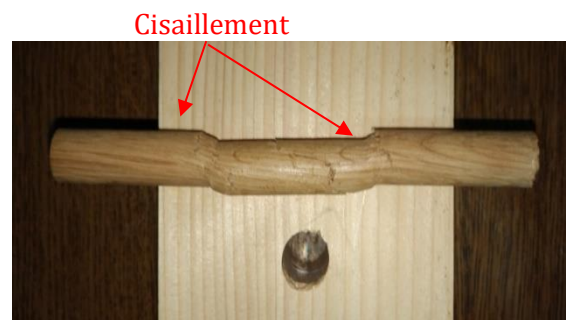
Figure 3.24 : Capacité portante, module de glissement et ductilité des assemblages en chêne (ECH-TED) et en épicéa (EE-TED) par des tourillons en épicéa densifié

Modes de rupture :

Les figures 3.25 et 3.26 illustrent les modes de ruptures des assemblages testés. Pour les assemblages assemblés par des tourillons en chêne non densifié, la rupture se produit principalement par cisaillement des tourillons dans le plan RT (Figure 3.25). Pour les assemblages assemblés par des tourillons en bois densifié, on observe un mode de déformation mixte des tourillons : combinaison du cisaillement et de la flexion. Un cisaillement dans le plan RT accompagné d'une traction des fibres de bois dans la zone tendue sont observés (Figure 3.26). De plus, une rupture par compression locale des fibres du bois est observée au niveau des trous des membrures assemblées.



(a) ECH-TCH



(b) EE-TCH

Figure 3.25 : Modes de rupture des assemblages assemblés par des tourillons en chêne non densifié

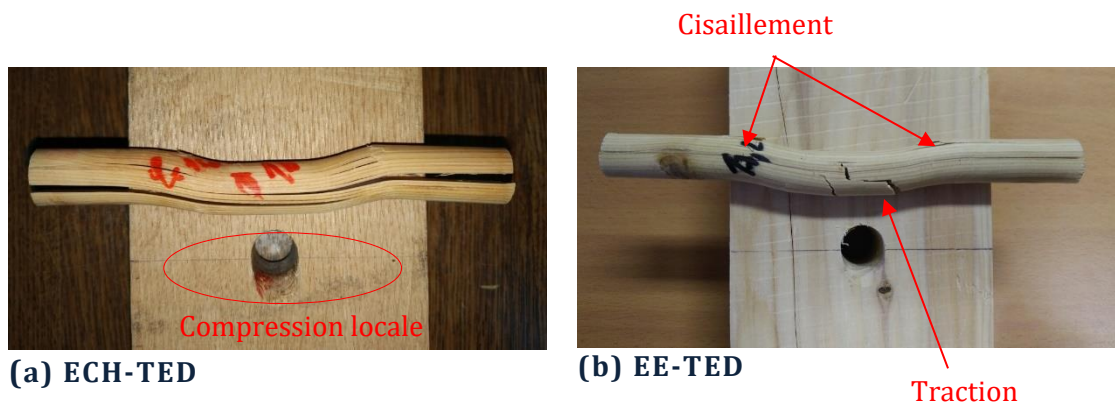


Figure 3.26 : Mode de rupture des assemblages assemblés par des tourillons en épicéa densifié

3.4.2- Sous charges cycliques

Afin d'étudier les performances mécaniques vis-à-vis de la dissipation d'énergie des assemblages assemblés par des tourillons en bois densifié, des tests en cisaillement double sous des charges cycliques ont été réalisés.

Les mêmes assemblages (EE-TED et ECH-TED) que ceux décrits dans le tableau 3.2 ont été soumis à des charges cycliques, conformément à la norme EN 12512 [54].

Méthode opératoire :

Les tests cycliques ont été réalisés à l'aide d'une procédure expérimentale standardisée conformément à la norme EN 12512 [54]. Il est à noter que tous les échantillons ont été soumis à une charge non alternée. Le chargement est introduit par déplacement imposé selon le protocole de la norme EN 12512 [54] décrit en figure 3.27. Le déplacement élastique v_y , requis pour la procédure de chargement cyclique, a été pris à partir des tests de cisaillement double sous charges monotones réalisés précédemment, il est égal à 2.1 mm, en moyenne. Les amplitudes de chargement sont $0.25 v_y$, $0.5 v_y$, $0.75 v_y$, $1 v_y$, $2 v_y$, $4 v_y$, et $8 v_y$. Pour chaque amplitude, trois cycles de chargement sont répétés, sauf pour les deux amplitudes $0.25 v_y$ and $0.5 v_y$. Le chargement est appliqué en un seul cycle (Figure 3.27). La charge est appliquée à une vitesse constante de 0,032 mm/s pour tous les tests.

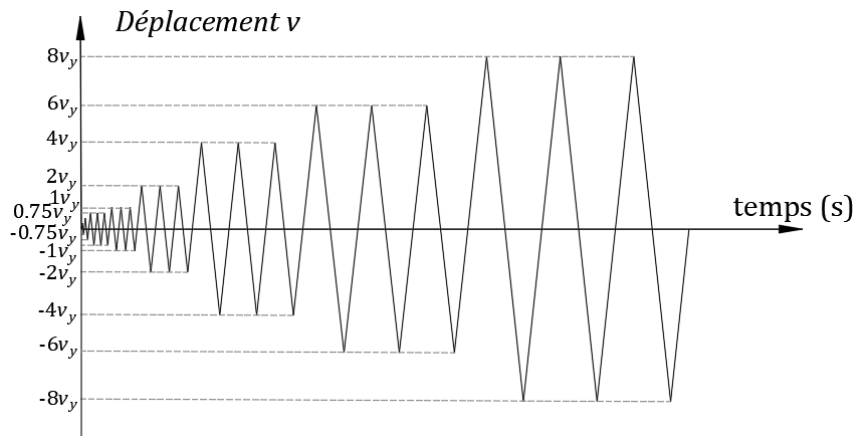


Figure 3.27 : Protocole de chargement cyclique conformément à la norme EN 12512 [54]

A partir des courbes force-glissement (boucles d'hystérésis expérimentales), il est possible de calculer les caractéristiques suivantes : l'amortissement visqueux, la dissipation d'énergie, la perte de résistance ainsi que la résistance maximale de l'assemblage.

Le coefficient d'amortissement est évalué à partir de l'équation (3.9) suivante : [EN 12512]

$$veq = \frac{Ed}{2\pi Ep} \quad (3.9)$$

où :

- Ed et Ep représentent l'énergie dissipée et l'énergie potentielle disponible, respectivement, leurs définitions sont présentées en figure 3.28.

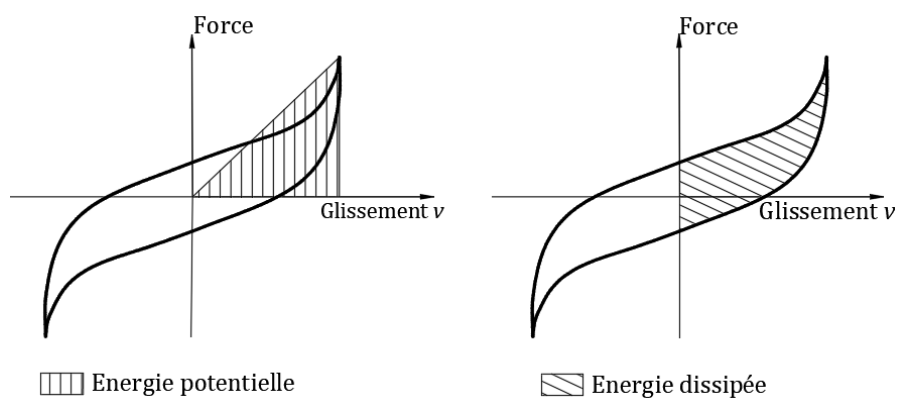


Figure 3.28 : Définitions de l'énergie dissipée et de l'énergie potentielle selon la norme EN 12512 [54]

La perte de résistance, ΔF_{1-3} , est calculée selon l'équation 3.10. Elle représente la perte de résistance entre la 1^{ère} ($F_{1\max}$) et à la 3^{ème} ($F_{3\max}$) boucles d'hystérésis enregistrées pour un même niveau de glissement (déplacement) imposé (Figure 3.29).

$$\Delta F_{1-3} = |F_{1\max} - F_{3\max}| \quad (3.10)$$

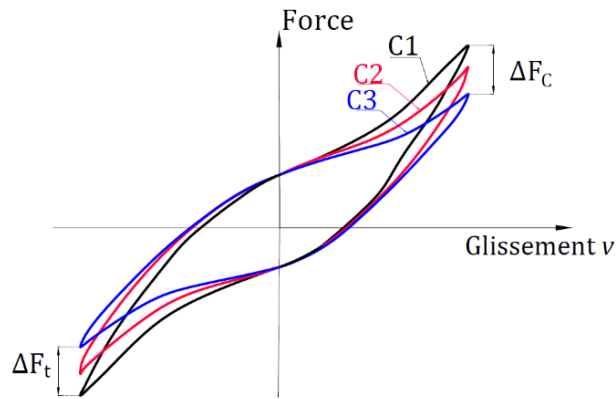


Figure 3.29 : Définition de la perte de résistance selon la norme EN 12512 [54]

La résistance est enregistrée pour chaque niveau de chargement, la ductilité est calculée selon l'équation 3.8 en considérant les valeurs v_y et v_u de la courbe enveloppe de chaque hystérésis courbe-glissements (Figure 3.30).

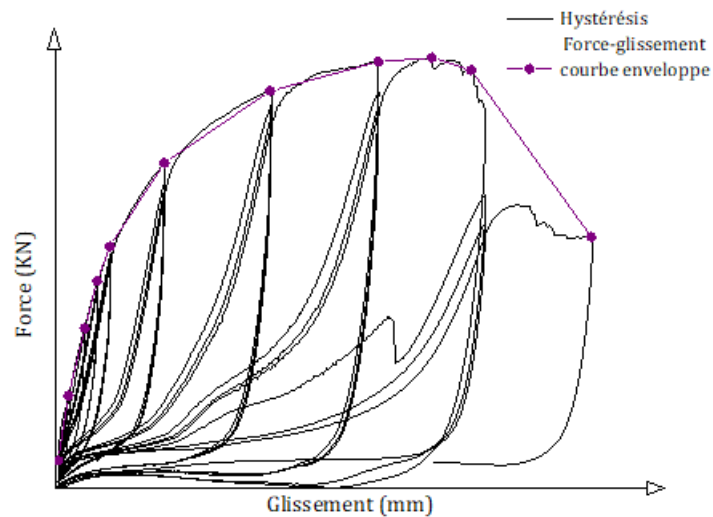


Figure 3.30 : Définition de la courbe enveloppe

Résultats :

Les figures 3.31 et 3.32 montrent les courbes force-glissement (boucles d'hystérésis) des assemblages en chêne (ECH-TED) et en épicéa (EE-TED) assemblés par des tourillons en épicéa densifié. Toutes les courbes enveloppe, pour les deux types d'assemblages, montrent la même tendance et sont cohérents avec les courbes issues des tests monotones. La plupart des échantillons (quasi-totalité) présentent une rupture qui se produit après le glissement de 15 mm, ce qui est cohérent avec les recommandations de la norme européenne EN 26891 [53] .

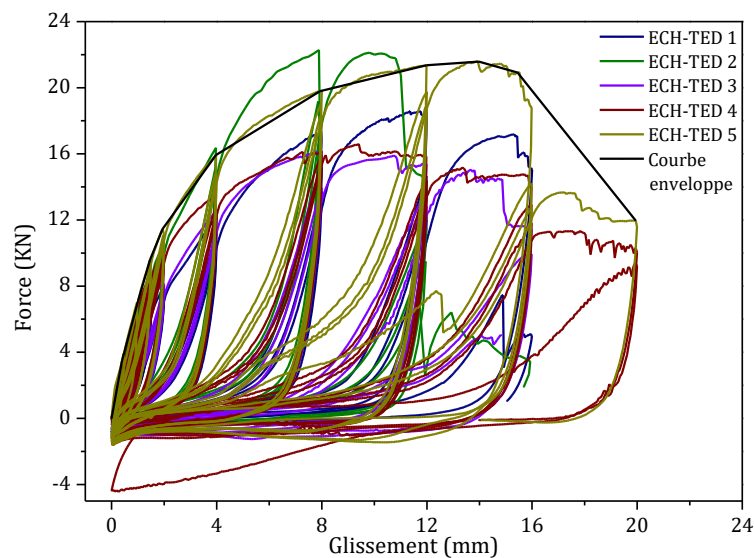


Figure 3.31 : Boucles d'hystérésis des assemblages en chêne (ECH-TED) assemblés par des tourillons en bois densifié

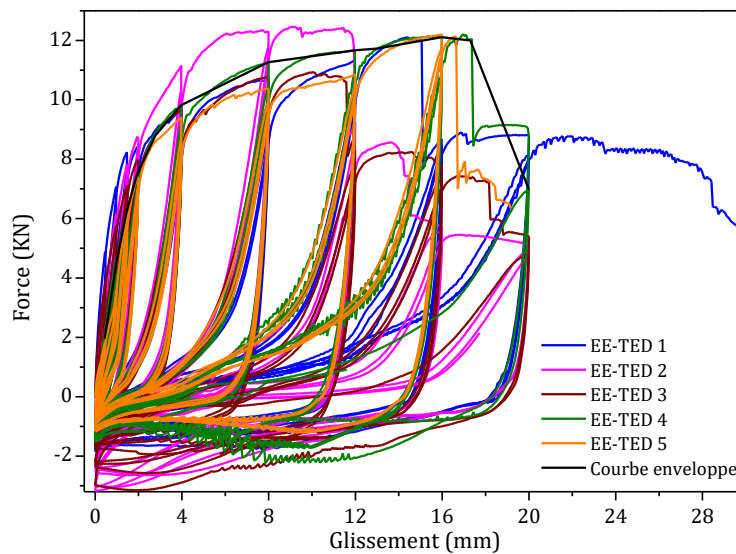


Figure 3.32 : Boucles d'hystérésis des assemblages en épicéa (EE-TED) assemblés par des tourillons en bois densifié

Les figures 3.33 – 3.37 montrent les variations des valeurs du coefficient d’amortissement, de l’énergie dissipée, de l’énergie potentielle, de la force maximale et de la perte de résistance, respectivement, pour des différents niveaux de chargement. Les coefficients d’amortissement semblent identiques pour les deux types d’assemblages (chêne et épicéa) avec une moyenne de 8% pour les deux types. La dissipation d’énergie est plus importante dans le cas des assemblages en chêne que ceux en épicéa jusqu’à un niveau de chargement de $6 v_y$. Au-delà de ce niveau de chargement, la capacité de dissipation d’énergie des assemblages en chêne est réduite en raison de la rupture des tourillons, tandis que les assemblages en épicéa continuent à dissiper de l’énergie en raison de leur ductilité relativement plus élevée (portance locale moins élevée).

On observe que la perte de résistance augmente avec l’augmentation du niveau de chargement pour les deux types d’assemblages. Les pertes de résistances des assemblages en chênes sont plus importantes que celles de l’épicéa. Cela peut être expliqué par le fait que le tourillon est plus sollicité dans le cas des assemblages en chêne à cause de la portance locale élevé de ce dernier.

Amplitude de chargement	v_{eq} (%)		ΔF_{1-3} (kN)		F_{max} (kN)		Du	
	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)
$0,25v_y$	10,76	15,46	0,40	99,66				
$0,5v_y$	9,65	26,93						
$0,75v_y$	6,90	19,19						
$1v_y$	6,73	11,98						
$2v_y$	9,46	7,85						
$4v_y$	10,67	5,74						
$6v_y$	10,45	8,31	2,08	70,64	11,98	5,04	8,75	16,3
$8v_y$	11,60	18,22	1,25	80,17				

Tableau 3.5 : Valeurs caractéristiques des tests cycliques pour les assemblages en épicéa

Amplitude de chargement	v_{eq} (%)		ΔF_{1-3} (kN)		F_{max} (kN)		Du	
	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)	Moyenne	C.o.V (%)
$0,25v_y$	9,76	30,85	0,34	84,01				
$0,5v_y$	10,13	14,99						
$0,75v_y$	7,43	20,59						
$1v_y$	7,49	21,71						
$2v_y$	8,86	9,92						
$4v_y$	9,00	12,65						
$6v_y$	8,60	18,84	3,80	46,56	19,03	14,84	6,83	29

Tableau 3.6 : Valeurs caractéristiques des tests cyclique pour les assemblages en chêne

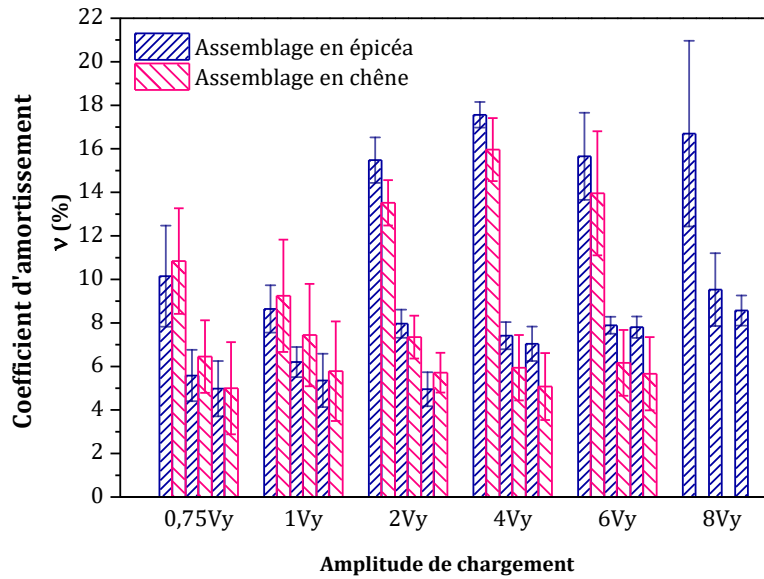


Figure 3.33 : Comparaison des valeurs du coefficient d'amortissement des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement

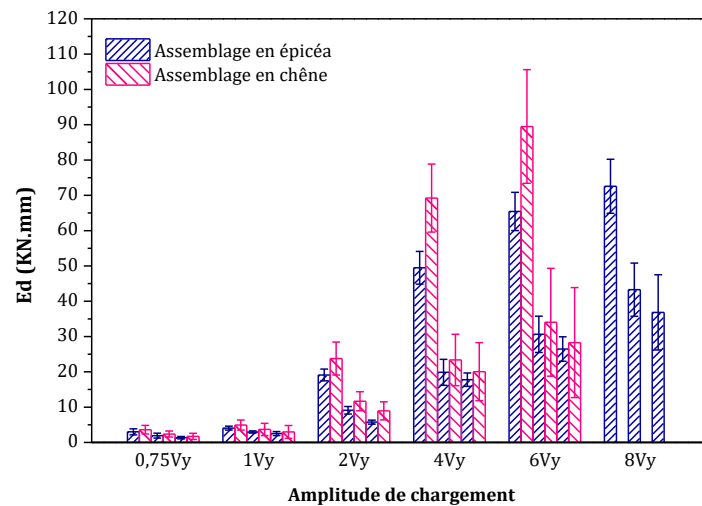


Figure 3.34 : Comparaison des valeurs de l'énergie dissipée des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement

Notons que les niveaux de variabilité sont très élevés et par conséquent il n'est pas facile de tirer des conclusions claires.

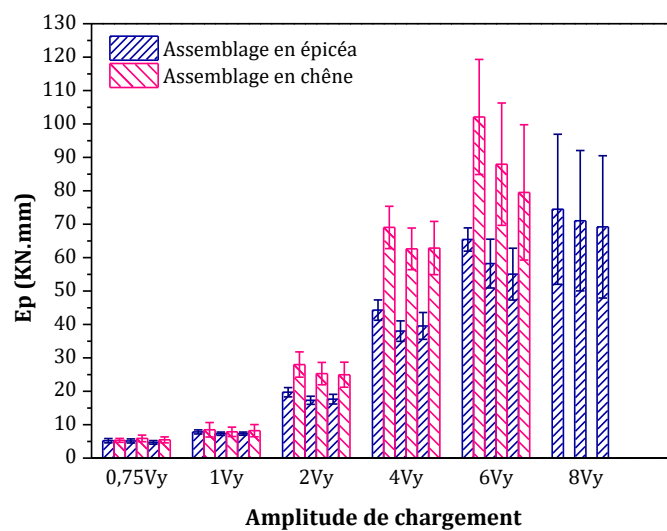


Figure 3.35 : Comparaison des valeurs de l'énergie potentielle des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement

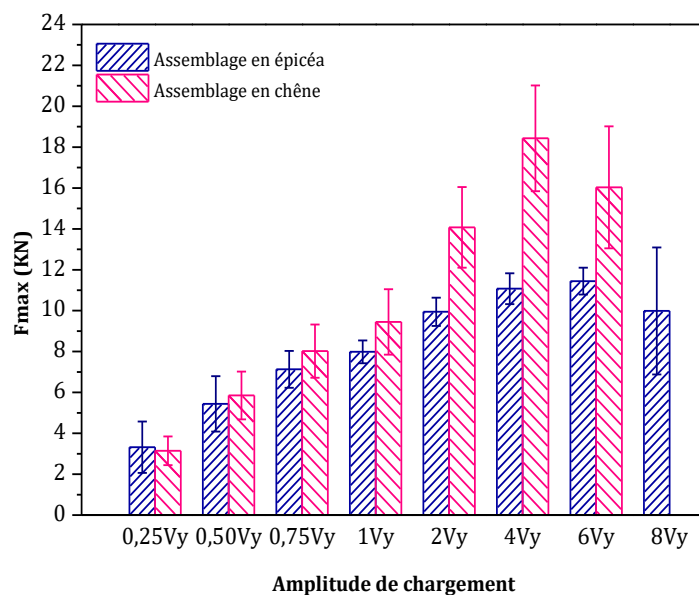


Figure 3.36 : Comparaison des valeurs de la résistance des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement

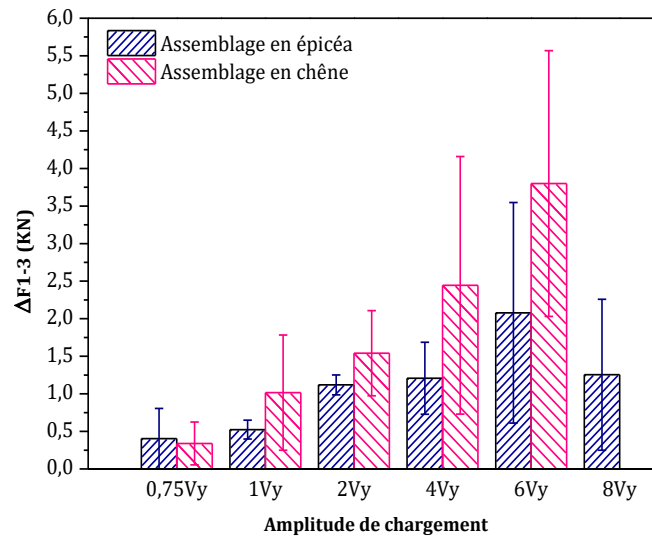


Figure 3.37 : Comparaison des valeurs de la perte de résistance des assemblages en épicéa et en chêne pour différents niveaux de chargement

Modes de rupture :

La figure 3.38 montre les modes de rupture des assemblages en épicéa et en chêne sous charges cycliques. Il est très clair que la rupture se produit au niveau des tourillons par cisaillement combiné avec une rupture des membrure assemblées par compression locale (ovalisation des trous).



(a) EE-TED



(b) ECH-TED

Figure 3.38 : Mode de rupture des assemblages : (a) en épicéa et (b) en chêne

3.5- Tests de flexion 4-points

Après l'étude menée sur les assemblages, des tests mécaniques sont réalisés sur des poutres à trois lamelles assemblées par des tourillons en bois densifié, pour étudier leur performance par rapport à des poutres collées. On distingue des poutres de 1.45 m de long et des poutres de 3.5 m de long.

3.5.1- Poutres à petite échelle

Des tests de flexion 4-points ont été effectués sur des poutres en chêne assemblés par 27 tourillons en bois densifié de 16 mm de diamètre. Des poutres similaires collées, conformément aux exigences de la Norme EN 408 [43] ont également été testées à des fins de comparaisons. La figure 3.39 illustre la géométrie et la disposition des tourillons en bois densifié. Les valeurs de densité des tourillons et des lamelles sont résumées dans le tableau 3.7.

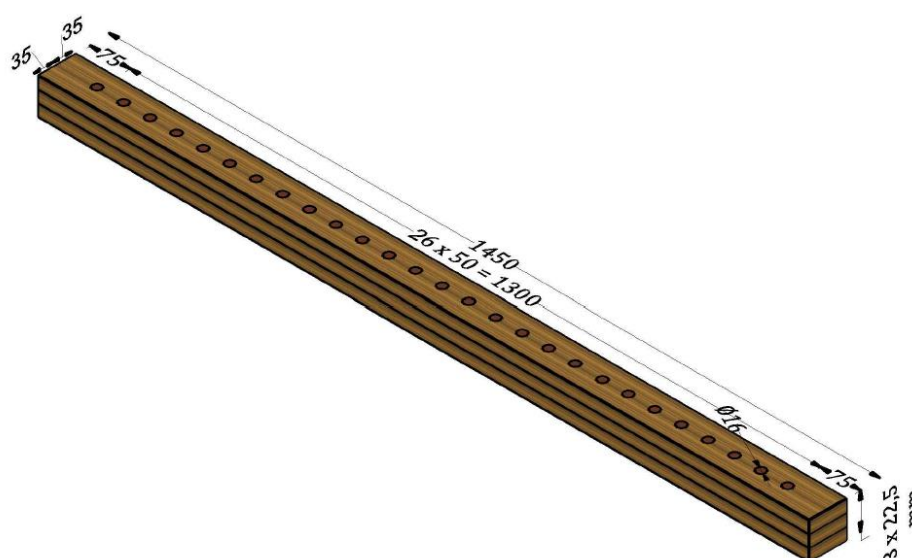


Figure 3.39 : Dimensions des poutres testées en flexion 4-points

	Densité des lamelles (Kg/m ³)		Densité des tourillons (Kg/m ³)	
	Moyenne	C.o.V %	Moyenne	C.o.V %
Poutres collées	642	2,5 %	-	-
Poutres tourillonnées	652	8,7 %	1210	6%

Tableau 3.7 : Valeurs de densité des lamelles et des tourillons

Procédé de fabrication :

Les poutres collées ont été fabriquées conformément à la norme NF EN 14080 [42] , avec un adhésif à base de phénol-résorcinol-formaldéhyde (PRF). Un minimum de colle de 450 g/m^2 a été appliqué pour l'encollage des lamelles.

Concernant les poutres sans colle assemblées par des tourillons en bois densifié, les lamelles ont d'abord été percées avec un diamètre de 16 mm puis maintenues avec des serre-joints (figure 3.40) avant d'introduire les tourillons de 16 mm de diamètre à l'aide d'un marteau.



(a)



(b)

Figure 3.40 : Assemblage des poutres tourillonnées : (a) insertion des tourillons, (b) les tourillons densifiés de 16 mm de diamètre

Méthode :

Les tests de flexion 4-points (Figure 3.41) ont été menées sur les poutres collées (PC) et les poutres tourillonnées (PT) suivant le protocole de chargement préconisé par la norme EN 408 [43]. On s'intéresse à la capacité de résistance maximale, la rigidité effective et à la ductilité.

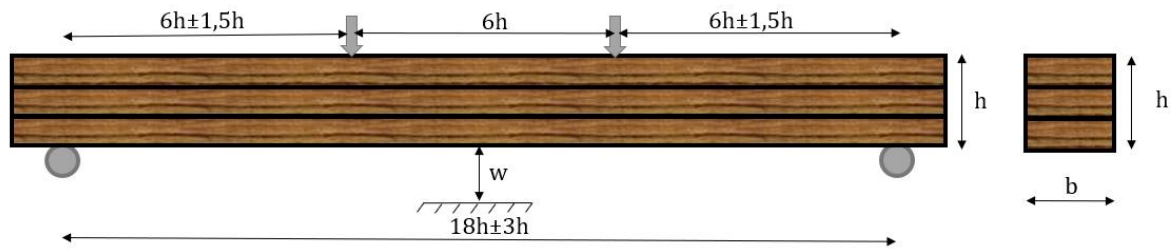


Figure 3.41 : Dispositif des tests de flexion 4-points selon les exigences de la norme EN 408 [43]

A partir de la partie linéaire des courbes force-flèche, la rigidité effective en flexion $(EI)_{\text{eff}}$ est calculée en exploitant la formule de la flèche théorique dans le cas d'une flexion 4-point :

$$\Delta w = \frac{\Delta F \cdot a}{24 (EI)_{\text{eff}}} (3L^2 - 4a^2) \quad (3.11)$$

où :

- ΔF et Δw , sont les variations de force et de flèche entre $0,1F_{\text{max}}$ et $0,4F_{\text{max}}$
- a est la distance entre le chargement et le support le plus proche
- L est la travée de la poutre.

La ductilité est prise comme étant le ratio entre la flèche maximale, w_{max} à rupture et la flèche élastique w_e suivant l'équation (3.12) :

$$D_u = \frac{w_{\text{max}}}{w_e} \quad (3.12)$$

Des capteurs de déplacements ont été utilisés pour enregistrer la flèche au milieu de la poutre. La teneur en humidité des poutres était de 12% environ, elles ont été conditionnées dans une chambre climatique à température 20°C et d'humidité relative égale à 65% pendant plus que trois mois. La

Figure 3.42 montre le dispositif expérimental utilisé en flexion 4-point.

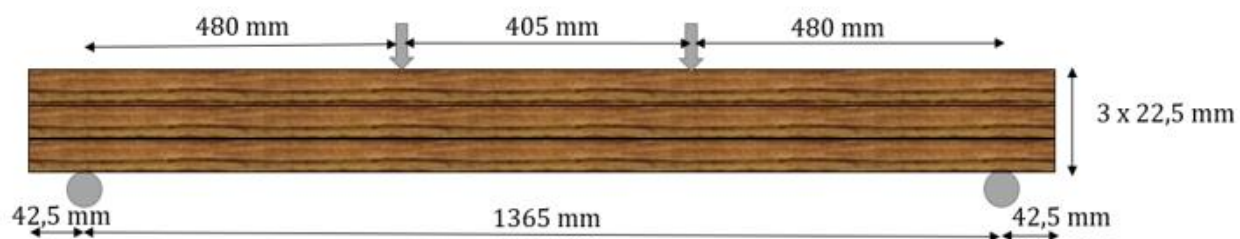


Figure 3.42 : Dispositif expérimental des tests en flexion 4-points

Résultat :

La figure 3.43 montre les courbes force-flèche issues des tests de flexion 4-points pour les poutres tourillonnées (PT) et pour les poutres collées (PC).

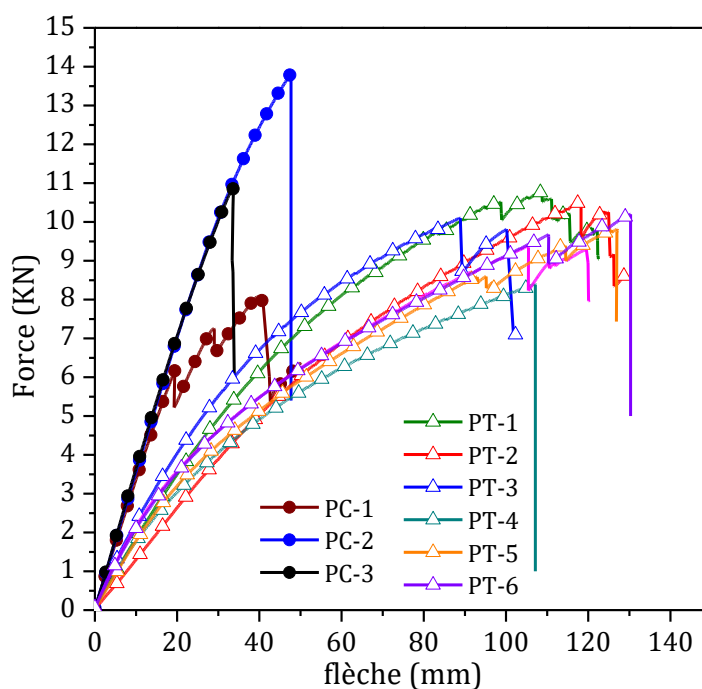


Figure 3.43 : Comparaison des courbes force-flèche des poutres tourillonnées (PT) et des poutres collées (PC)

Les valeurs de résistance en flexion, de la rigidité effective et de la ductilité sont synthétisées en figure 3.44, incluant la variabilité.

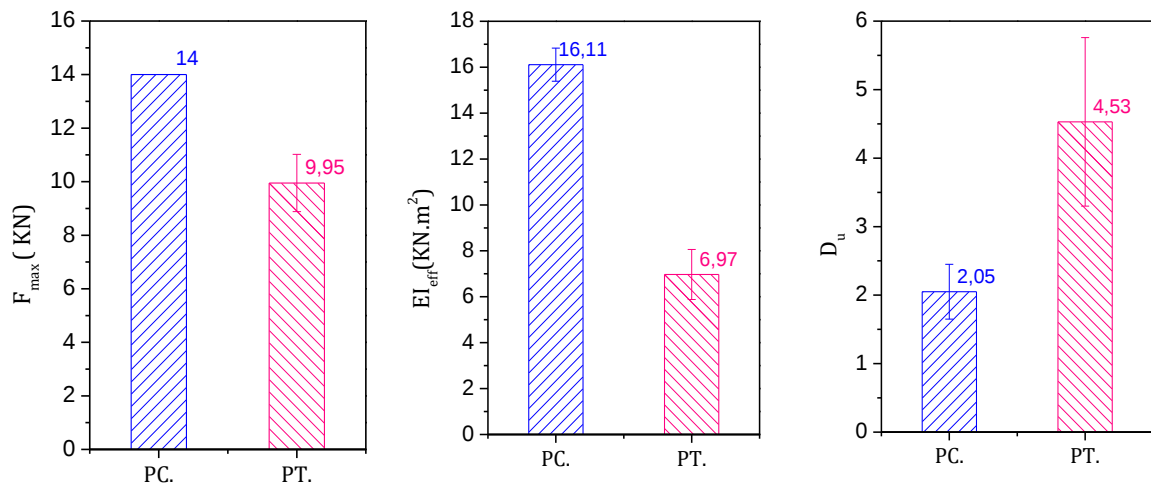


Figure 3.44 : Comparaison des valeurs moyennes caractéristiques des poutres collées et des poutres tourillonnées

En comparant les courbes des poutres tourillonnées et des valeurs moyennes des caractéristiques de rigidité et de résistance, on constate que les poutres collées présentent une rigidité et une capacité portante supérieures à celles des poutres tourillonnées. Cependant, la ductilité des poutres tourillonnées est beaucoup plus élevée que celle des poutres collées qui ont une rupture fragile. La ductilité supérieure peut être expliquée par l'énergie dissipée par le glissement relatif entre les couches (lamelles) impliquant le cisaillement des tourillons et l'ovalisation des trous des lamelles. Cette caractéristique est importante dans la conception des ouvrages de génie civil, en particulier dans le cas de structures à ossature (colonne) permettant de dissiper de l'énergie lors de charges horizontales, telles que l'action sismique.

Le mode de rupture des poutres collées est amorcé par traction longitudinale de la partie inférieure, tendue, et la fissure se propage suivant la direction longitudinale de la même lamelle ou bien à l'interface collée (Figure 3.45). Le mode de rupture des poutres tourillonnées, cependant, est amorcé par traction longitudinale de la lamelle inférieure tendue accompagné d'une séparation des lamelles à fur et à mesure de la charge augmente (Figure 3.46) ainsi que le glissement relatif des lamelles.



Figure 3.45 : Mode de rupture des poutres collées

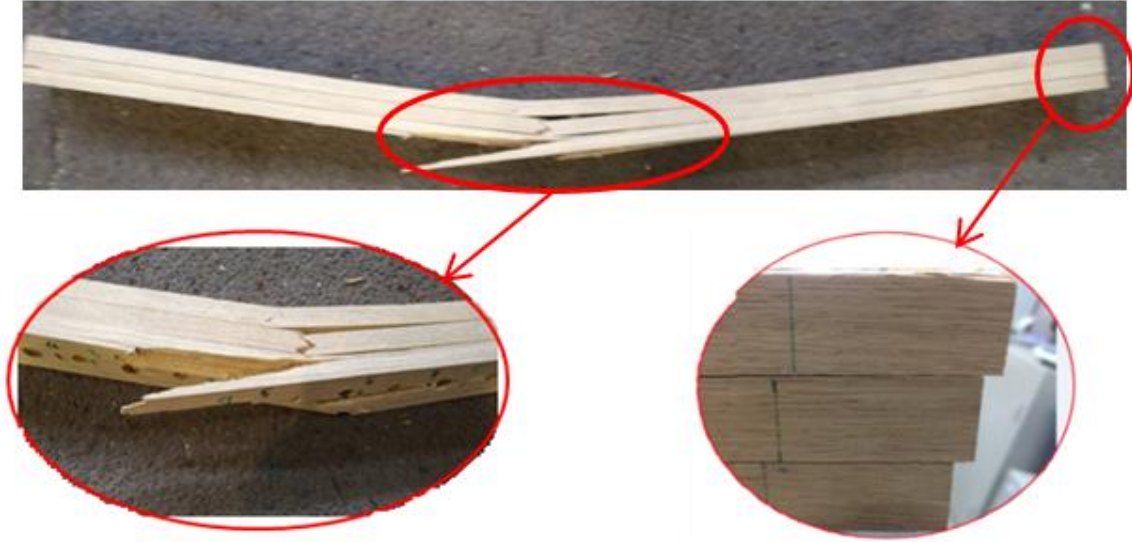


Figure 3.46 : Mode de rupture des poutres tourillonnées (PT)

Calcul de la rigidité effective en utilisant la méthode γ :

D'après l'annexe B de l'Eurocode 5 [44], la rigidité en flexion effective des poutres à trois couches à connections imparfaites peut être estimée en appliquant la formule suivante :

$$EI_{\text{eff}} = \sum (E_i \cdot I_i + \gamma_i \cdot E_i \cdot A_i \cdot e_i^2) \quad (3.13)$$

où :

- EI_{eff} : La rigidité effective en flexion ;
- E_i est le module de Young longitudinal de la lamelle "i" ;
- I_i est l'inertie de la lamelle 'i'.

$$I_i = \frac{b_i h_i^3}{12} \quad (3.14)$$

- A_i est la section transversale de la lamelle 'i' .

$$A_i = b_i h_i \quad (3.15)$$

- e_i est la distance entre l'axe neutre de la lamelle 'i' par rapport à l'axe neutre de la poutre.
- γ_i est le coefficient caractérisant le glissement à l'interface des lamelles (connexion semi-rigide). Il est calculé en fonction de la valeur du module de glissement K_{ser} suivant la formule :

$$\gamma_i = \frac{1}{\left[1 + \frac{(\pi^2 \cdot E_i \cdot A_i \cdot s)}{K_{\text{ser}} \cdot L^2} \right]} \quad \text{pour } i = 1 \text{ et } i = 3 \quad (3.16)$$

$$\gamma_i = 1 \text{ pour } i = 2 \quad (3.17)$$

où :

- s est l'espacement entre les connecteurs (tourillons) ;
- K_{ser} est le module de glissement déterminé selon la Norme EN 26891[53] ;
- L est la travée de la poutre.

En prenant $\gamma_i = 1$ et $= 0$, la rigidité effective est estimée pour une connexion parfaite et pour une autre sans aucune interaction. A partir de la formule théorique de la flèche dans le cas d'une flexion 4-points (équation 3.9), les courbes théoriques, dans le domaine élastique, pour les deux types de connexion sont illustrées en figure 3.47 et comparées aux résultats expérimentaux (Figure 3.47). L'efficacité de la connexion semi-rigide est alors égale à 74% en exploitant la relation (3.18).

$$\text{Efficacité \%} = 1 - \frac{\text{flèche}_{\text{connexion rigide}} - \text{flèche}_{\text{connexion semi-rigide}}}{\text{flèche}_{\text{connexion rigide}} - \text{flèche}_{\text{sans interaction}}} \times 100 \% \quad (3.18)$$

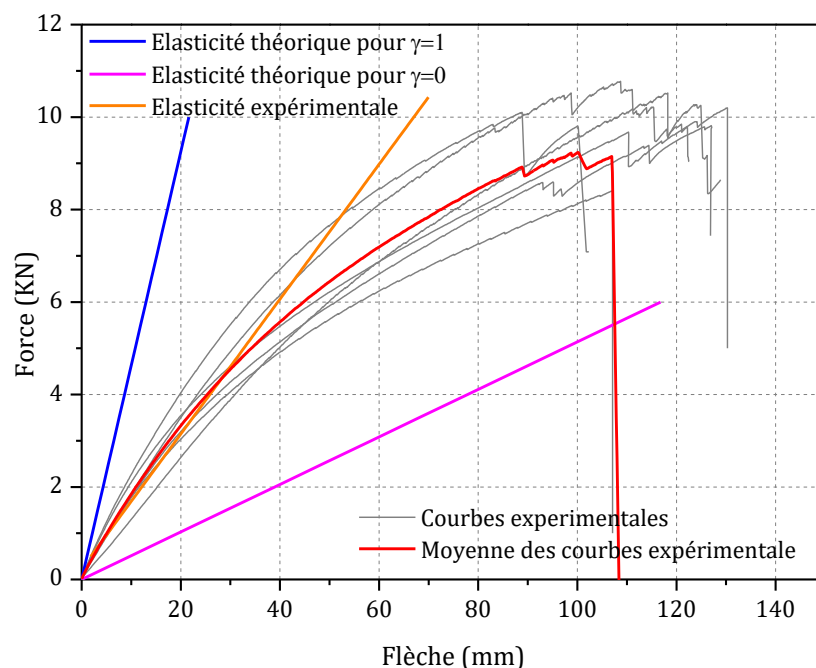


Figure 3.47 : Comparaison des courbes élastiques théoriques des comportements limites des poutres sans connexion et avec connexion rigide

3.5.2- Poutres à grande échelle

D'autres tests de flexion ont été réalisés sur des poutres à grandes échelle composées de trois lamelles en chêne de longueur de 3.2 m et de section 150 mm x 150 mm. Trois poutres collées et quatre poutres tourillonnées ont été testées selon la norme EN 408 [43]. Trois configurations de poutres tourillonnées ont été fabriquées avec des tourillons de 16 mm de diamètre et d'espacement de 80 mm. La disposition des tourillons respectent les exigences de l'Eurocode 5 [44] en ce qui concerne les espacements des connecteurs métalliques. La figure 3.48 et le tableau 3.8 montrent les espacements et les distances de rives et d'extrémités adoptées en fonction du diamètre, d , du tourillon.

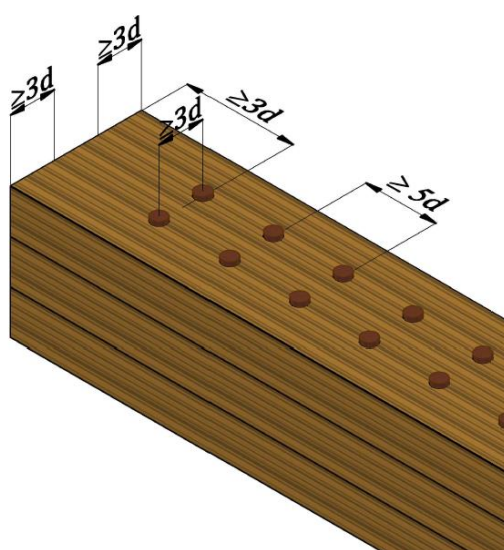


Figure 3.48 : Disposition des tourillons en deux rangées

Distances adoptées (pour $d=16$ mm)			
Parallèle aux grains	Perpendiculaire aux grains	Distance d'extrémité	Distance de rive
80 mm = $5d$	50 mm $\geq 3d$	50mm $\geq 3d$	50mm $\geq 3d$

Tableau 3.8 : Distances et espacements adoptés pour l'assemblage des poutres à grande échelle

On distingue une poutre avec des tourillons droits (PT-D), deux poutres avec des tourillons inclinés (PT-V), et une poutre tourillonnée avec des tourillons inclinés croisés (PT-X). Les figures 3.49, 3.50 et 3.51 montrent les dimensions et la disposition des tourillons dans les poutres tourillonnées testées en flexion 4-points. Les résultats de ces tests sont comparés aux résultats des tests réalisés sur les trois poutres collées de mêmes dimensions.

La densité des lamelles en chêne est indiquée dans le tableau 3.9, la densité des tourillons en bois densifié est d'environ 1250 Kg/m³.

Poutre collée	Densité (Kg/m ³)	Poutre Tourillonnée	Densité (Kg/m ³)
PC-1	663,80	PT-D	677,29
PC-2	728,42	PT-X	731,54
PC-3	766,69	PT-V1	765,08
		PT-V2	732,78

Tableau 3.9 :Densité des poutres en chêne collées et tourillonnées

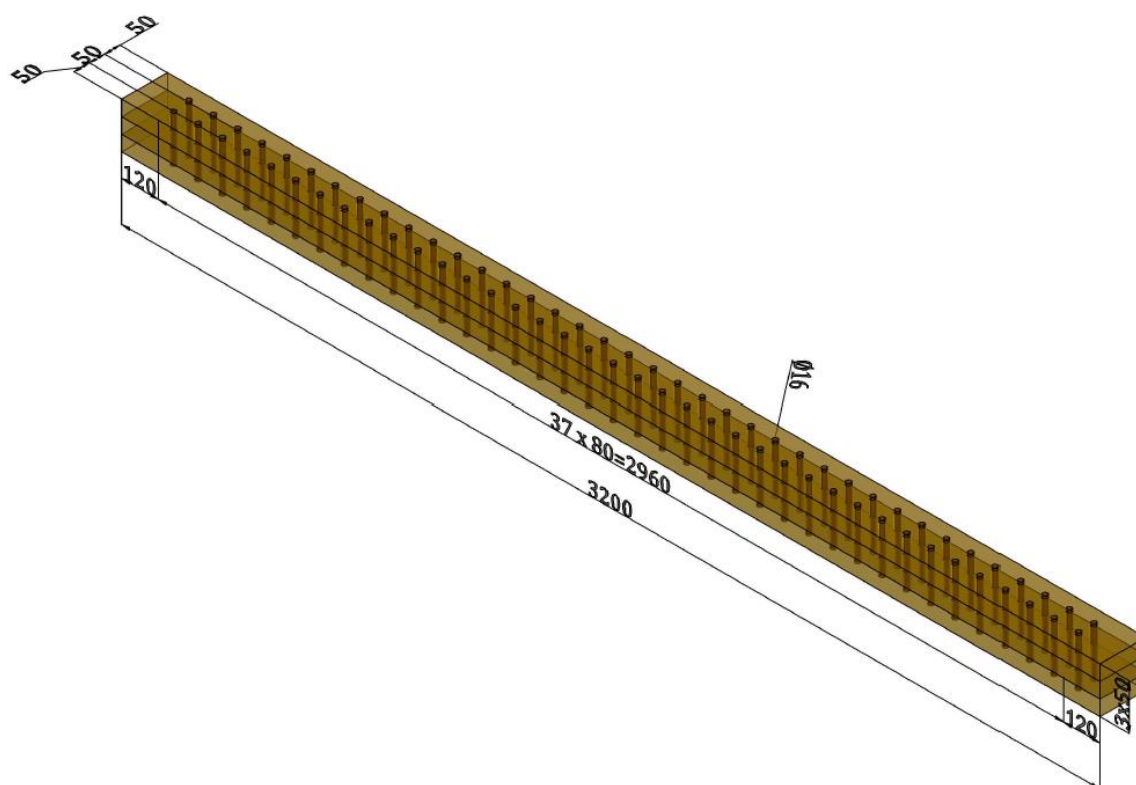


Figure 3.49 : Poutre tourillonnée (PT-D)

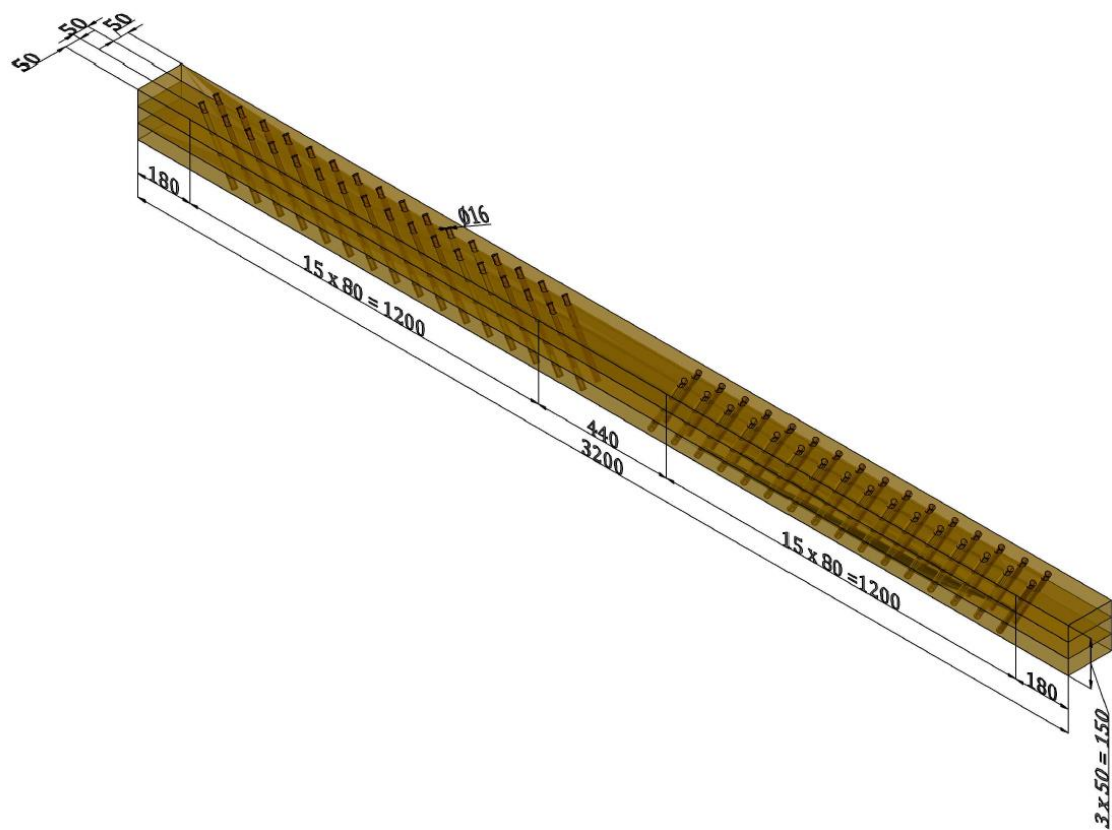


Figure 3.50: Poutre tourillonnée (PT-V)

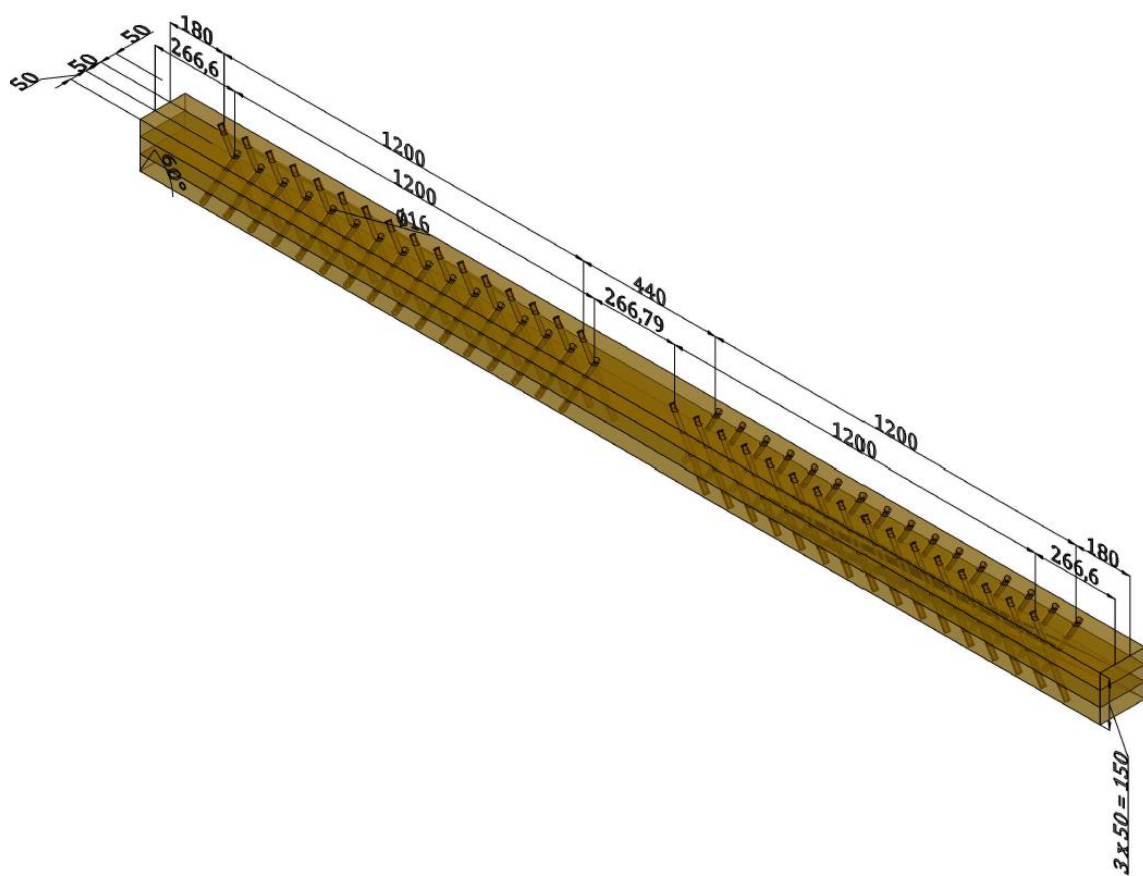


Figure 3.51 : Poutre tourillonnée (PT-X)

Le dispositif expérimental en flexion 4-points pour les grandes poutres est illustré en figures 3.52 et 3.53.

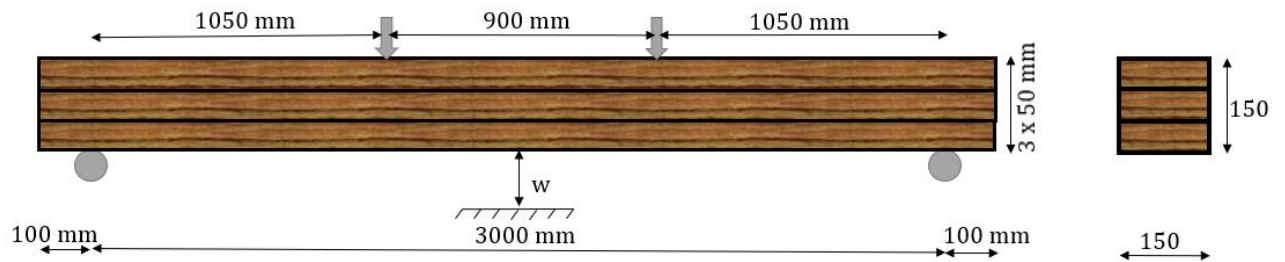


Figure 3.52 : Schéma descriptif des tests de flexion 4-points



Figure 3.53 : Montage expérimental des tests de flexion 4-points pour les poutres à grande échelle

Résultat :

La figure 3.54 montre les courbes force-flèche des tests de flexion effectués sur les poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D, PT-X, PT-V1, PT-V2). A partir de la partie linéaire des courbes de flexion, la rigidité en flexion effective $(EI)_{\text{eff}}$ est calculée à partir de la formule de la flèche théorique de la flexion 4-point conformément à l'équation 3.11. La résistance en flexion, la flèche à la rupture, et la rigidité effective des poutres collées et tourillonnées sont présentées en figures 3.55, 3.56 et 3.57.

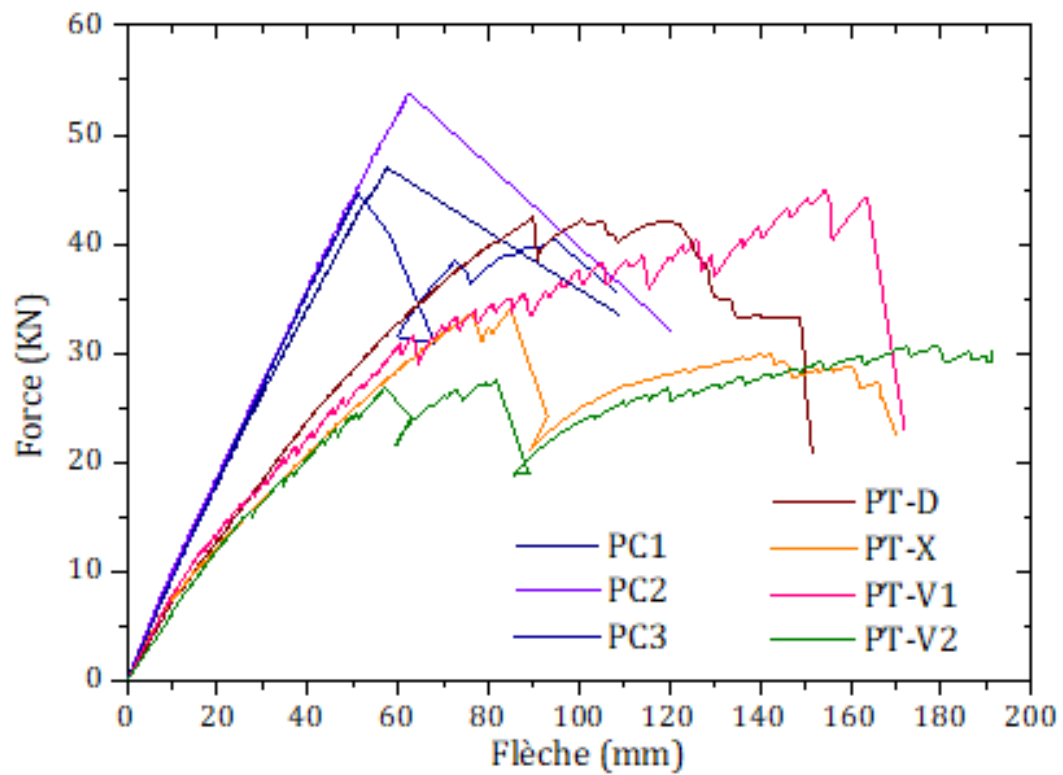


Figure 3.54 : Courbes force-flèche des poutres à grande échelle

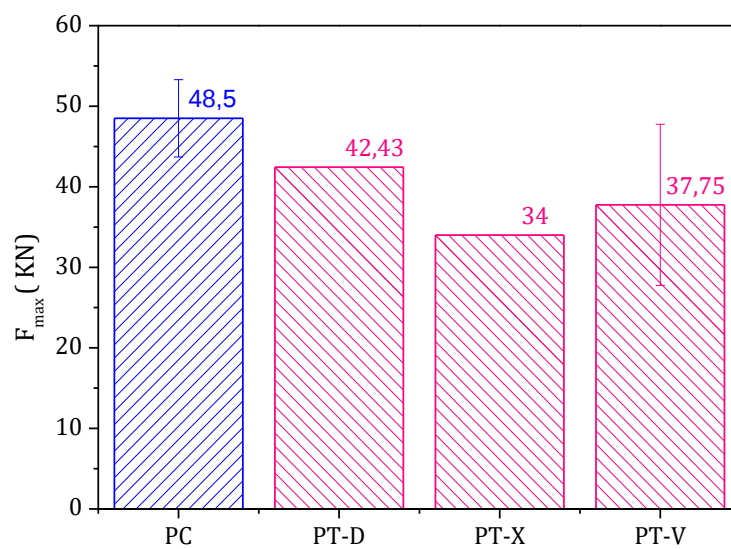


Figure 3.55 : Comparaison de résistance des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D , PT-V, PT-X)

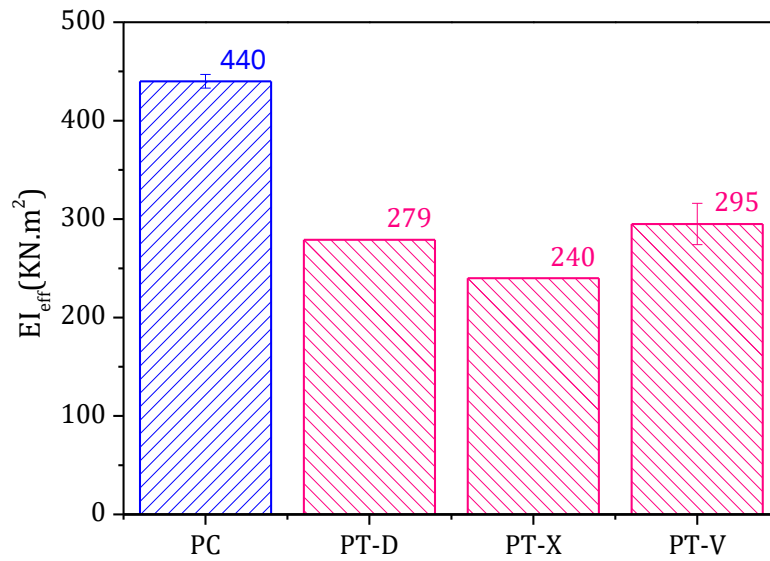


Figure 3.56 : Comparaison de la rigidité effective des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D, PT-V, PT-X)

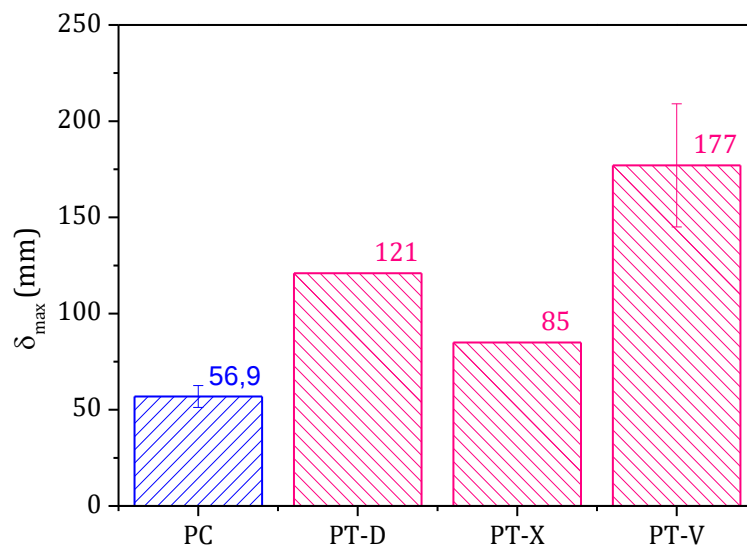


Figure 3.57 : Comparaison de la flèche maximale à rupture des poutres collées (PC) et tourillonnées (PT-D, PT-V, PT-X)

Les résultats obtenus des tests de flexion sur les poutres à grande échelle sont semblables à ceux obtenus pour les tests à petite échelle. En se basant sur les courbes force-flèche et les valeurs moyennes des caractéristiques mécaniques présentées dans les figures 3.55 – 3.57, on constate qu'en termes de résistance, la résistance des poutres tourillonnées est comparable aux poutres collées, les deux poutres PT-D et PT-V1 ont une résistance de 42 kN et 45 kN, respectivement, ainsi leur résistance représente 86,6% et 92% de la capacité portante des poutres collées. En termes de rigidité, la valeur de la rigidité effective des poutres tourillonnées atteint 63% environ comparée à la rigidité des poutres collées, tandis que la ductilité des poutres tourillonnées est plus

importante, et par conséquent la flèche à la rupture atteint le double par comparaison à la flèche obtenue dans le cas des poutres collées.

Les modes de rupture des différentes configurations de poutres testées sont présentés dans les figures 3.58 à 3.61. Les poutres collées présentent une rupture en traction de la lamelle inférieure tendue qui se propage dans la direction longitudinale (Figure 3.58).



Figure 3.58 : Mode de rupture observé dans le cas des poutres collées PC

En raison de l'hétérogénéité du bois, la présence de nœuds dans la partie tendue des lamelles contribue à l'amorçage de la rupture. La rupture des poutres tourillonnées (PT) se produit de manière similaire à celle observée dans le cas des poutres à petite échelle (Figure 3.46, Figures 3.59-3.61).



Figure 3.59 : Mode de rupture de la poutre tourillonnée PT-D

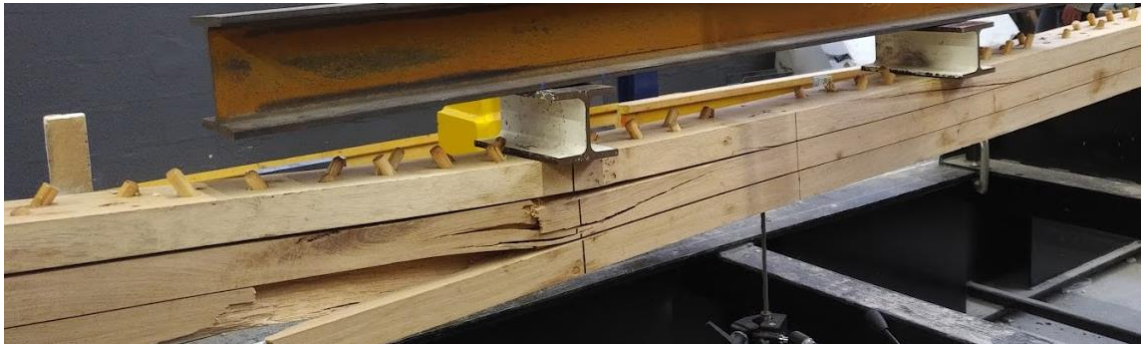


figure 3.60 : Mode de rupture de la poutre PT-X



Figure 3.61 : Mode de rupture des poutres PT-V

En revanche, il a été observé une ouverture des lamelles avec un glissement relativement importants des tourillons (arrachement des tourillons) dans le cas des tourillons inclinés, par comparaison aux tourillons insérés perpendiculairement au plan de cisaillement. On peut conclure que les tourillons inclinés ne développent pas suffisamment de force de frottement pour faire face aux forces d'arrachement générées. En effet, les gonflements des tourillons densifiés

(comportement à mémoire de forme) n'ont pas été activé vu que les poutres ont été stockées dans un milieu sec.

3.6- Tests de flexion sur les panneaux

Des tests de flexion ont été réalisés sur des panneaux lamellés contre-croisés CLT composés par trois lamelles contre-croisées en chêne et assemblées par des tourillons en épicéa densifié de diamètre 16 mm. Le choix des dimensions des panneaux est conforme aux recommandations de la norme 16351[45]. La figure 3.62 illustre les exigences de la norme EN 16351[45] en ce qui concerne les dimensions des panneaux CLT et des lamelles constitutives. La répartition des tourillons en bois densifié est réalisée en tenant compte des espacements minimaux recommandés par l'Eurocode 5 [44] pour les broches en acier. Au total 84 tourillons, de diamètre 16 mm et de longueur 75 mm, ont été utilisés pour assembler des panneaux de longueur 2.1 m, de largeur 0.45 m et d'épaisseur 0.075 m.

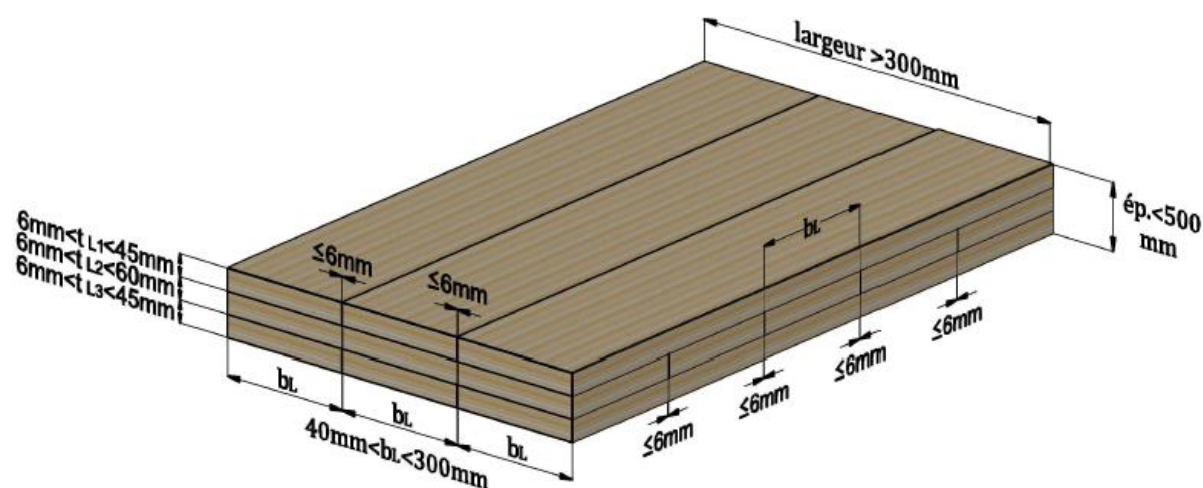


Figure 3.62 : Exigences de la norme EN16351 sur les dimensions des panneaux CLT [45]

L'assemblage a été effectué après perçage des lamelles de 16 mm de diamètre, en maintenant les lamelles attachées par des vis métalliques, l'insertion des tourillons densifiés a été réalisée manuellement à l'aide d'un marteau. La figure 3.63 montre les panneaux tourillonnés assemblés. On distingue des panneaux avec ou sans rainures et languettes entre les lamelles (Figure 3.64).

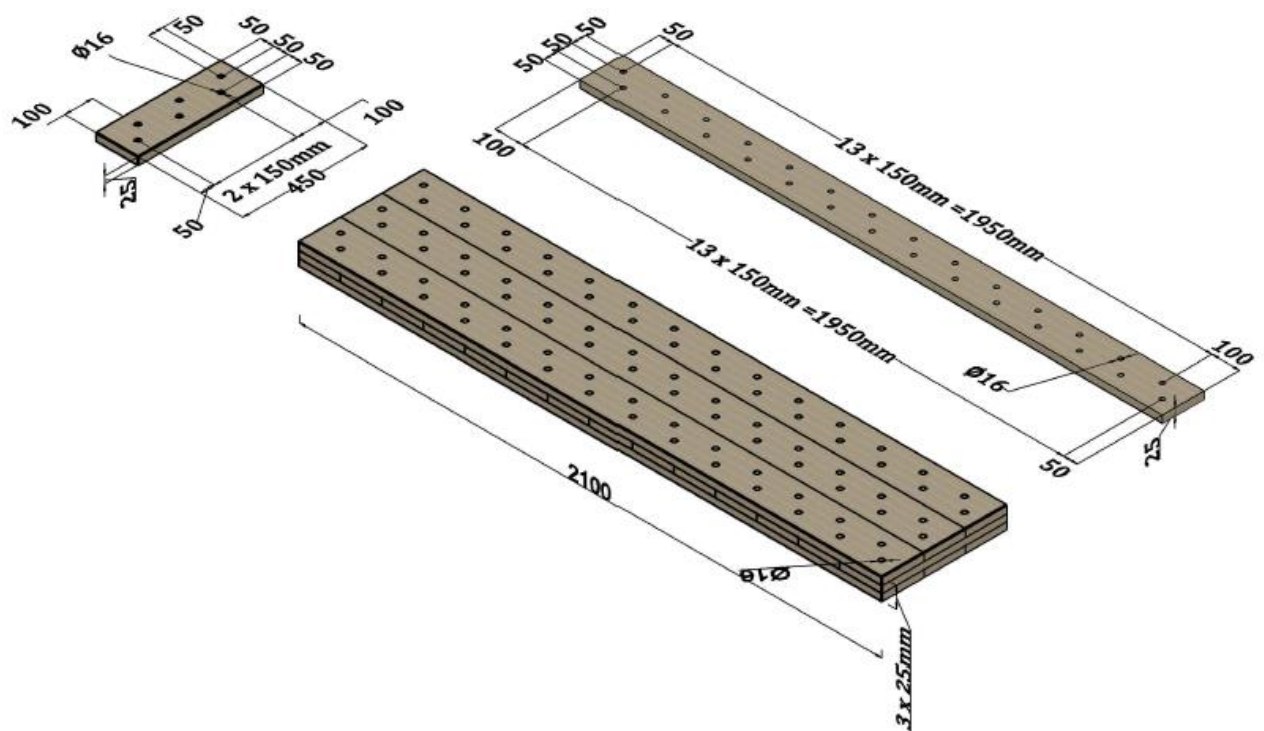


Figure 3.63 : Dimensions des panneaux tourillonnés avec la répartition des tourillons en bois densifié



Figure 3.64 : Les panneaux tourillonnés fabriqués

Le dispositif expérimental des tests en flexion 4-points est donné en figure 3.65.

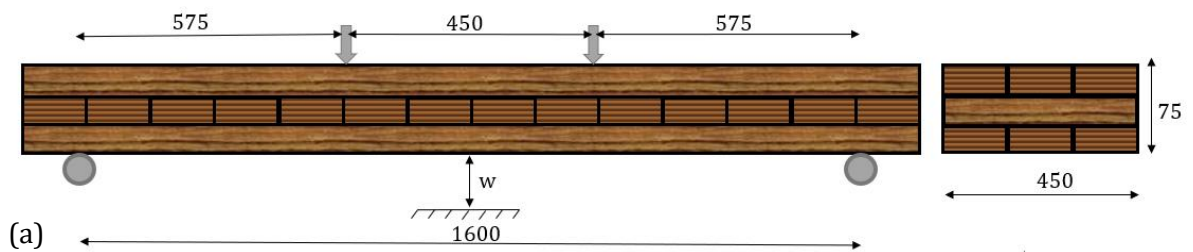


Figure 3.65 : Test de flexion 4-points sur les panneaux CLT : (a) Description géométrique ;
(b) Dispositif expérimental

Méthode :

Des tests de flexion 4-points ont été menés sur panneaux CLT tourillonnés selon les exigences de la norme EN 16351[45]. A partir de la partie linéaire des courbes force-flexion, la rigidité effective en flexion $(EI)_{\text{eff}}$ est calculée à partir de la formule de la flèche théorique en flexion 4-point :

$$\Delta w = \frac{\Delta F \cdot a}{24 (EI)_{\text{eff}}} (3L^2 - 4a^2) \quad (3.19)$$

où :

- $\Delta F, \Delta w$, sont les incréments de force et de flèche entre $0,1F_{\text{max}}$ et $0,4 F_{\text{max}}$
- a est la distance entre le point d'application du chargement et le support le plus proche.
- L est la travée de la poutre.

Des capteurs de déplacements ont été utilisés pour enregistrer la flèche au milieu de chaque panneau.

Résultats :

La figure 3.66 montre les courbes force-flèche pour les panneaux CLT avec et sans rainures. Il est très clair que le comportement des deux configurations est similaire et par conséquent la présence des rainures et languettes n'a aucune influence. La figure 3.67 résume les valeurs moyennes des caractéristiques de rigidité et de résistance, incluant l'écart-type.

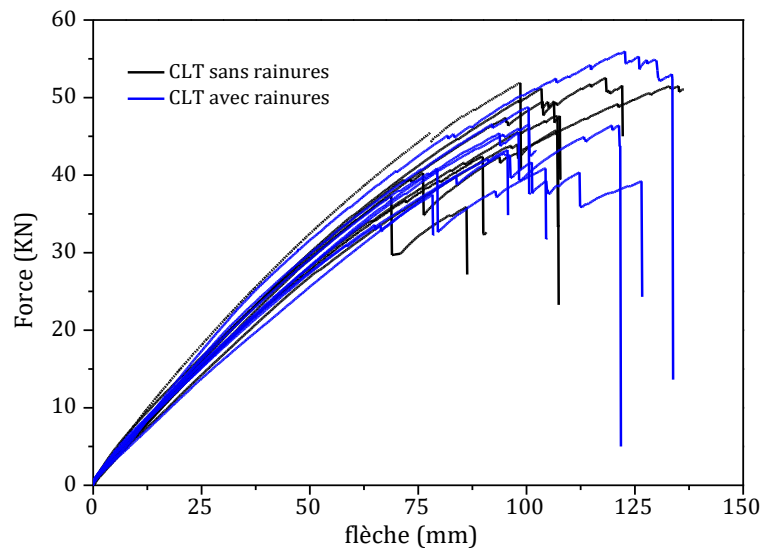


Figure 3.66 : Courbes force-flèche des tests de flexion pour les panneaux CLT avec ou sans rainures

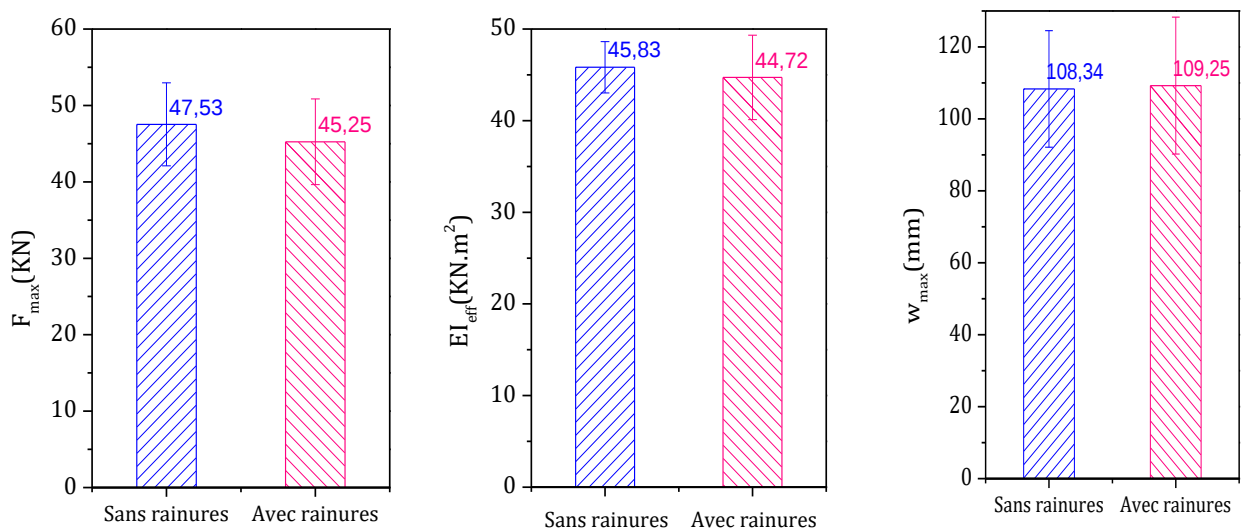


Figure 3.67 : Résultats des tests de flexion 4-points pour les panneaux CLT

En ce qui concernant le mode de rupture, les panneaux présente une rupture globalement similaire à celle observée dans le cas des poutres à trois lamelles (Figure 3.68). Contrairement aux

panneaux conventionnels collés, le cisaillement roulant des lamelles transversales n'a pas été observé.



Figure 3.68 : Mode de rupture des panneaux CLT en flexion 4-point

3.7- Conclusion

Dans cette partie, des tourillons en bois d'épicéa obtenus par densification thermomécanique, jusqu'à un ratio de compression de 68%, ont été utilisés pour fabriquer des assemblages structuraux et des produits d'ingénierie sans colle qui sont testés expérimentalement. Tout d'abord, les caractéristiques mécaniques du bois densifié ont été évaluées et montrent des résultats intéressants. Le module d'élasticité global et le module de rupture et la densité du bois densifié ont été considérablement améliorés, respectivement, de 1,68 fois, 2,16 fois et de 2,6 fois. Les essais de cisaillement double réalisés sur les assemblages ont montré des valeurs caractéristiques de résistance et de rigidité intéressantes. En termes de résistance, les assemblages réalisés à l'aide des tourillons en bois densifié sont comparables aux assemblages similaires assemblés par des broches métalliques de 12 mm de diamètre [57]. La comparaison entre les assemblages en chêne et en épicéa a montré que les assemblages en chêne ont des valeurs de résistance et de rigidité beaucoup plus élevées, mais une ductilité inférieure, par comparaison aux assemblages en épicéa. Dans tous les cas, le mode de rupture prédominant est le cisaillement des tourillons en bois. Par ailleurs, contrairement aux assemblages par broches

métalliques [57], l'utilisation des tourillons en bois densifié ne provoque pas de fendage membrures assemblées.

Concernant les poutres à connexions semi-rigides, les résultats des tests de flexion montrent une résistance à la flexion acceptable par rapport aux mêmes poutres collées, cependant, la rigidité effective en flexion ne représente que la moitié de celle relevée pour les poutres collées équivalentes.

CHAPITRE 4 : Modélisation par éléments finis

4.1- Introduction

Le développement de travaux de recherche sur le comportement mécanique du bois apparaît comme un domaine en forte émergence, ces dernières années, compte tenu du contexte actuel et futur marqué par les préoccupations de protection de l'environnement et par les concepts du développement durable, avec des résultats particulièrement intéressants dans le domaine du bâtiment (enveloppe et structure du bâtiment, les énergies renouvelables, l'écoconstruction, etc.). Compte tenu de la multiplicité des sujets dans ce domaine et la complexité du matériaux bois, un état précis des connaissances sur l'ensemble est délicat. Nous nous limiterons donc volontairement à l'aspect comportement mécanique du bois en tant que matériau solide. Dans cette section, on aborde la description de la structure anatomique du bois, les approches de modélisation les plus utilisées dans la littérature, en passant de manière succincte sur les propriétés physiques. Ensuite, nous décrivons le modèle éléments finis développé et implémenté dans le code Abaqus. Les résultats numériques du modèle développé ont été confrontés aux résultats d'essais réalisés dans le chapitre précédent. Enfin, une étude paramétrique est menée en utilisant le modèle développé pour étudier les paramètres influents sur le comportement mécanique des produits sans colle développés, dans l'objectif d'améliorer leur conception.

4.2- Bois-généralités

4.2.2- Comportement mécanique du bois (observations expérimentales)

En termes de comportement mécanique, le bois est un matériau cellulaire complexe : orthotrope, fortement anisotrope (Figure 4.1) et présente un comportement fragile en traction transversale, en cisaillement et en traction longitudinale, tandis qu'en compression il présente un comportement ductile.

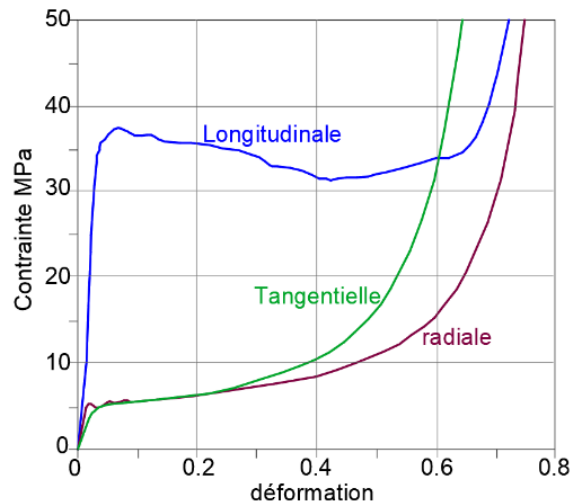


Figure 4.1 : Comportements types du bois en compression dans les différentes directions

4.2.2.1- Comportement en compression

Le comportement du bois en compression sous charge statique est très largement étudié dans la littérature. Plusieurs auteurs ont étudié de manière expérimentale les mécanismes de rupture en compression radiale, tangentielle et longitudinale (Reiterer et al. (2001) [62], Gibson et Ashby (1997) [59]). Contrairement à la compression longitudinale, les comportements en compression radiale et tangentielle présentent un plateau quasi-horizontale dû à l'effondrement plastique de sa structure cellulaire (Figure 4.2), semblable à celui des mousses métalliques.

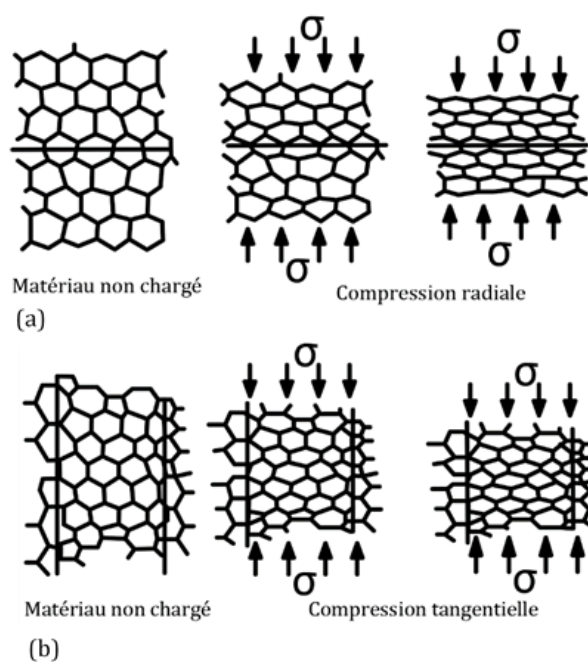


Figure 4.2 : Effondrement de la structure cellulaire : (a) en compression tangentielle, (b) en compression radiale

La déformation se localise sous forme de strates tandis que le reste du matériau reste intact (déformations localisées). Une déformation plastique plus importante produit une densification des cellules effondrées ce qui conduit à une augmentation rapide de la contrainte qui tend alors vers l'infini pour un certain niveau de déformation. Par ailleurs, le comportement post-élastique en compression longitudinale se traduit par une rupture quasi-brutale.

Quant au mode de rupture en compression longitudinale, il est généralement induit par la combinaison de la traction transversale (décohésion des fibres) et le cisaillement (Figure 4.3) (Reiterer et al. (2001)[62]).

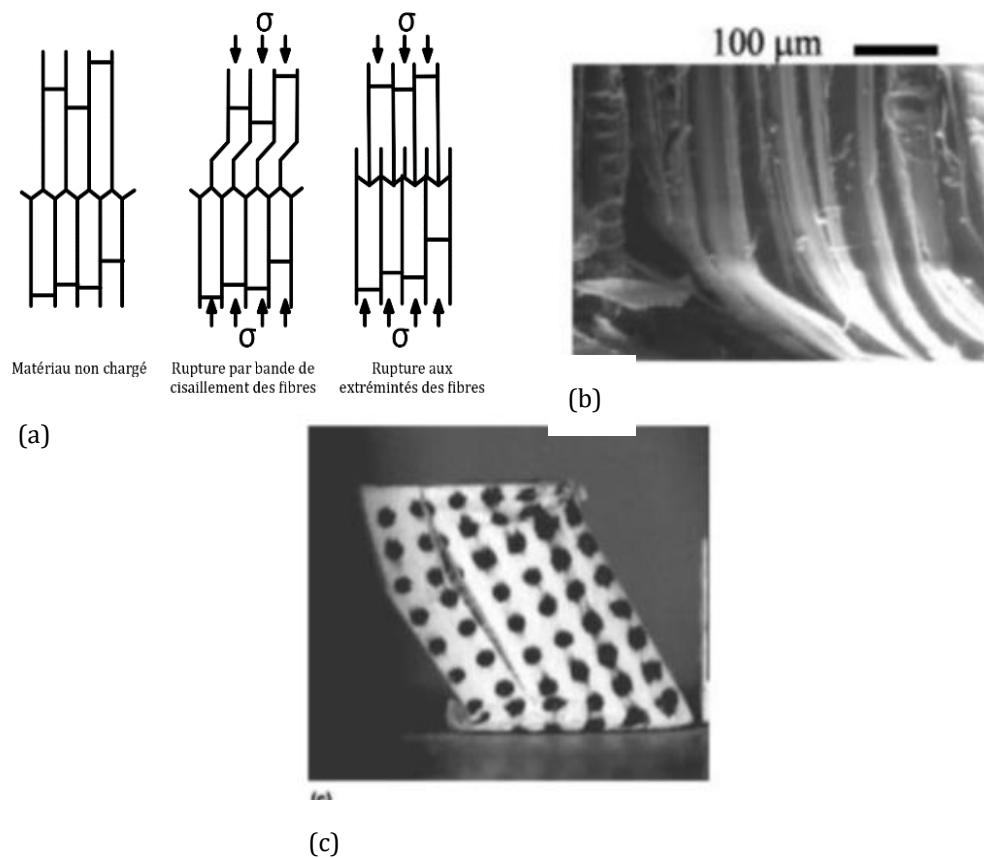


Figure 4.3 : Modes de rupture en compression longitudinale

Dans le cas des éprouvettes élancées, on observe également un flambement local des fibres induisant une localisation de la déformation sous forme d'une bande à 45° environ [63] (Figure 4.4).

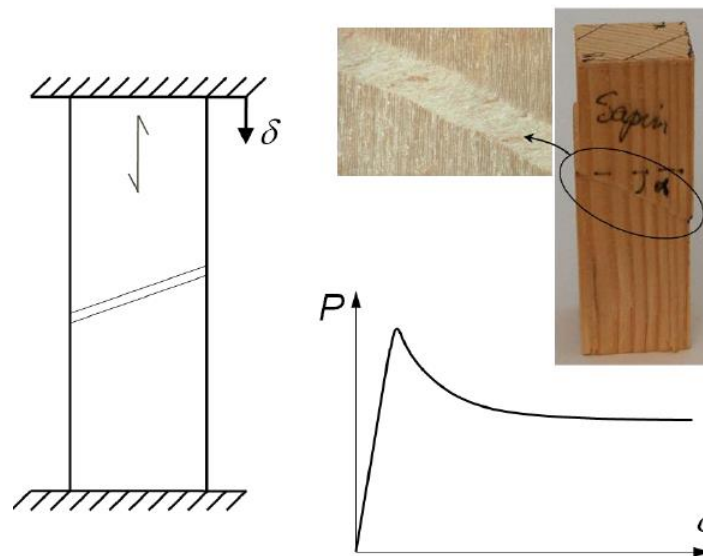


Figure 4.4 : Illustration du flambement local des fibres en compression longitudinale [63]

4.2.2.2- Comportement en traction

La rupture du bois en traction est brutale. On distingue la traction longitudinale (parallèle aux fibres) (Figure 4.5) et la traction transversale (perpendiculaire aux fibres) (Figure 4.6). La contrainte limite de traction longitudinale est très élevée comparée à celle de la traction transversale.

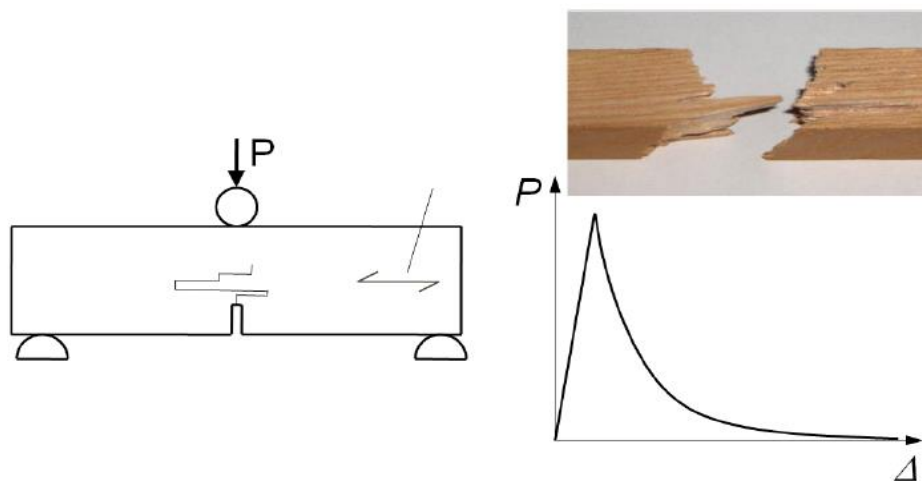


Figure 4.5 : Mode de rupture en traction longitudinale

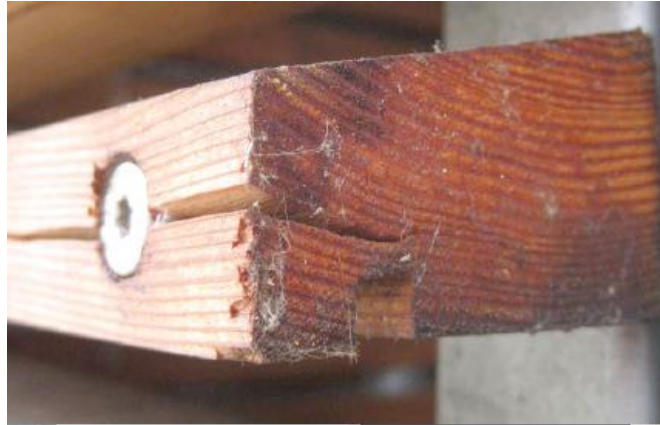


Figure 4.6 : Mode de rupture en traction transversale

4.2.2.3- Comportement en cisaillement

La rupture en cisaillement se produit également de manière brutale. Elle est caractérisée par une faible contrainte (allant de 2 à 7 MPa), selon les essences. Les observations expérimentales montrent que le cisaillement parallèle aux fibres se produit généralement par rupture d'adhérence entre le bois d'été et le bois de printemps (Figure 4.7).

On distingue le cisaillement longitudinal (parallèle aux fibres), transversal (perpendiculaire aux fibres) (Figure 4.8) et le cisaillement roulant. Toutefois, en pratique on utilise la valeur de résistance du cisaillement longitudinal (parallèle aux fibres), la plus faible (ou défavorable) comparée aux autres valeurs.

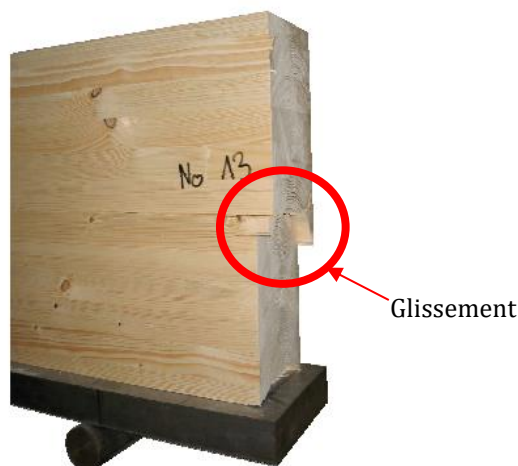


Figure 4.7 : Mode de rupture par cisaillement longitudinal

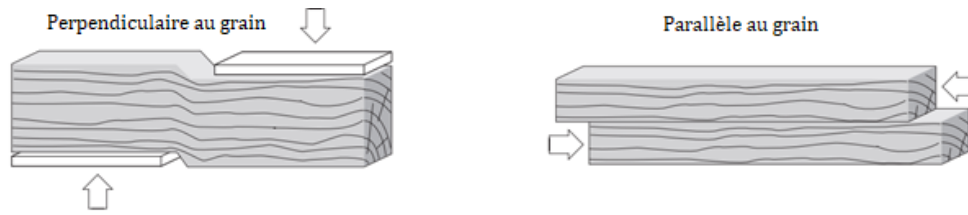


Figure 4.8 : Les différents types de cisaillement : perpendiculaire aux fibres (à gauche) et parallèle aux fibres (à droite)

4.2.3- Travaux sur la modélisation macromécanique

La compression du bois est très largement étudiée dans la littérature (Bariska and Kucera 1985 [64], Bodig 1966 [65], DeBaise et al. 1966 [66], Easterling et al. 1982 [67], Gindl 2002 [68], Gong and Smith 2000 [69], Müller 2003 [70], Poulsen 1997 [71], Smith and Vasic 2003 [72], Tabarsa and Chui 2001 [73], Dinwoodie 2000 [58], Niemz 1993 [60]).

La majorité des travaux sont relatifs à l'étude du comportement en compression. Les études concernent principalement les propriétés élastiques et élasto-plastique à des niveaux de déformations relativement faibles. En effet, la plupart des modèles ont été formulés dans le contexte des assemblages boulonnés.

Le comportement élasto-plastique anisotrope du bois est alors modélisé par le critère quadratique de Hill (1948) [74].

Pour tenir compte de la différence du comportement en traction et en compression et afin de prédire les modes de rupture, souvent fragiles, il est généralement fait appel au critère de Hoffman (1967) [75] ou au critère de Tsai-Wu (1971) [76] adaptés aux matériaux orthotropes (Patton-Mallory et al. 1997 [77], Moses et Prion 2004 [78], Dias 2007 [79], Bickerdicke et Quenneville 2006 [80], Oudjene et al. 2009 [81], O'Loinsigh et al. 2012) [82].

D'autres auteurs utilisent des critères multi-surfaces pour décrire la différence entre les modes de comportement en traction et en compression (Mackenzie-Helnwein et al. 2005 [83], Benabou 2012 [63], Schmidt et Kaliske 2009 [84]). Bien que les critères de plasticité multi-surfaces soient plus représentatifs de la physique, ils sont rarement utilisés en pratique, notamment pour des cas de taille industrielle à cause des difficultés de convergences.

Un certain nombre de travaux inclut la modélisation de la densification en compression radiale et tangentielle (Oudjene et al. 2009 [81], Schmidt and Kaliske 2009 [84], Mackenzie-Helnwein et al. 2003 [85], Mackenzie-Helnwein et al. 2005 [83]).

4.2.4- Travaux sur la modélisation multi-échelle (micromécanique)

Pour tenir compte de l'anisotropie induite par la microstructure du bois, des modèles micromécaniques ont également été développés, avec ou sans prise en compte de l'effet de l'humidité [Mishnaevsky et al. 2008 [81], Qing et Mishnaevsky 2009 [86], Mang et al. 2009 [87], Qing et Mishnaevsky 2010 [88], Qing et Mishnaevsky 2011 [89], Flores et Friswell 2012 [90], De Borst et al. 2013 [91]. Les propriétés élastiques macroscopiques sont alors calculées en fonction des caractéristiques microscopiques. Les techniques d'homogénéisation utilisées sont généralement les méthodes d'inclusions d'Eshelby [92], [93] et de Mori-Tanaka [94]. Les travaux les plus populaires utilisent une modélisation multi-échelle selon quatre niveaux : macro, micro, meso et nano.

4.2.4.1- A l'échelle macroscopique

A l'échelle macroscopique le bois peut être considéré comme un matériau composite multicouche (Figure 4.9) contenant le bois d'été (latewood) et le bois de printemps (earlywood). A titre indicatif, les valeurs de densité pour le bois de printemps et le bois d'été sont d'environ 250 kg/m³ et 750 kg/m³, respectivement. Par hypothèse les deux couches de bois sont considérées homogènes et de comportement linéaire élastique.

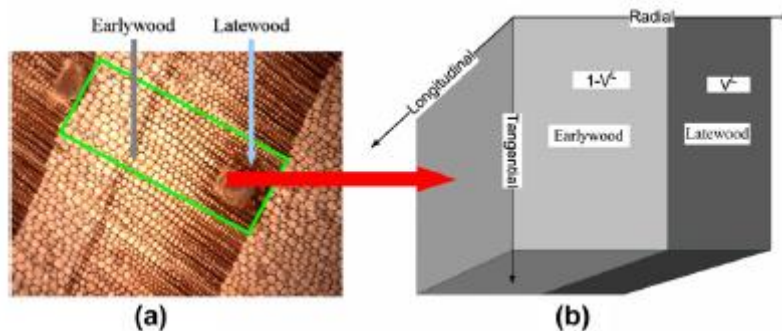


Figure 4.9 : Modèle macroscopique des cernes annuels (bois d'été (latewood), bois de printemps (earlywood)) (Qing et Mishnaevsky 2011 [89])

4.2.4.2- A l'échelle microscopique

A l'échelle microscopique, on considère la paroi cellulaire comme un matériau composite multicouche constituée d'une paroi primaire (P) et d'une paroi secondaire (S), qui est elle-même constituée de 3 couches (S1, S2, S3) (Figure 4.10). Les différentes parois contiennent principalement trois composants chimiques qui sont : la cellulose, l'hémicellulose et la lignine. L'ensemble de ces composants chimiques sont arrangés dans l'espace pour former la microfibrille

qui peut être représentée avec une section rectangulaire (Figure 4.11) distribuée de manière périodique, de longueur infinie. La cellulose, l'hémicellulose et la lignine représentent approximativement 30%, 30-35%, 35-40 %, respectivement, du volume total du bois. L'ensemble de ces différentes parois sont considérées généralement comme un composite renforcé par des fibres.

Pour obtenir les propriétés de la paroi cellulaire, on procède par homogénéisation en plusieurs étapes. Par exemple dans la figure 4.11, la partie en rouge représente la microfibrille (cellulose), la partie en jaune représente l'hémicellulose et la partie en gris représente la lignine. L'homogénéisation en deux étapes consiste alors à obtenir un matériau intermédiaire équivalent à partir de la microfibrille + l'hémicellulose. Ce matériau équivalent est ensuite repris comme renfort pour homogénéiser le reste.

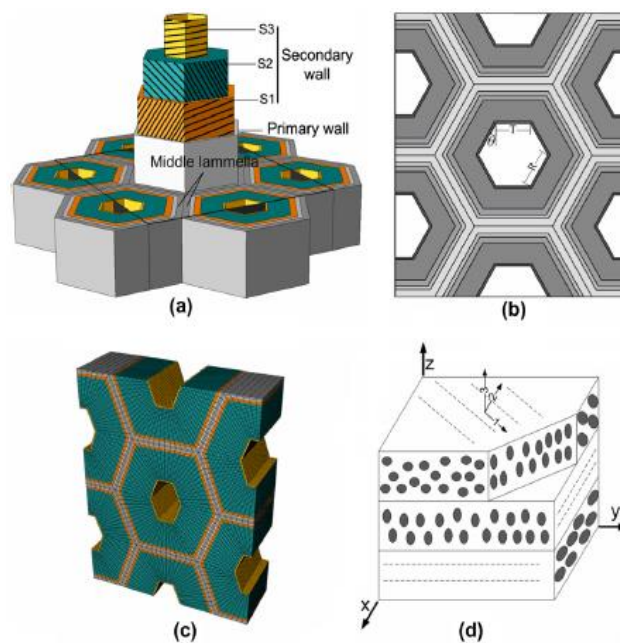


Figure 4.10 : Définition du VER à l'échelle micro selon (Qing et Mishnaevsky 2011 [89])

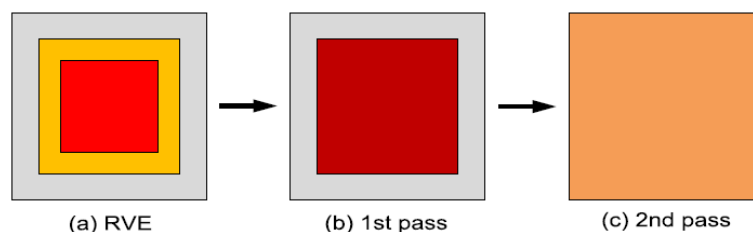


Figure 4.11 : Exemple d'homogénéisation en deux étapes pour le mur de la cellule

4.2.4.3. A l'échelle mésoscopique

A l'échelle mésoscopique, le bois est un matériau cellulaire solide. Les propriétés physiques et mécaniques des matériaux cellulaires dépendent directement du matériau des cellules et de leurs formes. Dans le matériau bois, on trouve plusieurs formes de cellules selon les essences : cylindrique, sphérique, et hexagonale. La géométrie la plus utilisée dans la littérature pour décrire la forme de la cellule est la forme hexagonale (Figure 4.12). L'arrangement des cellules est considéré périodique. Ainsi la cellule en figure 4.12a peut se réduire à l'unité périodique de la figure 4.12b.

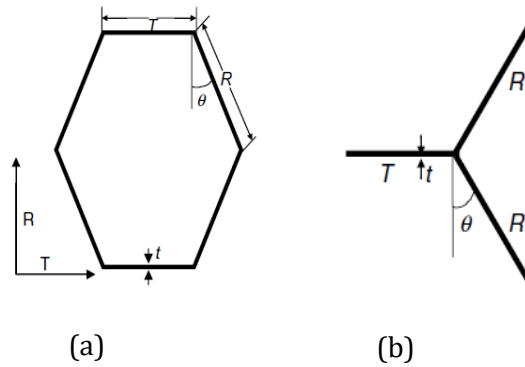


Figure 4.12 : Paramètres géométriques de la cellule hexagonale

Un paramètre important est la densité relative représentée par le rapport de la densité de la structure cellulaire sur la densité des parois solides des cellules :

$$\frac{\rho}{\rho_s} = \frac{t}{R} \frac{2R + T}{2 (T + R \sin \theta) \cos \theta} \quad (4.1)$$

Pour des raisons de simplification, il est généralement admis de considérer une forme hexagonale régulière pour la cellule avec $T = R$ et $\theta = 30^\circ$.

4.2.4.4. A l'échelle nanoscopique

A l'échelle nanoscopique, on considère les constituants des différentes parois de la cellule. La paroi secondaire (parois S1, S2, S3) est considérée comme un composite renforcé par des microfibrilles unidirectionnelles et avec une isotropie transversale, où la microfibrille (cellulose) est le renfort, l'hémicellulose retient les microfibrilles et joue le rôle d'une interface, et la lignine joue le rôle de la matrice. Quant à la paroi primaire (P), elle est considérée comme un ensemble de microfibrilles

distribuées de manière aléatoire où la paroi intermédiaire (couche intermédiaire) joue le rôle d'un matériau de cimentage.

4.2.5- Travaux sur le comportement du bois sous impact

Concernant l'étude du bois sous impacts, les travaux restent au stade de l'expérimentation. La problématique liée à l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement mécanique pour traiter les sollicitations rapides de type choc ou crash, a été relativement peu abordée dans la littérature. Pour des vitesses de déformation allant jusqu'à 5000 s⁻¹, on peut citer les travaux de Reid and Peng 1997 [95], Vural et Ravichandran 2003 [96]. Dans le cadre de l'étude des emballages, pour colis renfermant des matières radioactives, Neumann et al. 2011[97] ont effectué des tests expérimentaux en chute libre de 9 m, de pièces de bois confiné dans une structure métallique, correspondant à des vitesses de déformations allant de 20-40 s⁻¹. Mairesse a soutenu en 2010 une thèse [98] sur la modélisation numérique du comportement rhéologique du bois soumis à une large gamme de vitesses de déformation avec des applications au liège et au balsa.

4.2.6- La masse volumique et la densité

La masse volumique est le critère le plus important dans la caractérisation physique du bois.

La figure 4.13 illustre la corrélation entre le module d'élasticité longitudinal du bois avec la densité.

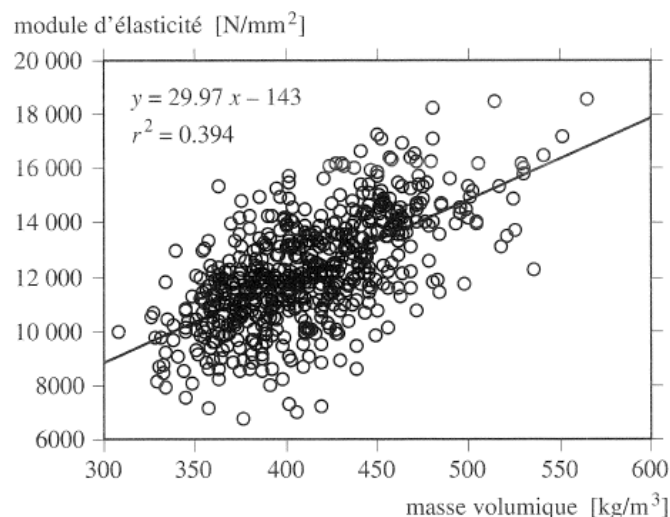


Figure 4.13 : Corrélation entre le module d'élasticité et la densité du bois Natterer et al. (2004)[1]

La figure 4.14 illustre l'évolution des propriétés mécaniques et des propriétés de résistance du bois en fonction de la densité relative.

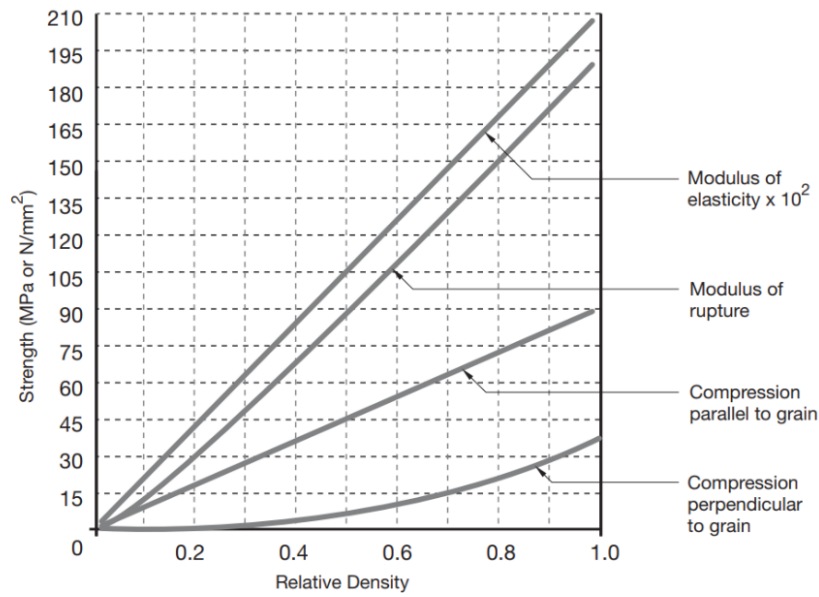


Figure 4.14 : Effet de la densité sur les propriétés mécaniques du bois [CSA 086][99]

On distingue :

La masse volumique spécifique de la matière ligneuse (paroi cellulaire), $\rho_c = 1530 \text{ kg/m}^3$ identique quelle que soit l'essence du bois ;

La masse volumique anhydre, variable en fonction de l'essence et calculée en fonction de la masse M_0 et du volume anhydre V_0 :

$$\rho_0 = \frac{M_0}{V_0} \text{ kg/m}^3 \quad (4.2)$$

La masse volumique à l'état humide :

$$\rho_w = \frac{M_w}{V_w} \text{ kg/m}^3 \quad (4.3)$$

En exprimant M_w et V_w en fonction de la masse et du volume à l'état anhydre, on obtient la relation entre ρ_w et ρ_0 :

$$\rho_w = \frac{M_0 \left(1 + \frac{w}{100}\right)}{V_0 \left(1 + \frac{\beta_v}{100} w\right)} = \rho_0 \frac{1 + \frac{w}{100}}{1 + \frac{\beta_v}{100} w} \quad (4.4)$$

avec : β_v coefficient de gonflement volumique.

4.2.7- Les effets thermique et hygroscopique sur le comportement du bois

4.2.7.1- Effet de l'humidité

Le bois est un matériau hygroscopique. En fonction de son taux d'humidité initial et des conditions atmosphériques ambiantes (humidité/température), le bois s'équilibre en hygroscopie selon la relation entre l'humidité de l'air et la teneur en eau du bois donnée en figure 4.15 [100].

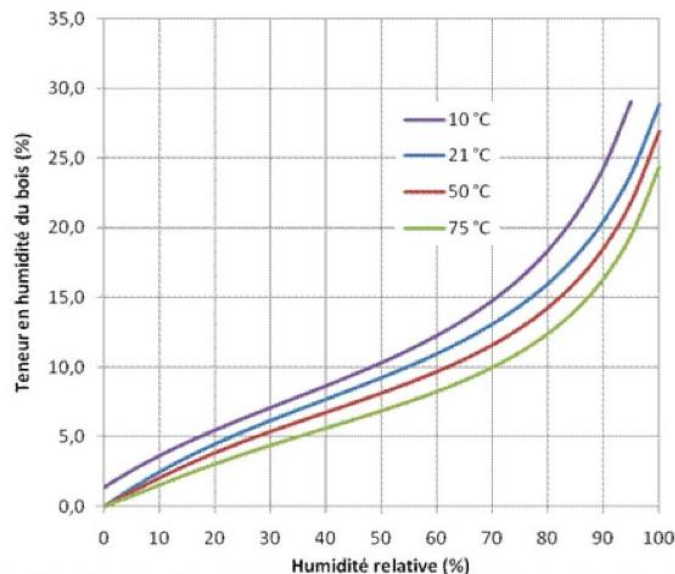


Figure 4.15 : Evolution de la teneur en eau du bois en fonction de l'humidité relative de l'air [101]

Les propriétés mécaniques et de résistance se trouvent également affectées sous l'effet de l'hygroscopie. La figure 4.16 illustre l'évolution du module d'élasticité longitudinal et les résistances caractéristiques en fonction du taux d'humidité du bois.

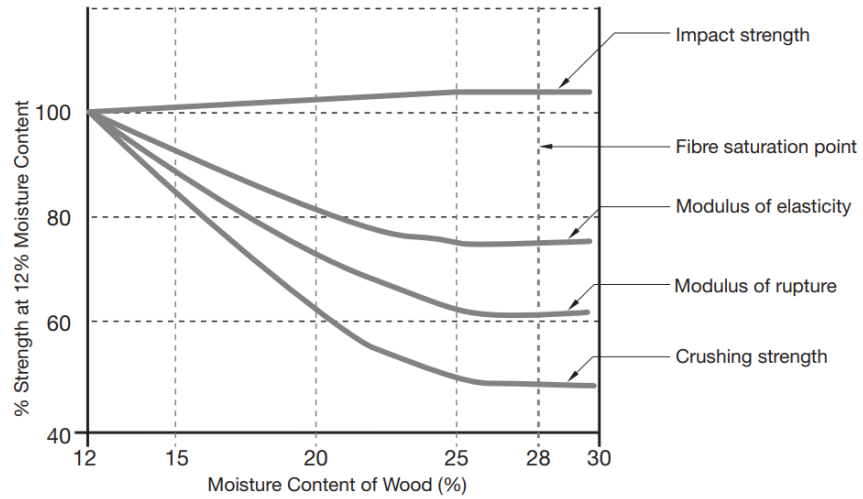


Figure 4.16 : Evolution des propriétés mécaniques et de résistance en fonction de l'humidité [CSA 086] [99]

Selon Guitard [101], sur le plan pratique et pour des fluctuations d'humidité H au voisinage de 12%, dans la plage de 6% à 20%, les relations suivantes peuvent être adoptées sur les principales caractéristiques élastiques :

$$E_L^H = E_L^{12}(1 - 0,015(H - 12)) \quad (4.5)$$

$$E_R^H = E_R^{12}(1 - 0,03(H - 12)) \quad (4.6)$$

$$E_T^H = E_T^{12}(1 - 0,03(H - 12)) \quad (4.7)$$

$$G_{TR}^H = G_{TR}^{12}(1 - 0,03(H - 12)) \quad (4.8)$$

$$G_{TL}^H = G_{TL}^{12}(1 - 0,03(H - 12)) \quad (4.9)$$

$$G_{LR}^H = G_{LR}^{12}(1 - 0,03(H - 12)) \quad (4.10)$$

Les variations hygroscopiques du bois induisent également des variations dimensionnelles (déformations). Il est à noter que le changement de volume (gonflement/retrait) est inversement proportionnel à la porosité et se stabilise au-delà du point de saturation des fibres (humidité de 30%) (Figure 4.17).

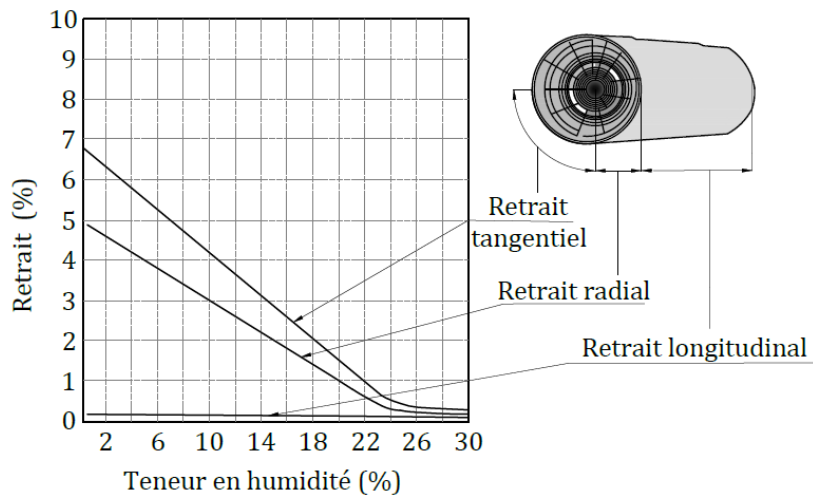


Figure 4.17 : Coefficient de gonflement/retrait du bois en fonction du taux d'humidité [CSA 086][99]

Les différents coefficients de gonflement/retrait de quelques essences de bois sont donnés dans le tableau 4.1 ci-dessous pour les trois directions d'orthotropie.

	Coefficient de retrait ou gonflement moyen β [%/%]		
	tangentiel	radial	longitudinal
Epicéa	0,37	0,19	0,01
Pin	0,32	0,19	0,01
Mélèze	0,44	0,24	0,01
Hêtre	0,38	0,22	0,01
Chêne	0,32	0,19	0,01

Tableau 4.1 : Coefficients de gonflement/retrait

4.2.7.2- Effet de la température

Comme tous les matériaux polymères, les propriétés mécaniques du bois sont très sensibles à la température. La figure 4.18 montre l'évolution du module d'élasticité en fonction de la température. Il est important de noter ici qu'en dimensionnement des structures bois la prise en compte de la température reste très exceptionnelle. En effet, à l'air ambiant, une élévation de la température génère un séchage du bois, qui à son tour provoque une augmentation des propriétés mécaniques de celui-ci. L'effet négatif de la température se trouve donc plus compensé par l'effet du séchage.

Autre ses propriétés mécaniques, le matériau bois est influencé par le changement de température et d'humidité.

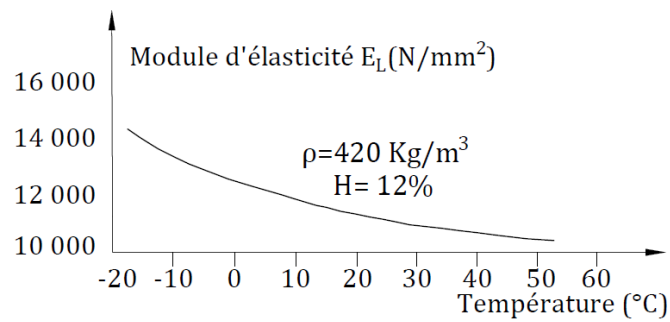


Figure 4.18: Evolution du module d'élasticité en fonction de la température [100]

4.3- Description du modèle numérique

Dans le chapitre précédent, en plus de la complexité des modes de rupture du bois (densifié ou non), nous avons pu comprendre les différents mécanismes intervenant dans le comportement des assemblages (assemblage en cisaillement, poutre multicouches, panneaux CLT) réalisés par des tourillons en bois densifié (cisaillement des tourillons en bois densifié, glissement des lamelles avec frottement, ruptures fragiles du bois densifié et non densifié).

Dans ce chapitre nous présentons un modèle numérique, par éléments finis, pour la simulation du comportement mécanique des produits développés et testés dans le chapitre précédent. L'outil de simulation numérique apparaît donc comme un outil indispensable pour réduire le nombre d'essais et donc le coût lié à l'expérimentation. De plus, il permettra d'accéder à des informations difficilement accessibles ou inaccessible expérimentalement comme, par exemple, les forces de frottement à l'interface des lamelles ou encore entre les tourillons et les lamelles.

En fin, l'outil numérique, une fois validé sur la base des essais expérimentaux, il pourra être utilisé pour mener une étude paramétrique afin d'améliorer la conception des assemblages par tourillons en bois densifié.

Le modèle éléments finis utilisé dans cette étude est une adaptation des travaux antérieurs publiés dans (Oudjene et al. 2009 [81], O'Loinsigh et al. 2012 [82]). Dans cette étude le critère quadratique anisotrope de Hill (1948) [74] a été remplacé par le critère de Hoffman (1967) [75] mieux adapté aux matériaux orthotropes, comme le bois. Par ailleurs, l'endommagement isotrope a été également remplacé par un endommagement anisotrope basé sur le critère de Hashin (1980) [102], initialement développé pour les matériaux composites, afin de prendre en compte de manière plus appropriée les différents modes de rupture fragiles du bois. Le modèle éléments finis ainsi développé a été implémenté avec succès dans Abaqus via la sous-routine utilisateur UMAT, dans le cadre des travaux de post-doctorat de Van-Diem Thi (2018-2019).

À l'échelle macroscopique, le bois est considéré comme un matériau continu et orthotrope défini par trois directions longitudinale (L), radiale (R) et tangentielle (T) (Figure 4.19). Son comportement linéaire orthotrope est régi par la loi de Hooke généralisée :

$$\bar{\sigma} = \bar{\bar{\Lambda}} : \bar{\varepsilon}^e \text{ ou } \bar{\varepsilon}^e = \bar{\bar{C}} : \bar{\sigma} \quad (4.11)$$

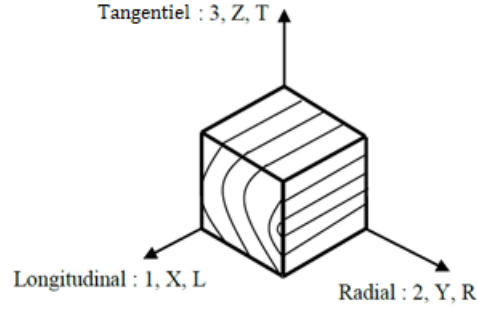


Figure 4.19 : les axes d'orthotropie du bois

Sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{RT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & \frac{-\vartheta_{RL}}{E_R} & \frac{-\vartheta_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\vartheta_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & \frac{-\vartheta_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\vartheta_{LT}}{E_L} & \frac{-\vartheta_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{LR} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{RT} \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

où :

ε_i : déformation suivant la direction i ;

$\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$: glissement suivant le plan de cisaillement (i-j) ;

σ_i : contrainte normale suivant la direction (i) ;

τ_{ij} : contrainte de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j) ;

E_i : module d'élasticité suivant la direction (i) ;

G_{ij} : module de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j) ;

ν_{ij} : coefficients de Poisson dans le plan (i-j) .

Cette matrice de complaisances élastiques est symétrique :

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (4.13)$$

En plasticité phénoménologique, l'hypothèse en petites perturbations (HPP) permet de décomposer la déformation totale $\bar{\varepsilon}$ d'ordre 2 en parties élastique $\bar{\varepsilon}^e$ et plastique $\bar{\varepsilon}^p$:

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}^e + \bar{\varepsilon}^p \quad (4.14)$$

La déformation plastique est irréversible et elle ne peut être reliée directement à la contrainte. Elle dépend de l'histoire du chargement imposé au matériau. Dans ce cas le champ de déformations est relié à celui des contraintes par une loi incrémentale, qui dépend du type d'écrouissage considéré lors de l'écoulement plastique.

L'écoulement plastique s'initie lorsque la contrainte atteint une valeur seuil appelée limite d'élasticité σ_y et se traduit par l'évolution de la surface de charge dans l'espace appelée critère de plasticité f_p .

En introduisant un écrouissage isotrope R (scalaire) et un écrouissage cinématique X (tenseur de second ordre), le critère de plasticité f_p et le potentiel de dissipation F_p sont ainsi donnés par les expressions suivantes :

$$f_p = \|\bar{\sigma} - \bar{X}\| - (R + \sigma_y) = 0 \quad (4.15)$$

$$F_p = f_p + \frac{1}{2} \frac{b}{Q} R^2 + \frac{3}{4} \frac{a}{C} \bar{X} : \bar{X} \quad (4.16)$$

avec :

$$R = Q \cdot r \quad (4.17)$$

$$\bar{X} = \frac{2}{3} C \bar{\alpha} \quad (4.18)$$

où r et $\bar{\alpha}$ sont des variables d'état associées à R et $\bar{X}$; Q et C sont les paramètres d'écrouissage isotrope et cinématique.

Dans cette étude, le critère de Hoffman (1967) [75] est utilisé, ce critère conserve l'anisotropie particulière des trois plans de symétrie du bois , en prenant compte la différence du comportement en compression et en traction, qui ne peut pas être pris en compte dans le critère de Hill (1948) [74] , Les intersections de ces plans de symétrie sont les axes principaux d'orthotropie qui sont pris comme repère pour l'écriture du critère.

En appliquant le critère de plasticité de Hoffman , le terme normalisé $\|\bar{\sigma} - \bar{X}\|$ est donné sous la forme de l'équation suivante [103] , [104] [105] :

$$\|\bar{\sigma} - \bar{X}\| = \sqrt{(\bar{\sigma} - \bar{X}) : \bar{P} : (\bar{\sigma} - \bar{X}) + \bar{L} : (\bar{\sigma} - \bar{X})} \quad (4.19)$$

$\bar{P}$ et $\bar{L}$ sont les tenseurs de Hoffman définis comme suit :

$$\bar{P} = \begin{bmatrix} \alpha_{13} + \alpha_{12} & -\alpha_{12} & -\alpha_{13} & 0 & 0 & 0 \\ -\alpha_{12} & \alpha_{23} + \alpha_{12} & -\alpha_{23} & 0 & 0 & 0 \\ -\alpha_{13} & -\alpha_{23} & \alpha_{13} + \alpha_{23} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3\alpha_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3\alpha_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3\alpha_{66} \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

$$\bar{L} = [\alpha_{11} \ \alpha_{22} \ \alpha_{33} \ 0 \ 0 \ 0] \quad (4.21)$$

où les valeurs des neuf paramètres α_{ij} sont calculées en fonction de la contrainte élastique maximale et les contraintes à la rupture.

Les paramètres sont à déterminer expérimentalement et s'expriment en fonction des seuils de plasticité en compression en traction et cisaillement, respectivement, suivant les directions principales d'orthotropie :

$$\alpha_{12} = \alpha_{13} = \frac{\sigma_y^2}{2 f_{c,0} f_{t,0}} \quad (4.22)$$

$$\alpha_{23} = \sigma_y^2 \left(\frac{1}{f_{c,90} f_{t,90}} - \frac{1}{2 f_{c,0} f_{t,0}} \right) \quad (4.23)$$

$$\alpha_{11} = \sigma_y^2 \left(\frac{f_{c,0} - f_{t,0}}{f_{c,0} f_{t,0}} \right) \quad (4.24)$$

$$\alpha_{22} = \alpha_{33} = \sigma_y^2 \left(\frac{f_{c,90} - f_{t,90}}{f_{c,90} f_{t,90}} \right) \quad (4.25)$$

$$\alpha_{44} = \alpha_{55} = \frac{\sigma_y^2}{3 f_v^2} \quad (4.26)$$

$$\alpha_{66} = \frac{\sigma_y^2}{3 f_{roll}^2} \quad (4.27)$$

A partir des lois la de normalité, les relations complémentaires qui en découlent s'expriment par :

$$\bar{\varepsilon}^p = \lambda \frac{\partial F_p}{\partial \bar{\sigma}} = \lambda \frac{\partial f_p}{\partial \bar{\sigma}} = \lambda \frac{1}{2} \frac{(2\bar{P} : (\bar{\sigma} - \bar{X}) + \bar{L})}{\|\bar{\sigma} - \bar{X}\|} = \lambda \bar{n} \quad (4.28)$$

$$\dot{r} = -\lambda \frac{\partial F_p}{\partial R} = \lambda [1 - br] \quad (4.29)$$

$$\bar{\alpha} = -\lambda \frac{\partial F_p}{\partial \bar{X}} = \varepsilon^p - \lambda a \bar{\alpha} \quad (4.30)$$

où :

- $\bar{n}$ étant la normale à la surface de charge dans l'espace des contraintes effectives (tenseur d'ordre 2) :

$$\bar{n} = \frac{1}{2} \frac{(2\bar{P} : (\bar{\sigma} - \bar{X}) + \bar{L})}{\|\bar{\sigma} - \bar{X}\|} \quad (4.31)$$

- λ représente le multiplicateur plastique, scalaire strictement positif, qui est calculé à partir de la condition de consistance :

$$f_p = \dot{f}_p = 0 \quad (4.32)$$

Critère de rupture et d'endommagement [102] :

Pour une description 3D complète du bois en tant que matériau orthotrope, huit critères de rupture basés sur les contraintes de rupture, f_{ij} , du matériau en traction (indice t), en compression (indice c) et en cisaillement (indices v et roll) dans les directions parallèle (indice 0) et perpendiculaire (indice 90)

Mode 1 : Traction parallèle au fil ($\sigma_L \geq 0$, $d_{t,0}$)

La rupture en traction parallèle au fil est un mode de rupture fragile du bois qui est provoqué par des contraintes de traction σ_L parallèle au fil. On suppose que d'autres composants de contrainte n'influencent pas la résistance à la traction parallèlement au fil. Les ruptures en traction parallèle au fil sont censées n'avoir aucun effet sur les autres propriétés du matériau. Ainsi le facteur d'endommagement s'écrit sous la forme :

$$F_1 = \frac{\sigma_L}{f_{t,0}} \leq 1 \quad (4.33)$$

Mode 2 : compression parallèle au fil ($\sigma_L \leq 0$, $d_{c,0}$).

La rupture en compression parallèle au fil est un mode de rupture ductile qui est provoqué par des contraintes de compression σ_L parallèles au fil sans interaction avec d'autres composantes de contrainte. Ainsi le facteur d'endommagement s'écrit sous la forme :

$$F_2 = \left| \frac{-\sigma_L}{f_{c,0}} \right| \leq 1 \quad (4.34)$$

Mode 3 : traction perpendiculaire au fil, direction radiale ($\sigma_R \geq 0$, $d_{t,90R}$, d_{vLR} , d_{roll})

La rupture en traction radiale avec fendage dans le plan LT est un mode de rupture fragile qui est provoquée par des contraintes de traction σ_R dans la direction radiale, des contraintes de

cisaillement longitudinales σ_{LR} dans le plan LR et des contraintes de cisaillement roulant σ_{RT} . Ainsi le critère d'endommagement s'écrit :

$$F_3 = \left(\frac{\sigma_R}{f_{t,90R}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LR}}{f_{v,LR}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{RT}}{f_{v,RT}} \right)^2 \leq 1 \quad (4.35)$$

Mode 4 et 5 : Compression perpendiculaire au fil, direction radiale ($\sigma_R \leq 0$, $d_{c,90R}$, d_{vLR} , d_{roll})

Sous compression perpendiculaire au fil. On distingue deux modes de rupture : par pure compression transversale et par cisaillement. La rupture en compression perpendiculaire au fil est un mode de rupture ductile qui n'est causé que par des contraintes de compression σ_R perpendiculaire au fil. Cependant, une rupture fragile par cisaillement peut également se produire si, par exemple, la charge de compression est appliquée avec un angle par rapport au fil, créant ainsi des composantes de contraintes de cisaillement élevées.

$$F_4 = \left| \frac{-\sigma_R}{f_{c,90R}} \right| \leq 1 \quad (4.36)$$

$$F_5 = \left(\frac{\sigma_{LR}}{f_{v,LR}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{RT}}{f_{v,RT}} \right)^2 \leq 1 \quad (4.37)$$

De même pour la traction et la compression tangentielle :

Mode 6 : traction perpendiculaire au fil, direction tangentielle ($\sigma_T \geq 0$, $d_{t,90T}$, d_{vLT} , d_{roll}) :

$$F_6 = \left(\frac{\sigma_T}{f_{t,90T}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{f_{v,LT}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{RT}}{f_{v,RT}} \right)^2 \leq 1 \quad (4.38)$$

Mode 7 & 8 : Compression perpendiculaire au fil, direction tangentielle ($\sigma_T \leq 0$, $d_{c,90T}$, d_{v12} , d_{roll}) :

$$F_7 = \left| \frac{-\sigma_T}{f_{t,90T}} \right| \leq 1 \quad (4.39)$$

$$F_8 = \left(\frac{\sigma_{LT}}{f_{v,LT}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{RT}}{f_{v,RT}} \right)^2 \leq 1 \quad (4.40)$$

Après avoir défini les critères de rupture des différents modes de chargement, le comportement mécanique avec endommagement ainsi que les indices d'endommagement doivent être définis.

Le comportement avec endommagement du bois est défini selon deux formes : parfaitement plastique pour une rupture en compression parallèle et perpendiculaire au fil, est fragile en traction et en cisaillement. Une fois que la rupture est amorcée, les variables d'endommagement commencent à croître pour toute charge supplémentaire. Pour des raisons de stabilité, l'évolution de l'endommagement est supposée linéaire, et définie par deux lois d'évolution simplifiées [99].

Avant de définir les deux lois d'évolution de la variable d'endommagement, l'histoire du chargement doit être définie. En introduisant le paramètre représentant l'histoire du chargement K , le critère de rupture peut s'écrire sous la forme suivante :

$$F_i - K_i \leq 0 \quad (4.41)$$

K_i est égal à 1 lorsqu'il n'y a pas d'endommagement et commence à augmenter une fois que l'initiation de la rupture est activée.

L'implémentation des paramètres caractérisant l'histoire du chargement en tant que variable d'état est effectuée comme indiqué dans l'équation (4.42) où le terme « *incr* » signifie que cette mise à jour doit être effectuée à chaque incrément jusqu'au dernier incrément t :

$$K_i^t = \left\{ 1, \max_{incr=0,t} \{F_i^{incr}\} \right\} \quad (4.42)$$

- En compression axiale et perpendiculaire au fil, la rupture est ductile et les variables d'endommagement suivent un comportement parfaitement plastique selon l'équation (4.43), voir Figure 4.20.

$$d_K = 1 - \frac{1}{K} \quad (4.43)$$

- En cisaillement et en traction, la rupture est fragile et les variables d'endommagement sont calculées suivant une loi linéaire selon l'équation (4.44), voir Figure 4.21:

$$d_K = 1 - \frac{1}{f_{max}^2 - 2G_f E} \left(f_{max}^2 - \frac{2G_f E}{K} \right) \quad (4.44)$$

où :

f_{max} représente la contrainte maximale,

- E représente le module d'élasticité,
- G_f représente l'énergie de rupture

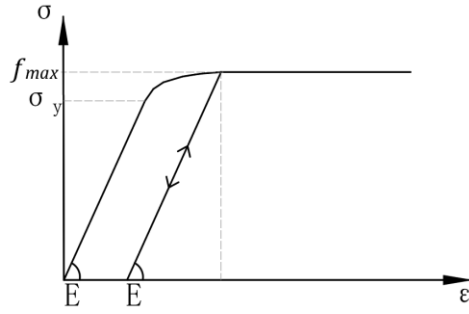


Figure 4.20: Courbe contrainte -déformation du comportement élastique parfaitement plastique

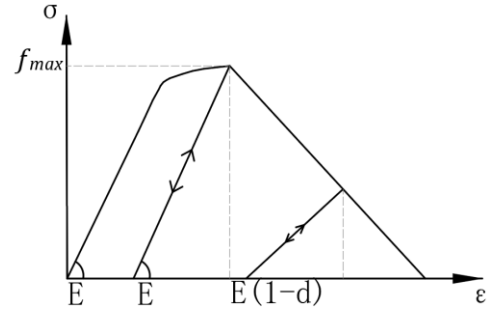


Figure 4.21: Courbe contrainte -déformation du comportement de rupture fragile

Au total neuf paramètres d'endommagement sont calculés :

- $d_{t,0}$ = endommagement en traction parallèle au fil;
- $d_{c,0}$ = endommagement en compression parallèle au fil;
- $d_{t,90R}$ = endommagement en traction perpendiculaire au fil, direction radiale (plan LT);
- $d_{c,90R}$ = endommagement en compression perpendiculaire au fil, direction radiale;
- $d_{t,90T}$ = endommagement en traction perpendiculaire au fil, direction tangentielle (plan LR);
- $d_{c,90T}$ = endommagement en compression perpendiculaire au fil, direction tangentielle;
- d_{vR} = endommagement au cisaillement longitudinal, plan LT;
- d_{vT} = endommagement au cisaillement longitudinal, plan LR;
- d_{roll} = endommagement au cisaillement roulant, plan RT

L'opérateur de Macaulay tel que défini dans l'équation est utilisé pour différencier les variables d'endommagement qui sont activées par la même composante de contrainte, mais qui sont sensibles au signe de la composante de contrainte, c'est-à-dire les contraintes de traction ou de compression. L'équation montre comment les variables d'endommagement $d_{t,0}$ et $d_{c,0}$ peuvent ainsi être exprimées en tant que variable d'endommagement d_0 .

$$\langle a \rangle := \frac{(a + |a|)}{2} \quad (4.45)$$

$$d_0 = d_{t,0} \frac{\langle \sigma_L \rangle}{|\sigma_L|} + d_{c,0} \frac{\langle -\sigma_L \rangle}{|\sigma_L|} \quad (4.46)$$

$$d_{90R} = d_{t,90R} \frac{\langle \sigma_R \rangle}{|\sigma_R|} + d_{c,90R} \frac{\langle -\sigma_R \rangle}{|\sigma_R|} \quad (4.47)$$

$$d_{90T} = d_{t,90T} \frac{\langle \sigma_T \rangle}{|\sigma_T|} + d_{c,90T} \frac{\langle -\sigma_T \rangle}{|\sigma_T|} \quad (4.48)$$

La mécanique d'endommagement continue décrit le comportement de la rupture , causé par des vides, des défauts ou des microfissures qui réduisent la surface ou le volume du matériau qui peut transmettre des forces. Soit la contrainte effective σ_{ef} est la contrainte agissant sur le matériau non endommagé. Une relation simple entre les contraintes effectives σ_{ef} et les contraintes nominales σ est montrée dans l'équation (4.49), M étant l'opérateur d'endommagement qui est composé de neuf paramètres d_M .(équation (4.52)), Comme défini dans l'équation (4.45) la distinction en traction et compression est faite par l'opérateur Macaulay. Par conséquent, les paramètres d_0 , d_{90R} et d_{90T} définissent chacune deux variables d'endommagement.

$$\sigma^{ef} = M\sigma \quad (4.49)$$

$$\sigma^{ef} = [\sigma_L^{ef} \ \sigma_R^{ef} \ \sigma_T^{ef} \ \tau_{LR}^{ef} \ \tau_{LT}^{ef} \ \tau_{LR}^{ef}]^T \quad (4.50)$$

$$\sigma = [\sigma_L \ \sigma_R \ \sigma_T \ \tau_{LR} \ \tau_{LT} \ \tau_{LR}]^T \quad (4.51)$$

$$d_M = [d_0 \ d_{90R} \ d_{90T} \ d_{vR} \ d_{vT} \ d_{roll}]^T \quad (4.52)$$

$$M_{ij} = \begin{cases} \left[\frac{1}{1-d_0} \ \frac{1}{1-d_{90R}} \ \frac{1}{1-d_{90T}} \ \frac{1}{1-d_{vR}} \ \frac{1}{1-d_{vT}} \ \frac{1}{1-d_{roll}} \right] & \text{if } i = j \\ 0 & \text{if } i \neq j \end{cases} \quad (4.53)$$

En introduisant les paramètres d'endommagement d , $0 < d < 1$, dans l'équation fondamentale de Hooke, on obtient la matrice de complaisance dégradée (endommagée) :

$$\bar{\varepsilon} = \overline{C^{dam}} : \bar{\sigma} \quad (4.54)$$

avec :

$$\overline{C^{dam}} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_0)E_L} & \frac{-\vartheta_{RL}}{E_R} & \frac{-\vartheta_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\vartheta_{LR}}{E_L} & \frac{1}{(1-d_{90R})E_R} & \frac{-\vartheta_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\vartheta_{LT}}{E_L} & \frac{-\vartheta_{RT}}{E_R} & \frac{1}{(1-d_{90T})E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_{vR})G_{LR}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_{vT})G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_{ROLL})G_{RT}} \end{bmatrix} \quad (4.55)$$

Afin de valider le modèle et voir s'il est capable de décrire fidèlement le comportement du bois, et le comportement des assemblages et des assemblages et prédire fidèlement les différents modes de rupture observés expérimentalement, des simulations numériques ont été effectuées sur la base des tests expérimentaux. La partie ci-après donne un aperçu des comparaisons des résultats numériques et expérimentaux.

4.4- Identification des paramètres du modèle

Les paramètres du bois densifié et non densifié nécessaires pour alimenter le modèle de comportement (paramètres élastiques, plasticité, anisotropie, contraintes de rupture, etc.) ont d'abord été identifiés sur la base d'essais de compression et de flexion trois-points décrits en chapitre 3. En ce qui concerne les paramètres d'élasticité orthotrope, seul le module d'élasticité longitudinal, E_L , est issu des tests expérimentaux de flexion (figure 4.22). En effet, les autres paramètres élastiques (modules d'élasticité transversaux, modules de cisaillement, coefficients de Poisson) ont été calculés en utilisant un modèle d'homogénéisation linéaire basé sur les modèles de Mori-Tanaka, développé dans le cadre de la thèse de Jérémy Wouts (Wouts et al. 2017) [106] .

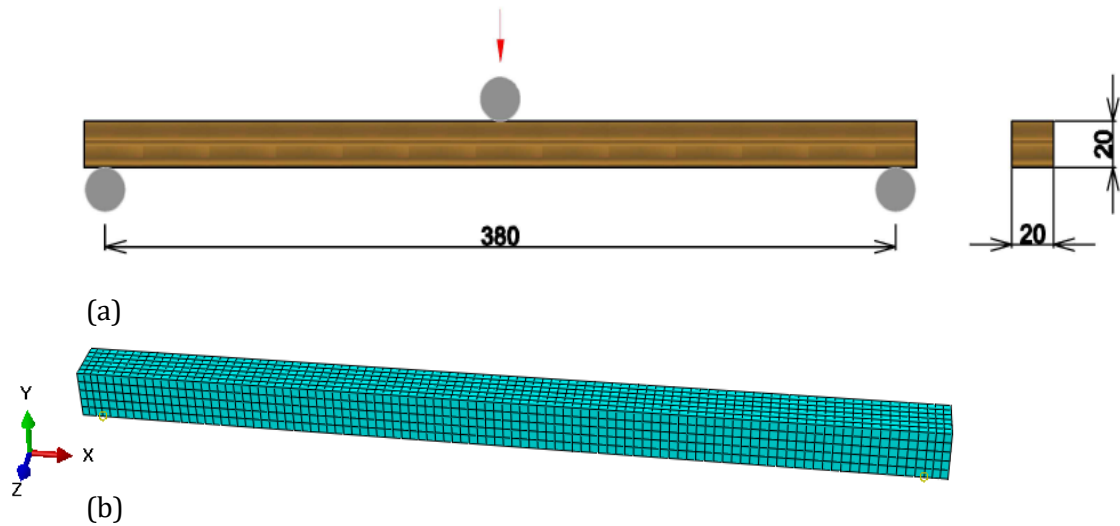


Figure 4.22 : Flexion 3-points : (a) Description géométrique, (b) Maillage EF

La figure 4.23 montre la comparaison des courbes force-flèche obtenues pour les éprouvettes en épicéa densifié et non densifié. On observe une assez bonne corrélation entre les courbes moyennes expérimentales et les prédictions numériques.

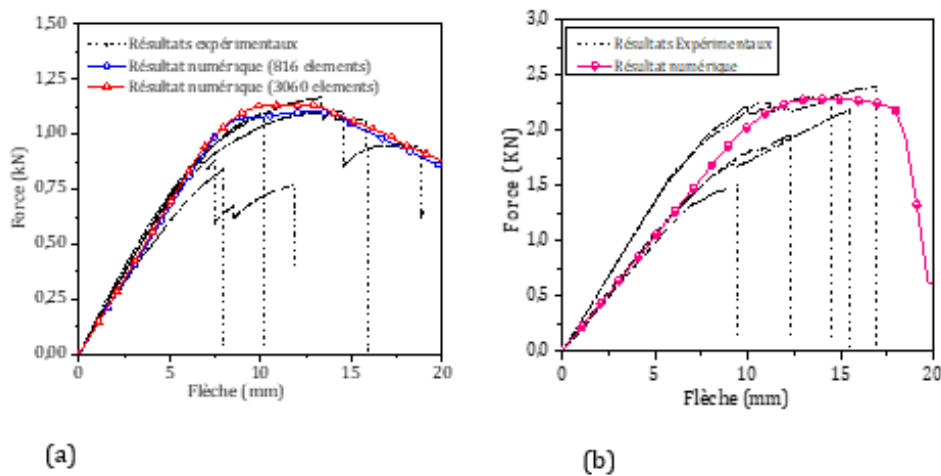


Figure 4.23 : Comparaison des courbes force-flèche des tests de flexion 3-points : (a) Epicéa non densifié et (b) Epicéa densifié

Les paramètres obtenus sont ensuite comparés aux paramètres proposés par Guitard [101]. Plusieurs simulations numériques ont été effectuées sur le test de flexion 3-points, incluant l'étude de sensibilité au maillage (figure 4.24) et la validation de l'identification des paramètres du modèle est basée sur la comparaison des courbes du comportement global force-déplacement (figure 4.23) mais aussi sur la comparaison des modes de rupture (figure 4.24).

Le mode de rupture prédit par la simulation numérique (rupture par traction longitudinale de la face inférieure de la poutre concorde assez bien avec les observations expérimentales (Figure 4.24).

L'ensemble des paramètres identifiés pour le bois densifié et non densifié sont récapitulés dans les tableaux 4.2-4.4, ci-dessous.

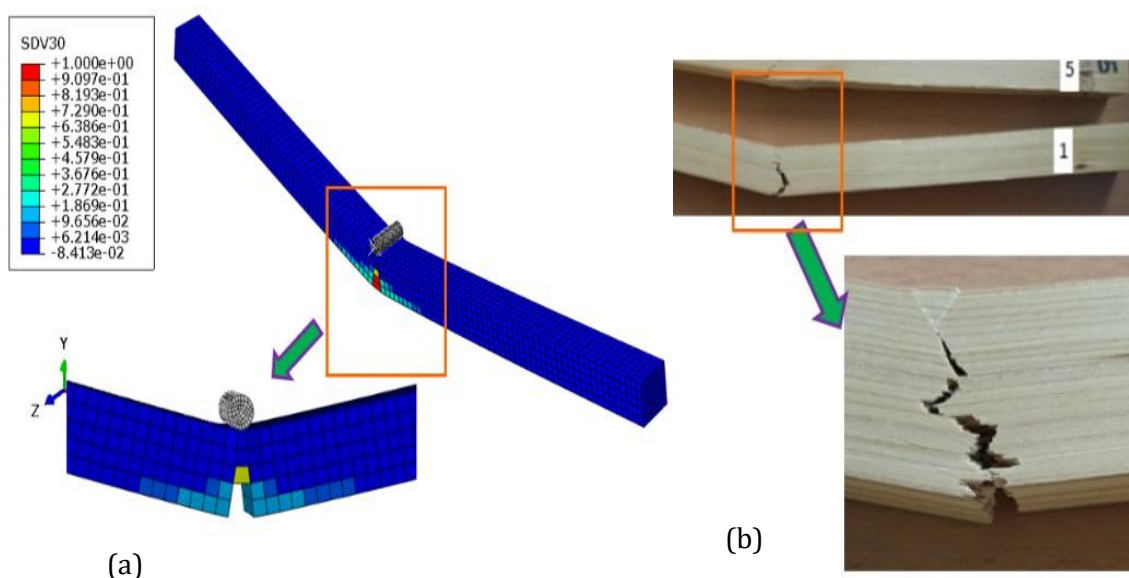


Figure 4.24 : Comparaison des modes de rupture : (a) numérique et (b) expérimental

Elasticité	E_L	E_R	E_T	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}	ϑ_{LR}	ϑ_{LT}	ϑ_{RT}
	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa			
Epicéa	12500	850	850	750	750	300	0.41	0.41	0.29
Epicéa densifié	18500	2000	2000	1750	1750	1000	0.41	0.41	0.29

Tableau 4.2 : Valeurs des constantes élastiques

Plasticité	σ_y (MPa)	α_{11}	α_{22} $= \alpha_{33}$	α_{12} $= \alpha_{13}$	α_{23}	α_{44} $= \alpha_{55}$	α_{66}	Q (MPa)	b	C (MPa)	a
Epicéa	55	2.391	470.55	0.478	44.337	6.453	6.453	20	2	25	6
Epicéa densifié	100	3.623	700	700	7.638	0.593	0.593	10	2	20	5

Tableau 4.3: Valeurs des constantes de plasticité

Endommagement	$f_{t,0}$ MPa	$f_{c,0}$ MPa	$f_{t,90}$ MPa	$f_{c,90}$ MPa	$f_{v,R/T}$ MPa	$f_{v,roll}$ MPa	$G_{f,0}$ N/mm	$G_{f,90}$ N/mm	$G_{f,v}$ N/mm	$G_{f,roll}$ N/mm
Epicéa	55	57.5	4.5	15	12.5	12.5	3.25	1.25	2.5	2.5
Epicéa densifié	115	120	12.5	100	75	75	5.5	1.35	2.75	2.75

Tableau 4.4 : valeurs des constantes d'endommagement

La figure 4.25 illustre les évolutions du paramètre d'endommagement en traction longitudinale et la contrainte de traction.

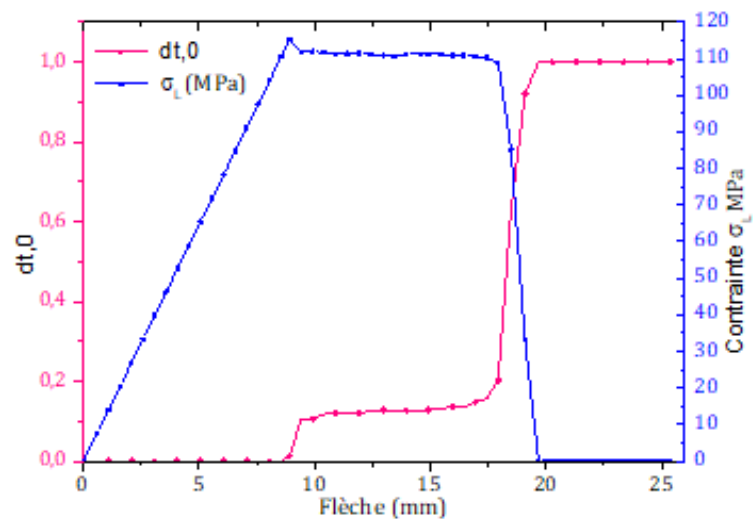


Figure 4.25 : Evolution du coefficient d'endommagement $dt,0$ et de la contrainte de traction axiale en fonction de la flèche

4.5- Simulation numérique

Après avoir identifié les paramètres du modèle, nous avons simulé le comportement des assemblages et structures testés dans le chapitre précédent. Nous présentons ici les résultats de simulation numérique concernant :

- les assemblages bois/bois en double cisaillement, sous charge monotone ;
- les poutres à trois couches assemblées par des tourillons en bois densifié, on distingue les poutres à petite échelle (1 m 45) et les poutres à grandes échelle (3 m 20) ;
- les panneaux CLT assemblés par des tourillons en bois densifié, mesurant 4 m 50 x 2 m 10.

4.5.1. Assemblage bois/bois en double cisaillement

Compte tenu de la présence de deux plans de symétrie, seul un quart de l'assemblage a été modélisé. De plus, afin de réduire les temps de calcul, seules les zones susceptibles de présenter un comportement non-linéaire ont été attribuées à la subroutine utilisateur (UMAT), le reste de l'assemblage est considéré comme linéaire élastique (Figure 4.26). Les éléments solides quadratiques C3D20 (hexaédriques), à intégration complète, ont été utilisés pour les maillages des membrures en épicea non densifié et du tourillon en bois densifié. Notant que le maillage a été légèrement raffiné autour du trou de l'assemblage, zone de forte concentration des contraintes.

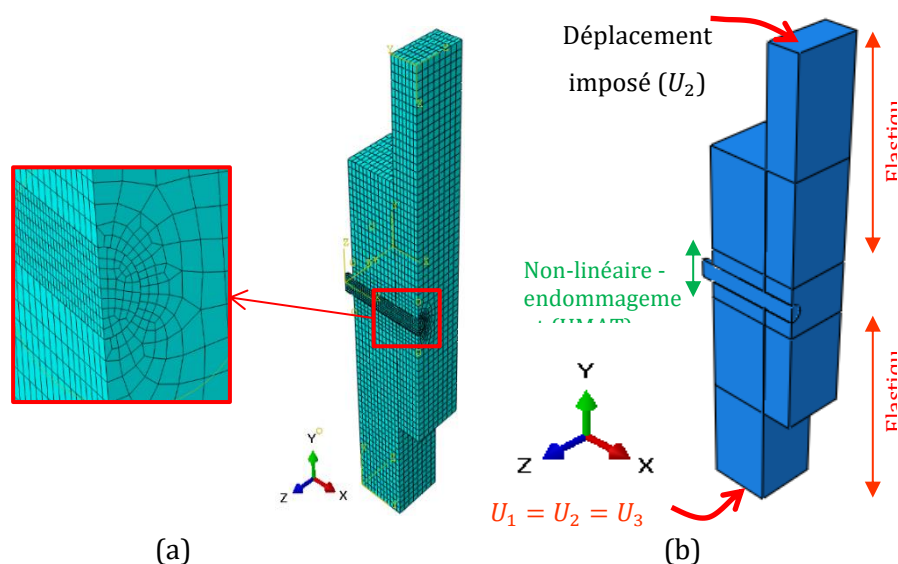


Figure 4.26 : Modèle EF (un quart) : (a) maillage EF, (b) conditions aux limites

La simulation numérique a été réalisée par déplacement imposé de la surface supérieure de l'assemblage jusqu'à rupture. Le contact/frottement (entre les membrures assemblées et entre les membrures et le tourillon) a été modélisé par la loi de Coulomb disponible dans Abaqus, en utilisant l'algorithme cinématique.

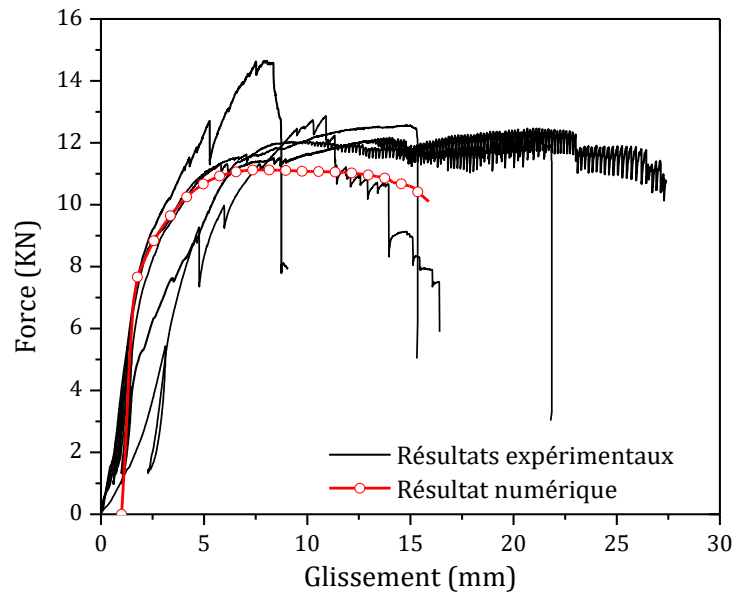


Figure 4.27 : Comparaison des courbes Force-glissement pour l'assemblage bois/bois

La figure 4.27 illustre la comparaison entre le résultat numérique et les courbes expérimentales. Afin de faciliter la comparaison, la courbe numérique a été légèrement déplacée vers la droite pour l'aligner sur l'hystérésis charge-décharge. La qualité du résultat est acceptable.

Par ailleurs, la prédiction des modes de rupture est illustrée en figure 4.28. On remarque que le mode de ruine de l'assemblage est la superposition de plusieurs modes de rupture : portance locale au niveau du trou de la membrure centrale, rupture du tourillon par cisaillement et traction longitudinale.

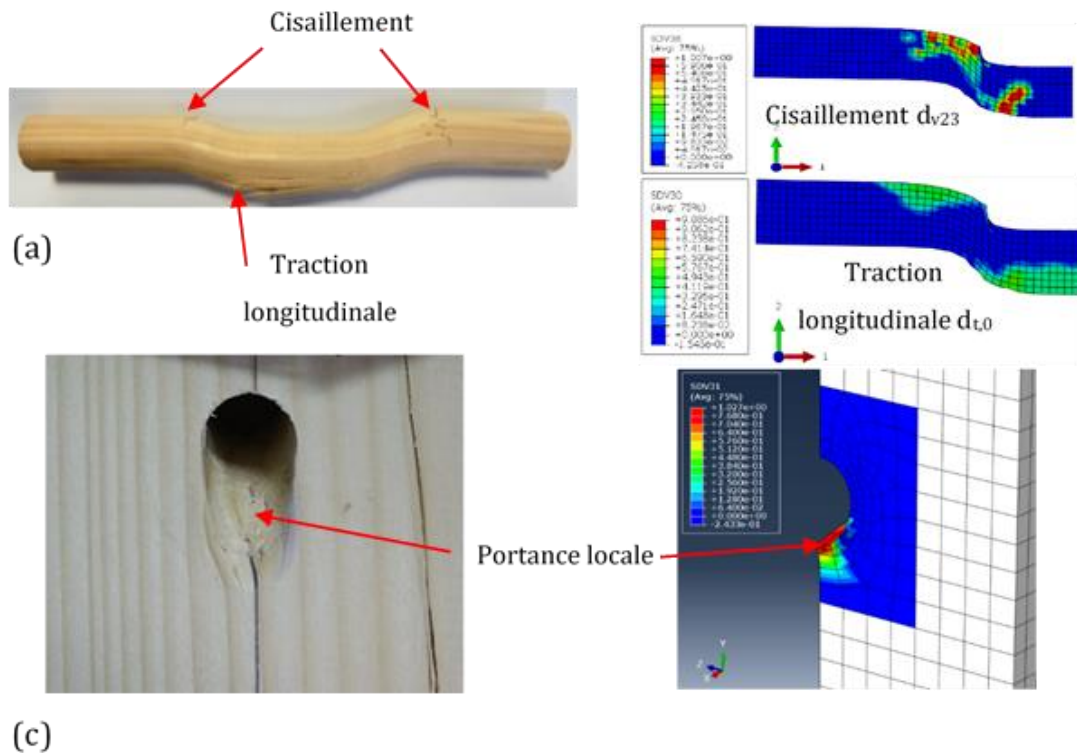


Figure 4.28 : Mode de rupture : (a) combinaison traction/cisaillement, (b) portance locale

4.5.2. Poutres à trois couches assemblées par tourillons

Dans cette partie, nous présentons les résultats des simulations de flexion menées sur : (1) les petites poutres de 1,45 m, à trois lamelles de 67.5 mm d'épaisseur chacune et assemblées par une seule rangée de tourillons (Figure 4.29a) en bois densifié de 16 mm de diamètre, (2) les grandes poutres de 3,2 m, à trois lamelles de 150 mm d'épaisseur chacune et assemblées par deux rangées de tourillons (Figure 4.29b) en bois densifié de 16 mm de diamètre.

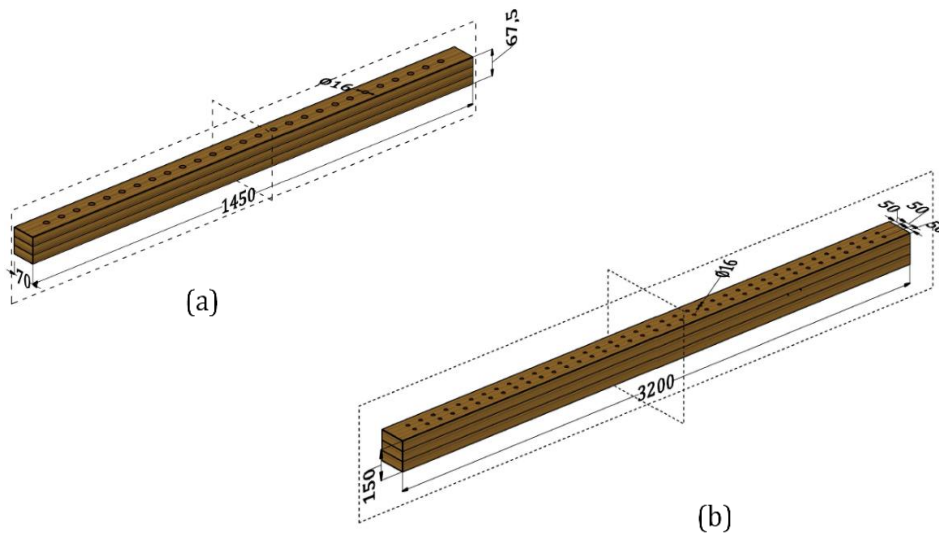


Figure 4.29 : Configuration des tests de flexion : (a) petite poutre, (b) grande poutre

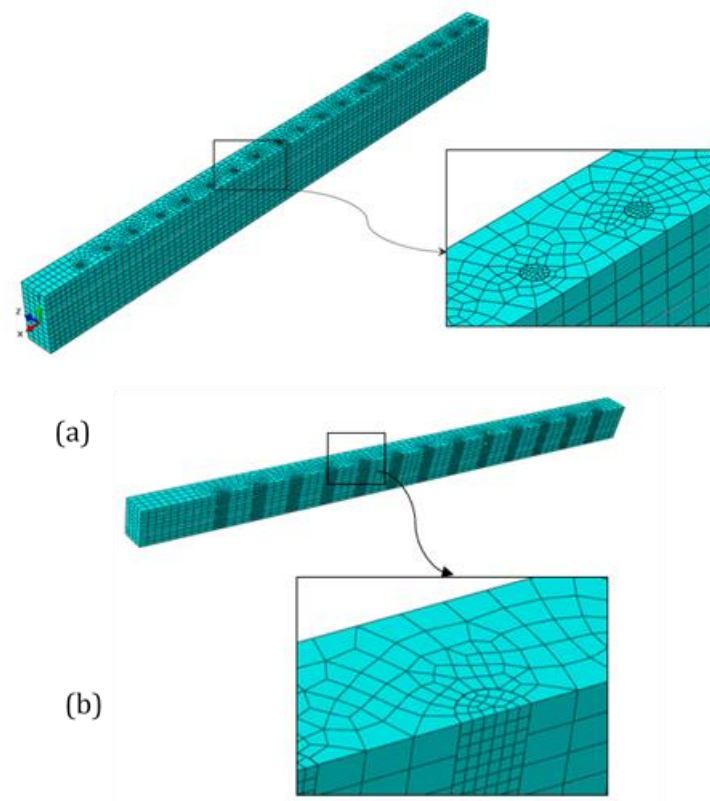


Figure 4.30 : Maillages EF : (a) grande poutre à 3-couches et deux rangées de tourillons, (b) petite poutre à 3-couches et une rangée de tourillons

Dans les deux cas, seulement un quart de la poutre a été modélisé en raison des deux plans de symétrie. Les maillages ont été réalisés à l'aide d'éléments finis hexaédriques à 20-nœuds (C3D20) à intégration complète (figure 4.30). Les maillages ont été raffinés autour des trous des lamelles

(figure 4.30) et nous avons considéré un minimum de trois couches d'éléments dans l'épaisseur de chaque lamelle. Les propriétés mécaniques et paramètres du modèle utilisés en entrée sont résumés dans les tableaux 4.5-4.7.

Elasticité	E_L	E_R	E_T	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}	ϑ_{LR}	ϑ_{LT}	ϑ_{RT}
	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa			
chêne	10000	605	605	680	680	230	0.41	0.41	0.32
Epicéa densifié	18500	2000	2000	1750	1750	1000	0.41	0.41	0.29

Tableau 4.5 : valeurs des constantes élastiques du chêne et de l'épicéa densifié

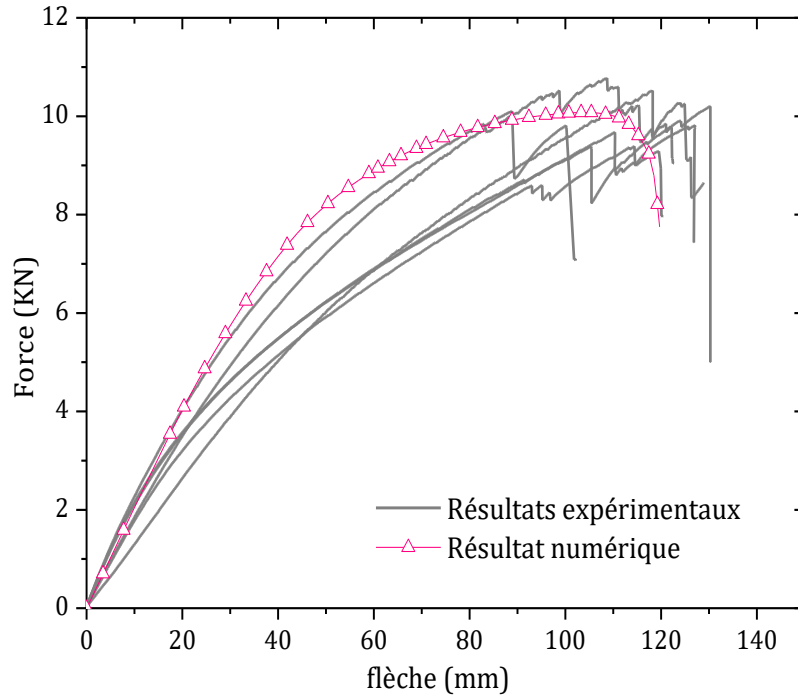
Plasticité	σ_y	α_{11}	α_{22}	α_{12}	α_{23}	α_{44}	α_{66}	Q	b	C	a
	(MPa)		$= \alpha_{33}$	$= \alpha_{13}$		$= \alpha_{55}$		(MPa)		(MPa)	
chêne	36	0.79	0	0.395	5.365	1.92	8.816	40	2	20	6
Epicéa densifié	100	3.623	700	0.362	7.638	0.593	0.593	10	2	20	5

Tableau 4.6 : valeurs des constantes de plasticité du chêne et de l'épicéa densifié

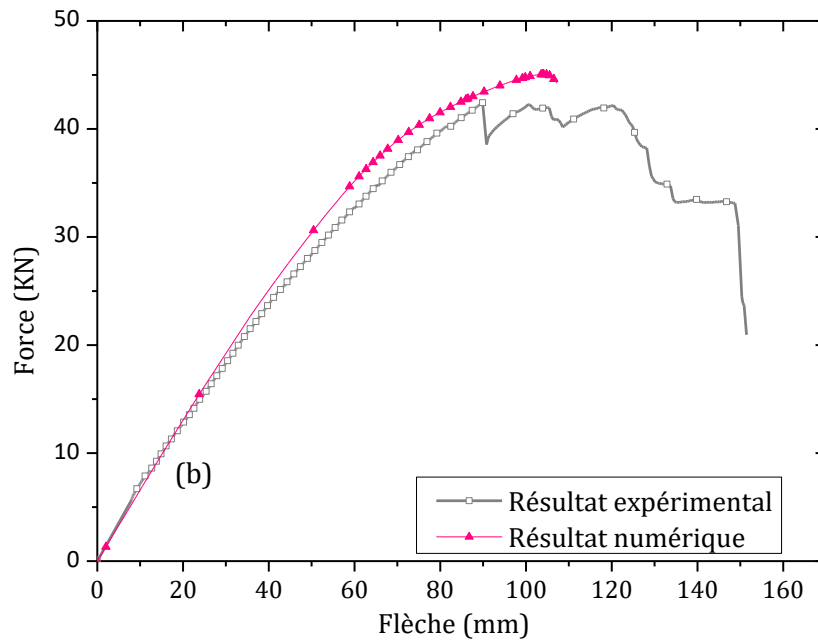
Endommagement	$f_{t,0}$	$f_{c,0}$	$f_{t,90}$	$f_{c,90}$	$f_{v,R/T}$	$f_{v,roll}$	$G_{f,0}$	$G_{f,90}$	$G_{f,v}$	$G_{f,roll}$
	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	N/mm	N/mm	N/mm	N/mm
chêne	40	41	15	15	15	7	3.5	1.25	2.5	2.5
Epicéa densifié	115	120	12.5	100	75	75	5.5	1.35	2.75	2.75

Tableau 4.7 : valeurs des constantes d'endommagement du chêne et de l'épicéa densifié

Les résultats en termes de courbes force-flèche sont décrits en figure 4.31 pour les petites et grandes poutres. On observe une assez bonne corrélation du comportement non-linéaire mais aussi de la capacité portante à rupture.



(a)



(b)

Figure 4.31 : Comparaison des courbes force-flèche : (a) petite poutre, (b) grande poutre

La figure 4.32 illustre les modes de rupture typiques pour le cas des poutres à trois lamelles. Sous l'effet des charges appliquées, un glissement relatif et progressif des lamelles les unes par rapport aux autres est d'abord observé jusqu'à l'amorçage d'une rupture par traction longitudinale de la

lamelle inférieure, au niveau de la section nette créée par la présence des trous. La rupture se propage ensuite à l'interface des lamelles en induisant la séparation de celles-ci dû à l'arrachement progressif des tourillons. Ainsi, la rupture avance vers la lamelle directement supérieure. La simulation numérique reproduit fidèlement les différents modes de ruine observés expérimentalement. Il est important de noter que le glissement relatif des lamelles n'est pas simplement dû au cisaillement des tourillons mais aussi à la compression locale des lamelles induisant l'ovalisation des trous.

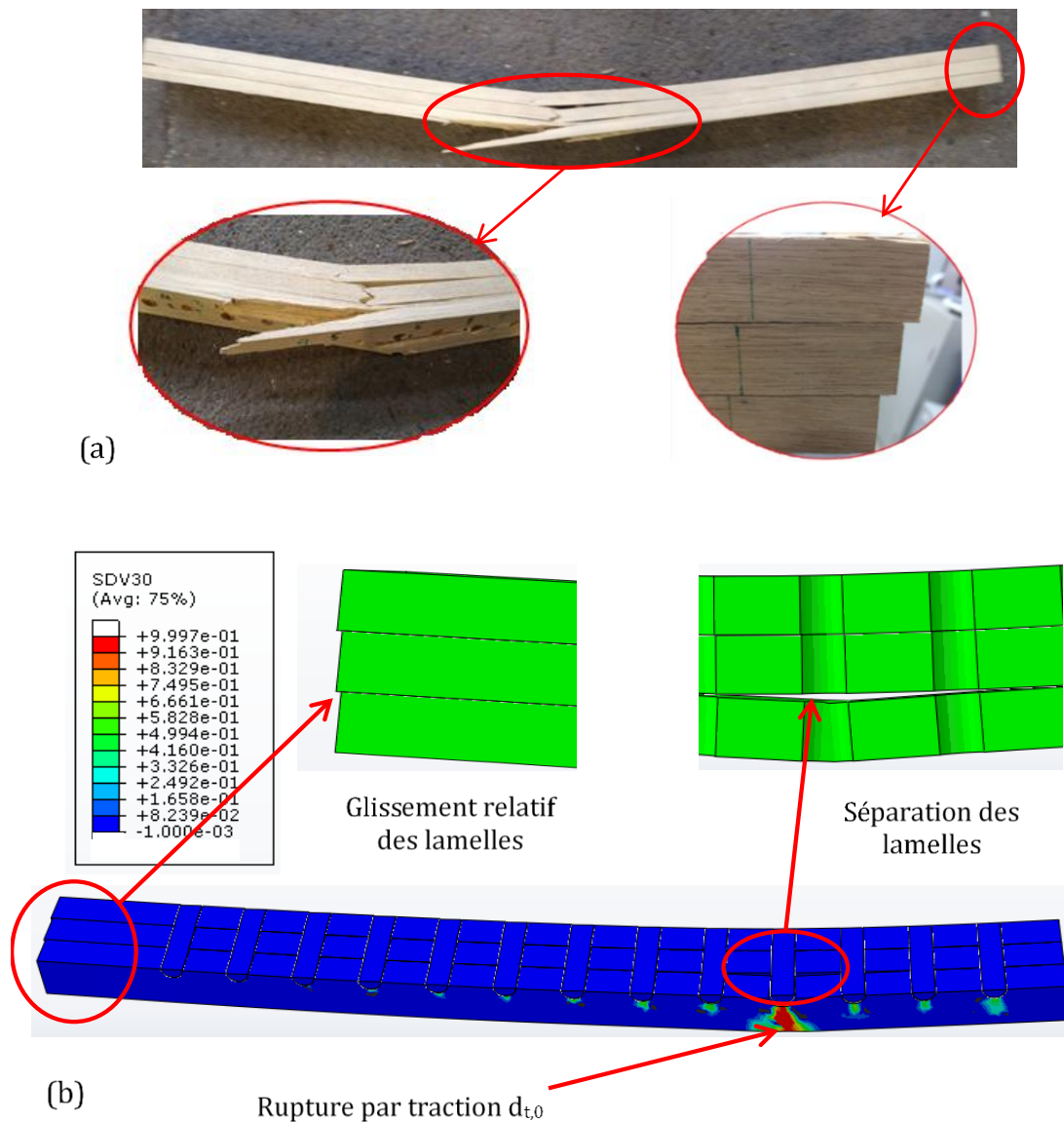


Figure 4.32 : Comparaison des modes de rupture pour les poutres à trois couches

4.5.3. Panneaux CLT assemblés par tourillons

De la même façon que dans le cas des poutres à trois lamelles, un modèle éléments finis pour les panneaux CLT a été construit (Figure 4.33) pour simuler les tests en flexion 4-points. Les éléments finis utilisés sont quadratiques, à intégration complète, et en considérant un minimum de deux couches d'éléments dans chaque lamelle.

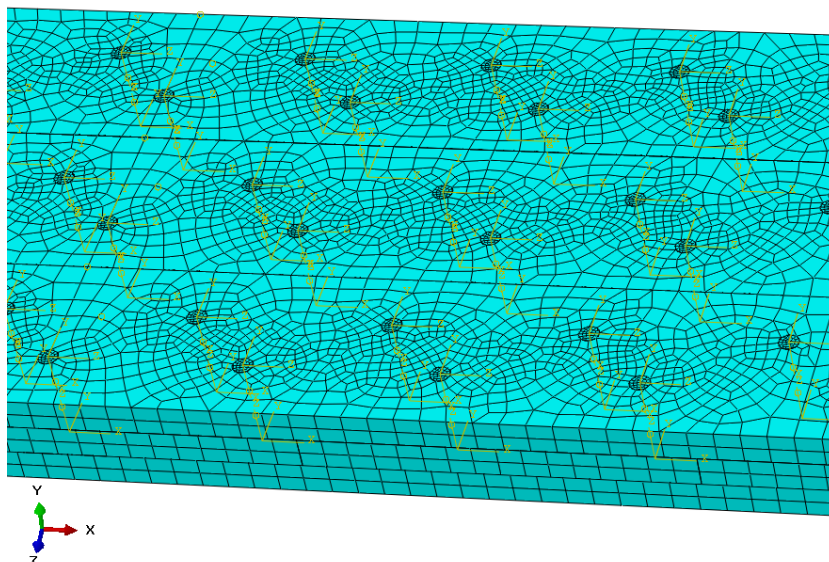


Figure 4.33 : Configuration des tests de flexion des panneaux CLT modélisés

La figure 4.34 présente la comparaison des courbes force-flèche où on observe une très bonne corrélation avec les résultats des essais expérimentaux.

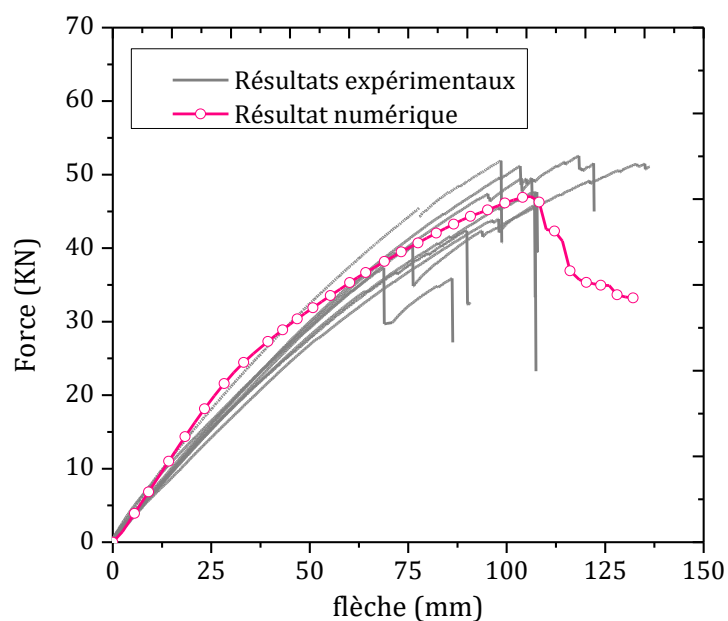


Figure 4.34 : comparaison des courbes force-flèche pour les panneaux CLT tourillonnés

Les modes de rupture numérique et expérimentaux sont décrits en figure 4.35. On observe les modes de rupture similaire à ceux observés dans le cas des poutres à trois lamelles, en termes d'amorçage de fissures et de propagation de celles-ci. Là aussi, une très bonne corrélation avec les observations expérimentales a été obtenue.

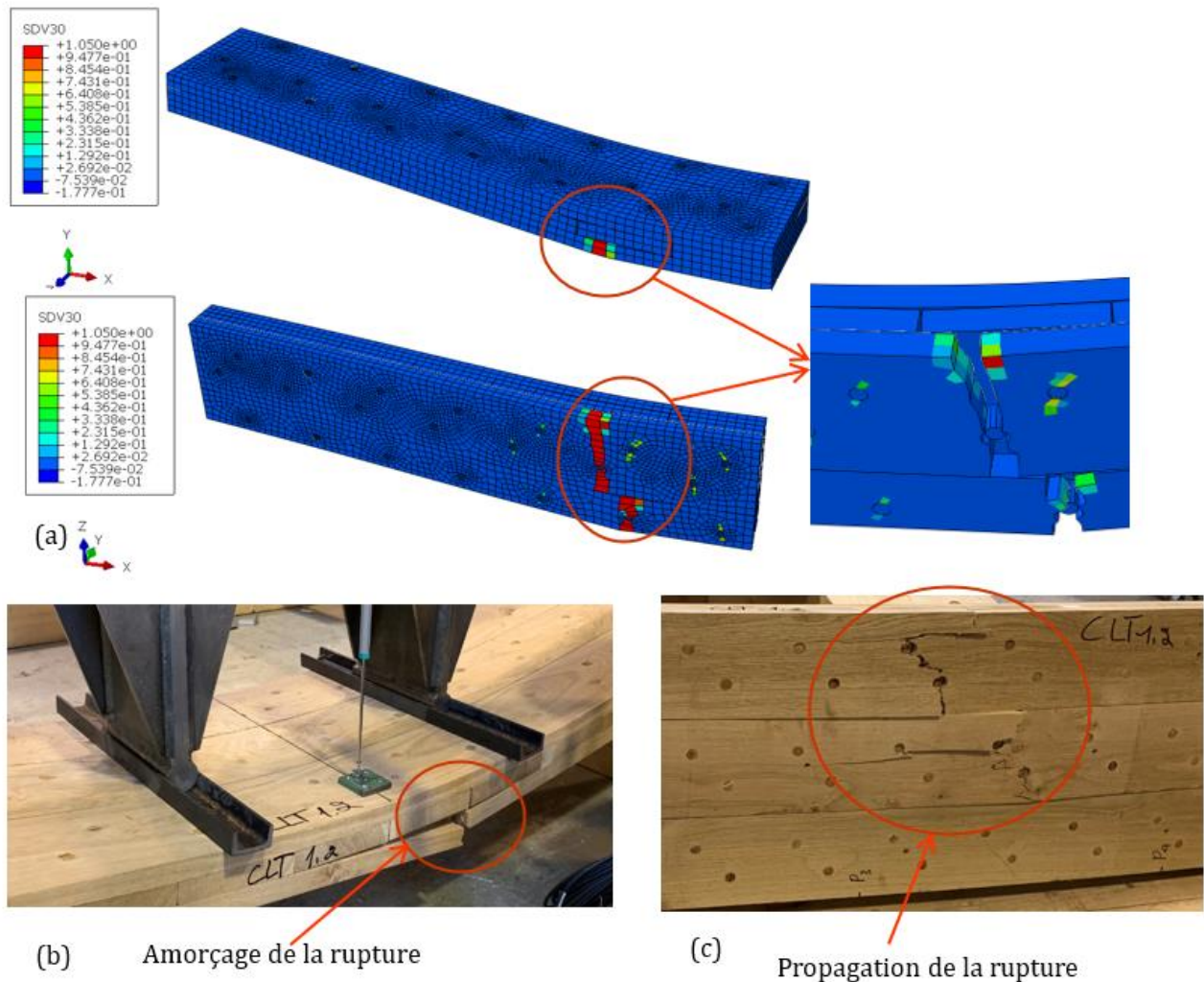


Figure 4.35 : Comparaison des modes de rupture pour les panneaux tourillonnés

Le modèle numérique a été également utilisé pour simuler les deux comportements extrêmes (limites) du panneau CLT, à savoir un panneau sans tourillons (sans liaison) et un panneau collé (liaison rigide) afin d'évaluer l'efficacité de la connexion semi-rigide (avec tourillons). La figure 4.36 montre que la rigidité du panneau CLT tourillonné est plus proche du cas collé que du cas sans liaison. En pratique, l'efficacité de la liaison se mesure en termes de performance au regard du cas collé (référence).

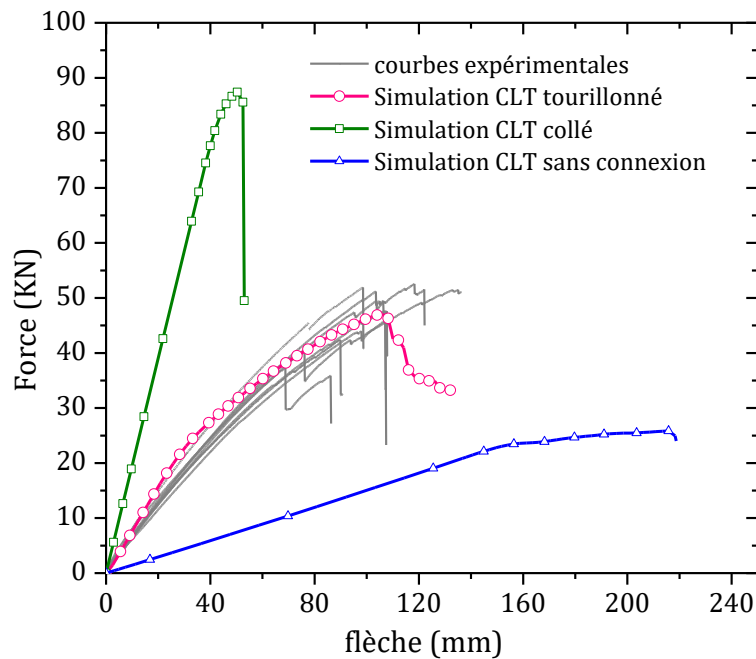


Figure 4.36 : Influence de la connexion entre lamelle sur la rigidité globale

4.6- Etude paramétrique

Les résultats des tests expérimentaux obtenus dans le chapitre 3 et des résultats numériques présentés dans ce chapitre démontrent clairement que les liaisons par tourillons en bois densifié jouent un rôle important dans les caractéristiques de rigidité et de résistance des poutres multicouches.

Dans cette partie, nous présentons les résultats d'une étude paramétrique en exploitant le modèle développé et validé expérimentalement. Bien que les paramètres matériaux soient important, nous nous limiterons volontairement dans cette partie aux paramètres géométriques : nombre de lamelles, n , (ou épaisseur des lamelles), diamètre des tourillons, d , espacement des tourillons, e , inclinaison des tourillons, α . Les paramètres de conception étudiés sont illustrés en figure 4.37.

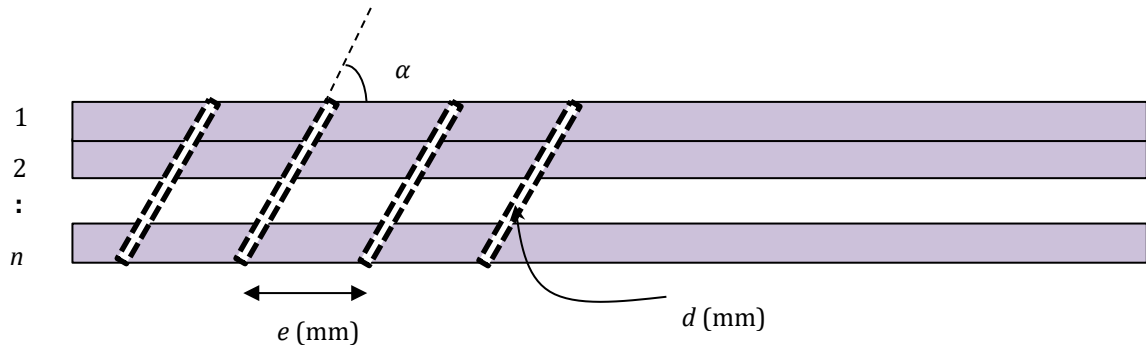


Figure 4.37 : Paramètres de conception étudiés

Afin de réduire au minimum le temps des simulations, on se propose de : (1) mener les calculs sur la petite poutre à trois lamelles assemblées par 27 tourillons, (2) d'utiliser un plan d'expérience de type Taguchi pour réduire le nombre de simulations, tout en gardant la qualité des résultats. La méthode Taguchi est réputée être très efficace pour étudier l'effet des paramètres de conception d'un processus ou d'un système physique à moindre coût, dans plusieurs domaines (Tran 2014 [107], Alexis [108] , Oudjene et al. [109]).

Le plan d'expérience choisi possède quatre paramètres, à trois niveaux chacun (Tableau 4.10), conduisant à neuf simulations au lieu d'un plan factoriel complet impliquant $3^4 = 81$ simulations.

Niveaux	n	d (mm)	e (mm)	α (°)
1	2	12	50	30°
2	3	16	75	60°
3	4	20	100	90°

Tableau 4.10 : Plan d'expérience Taguchi à 4 paramètres et à 3 niveaux

Ici, on s'intéresse à l'effet des paramètres géométriques (n, d, e, α) sur la résistance et la rigidité effective, en flexion, de la poutre à trois lamelles.

Pour évaluer la contribution de chaque paramètre sur la résistance de la poutre, l'effet moyen des différents paramètres doit être calculé par rapport à la valeur moyenne arithmétique de l'évaluation considérée (Tran 2014 [107], Alexis [108] , Oudjene et al. [109]). Cette valeur moyenne arithmétique est obtenue, pour la rigidité effective et la résistance, sur la base des neuf simulations, en exploitant les équations suivantes, respectivement :

$$\frac{\overline{\Delta F}}{\Delta u} = \frac{\sum_{i=1}^9 \left(\frac{\Delta F}{\Delta u} \right)_i}{9} \quad (4.59)$$

$$\bar{F}_{max} = \frac{\sum_{i=1}^9 (F_{max})_i}{9} \quad (4.60)$$

Tout d'abord, la valeur moyenne arithmétique de chaque évaluation est estimée sur la base des variations des paramètres du niveau 1 à 2. Par exemple, la valeur moyenne arithmétique d'un paramètre A, à son niveau k , est donnée par l'équation :

$$R(A_k) = \frac{\bar{\Delta F}}{\Delta u}(A_k) - \frac{\bar{\Delta F}}{\Delta u} \quad (4.56)$$

$$P(A_k) = \bar{F}_{max}(A_k) - \bar{F}_{max} \quad (4.57)$$

avec :

$$\frac{\bar{\Delta F}}{\Delta u}(A_k) = \frac{\sum_{i=1}^{r(A_k)} \left[\frac{\Delta F}{\Delta u}(A_k) \right]_i}{r(A_k)} \quad (4.58)$$

$$\bar{F}_{max}(A_k) = \frac{\sum_{i=1}^{r(A_k)} [\bar{F}_{max}(A_k)]_i}{r(A_k)} \quad (4.59)$$

où :

- $r(A_k)$ est le nombre d'évaluations associées au paramètre A à son niveau k .

Les différentes combinaisons des paramètres issues du plan Taguchi, ainsi que les résultats de simulation correspondants, sont données dans le tableau 4.11.

Configuration N°	Nombre de Lamelles	Diamètre mm	Espacement mm	Inclinaison °	$\frac{\Delta F}{\Delta u}$ (kN / mm)	F_{MAX} (kN)
1	2	12	50	90°	0,243	9,90
2	2	16	75	60°	0,171	8,73
3	2	20	100	30°	0,102	7,30
4	3	12	75	30°	0,061	4,96
5	3	16	100	90°	0,157	8,54
6	3	20	50	60°	0,101	6,09
7	4	12	100	60°	0,056	3,76
8	4	16	50	30°	0,031	3,44
9	4	20	75	90°	0,136	7,25
Moyenne					0,117	6,66

Tableau 4.11 : Les différentes combinaisons et leurs résultats selon le plan Taguchi

En traçant les courbes force-flèche issues des différentes simulations numériques (9), on constate que les paramètres géométriques étudiés ont une forte influence sur le comportement global de la poutre (Figure 4.38).

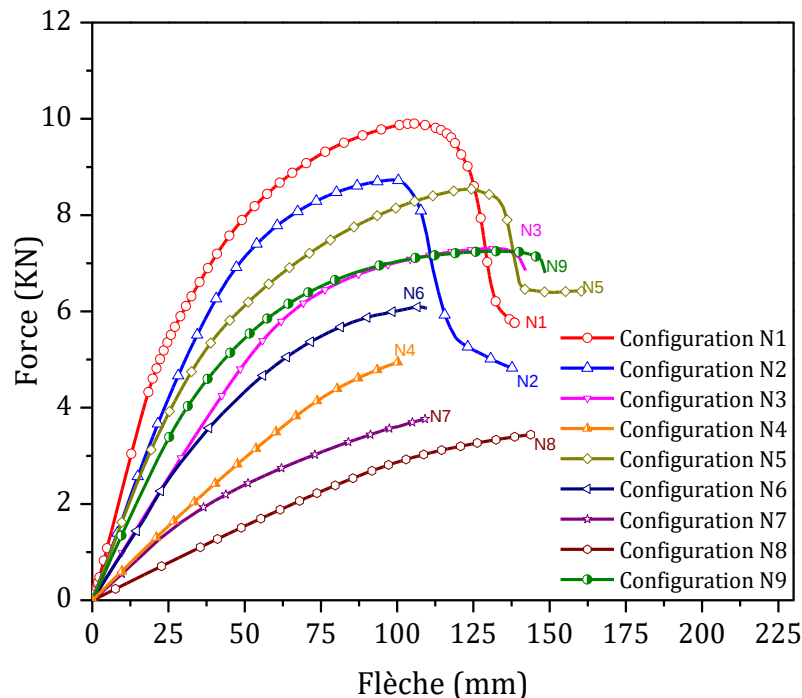


Figure 4.38 : Courbes Force-flèche des différentes configurations étudiées

Afin de comprendre la contribution et l'effet de chaque paramètre, à ses différents niveaux, nous traçons les effets moyens des différents paramètres, à différents niveaux (figure 4.39). On constate que la résistance et la rigidité effective de la poutre en flexion sont fortement influencées par le nombre de lamelles (épaisseur d'une lamelle) et l'inclinaison des tourillons. Le diamètre et l'espacement des tourillons ont relativement moins d'influence. On observe que la rigidité effective de la poutre ainsi que sa résistance en flexion augmentent lorsqu'on utilise des lamelles plus épaisses (nombre minimum de lamelles). Ceci s'explique par le fait qu'un nombre plus faible de lamelles crée peu de plan de cisaillement semi-rigides produisant des glissements relatifs entre lamelles et conduisant ainsi à la réduction de la rigidité. Le résultat le moins attendu est celui concernant l'inclinaison des tourillons. En effet, on remarque que l'insertion des tourillons perpendiculairement au plan de cisaillement ($\alpha = 90^\circ$) produit les meilleures valeurs de rigidité et de résistance, or un tourillon incliné devrait reprendre des efforts de cisaillement, de traction et conduisant ainsi à une meilleure résistance. Cependant, l'observation des modes de rupture tant expérimentaux que numériques a montré des glissements importants des tourillons inclinés par comparaison aux tourillons insérés perpendiculairement. En effet, les forces de frottement

entre les tourillons et les lamelles sont insuffisantes pour équilibrer les forces d'arrachement générées lorsque les tourillons sont inclinés.

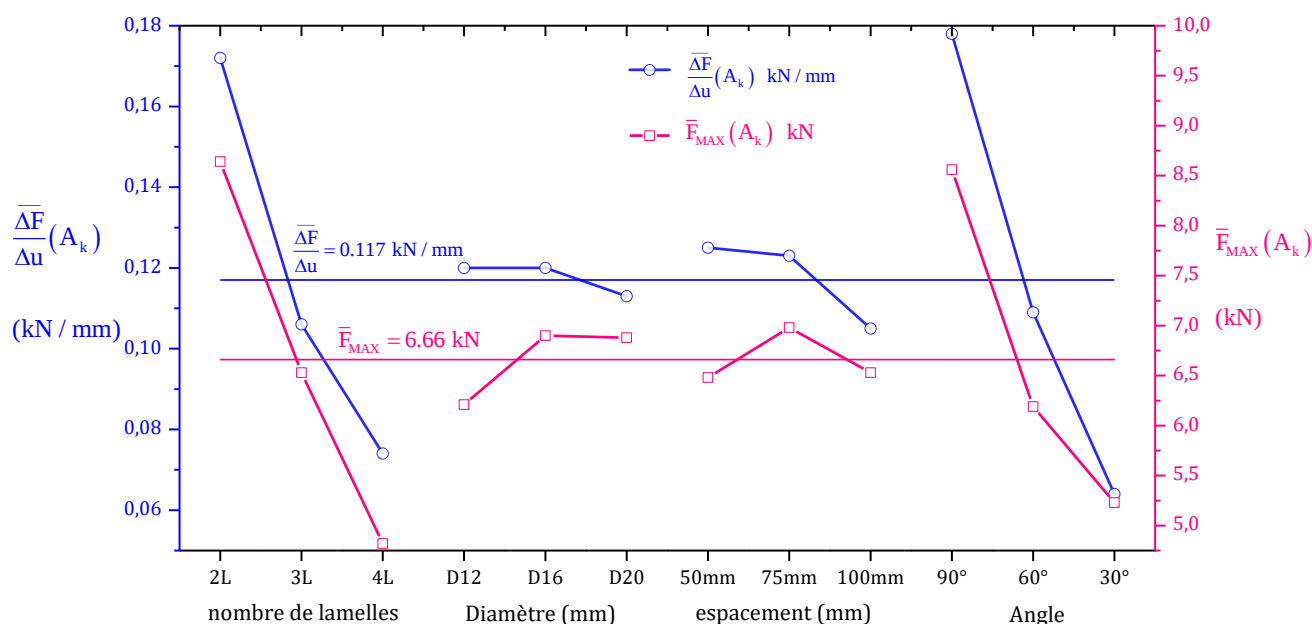


Figure 4.39 : Effet moyens des paramètres sur la rigidité et la résistance maximale

4.7- Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les résultats des simulations numériques menées sur des poutres en bois multicouches et de panneaux CLT assemblés par tourillons en bois densifié, ainsi que des assemblages bois/bois à double plans de cisaillement. La qualité du modèle éléments finis développé est validée de manière expérimentale.

Dans un premier temps, une identification de l'ensemble des paramètres du modèle éléments finis est réalisée sur la base de tests simples en compression et de flexion sur petites éprouvettes. Après l'étape d'identification, plusieurs structures formées de plusieurs lamelles assemblées par tourillons en bois densifié ont été simulées numériquement. La qualité des résultats obtenus est jugée satisfaisante tant en termes de prédiction du comportement global (courbe force-déplacement) qu'en termes de prédiction de modes de rupture.

En fin, le modèle éléments finis ainsi validé a été utilisé pour mener une étude paramétrique où l'influence de plusieurs paramètres géométriques sur le comportement des poutres (caractéristiques de rigidité et de résistance) a été étudiée. De cette étude paramétrique, il en ressort les conclusions suivantes :

- L'épaisseur des lamelles utilisées et l'inclinaison des tourillons sont les paramètres les plus influents sur les performances mécaniques des poutres assemblées. Il serait donc

intéressant d'utiliser moins de lamelles mais de fortes épaisseurs afin de limiter le nombre de plans de cisaillement. Par ailleurs, pour utiliser des tourillons inclinés par rapport au plan de cisaillement, il faudra provoquer au préalable un gonflement suffisant des tourillons (comportement à mémoire de forme) pour générer de grandes forces de frottement capable d'équilibrer les forces d'arrachement ainsi mises en jeux ;

- Le diamètre des tourillons doit être autour de 16 mm. En effet, un diamètre inférieur conduit à une faible rigidité tandis qu'un diamètre supérieur affaiblirait la résistance à cause de la réduction de la section nette.
- Un espacement des tourillons supérieur à 100 mm, soit environ 6 fois le diamètre, conduirait à des faibles résistance et rigidité.

CHAPITRE 5 : Conclusion et perspectives

5.1- Conclusion

L'objectif principal de ce travail de thèse était le développement et la caractérisation des performances structurelles de nouveaux produits en bois d'ingénierie assemblés par des tourillons en bois densifié (sans colle). L'approche "hybride" utilisant l'expérimentation et la simulation numérique a été retenue.

Ce mémoire contient une revue de l'état de l'art (Chapitre 2) en ce qui concerne les procédés de densification du bois existants dans la littérature, les produits en bois d'ingénierie conventionnels (collés) couramment utilisés en construction avec une attention particulière aux produits sans colle existants. A partir de cet état de l'art nous avons constaté un manque accru de connaissances sur le comportement des produits structuraux sans colle et l'inexistence de méthodes de dimensionnement appropriées. Du point de vue mécanique, la revue de la littérature ne nous a apporté aucun élément complémentaire sur le comportement mécanique et le dimensionnement des éléments structuraux assemblés par des tourillons en bois densifié.

Dans le chapitre 3, nous avons présenté de manière détaillée le procédé thermomécanique utilisé pour l'obtention des tourillons densifié et les résultats de caractérisation expérimentale du bois densifié et des produits en bois d'ingénierie tourillonnés développés. Afin d'évaluer les performances mécaniques du bois densifié plusieurs tests de caractérisation ont été effectués et les résultats ont été analysés au regard des caractéristiques mécaniques du bois normal (non densifié). Les résultats obtenus ont montré un gain très important en termes de densité, de résistance mécanique et de rigidité grâce au procédé de densification. La caractérisation expérimentale des éléments structuraux sans colle développés (poutres, panneaux, assemblages) nous a permis d'appréhender et de comprendre les mécanismes de dégradation des liaisons semi-rigides (tourillons) ainsi que le comportement global des éléments testés incluant les modes de rupture. La confrontation des performances mécaniques obtenues à celles issues des éléments équivalents conventionnels (collés) nous a appris que bien que les éléments tourillonnés (sans colle) soient performants de point de vue résistance et ductilité, il n'en demeure pas moins que les caractéristiques de rigidité doivent être améliorées pour une meilleure utilisation structurelle.

Dans le chapitre 4, nous avons développé et validé un modèle numérique par éléments finis afin d'étudier et d'analyser davantage le comportement des éléments tourillonnés à moindre coût, c'est-à-dire en ayant moins de recours aux tests expérimentaux. Le modèle a été validé de manière expérimentale et utilisé ensuite pour étudier l'influence de plusieurs paramètres géométriques sur

le comportement global des éléments tourillonnés. Cet outil numérique prédit de manière satisfaisante le comportement global et les modes de ruine des éléments tourillonnés. Il est maintenant en ordre de marche pour améliorer davantage la conception de ce type de structures.

5.2- Perspectives

Les résultats obtenus dans cette étude constituent un premier pas vers le développement de produits d'ingénierie respectueux de l'environnement et permettant la valorisation de l'utilisation structurelle du bois par la fabrication du bois densifié. Bien que les résultats et performances obtenus soient prometteurs, il est évident que la conception reste à améliorer sur plusieurs points :

- Identifier une conception particulière au niveau de l'interface des lamelles afin de réduire le glissement relatif de celles-ci et améliorer ainsi la rigidité des éléments. On pense notamment à une interface avec embrèvements capables d'améliorer considérablement la reprise des efforts de cisaillement.
- Bien que le comportement différé (fluage) du bois (lamelles) est bien connu, il n'en demeure pas moins que le comportement différé du bois densifié (tourillons) doit être maîtrisé afin d'évaluer le comportement à long-terme des éléments tourillonnés. En effet, en pratique la flèche à long-terme est souvent le critère dimensionnant. Le comportement différé du bois dépend principalement du comportement viscoélastique, du comportement mécanosorptif et du gonflement/retrait hygroscopique. Il est donc évident que le comportement mécanosorptif et les coefficients de gonflement/retrait du bois densifié soient très différents de ceux du bois normal à cause de la grande différence de porosité.

Il est également important d'appréhender et de comprendre le comportement à mémoire de forme du bois (tourillons) densifié. En effet, ce comportement est fortement dépendant de la température et du taux d'humidité.

Références :

- [1] J. Natterer, J. L. Sandoz, et M. Rey, *Construction en bois: matériau, technologie et dimensionnement*. PPUR presses polytechniques, 2004.
- [2] « UNECE. (2017, 22nd October). Forest Products Annual Market Review 2016-2017 ». [En ligne]. Disponible sur:
<https://www.unece.org/fileadmin/DAM/timber/publications/FPAMR2017.pdf>.
- [3] « UNECE. (2019, 22nd October). Forest Products Annual Market Review 2018-2019 ». .
- [4] « (11) (PDF) Life cycle assessment of adhesives used in wood constructions », *ResearchGate*.
https://www.researchgate.net/publication/279286317_Life_cycle_assessment_of_adhesives_used_in_wood_constructions (consulté le sept. 19, 2019).
- [5] « European Commission. (2011, 9th October). A Roadmap for moving to a competitive low carbon economy in 2050 ». .
- [6] Y. Asako, H. Kamikoga, H. Nishimura, et Y. Yamaguchi, « Effective thermal conductivity of compressed woods », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, n° 11, p. 2243-2253, mai 2002, doi: 10.1016/S0017-9310(01)00330-1.
- [7] A. Kutnar, D. Sandberg, et P. Haller, « Compressed and moulded wood from processing to products », *Holzforschung*, vol. 69, n° 7, janv. 2015, doi: 10.1515/hf-2014-0187.
- [8] F. F. P. Kollmann, E. W. Kuenzi, et A. J. Stamm, *Principles of Wood Science and Technology II Wood Based Materials*. Berlin: Springer Berlin, 2013.
- [9] R. M. Seborg, M. A. Millet, et A. J. Stamm, *Heat Stabilized Compressed Wood - Staypack, Mechanical Engineering* 67 (1), pp 25-31. .
- [10] M. TANAHASHI, 1990, *Charactérisation and Degradation Mechanisms of Wood Components by Steam Explosion and Utilisation of Exploded Wood*, *wood research* 77, page 49-117.
- [11] M. Inoue, M. Norimoto, M. Tanahashi, et R. M. Rowell, « Steam or Heat fixation of compressed wood », *Wood and Fiber Science*, vol. 25, n° 3, p. 224-235, 1993.
- [12] « Processing bulk natural wood into a high-performance structural material | Nature ». <https://www.nature.com/articles/nature25476> (consulté le juill. 09, 2019).
- [13] P. Navi et F. Heger, *Comportement thermo-hydomécanique du bois: applications technologiques et dans les structures*. Lausanne: Presses Polytechniques et Univ. Romandes, 2005.
- [14] J. Blomberg, « Mechanical and physical properties of semi-isostatically densified wood », 2006.
- [15] L. Rautkari, M. Properzi, F. Pichelin, et M. Hughes, « Surface modification of wood using friction », *Wood Sci Technol*, vol. 43, n° 3, p. 291, sept. 2008, doi: 10.1007/s00226-008-0227-0.
- [16] F. A. Kamke, « Densified radiata pine for structural composites », *Maderas. Ciencia y tecnología*, vol. 8, n° 2, p. 83-92, 2006, doi: 10.4067/S0718-221X2006000200002.
- [17] C.-H. Fang, A. Cloutier, P. Blanchet, A. Koubaa, et N. Mariotti, « Densification of Wood Veneers Combined with Oil-Heat Treatment. Part 1: Dimensional Stability », *BioResources* 6(1), p. 373-385.
- [18] K. Laine, K. Segerholm, M. Wålinder, L. Rautkari, et M. Hughes, « Wood densification and thermal modification: hardness, set-recovery and micromorphology », *Wood Sci Technol*, vol. 50, n° 5, p. 883-894, sept. 2016, doi: 10.1007/s00226-016-0835-z.

- [19] F. A. Kamke, « DENSIFIED RADIATA PINE FOR STRUCTURAL COMPOSITES », *Maderas. Ciencia y tecnología* (2): 83-92 2006.
- [20] P. Navi et D. Sandberg, *Thermo-hydro-mechanical processing of wood*, 1st ed. Lausanne: EPFL Press, 2012.
- [21] R. M. Seborg, M. A. Millett, et A. J. Stamm, « Heat-stabilized Compressed Wood (Staypak) », n° 1580, p. 21.
- [22] P. Navi et F. Heger, « Combined Densification and Thermo-Hydro-Mechanical Processing of Wood », *MRS Bull.*, vol. 29, n° 5, p. 332-336, mai 2004, doi: 10.1557/mrs2004.100.
- [23] J. Blomberg et B. Persson, « Plastic deformation in small clear pieces of Scots pine (*Pinus sylvestris*) during densification with the CaLignum process », *J Wood Sci*, vol. 50, n° 4, p. 307-314, août 2004, doi: 10.1007/s10086-003-0566-2.
- [24] B. Anshari, Z. W. Guan, A. Kitamori, K. Jung, I. Hassel, et K. Komatsu, « Mechanical and moisture-dependent swelling properties of compressed Japanese cedar », *Construction and Building Materials*, vol. 25, n° 4, p. 1718-1725, avr. 2011, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2010.11.095.
- [25] M. Riggio, J. Sandak, et A. Sandak, « Densified wooden nails for new timber assemblies and restoration works: A pilot research », *Construction and Building Materials*, vol. 102, p. 1084-1092, janv. 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.06.045.
- [26] J. Song *et al.*, « Processing bulk natural wood into a high-performance structural material », *Nature*, vol. 554, n° 7691, p. 224-228, févr. 2018, doi: 10.1038/nature25476.
- [27] A. Uhmeier, T. Morooka, et M. Norimoto, « Influence of Thermal Softening and Degradation on the Radial Compression Behavior of Wet Spruce », *Holzforschung*, vol. 52, n° 1, p. 77-81, janv. 1998, doi: 10.1515/hfsg.1998.52.1.77.
- [28] P. Bekhta, S. Proszkyk, T. Krystofiak, J. Sedliacik, I. Novak, et M. Mamonova, « Effects of short-term thermomechanical densification on the structure and properties of wood veneers », *Wood Material Science & Engineering*, vol. 12, n° 1, p. 40-54, janv. 2017, doi: 10.1080/17480272.2015.1009488.
- [29] W. E. Hsu, W. Schwald, J. Schwald, et J. A. Shields, « Chemical and physical changes required for producing dimensionally stable wood-based composites », p. 9.
- [30] J. Y. Wang et P. A. Cooper, « Effect of grain orientation and surface wetting on vertical density profiles of thermally compressed fir and spruce », *Holz Roh Werkst*, vol. 63, n° 6, p. 397-402, déc. 2005, doi: 10.1007/s00107-005-0034-3.
- [31] L. Salmén et National Science Foundation (U.S.), *Composite systems from natural and synthetic polymers*. Amsterdam ; New York : New York, NY, U.S.A: Elsevier ; Distributors for the U.S. and Canada, Elsevier Science, 1986.
- [32] K. Jung, A. Kitamori, et K. Komatsu, « Evaluation on structural performance of compressed wood as shear dowel », *Holzforschung*, vol. 62, n° 4, janv. 2008, doi: 10.1515/HF.2008.073.
- [33] K. Jung, A. Kitamori, et K. Komatsu, « Development of a joint system using a compressed wooden fastener II: evaluation of rotation performance for a column-beam joint », *J Wood Sci*, vol. 56, n° 2, p. 118-126, avr. 2010, doi: 10.1007/s10086-009-1078-5.
- [34] K. Jung, A. Kitamori, et K. Komatsu, « Development of a joint system using a compressed wooden fastener I: evaluation of pull-out and rotation performance for a column—sill joint », *J Wood Sci*, vol. 55, n° 4, p. 273-282, août 2009, doi: 10.1007/s10086-009-1027-3.
- [35] Z. Guan, K. Komatsu, K. Jung, et A. Kitamori, « Structural Characteristics of Beam - Column Connections Using Compressed Wood Dowels and Plates », 2010.

- [36] S. Mehra, C. O’Ceallaigh, F. Hamid-Lakzaeian, et Z. Guan, « Evaluation of the Structural Behaviour of Beam-beam Connection Systems using Compressed Wood Dowels and Plates. », présenté à 2018 World Conference on Timber Engineering, Seoul, Korea.
- [37] B. Anshari, Z. Guan, K. Komatsu, A. Kitamori, et K. Jung, « EXPLORE NOVEL WAYS TO STRENGTHEN GLULAM BEAMS BY USING COMPRESSED JAPANESE CEDAR », présenté à World Conference on Timber Engineering 2010.
- [38] B. Anshari et Z. Guan, « FE Modelling of Optimization on Strengthening Glulam Timber Beams by using Compressed Wood Blocks », *Procedia Engineering*, vol. 171, p. 857-864, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.01.379.
- [39] I. Hassel, P. Berard, et K. Komatsu, « Development of wooden block shear wall – Improvement of stiffness by utilizing elements of densified wood », *Holzforschung*, vol. 62, n° 5, janv. 2008, doi: 10.1515/HF.2008.091.
- [40] « Architecture moderne au Québec et ailleurs | Le bois lamellé-collé, un matériau qui se distingue à Saint-Lambert ». <https://docomomoquebec.ca/voir-tous-les-dossier-du-mois/115-le-bois-lamelle-colle-un-materiau-qui-se-distigue-a-saint-lambert.html> (consulté le oct. 03, 2019).
- [41] « Les caractéristiques du bois lamellé-collé », *Drvene konstrukcije*. <http://drvene-konstrukcije.hr/les-caracteristiques-du-bois-lamelle-colle/> (consulté le sept. 24, 2019).
- [42] « NF EN 14080 August 2013 Timber structures - Glued laminated timber and glued solid timber - Requirements - Structures en bois ».
- [43] « EN 408: 2010. Timber structures – structural timber and glued laminated timber – determination of some physical and mechanical properties. Bruxelles; November 2010 ».
- [44] « EN 1995-1-1:2004, Eurocode 5: design of timber structures – part 1. 1: general rules and rules for buildings, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, (E). »
- [45] « NF EN 16351; Structures en bois — Bois lamellé croisé — Exigences », ICS : 79.060.10 ; 91.080.20, nov. 2015.
- [46] Norme française homologuée, « NF EN 14374, mars 2005, Structures en bois LVL (Lamibois) Exigences ».
- [47] « What is Brettstapel? » http://www.brettstapel.org/Brettstapel/What_is_it.html (consulté le juin 10, 2019).
- [48] « DLT | Dowel Laminated Timber | All Wood, Produced by StructureCraft », *StructureCraft Builders*. <https://structurecraft.com/materials/mass-timber/dlt-dowel-laminated-timber> (consulté le oct. 01, 2019).
- [49] « Habitat Naturel - Le bois lamellé-croisé : CLT ». <http://www.habitatnaturel.fr/dossiers/11-Le-bois-lamellecroise--CLT/28-Nurholz-panneau-massif-sans-colle/> (consulté le juin 10, 2019).
- [50] W. Plowas, T. Bell, R. Hairstans, et J. Williamson, « Understanding the Compatibility of UK Resource for Dowel Laminated Timber Construction ». Edinburgh Napier University, Scotland, 2015, [En ligne]. Disponible sur: <https://www.napier.ac.uk/~media/worktribe/output-169670/hairstansv2pdf.pdf>.
- [51] J.-F. Bocquet *et al.*, « Wood joints and laminated wood beams assembled by mechanically-welded wood dowels », *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 21, n° 3-4, p. 301-317, janv. 2007, doi: 10.1163/156856107780684585.
- [52] C. O’Loinsigh *et al.*, « Experimental study of timber-to-timber composite beam using welded-through wood dowels », *Construction and Building Materials*, vol. 36, p. 245-250, nov. 2012, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.04.118.

- [53] « EN 26891, «Structures en bois Assemblages réalisés avec des éléments mécaniques de fixation Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation », ISO 6891-1983 (E); 1991 ».
- [54] « NF EN 12512/A1 (2006-01-01), Structures en bois – Méthodes d'essai – Essais cycliques d'assemblages réalisés par organes mécaniques ».
- [55] « EN-383 (2007) Timber structures-test methods-determination of embedment strength and foundation values for dowel-type fasteners. European Committee for Standardisation, Brussels, Belgium ».
- [56] G. Zhongwei, K. Kohei, J. Kiho, et K. Akihisa, « Structural characteristics of beam-column connections using compressed wood dowels and plates », présenté à World Conference on Timber Engineering 2010.
- [57] M. Oudjene, V.-D. Tran, et M. Khelifa, « Cyclic and monotonic responses of double shear single dowelled timber connections made of hardwood species: Experimental investigations », *Construction and Building Materials*, vol. 132, p. 188-195, févr. 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.11.127.
- [58] J. M. Dinwoodie, *Timber, its nature and behaviour*, 2nd ed. London; New York: [England]: E & FN Spon ; BRE, with the support of the Centre for Timber Technology and Construction at BRE, 2000.
- [59] L. J. Gibson et M. F. Ashby, *Cellular solids: structure and properties*. 1997.
- [60] P. Niemz, *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Leinfelden-Echterdingen: DRW-Verl, 1993.
- [61] D. Fengel et G. Wegener, *Wood: chemistry, ultrastructure, reactions*. Berlin ; New York: W. de Gruyter, 1984.
- [62] A. Reiterer et S. E. Stanzl-Tschegg, « Compressive behaviour of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain », *Mechanics of Materials*, vol. 33, n° 12, p. 705-715, déc. 2001, doi: 10.1016/S0167-6636(01)00086-2.
- [63] L. Benabou, « Finite strain analysis of wood species under compressive failure due to kinking », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 49, n° 3-4, p. 408-419, févr. 2012, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2011.09.024.
- [64] M. Bariska et L. J. Kučera, « On the fracture morphology in wood: Part 2: Macroscopical deformations upon ultimate axial compression in wood », *Wood Sci. Technol.*, vol. 19, n° 1, p. 19-34, mars 1985, doi: 10.1007/BF00354750.
- [65] J. Bodig, *Stress-strain relationship for wood in transverse compression*, vol. J Mater, 1(3):645-666. 1966.
- [66] G. DeBaise, *Morphological and mechanics of wood fracture*. Mater Res Stand 6(10):493-499. 1966.
- [67] K. E. Easterling, R. Harrysson, L. J. Gibson, et M. F. Ashby, « On the Mechanics of Balsa and Other Woods », *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, vol. 383, n° 1784, p. 31-41, 1982.
- [68] W. Gindl, « Comparing Mechanical Properties of Normal and Compression Wood in Norway Spruce: The Role of Lignin in Compression Parallel to the Grain », *Holzforschung*, vol. 56, n° 4, p. 395-401, juin 2002, doi: 10.1515/HF.2002.062.
- [69] M. Gong et I. Smith, « Failure of softwood under static compression parallel to grain. », *Journal of the Institute of Wood Science*, vol. 15, n° 4, p. 204-210, 2000.
- [70] U. Müller, « Effects of wood macro - and micro-structure on selected mechanical properties », University of Natural Resources and Applied Life Sciences, Vienna, 2003.

- [71] J. S. Poulsen, P. M. Moran, C. F. Shih, et E. Byskov, « Kink band initiation and band broadening in clear wood under compressive loading », *Mechanics of Materials*, vol. 25, n° 1, p. 67-77, janv. 1997, doi: 10.1016/S0167-6636(96)00043-9.
- [72] I. Smith et S. Vasic, « Fracture behaviour of softwood », *Mechanics of Materials*, vol. 35, n° 8, p. 803-815, août 2003, doi: 10.1016/S0167-6636(02)00208-9.
- [73] T. Tabarsa et Y. H. Chui, « Stress-Strain Response of Wood Under Radial Compression. Part I. Test Method and Influences of Cellular Properties », *Wood and Fiber Science*, vol. 32, n° 2, Art. n° 2, juin 2007.
- [74] Hill Rodney et Orowan Egon, « A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals », *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, vol. 193, n° 1033, p. 281-297, mai 1948, doi: 10.1098/rspa.1948.0045.
- [75] O. Hoffman, « The Brittle Strength of Orthotropic Materials », *Journal of Composite Materials*, vol. 1, n° 2, p. 200-206, 1967, doi: 10.1177/002199836700100210.
- [76] S. W. Tsai et E. M. Wu, « A General Theory of Strength for Anisotropic Materials », *Journal of Composite Materials*, vol. 5, n° 1, p. 58-80, 1971, doi: 10.1177/002199837100500106.
- [77] Patton-Mallory Marcia, Cramer Steven M., Smith Frederick W., et Pellicane Patrick J., « Nonlinear Material Models for Analysis of Bolted Wood Connections », *Journal of Structural Engineering*, vol. 123, n° 8, p. 1063-1070, août 1997, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1997)123:8(1063).
- [78] D. M. Moses et H. G. L. Prion, « Stress and failure analysis of wood composites: a new model », *Composites Part B: Engineering*, vol. 35, n° 3, p. 251-261, janv. 2004, doi: 10.1016/j.compositesb.2003.10.002.
- [79] A. M. P. G. Dias, J. W. Van de Kuilen, S. Lopes, et H. Cruz, « A non-linear 3D FEM model to simulate timber-concrete joints », *Advances in Engineering Software*, vol. 38, n° 8-9, p. 522-530, août 2007, doi: 10.1016/j.advengsoft.2006.08.024.
- [80] M. Bickerdike et P. Quenneville, « Predicting the Row Shear Failure Mode in Parallel-to-Grain Bolted Connections », p. 8, 2006.
- [81] M. Oudjene et M. Khelifa, « Finite element modelling of wooden structures at large deformations and brittle failure prediction », *Materials & Design*, vol. 30, n° 10, p. 4081-4087, déc. 2009, doi: 10.1016/j.matdes.2009.05.024.
- [82] C. O'Loinsigh, M. Oudjene, E. Shotton, A. Pizzi, et P. Fanning, « Mechanical behaviour and 3D stress analysis of multi-layered wooden beams made with welded-through wood dowels », *Composite Structures*, vol. 94, n° 2, p. 313-321, janv. 2012, doi: 10.1016/j.compstruct.2011.08.029.
- [83] P. Mackenzie-Helnwein, H. W. Müllner, J. Eberhardsteiner, et H. A. Mang, « Analysis of layered wooden shells using an orthotropic elasto-plastic model for multi-axial loading of clear spruce wood », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 194, n° 21-24, p. 2661-2685, juin 2005, doi: 10.1016/j.cma.2004.07.051.
- [84] J. Schmidt et M. Kaliske, « Models for numerical failure analysis of wooden structures », *Engineering Structures*, vol. 31, n° 2, p. 571-579, 2009, doi: 10.1016/j.engstruct.2008.11.001.
- [85] P. Mackenzie-Helnwein, J. Eberhardsteiner, et H. A. Mang, « A multi-surface plasticity model for clear wood and its application to the finite element analysis of structural details », *Computational Mechanics*, vol. 31, n° 1-2, p. 204-218, 2003, doi: 10.1007/s00466-003-0423-6.

- [86] H. Qing et L. Mishnaevsky, « 3D hierarchical computational model of wood as a cellular material with fibril reinforced, heterogeneous multiple layers », *Mechanics of Materials*, vol. 41, n° 9, p. 1034-1049, sept. 2009, doi: 10.1016/j.mechmat.2009.04.011.
- [87] H. A. Mang *et al.*, « Computational mechanics of materials and structures », *Engineering Structures*, vol. 31, n° 6, p. 1288-1297, juin 2009, doi: 10.1016/j.engstruct.2009.01.005.
- [88] H. Qing et L. Mishnaevsky, « 3D multiscale micromechanical model of wood: From annual rings to microfibrils », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 47, n° 9, p. 1253-1267, mai 2010, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2010.01.014.
- [89] H. Qing et L. Mishnaevsky, « A 3D multilevel model of damage and strength of wood: Analysis of microstructural effects », *Mechanics of Materials*, vol. 43, n° 9, p. 487-495, sept. 2011, doi: 10.1016/j.mechmat.2011.05.007.
- [90] E. I. Saavedra Flores et M. I. Friswell, « Multi-scale finite element model for a new material inspired by the mechanics and structure of wood cell-walls », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 60, n° 7, p. 1296-1309, juill. 2012, doi: 10.1016/j.jmps.2012.03.007.
- [91] K. de Borst *et al.*, « Mechanical characterization of wood: An integrative approach ranging from nanoscale to structure », *Computers & Structures*, vol. 127, p. 53-67, oct. 2013, doi: 10.1016/j.compstruc.2012.11.019.
- [92] J. D. Eshelby, « The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems », *Proc. R. Soc. Lond. A*, vol. 241, n° 1226, p. 376-396, août 1957, doi: 10.1098/rspa.1957.0133.
- [93] V. Monchiet, E. Charkaluk, et D. Kondo, « A micromechanics-based modification of the Gurson criterion by using Eshelby-like velocity fields », *European Journal of Mechanics - A/Solids*, vol. 30, n° 6, p. 940-949, nov. 2011, doi: 10.1016/j.euromechsol.2011.05.008.
- [94] T. Mori et K. Tanaka, « Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions », *Acta Metallurgica*, vol. 21, n° 5, p. 571-574, mai 1973, doi: 10.1016/0001-6160(73)90064-3.
- [95] S. R. Reid et C. Peng, « Dynamic uniaxial crushing of wood », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 19, n° 5, p. 531-570, mai 1997, doi: 10.1016/S0734-743X(97)00016-X.
- [96] M. Vural et G. Ravichandran, « Dynamic response and energy dissipation characteristics of balsa wood: experiment and analysis », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 40, n° 9, p. 2147-2170, mai 2003, doi: 10.1016/S0020-7683(03)00057-X.
- [97] M. Neumann, J. Herter, B. O. Droste, et S. Hartwig, « Compressive behaviour of axially loaded spruce wood under large deformations at different strain rates », *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 69, n° 3, p. 345-357, août 2011, doi: 10.1007/s00107-010-0442-x.
- [98] J. Mairesse, « Modélisation numérique du comportement rhéologique du bois soumis à une large gamme de vitesses de déformation : application au liège et au balsa », thesis, Bordeaux 1, 2010.
- [99] Canadian standard association group, « CSA O86(2014) - Engineering design in wood », 2014.
- [100] F. F. P. Kollmann et W. A. J. Cote, *Principles of Wood Science and Technology: I Solid Wood*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1968.
- [101] D. Guitard, *Mécanique du matériau bois et composites*. Toulouse: Cepadues-Editions, 1987.
- [102] C. Sandhaas, *Mechanical behaviour of timber joints with slotted-in steel plates*. Zutphen: Wöhrmann, 2012.

- [103] T.-T. Tran, V.-D. Thi, M. Khelifa, M. Oudjene, et Y. Rogaume, « A constitutive numerical modelling of hybrid-based timber beams with partial composite action », *Construction and Building Materials*, vol. 178, p. 462-472, juill. 2018, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.05.080.
- [104] J. C. J. Schellekens et R. de Borst, « The use of the Hoffman yield criterion in finite element analysis of anisotropic composites », *Computers and Structures*, vol. 37, n° 6, p. 1087–1096, 1990, doi: 10.1016/0045-7949(90)90020-3.
- [105] V. D. Thi, « Modélisation du comportement au feu des structures en bois », 18.
- [106] J. Wouts, « Étude et modélisation du comportement en compression du bois sous sollicitations d'impacts », thesis, Valenciennes, 2017.
- [107] V. D. TRAN, « Caractérisation et modélisation numérique des poutres en bois massif reconstitué réalisées avec une essence locale feuillue », Université de Lorraine, 2014.
- [108] J. Alexis, *Pratique industrielle de la méthode Taguchi: les plans d'expériences*. Paris: Association française de normalisation, 1995.
- [109] M. Oudjene et L. Ben-Ayed, « On the parametrical study of clinch joining of metallic sheets using the Taguchi method », *Engineering Structures*, vol. 30, n° 6, p. 1782-1788, juin 2008, doi: 10.1016/j.engstruct.2007.10.017.

Bilan de la thèse

Articles publiés dans des revues internationales à comité de lecture :

I. El-Houjeiri, V.D. Thi, M. Oudjene, M. Khelifa, Y. Rogaume, A. Sotayo, Z. Guan., « Experimental investigations on adhesive free laminated oak timber beams and timber-to-timber joints assembled using thermo-mechanically compressed wood dowels », *Construction and Building Materials*, vol. 222, p. 288-299, oct. 2019, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.163.

I. El Houjeiri, V. D. Thi, M. Oudjene, L.-M. Ottenhaus, M. Khelifa, et Y. Rogaume, « Coupled nonlinear-damage finite element analysis and design of novel engineered wood products made of oak hardwood », *Eur. J. Wood Prod.*, nov. 2020, doi: 10.1007/s00107-020-01617-7.

A. Sotayo, D. F. Bradley, M. Bather, M. Oudjene, **I. El-Houjeiri**, et Z. Guan, « Development and structural behaviour of adhesive free laminated timber beams and cross laminated panels », *Construction and Building Materials*, vol. 259, p. 119821, oct. 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119821.

A. Sotayo, D. Bradley, M. Bather, P. Sareh, M. Oudjene, **I. El-Houjeiri**, A. M. Harte, S. Mehra, C. O'Ceallaigh, P. Haller, S. Namari, A. Makradi, S. Belouettar, L. Bouhala, F. Deneufbourg, Z. Guan., « Review of state of the art of dowel laminated timber members and densified wood materials as sustainable engineered wood products for construction and building applications », *Developments in the Built Environment*, vol. 1, p. 100004, févr. 2020, doi: 10.1016/j.dibe.2019.100004.

Conférences:

- World Conference on Timber Engineering (WCTE 2018), Août 20-23 2018, Séoul, République de Corée (Poster)
- 13^{ème} colloque national en calcul de structure, 15-19 Mai 2017 à Giens, France
- 3rd International Conference on Mechanics of Composites, 4-7 Juillet 2017, Bologne, Italie (Poster)
- Journées annuelles du GDR3544 sciences du bois 2017, 21-23 novembre 2017, Nantes (Poster communication orale)
- 21st International conference on composite structure, 2-5 Septembre 2018, Bologne, Italie

Stage de mobilité à l'Université Laval - Québec – Canada : Juin 2019-Décembre 2019

Résumé:

Il s'agit de travailler sur des poutres multicouches (ou panneaux en bois lamellé-croisé) assemblées mécaniquement par des tourillons en bois densifié. Traditionnellement, ce type de poutre, appelé poutre en bois lamellé-collé, est obtenu par collage des lamelles en bois, ce qui assure une liaison « parfaite » conduisant ainsi à une poutre (ou plaque) multicouches dont les caractéristiques peuvent être obtenues par homogénéisation.

Dans le sujet proposé, il s'agit de remplacer la colle par des liaisons discrètes en utilisant des tourillons en bois densifié conduisant ainsi à des assemblages semi-rigides. La viabilité des poutres (ou panneaux) assemblées par tourillons en bois densifié (plus écologiques) n'est pas encore tout à fait démontrée et reste donc exploratoire. L'analyse de ce type de structures (en statique ou en dynamique) doit prendre en compte le caractère semi-rigide des liaisons. Une large campagne expérimentale a été effectuée afin de caractériser les performances mécaniques du bois densifié et des assemblages réalisés par des tourillons en bois densifié ainsi que la réponse structurelle des produits d'ingénierie en bois obtenus (poutres et panneaux).

L'objectif principal de la thèse est d'évaluer la réponse mécanique sous charges monotone et cyclique des assemblages par tourillons en bois densifié ainsi que les performances structurelles des poutres et panneaux fabriqués. Plus particulièrement, la réponse sous charge cyclique est évidemment un paramètre clé pour la validation de ce type d'assemblage sous charge sismique. Dans le cadre de cette étude, le logiciel éléments finis Abaqus est utilisé afin de réduire les tests expérimentaux coûteux et d'optimiser les choix de conception retenus.

Mots-clefs: Assemblage bois, caractérisation expérimentale, mécanique des matériaux, modélisation numérique, bois densifié, produits d'ingénierie bois

Abstract:

This thesis deals with experimental and numerical analyses of multi-layered beams and cross-laminated timber panels assembled mechanically using densified wood dowels. Traditionally, this engineered wood products, called glulam beams (or CLT panels), are obtained by gluing wooden laminates, leading to a "perfect" or fully-rigid connection. The global mechanical properties of those products can be obtained using the linear homogenization procedure.

In this work, it is proposed to replace the glue by the densified wood dowels to make the assemblies. The viability of those products (beams and panels) assembled using densified wood dowels (more environmentally-friendly) is not yet fully demonstrated and therefore remains exploratory. The analysis of this type of structure must consider the fact that the connection between the wood laminates is semi-rigid. A large and comprehensive experimental campaign is undertaken to characterize the mechanical performance of densified wood, mechanical performances of connections using compressed wood dowels as well as the structural performance of the developed engineered wood products (beams and panels).

The main objective of the thesis is to evaluate the structural response under monotonic and cyclic loads. More particularly, the response under cyclic load is a key parameter for the validation of this type of assembly under seismic load. In this study Abaqus finite element software is used to reduce expensive experimental tests and to optimize the selected design parameters.

Keywords: Wood assembly, experimental characterization, material behavior, numerical modeling, compressed wood, engineered wood products