



HAL
open science

Étude du comportement et du renforcement d'appuis sollicités en compression selon un angle donné du bois lamellé-collé

Damien Lathuillère

► **To cite this version:**

Damien Lathuillère. Étude du comportement et du renforcement d'appuis sollicités en compression selon un angle donné du bois lamellé-collé. Autre. Université de Lorraine, 2015. Français. NNT : 2015LORR0196 . tel-01754449

HAL Id: tel-01754449

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01754449v1>

Submitted on 30 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



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>



Université de Lorraine

Ecole Nationale Supérieure des technologies et Industries du Bois

Laboratoire d'Etudes et de Recherche sur le Matériau Bois

Ecole doctorale : Ressources Produits Procédés Environnement

Discipline : Sciences du bois et des fibres

Thèse CIFRE portée par le CODIFAB et SFS intec

Pour obtenir le grade de

Docteur de l'UNIVERSITE de LORRAINE

Présenté par

Damien LATHUILLIERE

Etude du comportement et du renforcement d'appuis sollicités en compression selon un angle donné du bois lamellé-collé

Composition du jury :

Rapporteurs

Frédéric ROUGER : Directeurs des Recherches / Institut Technologies FCBA Bordeaux

Hamid BOUCHAÏR : Professeur, Polytechnique Clermont-Ferrand- Université BLAISE PASCAL

Examineurs

Jean-François BOCQUET : Maître de Conférences, ENSTIB-Université de Lorraine

Clement BOUDAUD : Maître de Conférences, ESB- Université Nantes Angers Le Mans

Frédéric DUBOIS : Professeur, FST-Université de Limoges, Co-directeur de thèse

Laurent BLERON : Professeur, ENSTIB-Université de Lorraine, Directeur de thèse

Invité

François VARACCA : Ingénieur ENSTIB, Responsable de marché assemblages bois, SFS intec France

REMERCIEMENTS

A l'issue de ces trois années de recherche, je reste convaincu que la thèse est loin d'être un travail solitaire. En effet, cela n'aurait jamais pu être abouti sans le soutien d'un grand nombre de personnes dont la confiance, la générosité et la bonne humeur m'ont permis d'amener ce travail au terme.

En premier lieu, je tiens à remercier Mr Laurent BLERON, Professeur à l'ENSTIB d'EPINAL et directeur de thèse pour sa grande confiance accordé durant ces trois années de thèse et Mr Frédéric DUBOIS, Professeur à la FST de Limoges à EGLETONS et co-directeur de thèse d'avoir vu en moi les capacités d'accomplir un tel travail de recherche et de m'avoir fait l'honneur de présider cette commission.

Je tiens également à remercier Mr Alain MANGÉARD, Directeur Général de la société SFS intec, et Mr Christophe BOREL, Chef de département construction de la société SFS intec pour l'acceptation du financement de la thèse par une bourse CIFRE en partenariat avec le SNBL et de la FIBC.

Je veux également remercier Mr Frédéric ROUGER, Directeur de Recherche du FCBA à Bordeaux et de Mr Abdelhamid BOUCHAÏR, Professeur au CUST à Clermont Ferrand pour avoir accepté de rapporter ce travail avec attention et professionnalisme aussi bien d'un point de vue normatif que scientifique.

Je tiens également à remercier Mr Clément BOUDAUD, Maître de conférences à l'ESB de Nantes pour avoir accepté d'examiner ce travail, sans qui la soutenance n'aurait jamais eu lieu.

Je remercie, tout particulièrement, Mr Jean-François BOCQUET, Maître de conférences à l'ENSTIB pour sa disponibilité et le partage de ses connaissances qui m'ont permis d'avoir une vision globale des zones d'assemblages, ainsi que Mr François VARACCA, Responsable de marché assemblage bois de la société SFS intec, pour sa contribution en apportant un regard industriel et technique de la problématique.

REMERCIEMENTS

Pour finir, je veux exprimer toute ma gratitude envers les personnes qui m'ont soutenu et supporté durant ces trois années. Je pense tout particulièrement à :

Stéphane GIRARDON, Imane TAVAKOLI, Joffrey VIGUIER, Laure TRAPIER, et Romain LEMAÎTRE, dit « LE BUREAU MECA » pour leur convivialité et leur bonne humeur permettant un travail agréable.

Linda BOSSERR, Gestionnaire du laboratoire LERMAB, pour sa disponibilité et sa bonne joie de vivre où une relation d'amitié s'est créée au fil de ces années.

Stéphane AUBERT, Technicien à l'ENSTIB, pour son aide technique et de bon sens sur la mise en œuvre des essais et sa transmission de son savoir.

Jean-Nicolas MOREIGNE, Prescripteur assemblage bois de la société SFS intec et Vincent BARREAULT, Technico-commercial de la société SFS intec pour leur bonne humeur et de mon intégration au sein de cette société.

Nicolas SAUVAT et Octavian POP, Maîtres de conférences à la FST de Limoges et Jérôme DOPEUX, Ingénieur de la PFT Bois-Construction pour la réalisation des premiers essais mécaniques de cette étude.

Et tout le personnel de l'ENSTIB/LERMAB à Epinal, de la FST/GEMH à Egletons et de la société SFS intec à Valence pour leur gentillesse.

Enfin, je me dois de remercier Marylène DUMAS, de m'avoir soutenue dans ce choix ainsi que de son aide à la relecture de ce manuscrit.

Merci à tous

Damien LATHUILLIERE

Sommaire

Introduction générale	1
Chapitre I. Etat de l'art	7
I.1. Matériaux bois	9
I.1.1. Anatomie du bois	9
I.1.2. Comportement du matériau bois selon les axes principaux	12
I.1.2.1. Comportement en compression selon l'axe parallèle au fil	15
I.1.2.2. Comportement en compression selon l'axe perpendiculaire au fil	16
I.1.2.3. Comportement au cisaillement	18
I.1.3. Comportement en compression hors des axes principaux	19
I.1.4. Conclusion	20
I.2. Comportement des zones d'appui.....	23
I.2.1. Caractérisation de la compression perpendiculaire au fil	23
I.2.2. Evolution de la résistance en compression perpendiculaire au fil.....	26
I.2.3. Phénomène de diffusion.....	27
I.2.3.1. Effet des conditions d'appuis	28
I.2.3.2. Effets géométriques.....	28
I.2.3.3. Modèle de diffusion.....	30
I.2.4. Aspect normatif.....	33
I.2.4.1. Cas des règles françaises : CB71	33
I.2.4.2. Cas de la norme européenne : Eurocode 5	34
I.2.4.3. Cas de la norme allemande : DIN 1052	35
I.2.4.4. Confrontation	36
I.2.5. Conclusion.....	38
I.3. Renforcement d'appui	41
I.3.1. Bâtiment existant.....	41
I.3.2. Bâtiment neuf	42
I.3.2.1. Renfort par du panachage de bois	42
I.3.2.2. Renfort de type tiges	43
I.3.2.3. Conclusion	45

I.3.3. Renforcement par vis	46
I.3.3.1. Qu'est ce qu'une vis.....	46
I.3.3.2. Modèle de calcul des modes de rupture unitaires.....	48
I.3.3.2.1. Capacité portante d'une vis	48
I.3.3.2.2. Flambement d'une vis.....	52
I.3.3.3. Modèles de la capacité portante d'un appui renforcé.....	53
I.3.4. Conclusion.....	56

Chapitre II. Capacité portante d'un appui non renforcé sollicité en compression 57

II.1. Caractérisation du matériau bois en compression selon un angle α	59
II.1.1. Caractéristiques des éprouvettes	59
II.1.2. Méthode d'expérimentation.....	60
II.1.3. Résultats	61
II.1.4. Confrontation des essais et des modèles analytiques de la compression selon un angle α	62
II.1.5. Conclusion.....	65
II.2. Effet de diffusion en compression perpendiculaire au fil.....	67
II.2.1. Essais en compression dits « indirect »	67
II.2.1.1. Caractéristiques des éprouvettes.....	67
II.2.1.2. Mode opératoire.....	69
II.2.1.2.1. Cycle de chargement.....	69
II.2.1.2.2. Dispositifs de mesures de déplacements	70
II.2.2. Essais en compression dits « direct »	72
II.2.2.1. Caractéristiques des éprouvettes.....	72
II.2.2.2. Mode opératoire.....	73
II.2.3. Méthodes d'exploitation et résultats	73
II.2.3.1. Enfouissement global	73
II.2.3.2. Enfouissement local	75
II.2.4. Analyse.....	76
II.2.4.1. Interaction des effets de compression et de cisaillement	76
II.2.4.2. Effet hauteur	78
II.2.4.3. Effet débord.....	81
II.2.4.4. Effets complémentaires	81

II.2.4.5. Proposition du modèle de la diffusion en compression perpendiculaire au fil	83
II.3. Interaction des zones d'appuis	85
II.3.1. Caractéristiques des éprouvettes	85
II.3.2. Résultats et analyses des essais	86
II.4. Effet de diffusion en compression parallèle au fil et selon un angle	89
II.4.1. Caractéristiques des éprouvettes	89
II.4.2. Résultats	91
II.4.3. Proposition du modèle de diffusion en compression parallèle au fil	92
II.4.4. Proposition du modèle de diffusion en compression selon un angle α	93
II.5. Facteur matériau	95
II.6. Conclusion.....	101
Chapitre III. Capacité portante d'un appui renforcé sollicité en compression	105
III.1. Modes de rupture dit « Unitaire »	107
III.1.1. Portante de la vis	107
III.1.1.1. Caractéristiques des éprouvettes.....	107
III.1.1.2. Résultats et analyses	108
III.1.1.3. Périmètre efficace	110
III.1.2. Flambement de la vis	113
III.1.2.1. Définition.....	113
III.1.2.2. Conditions aux limites	114
III.1.2.3. Longueur de flambement	115
III.2. Essais de renforcement expérimentaux a l'échelle réduite	121
III.2.1. Caractéristiques des éprouvettes	121
III.2.1.1. Généralités.....	121
III.2.1.2. Eprouvette pour le renforcement en compression	122
III.2.1.3. Eprouvette pour le renforcement en cisaillement	123
III.2.1.4. Eprouvette pour le renforcement en compression et cisaillement.....	124
III.2.1.5. Eprouvette pour le renforcement au confinement	126
III.2.2. Cycle de chargement	127

III.2.3. Résultats et analyses	127
III.2.3.1. Renforcement en compression	129
III.2.3.2. Renforcement en cisaillement	132
III.2.3.3. Renforcement en compression et cisaillement	135
III.2.3.4. Renforcement au confinement	137
III.2.4. Conclusion.....	138
III.3. Essais expérimentaux à l'échelle structurelle.....	139
III.3.1. Caractéristiques des éprouvettes	139
III.3.2. Cycle de chargement	141
III.3.3. Résultats et analyses	142
III.4. Proposition de modèle.....	147
III.4.1. Effet d'un nombre efficace de vis.....	147
III.4.2. Démarche de dimensionnement d'un appui renforcé en compression selon un angle.....	148
III.4.2.1. Détermination de la longueur de diffusion de l'appui	149
III.4.2.2. Détermination du mode de rupture d'une vis ou tige entièrement filetée.....	150
III.4.2.3. Vérification de la compression en pointe de vis	153
III.4.2.4. Critère général.....	153
III.5. Conclusion.....	157
Conclusion Générale.....	159
Perspectives 161	
Bibliographie 163	
ANNEXES 169	
ANNEXE A. Dimensionnement des longueurs d'appuis selon les règles CB71 et l'Eurocode 5	171
ANNEXE B. Rapport de visite de l'usine MALERBA	175
ANNEXE C. Critère de Tsai Hill	181

ANNEXE D. Tableau des essais non renforcés.....	185
ANNEXE E. Facteur matériau	189
ANNEXE F. Tableau des essais renforcés	193
ANNEXE G. Flambement d'un élément selon l'Eurocode 3	197
ANNEXE H. Dimensionnement des longueurs d'appuis selon le critère proposé sans et avec renforcement	199
Résumé	208
Abstract	208

Principales notations

Abréviations :

ASTM : American Society for Testing Material
 BLC : Bois Lamellé-Collé
 CB71 : Règles de calcul français des structures bois
 CEN : Comité Européen de Normalisation
 CLT : Cross Laminated Timber
 CODIFAB : COmité professionnel de Développement des Industries Françaises de l'Ameublement et du Bois
 EC5 : Eurocode 5
 ELS : Etat Limite Service
 ELU : Etat Limite Ultime
 ERP : Etablissement Recevant du Public
 LED : Light-Emitting Diode
 LVDT : Linear Variable Differential Transformer
 SNBL : Syndicat National du Bois Lamellé-Collé

Lettres minuscules latines

a : Distance entre le nu d'appui et l'extrémité de l'échantillon
 a_1 : Espacements entre les renforts parallèle au fil
 a_3 : Distances entre l'axe du renfort et l'extrémité de l'échantillon
 b : Epaisseur
 c_h : Valeur des conditions élastique du bois
 d_{ext} : Diamètre extérieur du renfort
 d_{int} : Diamètre intérieur du renfort
 $f_{ax,90}$: Valeur de la résistance à l'arrachement perpendiculaire au fil
 $f_{c,0}$: Valeur de la résistance en compression parallèle au fil
 $f_{c,0,d}$: Valeur de calcul de la résistance en compression parallèle au fil
 $f_{c,0,k}$: Valeur caractéristique de la résistance en compression longitudinale au fil
 $f_{c,0,mean}$: Valeur moyenne de la résistance en compression parallèle au fil
 $f_{c,90}$: Valeur de la résistance en compression perpendiculaire au fil
 $f_{c,90,d}$: Valeur de calcul de la résistance en compression perpendiculaire au fil
 $f_{c,90,k}$: Valeur caractéristique de la résistance en compression perpendiculaire au fil
 $f_{c,90,mean}$: Valeur moyenne de la résistance en compression perpendiculaire au fil
 $f_{c,\alpha}$: Valeur de la résistance en compression selon un angle α
 $f_{c,\alpha(CB71)}$: Valeur de la résistance en compression selon un angle α des règles françaises CB71
 $f_{c,\alpha,d}$: Valeur de calcul de la résistance en compression selon un angle α

- $f_{c,\alpha,mean}$: Valeur moyenne de la résistance en compression selon un angle α
- f_v : Valeur de la résistance au cisaillement
- $f_{v,d}$: Valeur de calcul de la résistance au cisaillement
- $f_{v,k}$: Valeur caractéristique de la résistance au cisaillement
- $f_{v,mean}$: Valeur moyenne de la résistance au cisaillement
- $f_{y,k}$: Valeur caractéristique de la limite d'élasticité de l'acier
- h_{plas} : Hauteur plastifiée de l'échantillon
- h_{ref} : Hauteur référence
- h_t : Hauteur total de l'échantillon
- k : Défaut initial global d'aplomb
- k_A : Coefficient du matériau d'appui
- $k_{ax,\alpha}$: Facteur de l'arrachement selon un angle α
- $k_{b,c,90}$: Facteur de l'épaisseur en compression perpendiculaire au fil
- $k_{c,90(EN5)}$: Facteur matériau de la norme européenne EC5
- $k_{c,c,90}$: Facteur des conditions d'appuis en compression perpendiculaire au fil
- $k_{c,\alpha(DIN)}$: Facteur matériau selon un angle α de la norme allemande DIN1052
- $k_{dif,ax,90}$: Facteur de diffusion à l'arrachement perpendiculaire au fil d'une vis
- $k_{dif,ax,\alpha}$: Facteur de diffusion à l'arrachement selon un angle α d'une vis
- $k_{dif,c,0}$: Facteur de diffusion en compression parallèle au fil
- $k_{dif,c,90}$: Facteur de diffusion en compression perpendiculaire au fil
- $k_{dif,c,\alpha}$: Facteur de diffusion en compression selon un angle α
- k_{ef} : Facteur de l'exposant du nombre efficace
- $k_{elas(CB71)}$: Facteur de ductilité/fragilité des règles françaises CB71
- $k_{h,c,90}$: Facteur de la hauteur en compression perpendiculaire au fil
- k_{mod} : Facteur de modification qui tient compte de l'effet de la durée de chargement et de l'humidité
- $k_{R,ax}$: Valeur du rapport entre la capacité résistance à l'arrachement perpendiculaire au fil et celle parallèle au fil
- k_t : Facteur des conditions d'ancrage de la tête de vis
- $k_{\alpha(CB71)}$: Facteur de diffusion en compression selon l'angle α des règles françaises CB71
- n : Nombre de renforts
- n_{dif} : Facteur du nombre de coté de diffusion
- n_{ef} : Nombre efficace de renforts
- n_l : Nombre de files parallèle au fil
- n_t : Nombre de files transversales
- p : Périmètre d'une vis
- $p_{ef,ax,0}$: Périmètre efficace à l'arrachement parallèle au fil d'une vis
- $p_{ef,ax,90}$: Périmètre efficace à l'arrachement perpendiculaire au fil d'une vis
- $p_{ef,ax,\alpha}$: Périmètre efficace à l'arrachement selon un angle α d'une vis
- ℓ : Longueur d'appui
- ℓ_l : Espacement entre les appuis consécutifs

- $\ell_{ax,s}$: Longueur filetée de la vis participant à la capacité portante
 $\ell_{ax,s,1}$ $\ell_{ax,s,2}$: Longueurs filetées de la vis inclinée
 $\ell_{ax,s}$: Longueur filetée participant à la capacité portante d'une vis
 $\ell_{dif,c,0}$: Longueur de diffusion en compression parallèle au fil
 $\ell_{dif,c,90}$: Longueur de diffusion en compression perpendiculaire au fil
 $\ell_{ef,2}$: Longueur efficace en pointe de vis
 $\ell_{ef,c,0}$: Longueur efficace en compression parallèle au fil
 $\ell_{ef,c,90}$: Longueur efficace en compression perpendiculaire au fil
 $\ell_{ef,s}$: Longueur filetée de la vis
 ℓ_{emp} : Longueur d'emprise des appuis discrétisés
 ℓ_{esp} : Longueur d'emprise entre les files extrêmes de vis
 ℓ_{pas} : Longueur du pas de vis
 ℓ_{pointe} : Longueur de la pointe de la vis
 ℓ_{red} : Longueur réduite de flambement
 ℓ_s : Longueur de la vis
 $\ell_{tête}$: Longueur de la tête de vis

Lettres majuscules latines

A : Aire

$E_{d(ELS)}$: Valeur de calcul de l'effet des actions à l'état limite de service

$E_{d(ELU)}$: Valeur de calcul de l'effet des actions à l'état limite ultime

E_{mean} : Valeur moyenne du module d'élasticité du bois

E_s : Valeur du module d'élasticité de l'acier

$F_{c,90}^{1\%}$: Valeur de l'effort de compression perpendiculaire au fil pour une déformation plastique de 1%

$F_{ax,90,k}$: Valeur caractéristique de l'effort d'arrachement perpendiculaire au fil

$F_{c,\alpha,k}$ (*Pointe de vis*) : Valeur caractéristique de l'effort de compression sur le plan en pointe de vis

$F_{c,\alpha,k}$: Valeur caractéristique de l'effort de compression selon un angle

$G_{k,j}$: Valeur caractéristique d'une charge permanente

I_s : Valeur du moment d'inertie

L : Longueur de l'échantillon

L_{cr} : Longueur de flambement

N_b : Valeur de la résistance d'une barre comprimée au flambement

$N_{b,k}$: Valeur caractéristique de l'effort de flambement

$N_{ki,k}$: Valeur caractéristique de l'effort normal critique de flambement élastique

$Q_{k,1}$: Valeur caractéristique de l'action variable dominante

$Q_{k,i}$: Valeur caractéristique d'une action variable d'accompagnement

$R_{ax,90}$: Valeur de la capacité résistance à l'arrachement perpendiculaire au fil de la vis

$R_{ax,\alpha}$: Valeur de la capacité résistance à l'arrachement selon un angle α de la vis

$R_{c,90}$: Valeur de l'effort renforcé en compression perpendiculaire au fil

$R_{c,\alpha,d}$: Valeur de calcul de l'effort renforcé en compression selon un angle

$R_{\alpha,k}$: Valeur caractéristique de l'effort repris par les vis

Lettres grecques

α : Angle entre la sollicitation et le sens du fil

ε_{ref} : Valeur de la déformation référence en compression perpendiculaire au fil

ε_{yy} : Valeur de la déformation selon l'axe vertical

γ_m : Coefficient partiel pour une propriété des matériaux

$\gamma_{M(CB71)}$: Coefficient partiel pour une propriété des matériaux des règles françaises CB71

κ_c : Coefficient de réduction

λ_k : Conditions de l'élanement réduit

ρ_k : Valeur de la densité caractéristique du bois

ρ_{mean} : Valeur de la densité moyenne du bois

$\sigma_{c,90}^{1\%}$: Valeur de la contrainte de compression perpendiculaire au fil pour une déformation plastique de 1%

$\sigma_{c,90,mean}^{1\%}$: Valeur moyenne de la contrainte de compression perpendiculaire au fil pour une déformation plastique de 1%

$\sigma_{c,90}$: Valeur de la contrainte de compression perpendiculaire au fil

$\sigma_{c,90,mean}$: Valeur moyenne de la contrainte de compression perpendiculaire au fil

$\sigma_{c,\alpha,d}$: Valeur de calcul de la contrainte de compression selon un angle α

$\psi_{0,i}$: Coefficient définissant la valeur fréquente d'une action variable

Table des figures

<i>Figure I-1 : Répartition du système poteau/poutre et du marché non-résidentiel [1].....</i>	<i>1</i>
<i>Figure I-2 : Immeuble de grande hauteur en bois de 14 niveaux en Norvège [4].....</i>	<i>2</i>
<i>Figure I-3 : Matériaux à bases de lamelles collées</i>	<i>2</i>
<i>Figure I-4 : Charpente de la gare de Dieppe.....</i>	<i>3</i>
<i>Figure I-5 : Système poteau/poutre</i>	<i>4</i>
<i>Figure I-6 : Structure du tronc d'un arbre</i>	<i>10</i>
<i>Figure I-7 : Structure des résineux.....</i>	<i>10</i>
<i>Figure I-8 : Coupes et axes principaux dans un tronc.....</i>	<i>11</i>
<i>Figure I-9 : Plan de débit des coupes transverses des billes</i>	<i>12</i>
<i>Figure I-10 : Coupes transverses des poutres dites « Entières » (a) et « Refendues » (b)...</i>	<i>13</i>
<i>Figure I-11 : Typologie d'échantillon de compression uniforme (a) et de cisaillement (b)....</i>	<i>14</i>
<i>Figure I-12 : Mode de rupture en compression parallèle au fil : a : rupture par flambement des fibres - b : fendage en biseau - c : fendage simple - d : fendage et rupture transverses - e : cisaillement associé à des plans de faiblesse - f : écrasement des extrémités [11], [14].....</i>	<i>15</i>
<i>Figure I-13 : Type de rupture en compression perpendiculaire au fil</i>	<i>16</i>
<i>Figure I-14 : Typologie d'échantillon pour les essais de compression : a : 45°, b : Tangentiel, c : Radiale, d : Cœur</i>	<i>17</i>
<i>Figure I-15 : Essai de cisaillement selon l'orientation de cerne</i>	<i>18</i>
<i>Figure I-16 : Confrontation des approches pour les cas de GL 24h et GL 28h.....</i>	<i>21</i>
<i>Figure I-17 : Configuration de la caractérisation de la résistance en compression perpendiculaire au fil.....</i>	<i>23</i>
<i>Figure I-18 : Détermination de la résistance en compression selon la norme EN 408 [10] (a) et la norme ASTM D3737-12 [28](b)</i>	<i>25</i>
<i>Figure I-19 : Configurations de chargement de compression perpendiculaire aux fibres directes</i>	<i>27</i>
<i>Figure I-20 : Configurations de chargement de compression perpendiculaire indirecte.....</i>	<i>27</i>
<i>Figure I-21 : Dispositif de mesures des déformations localisées sur la hauteur et résultats des déformations localisées [53]</i>	<i>29</i>
<i>Figure I-22 : Distribution des contraintes selon Van Der Put [63].....</i>	<i>32</i>
<i>Figure I-23 : Eléments sur appuis discontinus [49].....</i>	<i>32</i>
<i>Figure I-24 : Détermination du facteur $k_{\alpha(CB71)}$ [7]</i>	<i>34</i>
<i>Figure I-25 : Eléments sur appuis continus (a) et appuis discontinus (b)</i>	<i>35</i>
<i>Figure I-26 : Longueur efficace selon un angle</i>	<i>36</i>
<i>Figure I-27 : Confrontation des résistances et des contraintes de compression selon un angle conformément aux codes de calculs</i>	<i>37</i>
<i>Figure I-28 : Configuration B vs Configuration D.....</i>	<i>39</i>
<i>Figure I-29 : (a) Phénomène de compression et cisaillement (b) Phénomène de diffusion de l'effort.....</i>	<i>40</i>
<i>Figure I-30 : Renfort par plaque métallique [52]</i>	<i>41</i>

<i>Figure I-31 : Panachage de bois [52]</i>	<i>42</i>
<i>Figure I-32 : Renforcement de la compression perpendiculaire au fil par système de tige (a) [49] et (b,c) [52]</i>	<i>43</i>
<i>Figure I-33 : Chevauchement des renforts</i>	<i>44</i>
<i>Figure I-34 : Rupture par flambement des différents systèmes tiges (a) [58] et (b et c) [52]..</i>	<i>45</i>
<i>Figure I-35 : Eléments d'une vis de fixation</i>	<i>46</i>
<i>Figure I-36 : Type de tête de vis</i>	<i>47</i>
<i>Figure I-37 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de la longueur avec un diamètre de vis de 13mm et une masse volumique de 385 kg/m³</i>	<i>49</i>
<i>Figure I-38 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de la densité avec un diamètre de vis de 13mm et une longueur de vis de 500mm.</i>	<i>49</i>
<i>Figure I-39 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction du diamètre avec une longueur de vis de 500mm et une masse volumique de 385 kg/m³</i>	<i>50</i>
<i>Figure I-40 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de l'angle</i>	<i>52</i>
<i>Figure I-41 : Détermination des conditions de fondation élastique en fonction des angles</i>	<i>53</i>
<i>Figure II-42 : Nomenclature des désignations des essais en compression uniforme</i>	<i>59</i>
<i>Figure II-43 : Géométrie des échantillons de compression uniforme</i>	<i>60</i>
<i>Figure II-44 : Montage des essais en compression uniforme</i>	<i>60</i>
<i>Figure II-45 : Courbes des essais en compression uniforme selon un angle</i>	<i>61</i>
<i>Figure II-46 : Confrontation des essais en compression uniforme et des normes</i>	<i>63</i>
<i>Figure II-47 : Rupture en cisaillement selon le sens parallèle au fil</i>	<i>63</i>
<i>Figure II-48 : Part des effets de compression parallèle, perpendiculaire et de cisaillement sur la résistance en compression selon un angle selon les normes</i>	<i>64</i>
<i>Figure II-49 : Dimensions des échantillons de la première campagne</i>	<i>67</i>
<i>Figure II-50 : Nomenclature des désignations des configurations</i>	<i>68</i>
<i>Figure II-51 : Désignations des données géométriques</i>	<i>68</i>
<i>Figure II-52 : Cycle de chargement du point de chargement</i>	<i>70</i>
<i>Figure II-53 : Image initiale à gauche et image déformée à droite</i>	<i>71</i>
<i>Figure II-54 : Zone des mouchetis et les marqueurs pour les configurations H (a) et G (b) ..</i>	<i>72</i>
<i>Figure II-55 : Configurations d'essais dits « direct »</i>	<i>72</i>
<i>Figure II-56 : Courbe expérimentale et lecture à 1% de déformation plastique des essais</i>	<i>74</i>
<i>Figure II-57 : Configuration B vs Configuration D</i>	<i>75</i>
<i>Figure II-58 : Résultats de la demi-hauteur de la configuration D avec celles de la configuration B</i>	<i>75</i>
<i>Figure II-59 : Analyse de l'effort en fonction de la longueur d'appui</i>	<i>76</i>
<i>Figure II-60: (a) Effet de Compression (b) Effet de cisaillement</i>	<i>78</i>
<i>Figure II-61 : Association de l'effet de compression perpendiculaire et cisaillement</i>	<i>78</i>
<i>Figure II-62 : Détermination de la limite d'élasticité de chaque essai</i>	<i>79</i>
<i>Figure II-63: Champs de déformation ε_{yy}: a) Case F, b) Case B</i>	<i>79</i>
<i>Figure II-64 : Etude de la présence d'un défaut ou non sur la configuration D – a) sans défaut - b) avec défaut</i>	<i>80</i>

<i>Figure II-65 : Type d'appui ; (a) Appui intermédiaire, (b) Appui d'extrémité.....</i>	<i>81</i>
<i>Figure II-66 : Type de lamelle ; (a) Faible épaisseur, (b) Epaisseur large.....</i>	<i>82</i>
<i>Figure II-67: Prédiction du modèle vs Essais expérimentaux.....</i>	<i>83</i>
<i>Figure II-68: Détermination de la longueur efficace en compression perpendiculaire au fil... </i>	<i>84</i>
<i>Figure II-69 : Conditions des zones de diffusion : (a) Sans chevauchement (b) Avec chevauchement.....</i>	<i>85</i>
<i>Figure II-70 : Configurations en compression : (a) Simple appui (b) Double appuis (c) Triple appuis</i>	<i>86</i>
<i>Figure II-71 : Exemple de configurations sollicitées en compression selon un angle</i>	<i>89</i>
<i>Figure II-72 : Montage des essais en compression avec diffusion.....</i>	<i>90</i>
<i>Figure II-73 : Echantillon en compression parallèle au fil.....</i>	<i>90</i>
<i>Figure II-74 : Rupture des modes pseudo fragile (a) et ductile (b)</i>	<i>92</i>
<i>Figure II-75 : Détermination de la longueur efficace en compression parallèle au fil</i>	<i>93</i>
<i>Figure II-76 : Evolution du facteur de diffusion selon l'angle pour une configuration donnée</i>	<i>94</i>
<i>Figure II-77 : Comportement des appuis de 300mm pour la hauteur de 1120mm et critère en déformation</i>	<i>97</i>
<i>Figure II-78 : Comportement des appuis de 600mm pour la hauteur de 1120mm et critère en déformation</i>	<i>97</i>
<i>Figure II-79 : Comportement des appuis de 300mm pour la hauteur de 1120mm et critère à la ruine.....</i>	<i>98</i>
<i>Figure II-80 : Comportement des appuis de 600mm pour la hauteur de 1120mm et critère à la ruine.....</i>	<i>99</i>
<i>Figure II-81 : Détermination de la longueur de diffusion selon un angle.....</i>	<i>101</i>
<i>Figure II-82 : Evolution du facteur diffusion en fonction de la longueur d'appui</i>	<i>103</i>
<i>Figure III-83 : Longueur filetée des essais d'arrachements.....</i>	<i>107</i>
<i>Figure III-84 : Montage des essais d'arrachements, dimensions de l'échantillons et calepinage des essais d'arrachements.....</i>	<i>108</i>
<i>Figure III-85 : Résultats des essais d'arrachement perpendiculaire au fil.....</i>	<i>108</i>
<i>Figure III-86 : Mode de rupture des coupes radiale (Coupe A-A) et transversale (Coupe B-B)</i>	<i>109</i>
<i>Figure III-87 : Périmètre efficace d'une vis.....</i>	<i>110</i>
<i>Figure III-88 : Carottage de la vis [88]</i>	<i>111</i>
<i>Figure III-89 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de l'angle.....</i>	<i>112</i>
<i>Figure III-90 : Conditions aux limites des vis [56] (a) et des tiges filetées [52] (b).....</i>	<i>114</i>
<i>Figure III-91 : Données géométriques de flambement de vis et tiges filetées.....</i>	<i>115</i>
<i>Figure III-92 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WT-8.2</i>	<i>116</i>
<i>Figure III-93 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WR-9.....</i>	<i>117</i>
<i>Figure III-94 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WR-13.....</i>	<i>117</i>
<i>Figure III-95 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WB-16</i>	<i>118</i>
<i>Figure III-96 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WB-20</i>	<i>118</i>
<i>Figure III-97 : Echantillon expérimenté.....</i>	<i>121</i>

<i>Figure III-98 : Renforcement de l'effet de compression perpendiculaire au fil.....</i>	<i>123</i>
<i>Figure III-99 : Renforcement du cisaillement pour une longueur d'appui de 300mm.....</i>	<i>124</i>
<i>Figure III-100 : Renforcement du cisaillement pour une longueur d'appui de 50mm.....</i>	<i>124</i>
<i>Figure III-101 : Pincés de la configuration COMP-CIS-1.....</i>	<i>125</i>
<i>Figure III-102 : Pincés de la configuration COMP-CIS-2.....</i>	<i>125</i>
<i>Figure III-103 : Pincés de la configuration COMP-CIS-3.....</i>	<i>126</i>
<i>Figure III-104 : Pincés de la configuration COMP-CIS-4.....</i>	<i>126</i>
<i>Figure III-105: Renforcement en traction perpendiculaire au fil.....</i>	<i>127</i>
<i>Figure III-106 : Types de courbes de renforcements.....</i>	<i>128</i>
<i>Figure III-107 : Mode de rupture en portance de vis (a) et en flambement de vis (b).....</i>	<i>128</i>
<i>Figure III-108 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de compression.....</i>	<i>129</i>
<i>Figure III-109 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de compression pour une largeur de 140mm.</i>	<i>130</i>
<i>Figure III-110 : Flambement des vis sous appuis</i>	<i>131</i>
<i>Figure III-111 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de cisaillement des longueurs d'appui de 300mm.....</i>	<i>132</i>
<i>Figure III-112 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de cisaillement des longueurs d'appui de 50mm</i>	<i>133</i>
<i>Figure III-113 : Contact de l'appui au filetage des vis de renforcement au cisaillement.....</i>	<i>134</i>
<i>Figure III-114 : Courbes des essais renforcés sur les effets de compression et cisaillement.</i>	<i>135</i>
<i>Figure III-115 : Fissuration au droit des vis de renforcement</i>	<i>136</i>
<i>Figure III-116 : Détermination de la longueur filetée des vis de renforcement au cisaillement</i>	<i>136</i>
<i>Figure III-117 : Courbes des essais renforcés en traction</i>	<i>138</i>
<i>Figure III-118: Géométrie de la première campagne des essais de renforcement</i>	<i>139</i>
<i>Figure III-119: Renforcement en compression perpendiculaire au fil sur des essais de flexion à l'échelle structurelle</i>	<i>140</i>
<i>Figure III-120: Cycle de chargement des poutres renforcées.....</i>	<i>141</i>
<i>Figure III-121: Courbes expérimentales des essais de compression renforcés</i>	<i>142</i>
<i>Figure III-122: Compression en pointe de vis.....</i>	<i>143</i>
<i>Figure III-123: Courbes expérimentales des poutres renforcées de hauteur 1260mm</i>	<i>144</i>
<i>Figure III-124: Longueurs de flambement des essais à 21 vis</i>	<i>147</i>
<i>Figure III-125 : Détermination de l'effort repris par une vis.....</i>	<i>151</i>
<i>Figure III-126 : Détermination de l'effort repris par une tige filetée</i>	<i>152</i>
<i>Figure III-127 : Recouvrement des vis.....</i>	<i>153</i>
<i>Figure III-128 : Prédiction du modèle en effort vs Essais expérimentaux renforcés</i>	<i>154</i>
<i>Figure III-129 : Prédiction du modèle en contrainte vs Essais expérimentaux renforcés</i>	<i>155</i>
<i>Figure B-130 : Localisation de l'appui de rive de la structure initiale</i>	<i>177</i>
<i>Figure B-131 : Enfoncement de l'appui de rive de la structure initiale</i>	<i>177</i>
<i>Figure B-132 : Localisation de l'appui intermédiaire de l'extension (File E-12)</i>	<i>178</i>
<i>Figure B-133 : Enfoncement de l'appui intermédiaire de l'extension (File E-12).....</i>	<i>178</i>

Figure B-134 : Localisation de l'appui intermédiaire de l'extension (File F-15) 179
Figure B-135 : Enfoncement de l'appui intermédiaire de l'extension (File F-15)..... 179
Figure C-136 : Axes principaux : Longitudinal LL, Radial RR et Tangentiel TT 182
Figure C-137 : Axe de rotation du tenseur 183

Table des tableaux

<i>Tableau I-1 : Valeurs caractéristiques de la résistance en compression perpendiculaire et longitudinale au fil et au cisaillement du BLC homogène</i>	<i>21</i>
<i>Tableau I-2 : Détail des essais en compression selon les normes américaines et européenne. 24</i>	<i>24</i>
<i>Tableau I-3 : Valeurs caractéristiques en MPa de la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC homogène selon les dates de modification.....</i>	<i>26</i>
<i>Tableau I-4 : Valeurs des variables A et C [17].....</i>	<i>31</i>
<i>Tableau I-5 : Modèles de la capacité portance du renfort.....</i>	<i>48</i>
<i>Tableau I-6 : Modèles de la capacité portance du renfort.....</i>	<i>51</i>
<i>Tableau I-7 : Longueur efficace des renforts pour les configurations directes.....</i>	<i>54</i>
<i>Tableau I-8 : Longueur efficace des renforts pour les configurations indirectes.....</i>	<i>55</i>
<i>Tableau II-9 : Géométrie des essais de caractérisation en compression.....</i>	<i>59</i>
<i>Tableau II-10 : Résultats des essais de compression uniforme.....</i>	<i>62</i>
<i>Tableau II-11 : Résultats des essais en compression uniforme.....</i>	<i>62</i>
<i>Tableau II-12 : Géométries des poutres testées de la première campagne</i>	<i>68</i>
<i>Tableau II-13 : Géométrie des poutres testées lors de la deuxième campagne.....</i>	<i>69</i>
<i>Tableau II-14 : Dimension des éprouvettes.....</i>	<i>73</i>
<i>Tableau II-15 : Résultats des essais dits « direct ».....</i>	<i>74</i>
<i>Tableau II-16 : Résultats des essais dits « indirect »</i>	<i>74</i>
<i>Tableau II-17 : Valeurs des paramètres de linéarisation</i>	<i>77</i>
<i>Tableau II-18 : Configuration de discrétisation.....</i>	<i>86</i>
<i>Tableau II-19 : Résultats des essais en compression avec un chevauchement ou non des zones de diffusion des appuis</i>	<i>87</i>
<i>Tableau II-20 : Résultats des contraintes de compression selon un angle.....</i>	<i>91</i>
<i>Tableau II-21 : Résultats des essais de compression parallèle au fil</i>	<i>91</i>
<i>Tableau II-22 : Hypothèses des paliers.....</i>	<i>96</i>
<i>Tableau III-23 : Effort d'arrachement de tige [88].....</i>	<i>111</i>
<i>Tableau III-24 : Données géométriques des produits SFS intec.....</i>	<i>112</i>
<i>Tableau III-25 : Longueur réduite de flambement</i>	<i>113</i>
<i>Tableau III-26 : Valeurs de l'effort critique normal et de la longueur minimal de vis pour les vis fabriquées par SFS intec.....</i>	<i>120</i>
<i>Tableau III-27 : Résultats des essais renforcés sur l'effet de compression perpendiculaire au fil.....</i>	<i>129</i>
<i>Tableau III-28 : Résultats des essais renforcés sur l'effet du cisaillement</i>	<i>132</i>
<i>Tableau III-29 : Résultats des essais renforcés sur les effets de compression et cisaillement</i>	<i>135</i>
<i>Tableau III-30 : Résultats des essais renforcés en traction.....</i>	<i>137</i>
<i>Tableau III-31 : Type de vis utilisée</i>	<i>140</i>
<i>Tableau III-32 : Hypothèses des paliers.....</i>	<i>142</i>
<i>Tableau III-33 : Résultats des essais de compression renforcés</i>	<i>143</i>

<i>Tableau III-34 : Résultats des essais de flexion renforcés.....</i>	<i>144</i>
<i>Tableau III-35 : Résultat d'analyse du nombre efficace.....</i>	<i>148</i>
<i>Tableau III-36 : Valeur de l'exposant</i>	<i>148</i>
<i>Tableau B-37 : Synthèse des dimensions géométriques des trois appuis</i>	<i>180</i>

INTRODUCTION GENERALE

Le bois est un matériau naturel, l'un des premiers à être utilisé comme matériau de construction dans l'habitat et dans la consolidation des sols (fondation sur pieux). Au fil des années, ce matériau a été remplacé par le béton armé et l'acier. Aujourd'hui, ces deux matériaux demeurent ses principaux concurrents. Ce n'est qu'à partir des années 50 et de recherches plus approfondies que de nouveaux produits à base de bois ont été créés comme le panneau de fibres à haute densité, le panneau de particules, le panneau de contreplaqué et le bois lamellé-collé. Ces produits permettent d'obtenir une homogénéisation des propriétés mécaniques et de mettre en valeur le caractère écologique du matériau bois, tout en proposant des structures plus légères. Depuis, la part du bois dans la construction ne cesse de croître.

En 2012, 2197 entreprises recensées par « l'Enquête nationale de la construction bois » [1] ont permis de faire 3,1% du chiffre d'affaires national du bâtiment, représentant 4 milliards d'euros. Ce chiffre est réalisé en considérant plusieurs systèmes constructifs, dont la part relative est représentée en Figure I-1.

Part des différents systèmes constructifs

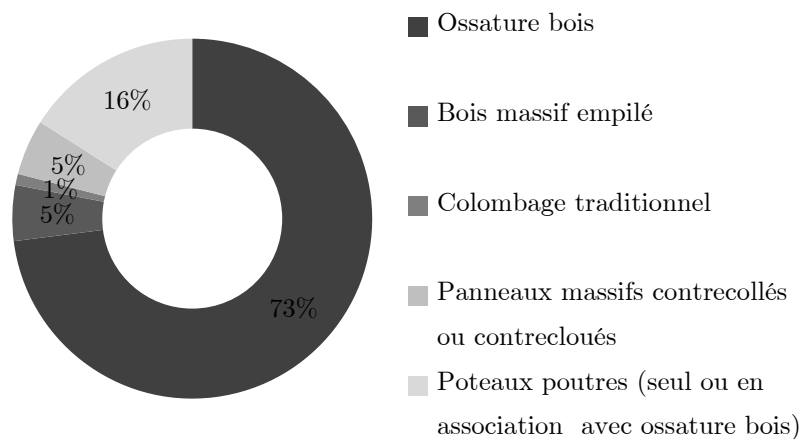


Figure I-1 : Répartition du système poteau/poutre et du marché non-résidentiel [1]

Aujourd'hui, les évolutions réglementaires et les réflexions sur les bouleversements climatiques induisent des remises en question des systèmes constructifs existants. La réglementation thermique française RT2020 imposera la construction de bâtiments passifs pour l'ensemble des constructions de bâtiments neufs à usage d'habitation. En 2015, l'institut Passive House [2] a recensé 3178 bâtiments dans le monde dont 1329 sont réalisés en bois et 430 en structure mixte bois/béton, représentant ainsi 55% des bâtiments certifiés construits à base de bois.

Ce label « Passivhaus » place donc le matériau bois dans de meilleures conditions par rapport à ses concurrents de par ses qualités thermiques et mécaniques. D'autre part, les architectes recherchent, par l'utilisation du bois comme élément structurel, à développer des structures fines, élancées et légères afin d'obtenir de grands espaces et rechercher un certain esthétisme [3]. Enfin, à l'horizon 2020, la nécessité de densifier l'habitat pour répondre à l'expansion démographique imposera la construction d'immeubles de grandes hauteurs en bois, à l'instar de l'immeuble de 14 niveaux en Norvège [4] (cf. Figure I-2). L'ensemble de ces évolutions sociétales laissent entrevoir un fort potentiel de développement des systèmes constructifs en bois.



Figure I-2 : Immeuble de grande hauteur en bois de 14 niveaux en Norvège [4]

Ce développement doit cependant s'accompagner d'un développement de pointe pour répondre à ces différents enjeux. Aujourd'hui, sur l'aspect mécanique, les matériaux à base de lamelles collées sont idéalement positionnés pour concevoir des structures complexes. Ils proposent soit des éléments porteurs longilignes (poteaux et poutres), soit des éléments de type plaque ou coque. Ainsi, le bois lamellé-collé (BLC), fabriqué par un empilement de lamelles collées dans le même sens longitudinal (cf. Figure I-3a) et le bois lamellé-croisé (CLT) fabriqué par un empilement de lamelles croisées et collées (cf. Figure I-3b) répondent, respectivement, à ces exigences, de par leurs hautes performances mécaniques.

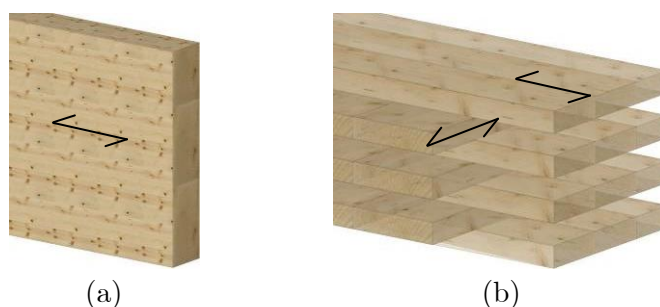


Figure I-3 : Matériaux à bases de lamelles collées

C'est au 16^{ème} siècle que le bois constitué de plusieurs lamelles est imaginé par l'architecte Philibert Delorme. L'assemblage des lamelles est réalisé dans un premier temps par un clavetage bois pour la réalisation des fermes en forme d'arc. Au 19^{ème} siècle, le colonel Emy, directeur des Fortifications de Bayonne, a imaginé le système de lamelles de bois assemblées par des boulons et brides métalliques portant toujours son nom. La Gare de Dieppe en est un parfait exemple (cf. Figure I-4).



Figure I-4 : Charpente de la gare de Dieppe

Au début du 20^{ème} siècle, activé par le développement des colles, le Suisse Otto Hetzer a développé l'assemblage de lamelles en remplaçant les boulons par de la colle caséine. Ainsi, il inventa le bois lamellé-collé (BLC). Cette technique permet d'obtenir des éléments de structure de grande hauteur et de grande longueur permettant de créer des structures de grande taille tout en limitant la disposition de points d'appuis intermédiaires pouvant ainsi dégager de grands espaces. Ainsi, le bois fait son apparition dans la conception de halls et d'ouvrages d'arts.

Aujourd'hui, en Europe, l'utilisation du BLC, comme éléments structuraux, repose sur deux normes afin de réglementer ce produit. L'une d'entre elles est la norme NF EN 14080 [5]. Elle permet de classer les caractéristiques mécaniques des éléments en fonction de différentes classes de résistances mécaniques des lamelles constituant le BLC. La deuxième est la norme NF EN 1995-1-1 [6], appelée plus généralement Eurocode 5 (EC5). Elle permet de définir les règles de conception des structures bois. Depuis Mars 2010, l'Eurocode 5 est devenu la règle de dimensionnement référence pour la construction des établissements français recevant du public (ERP) en remplaçant les règles françaises de calcul des structures bois, appelées sous le nom « règles CB71 [7] ».

De par l'évolution architecturale des bâtiments d'aujourd'hui et de demain, les structures sont devenues de plus en plus élancées (cf. Figure I-5). Le principe de fabrication du BLC repousse les limites dimensionnelles en termes de portée entre appuis et de hauteur entraînant cependant une augmentation des charges au niveau des appuis.

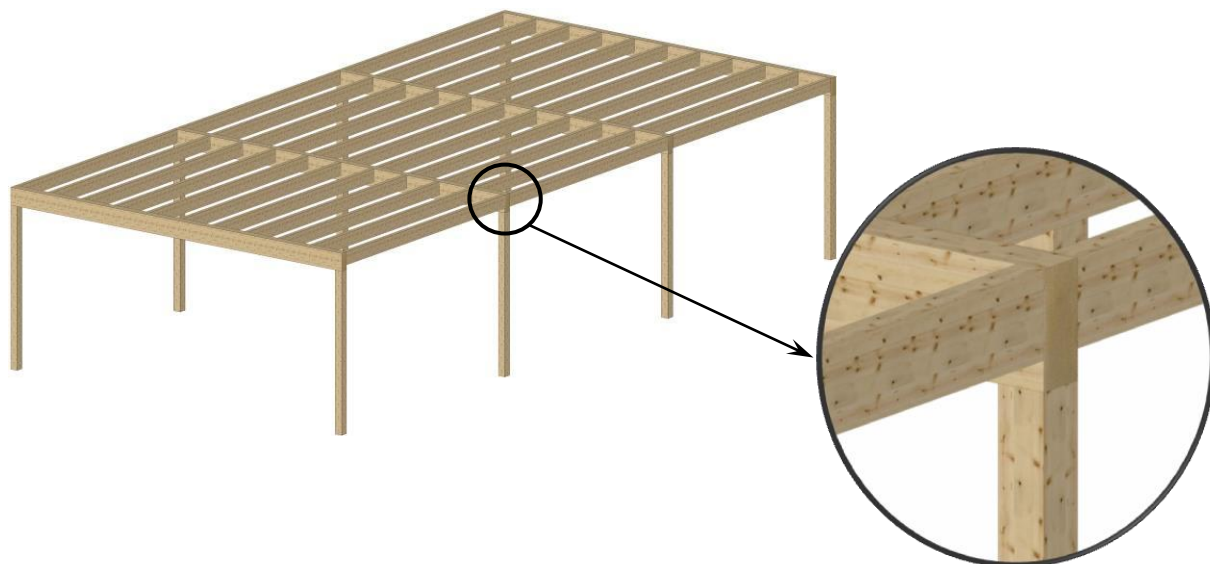


Figure I-5 : Système poteau/poutre

En 2002, un bâtiment a été dimensionné avec les règles CB71. La longueur d'un appui intermédiaire valait alors 750mm (cf. ANNEXE A). Ce même bâtiment a été redimensionné comme cas d'étude selon l'EC5. Le calcul définit, dans ce cas, une longueur d'appui d'environ 2900mm (cf. ANNEXE A). Le passage du CB71 à l'EC5 induit une augmentation d'environ quatre fois la longueur d'appui. Le réalisme structurel de cette solution peut fortement être remis en question, puisque aucune déformation excessive n'a pu être observée lors de la visite d'inspection effectuée récemment (cf. ANNEXE B).

Afin de contourner, ce que les lamellistes français appellent une aberration réglementaire, une alternative est proposée afin de diminuer cette longueur d'appui. Il s'agit d'un principe de renforcement d'appui à l'aide de vis. En 2008, le CODIFAB¹ a financé une étude sur le renforcement d'appui par vis [8]. Les modèles de l'époque présentaient une surestimation de 46% de la capacité portante de l'appui comparée aux observations expérimentales. Ainsi, avec une forte demande de la profession, représenté via le SNBL², un sujet de thèse sur le renforcement d'appui est né. Ces travaux sont financés par une bourse CIFRE entre le CODIFAB et l'entreprise SFS intec. Ce mémoire fait l'objet de ce travail.

Les objectifs sont par conséquent simples. Ils consistent à maîtriser la répartition des efforts sous une sollicitation en compression selon un angle par rapport au fil du bois et d'étudier le renforcement des appuis en compression.

A court terme, ce travail permet de mettre en exergue l'augmentation des longueurs d'appuis entre les CB71 et l'EC5. A long terme, ce travail apportera une

¹ CODIFAB : COmité professionnel de Développement des Industries Françaises de l'Ameublement et du Bois

² SNBL : Syndicat National du Bois Lamellé-Collé

justification d'une diminution des longueurs d'appui et d'une optimisation afin de retrouver des longueurs d'appui réalistes et économiquement viables. Il apportera également des pistes scientifiques en vue d'une révision de l'EC5 à partir de 2016.

Dans un premier chapitre, ce mémoire de thèse propose un état de l'art de la problématique, décomposé en trois parties. La première présente le matériau bois ainsi que son comportement selon différentes sollicitations. La deuxième présente le principe du dimensionnement des appuis d'une structure selon les différents modèles proposés. La dernière partie livre les solutions de renforcement des appuis, développées aujourd'hui.

Le deuxième chapitre porte sur la compréhension de la répartition des efforts sous une sollicitation de compression sous un angle expérimental. Elle se décompose en cinq parties. La première est la caractérisation du matériau bois lamellé-collé sous une sollicitation de compression selon un angle donné. Ces résultats sont confrontés aux modèles existants. La deuxième aborde la démarche expérimentale des essais de compression perpendiculaire au fil. La troisième est consacrée à l'analyse de l'effet de diffusion. La quatrième est la validation d'un modèle intégrant l'interaction d'appuis. La dernière aborde l'effet de diffusion en compression selon un angle donné. Un modèle analytique de la caractérisation de l'effet de diffusion pour tout angle de sollicitation est alors proposé.

Ce modèle montre un effet de diffusion très restreint pour les longueurs d'appuis importantes. Par conséquent, le moyen d'augmenter la résistance en compression d'un appui est le renforcement des zones d'appuis faisant l'objet de notre troisième chapitre d'étude. Ce dernier est organisé selon quatre parties. La première est consacrée aux modes de rupture dits « unitaires », observables sur une seule vis. Ces modes de rupture sont le flambement de la vis et sa limite en arrachement. La deuxième partie présente un essai expérimental à l'échelle réduite sur le renforcement d'appuis par une approche de renforcement du cisaillement ou du confinement associé ou non au renforcement de la compression. La troisième partie est dédiée à des essais à l'échelle structurelle permettant l'étude d'un ensemble de vis important et l'observation des modes de ruines non unitaires. En vue des résultats expérimentaux, une quatrième partie est consacrée à la construction d'un modèle de calcul de la capacité portante d'un appui renforcé pour tout angle de sollicitation.

Chapitre I. ETAT DE L'ART

Dans ce présent chapitre, l'état de l'art du dimensionnement d'un appui sollicité en compression est le cœur du sujet. Pour ce faire, il est décomposé en trois sous-partie. La première est consacrée au comportement du matériau bois, à l'échelle macroscopique, c'est-à-dire à l'échelle de la lamelle, sollicité en compression perpendiculaire, parallèle et selon un angle au fil et au cisaillement. Dans la deuxième partie, il est question du comportement des zones d'appuis sollicités en compression, c'est-à-dire à l'échelle structurelle. Sur ce point, une synthèse des différents essais expérimentaux est effectuée mettant en avant les paramètres géométriques et les conditions d'appuis ainsi que les propriétés intrinsèques du matériau. Il est ensuite abordé sous l'aspect des modèles analytiques et des modèles normatifs. Pour finir, le renforcement des zones d'appuis est étudié principalement via le renforcement par tiges.

I.1. MATERIAUX BOIS

I.1.1. Anatomie du bois

Avant toute analyse du comportement du matériau bois à différentes échelles, la connaissance de l'anatomie de l'arbre est nécessaire pour mieux comprendre sa formation et les propriétés intrinsèques du matériau bois.

Chez les résineux ou les feuillus, l'arbre est composé de trois grandes parties en partant de l'extérieur vers l'intérieur. La première est l'écorce constituée de deux éléments, l'un dit « Ecorce externe » et l'autre « Ecorce interne » (cf. Figure I-6). L'écorce externe, appelée plus généralement « liège », est présente pour la protection de l'arbre vis-à-vis de toutes les agressions extérieures, tout en permettant une respiration de l'arbre. L'écorce interne, appelée « liber », véhicule, de la feuille à la racine, la sève élaborée contenant les sucres produits par photosynthèse.

La deuxième grande partie est le cambium, dit aussi « assise génératrice », (cf. Figure I-6). Dans les régions tempérées, cette partie évolue selon un cycle saisonnier fonctionnant exclusivement pendant la période de végétation depuis le printemps à l'été. Chaque année, une nouvelle couche se forme, appelée « cerne de croissance annuel ». Son épaisseur est dépendante des conditions climatiques de l'année durant laquelle elle s'est formée. Le cambium est constitué de tissu végétal. Ces derniers sont formés à partir des méristèmes composés de cellules souches. Il existe deux méristèmes constituant le cambium chez les résineux, le méristème primaire assurant la croissance en longueur de l'arbre et le méristème secondaire, appelé « assise » assurant la croissance du diamètre de l'arbre. Le méristème secondaire permet de créer le liber vers l'extérieur, détaillé précédemment, et le bois vers l'intérieur, faisant la troisième grande partie de l'arbre.

Le bois, est constitué de deux parties (cf. Figure I-6). La première, appelée « aubier » est un tissu conducteur dans lequel véhicule la sève brute. Cette dernière est constituée d'eau et de sels minéraux puisés dans le sol par les racines et montant jusqu'aux feuilles. De par sa fonctionnalité dans l'arbre, l'aubier, appelé aussi « bois fonctionnel », fait partie des dernières couches créées par le cambium. Les couches de bois les plus anciennes constituent le bois parfait, appelé duramen. Ce nom est donné ainsi puisque les cellules ont subi une transformation appelée « duraminisation ». Cette transformation est caractérisée par la rigidification des parois cellulaires modifiant le bois fonctionnel en bois parfait.

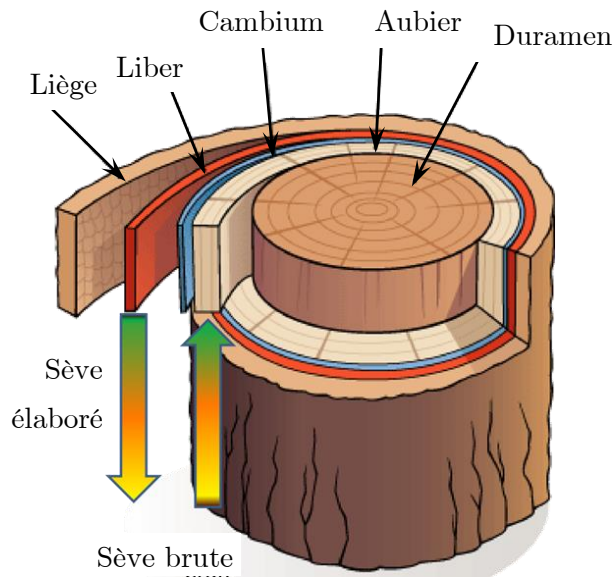


Figure I-6 : Structure du tronc d'un arbre

A l'échelle microscopique, l'arrangement structural du bois présente un maillon élémentaire qui est commun à toutes les espèces. Les trachéides longitudinales (Figure I-7), représentant 90% du volume du bois résineux, sont les éléments conducteurs de sève brute et de soutien mécanique. Elles portent à leurs extrémités des ponctuations aréolées permettant la circulation de la sève brute d'une trachéide à une autre. A leur forme cellulaire longiligne et élancée, les trachéides indiquent donc le sens des fibres du bois. Elles forment des couches dont l'empilement successif constitue la macrostructure. Elles sont donc responsables des propriétés mécaniques du matériau bois. Les 10% restant sont constitués de rayons ligneux, de canaux résinifères et de parenchym ligneux, représentés par des trachéides transversales. Ils permettent une circulation dans la masse et de stocker les réserves.

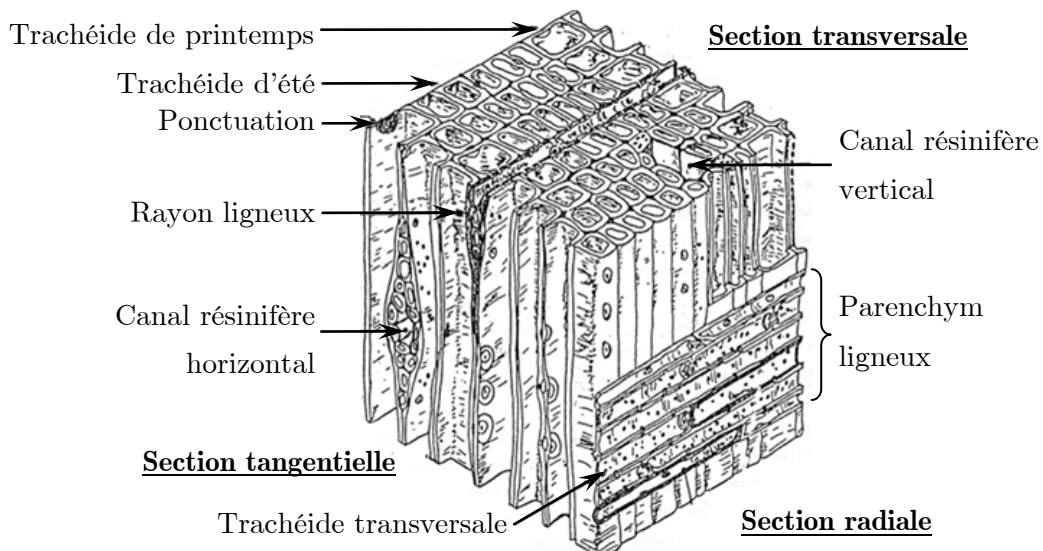


Figure I-7 : Structure des résineux

La formation naturelle du bois nous permet donc de prévoir ses propriétés mécaniques qui seront fortement anisotropes selon l'orientation par rapport aux fibres principales. En chaque point d'un tronc d'arbre, on distingue alors 3 axes d'orientation principaux (Figure I-8). L'axe longitudinal joue le rôle le plus important car les fibres sont essentiellement orientées dans ce sens. De par la présence des rayons ligneux, les propriétés mécaniques selon le plan radial et celui tangentiel pourraient être dissociées. Cependant à l'échelle structurelle, le mode de débit n'est pas maîtrisé. La distinction est donc faite entre les propriétés mécaniques parallèles aux fibres et celles transversales.

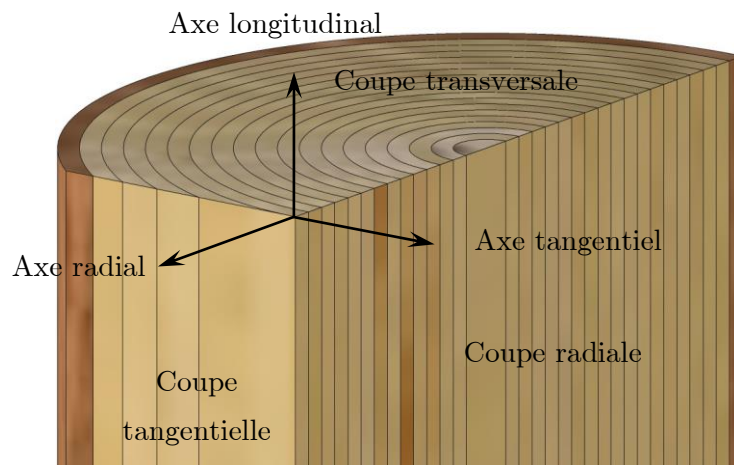


Figure I-8 : Coupes et axes principaux dans un tronc

Aujourd'hui, de nombreuses études dont celle de Bigorgne [9], ont été effectuées à différentes échelles afin de comprendre le comportement du matériau bois selon les trois axes principaux (longitudinal, radial et tangentiel). Les différentes échelles d'études du matériau bois sont :

- ✓ L'échelle structurelle (ordre de grandeur 1 mètre)
- ✓ L'échelle macroscopique (ordre de grandeur 10 centimètres)
- ✓ L'échelle mésoscopique (ordre de grandeur 1 à 10 millimètres)
- ✓ L'échelle cellulaire (ordre de grandeur 0,1 millimètre)
- ✓ L'échelle microscopique (ordre de grandeur 1 micromètre)
- ✓ L'échelle nanoscopique (ordre de grandeur 1 nanomètre)

Notre étude se focalisera principalement sur l'échelle macroscopique et structurelle.

I.1.2. Comportement du matériau bois selon les axes principaux

Aujourd'hui, les scieries françaises doivent débiter les billes de bois afin d'en extraire des sciages servant à la confection des lamelles. Pour se faire, elles procèdent principalement de deux manières pour découper une bille de bois pour l'utilisation industrielle (cf. Figure I-9). On trouve la découpe, appelée « Débit en plot », généralement la plus utilisée. La deuxième est appelée « Débit sur dosse ». Elles permettent d'obtenir des lamelles dites « sur dosse », « de cœur », « sur faux quartier » ou « sur quartier » (cf. Figure I-9). Ces deux modes de débit permettent d'extraire un maximum de sciages sur une bille de bois. Cependant, tous les sciages ne sont pas utilisés pour la confection du BLC.

- 1 : Lamelles sur dosse
- 2 : Lamelles de cœur
- 3 : Lamelles sur faux quartier
- 4 : Lamelles sur quartier

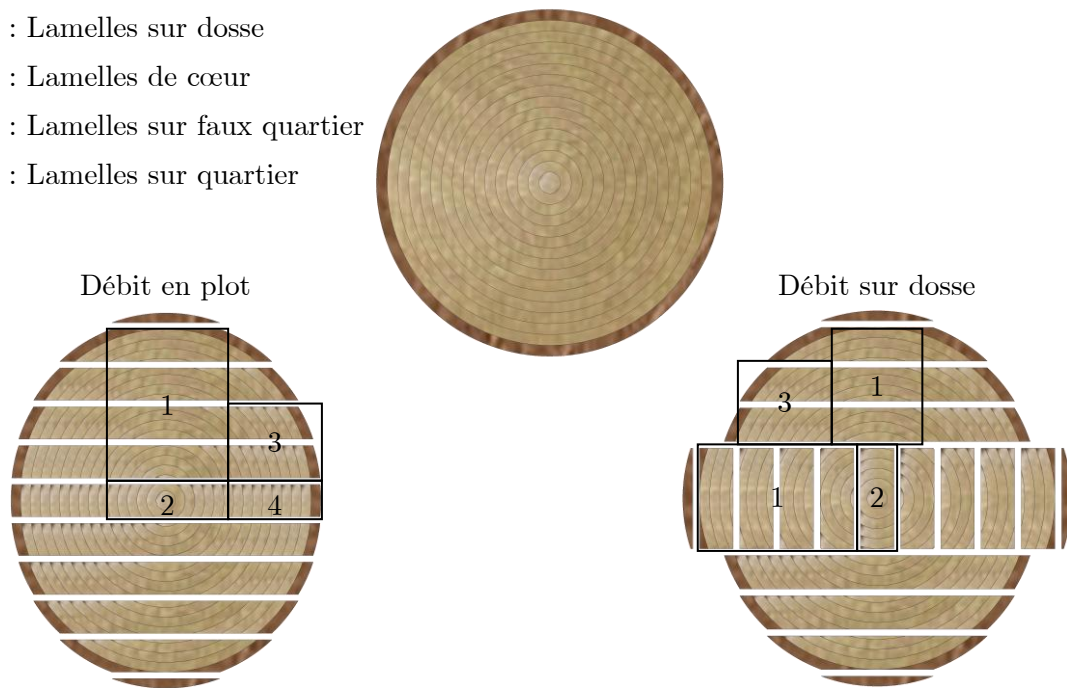


Figure I-9 : Plan de débit des coupes transverses des billes

Dans l'industrie du BLC, les lamellistes utilisent principalement les lamelles « sur dosse » et « de cœur », pour la confection des poutres BLC dites « Entières » (cf. Figure I-10a). Ces deux types de lamelles ont la particularité d'avoir des propriétés similaires entre la partie de gauche et de droite de la lamelle. Elles permettent ainsi une déformation homogène de la lamelle sur toute sa largeur. Cependant, les lamellistes utilisent une méthode dite de « Refente » (cf. Figure I-10b). Elle consiste à réaliser des poutres BLC de largeur convenable afin d'être délinées dans le sens de la longueur pour obtenir deux poutres BLC de faible épaisseur. Cette technique permet un gain de productivité pour la réalisation de poutres de faible épaisseur. Les deux types de lamelles utilisées initialement « sur dosse » et « de cœur » (cf. Figure I-10a) deviennent ainsi respectivement des lamelles « sur faux quartier » et « sur quartier » (cf. Figure I-10b).

- 1 : Lamelles sur dosse
- 2 : Lamelles de cœur
- 3 : Lamelles sur faux quartier
- 4 : Lamelles sur quartier

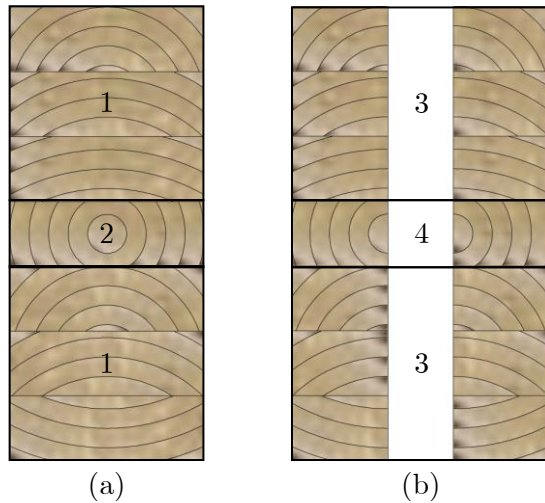


Figure I-10 : Coupes transverses des poutres dites « Entières » (a) et « Refendues » (b)

De par ces différentes techniques de fabrication et la formation naturelle du bois, la connaissance des propriétés intrinsèques des lamelles est donc nécessaire pour déterminer celles du BLC. D'un point de vue normatif, les propriétés intrinsèques du BLC sont déterminées selon la norme NF EN 14080 [5], en fonction de la qualité mécanique des lamelles. D'un point de vue expérimental, de nombreux scientifiques ont donc effectué des essais sur des lamelles et du BLC afin de caractériser leurs propriétés intrinsèques respectives. Dans notre cas d'étude, seuls les essais de compression et de cisaillement sont étudiés, respectivement Figure I-11a et Figure I-11b. Pour la réalisation des essais de compression parallèle au fil, seule la densité est prise en compte pour l'étude. Pour la réalisation des autres essais, la densité et le positionnement de la lamelle dans la coupe transverse de la bille sont étudiés. Cette analyse est effectuée afin d'observer la pertinence du positionnement du sciage dans la bille sur les résultats en corrélation ou non avec la densité. Ces études sont effectuées à l'échelle mésoscopique et macroscopique. Elles sont détaillées dans les paragraphes suivants et réalisées selon la norme NF EN 408 [10] (cf. Figure I-11).

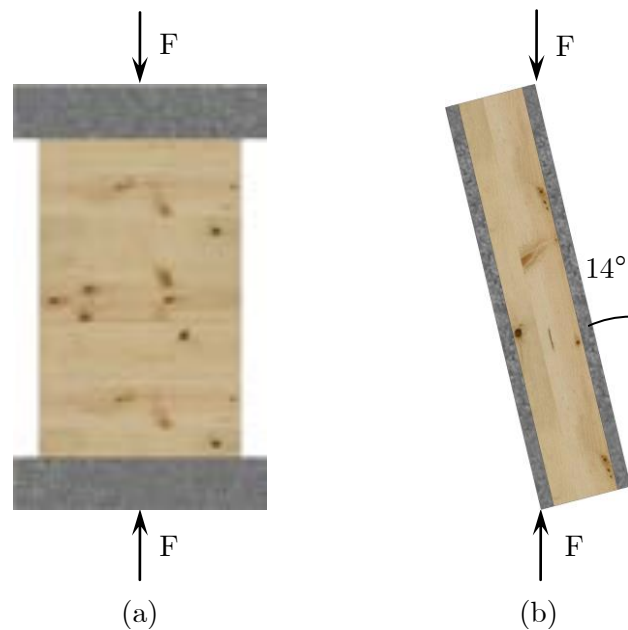


Figure I-11 : Typologie d'échantillon de compression uniforme (a) et de cisaillement (b)

I.1.2.1. Comportement en compression selon l'axe parallèle au fil

Kollmann [11] a réalisé des essais en compression parallèle au fil en détectant six modes de rupture (cf. Figure I-12). Poussa [12] a réalisé 403 essais de lamelles d'Épicéa, répartis en trois sous-groupes en fonction des dimensions (sections transverses : 50/100mm², 50/150mm², 44/200mm² pour une hauteur de 300mm). Sur l'ensemble des essais, la résistance moyenne est de 36,9 MPa avec un coefficient de variation de 15%. La densité moyenne est de 436 kg/m³ avec un coefficient de variation de 10%. En parallèle, il a étudié la corrélation entre la résistance en compression parallèle au fil et la densité du bois entre 350kg/m³ et 550kg/m³ en fonction des dimensions. Le coefficient de régression varie de 0,5 à 0,6 montrant une corrélation acceptable entre la résistance en compression parallèle au fil et la densité. Ce résultat justifie ainsi une forte évolution croissante de la résistance en compression parallèle au fil en fonction de la densité dans la norme NF EN 338 [13] pour le bois massif et dans la norme NF EN 14080 [5] pour le BLC.

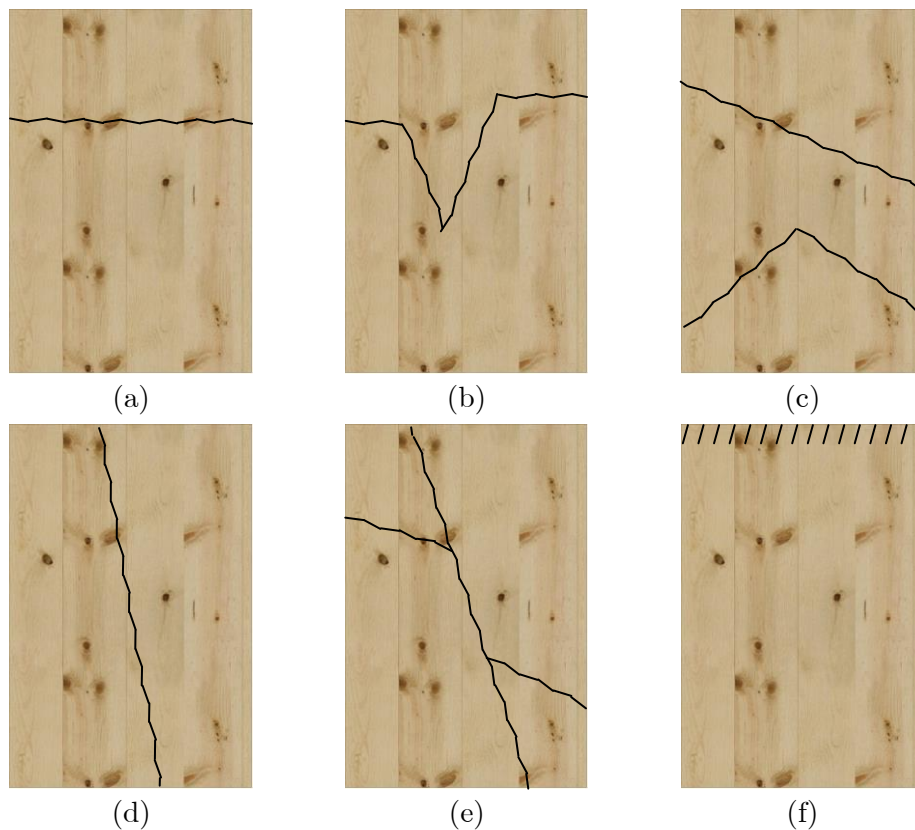


Figure I-12 : Mode de rupture en compression parallèle au fil : a : rupture par flambement des fibres - b : fendage en biseau - c : fendage simple - d : fendage et rupture transverses - e : cisaillement associé à des plans de faiblesse - f : écrasement des extrémités [11], [14]

I.1.2.2. Comportement en compression selon l'axe perpendiculaire au fil

Des essais ont été effectués à différentes échelles en compression perpendiculaire au fil. A l'échelle mésoscopique, Gibson [15] a détecté trois modes de rupture selon l'orientation des cernes. Le premier mode est une rupture en cisaillement roulant, observable sur les lamelles de faux quartier (cf. Figure I-13a). Le deuxième est le flambement des cernes de croissance (cf. Figure I-13b), observé sur les lamelles débitées en quartier. Le dernier est un écrasement du bois de printemps (cf. Figure I-13c). Celui-ci est observé sur les lamelles de dosse.

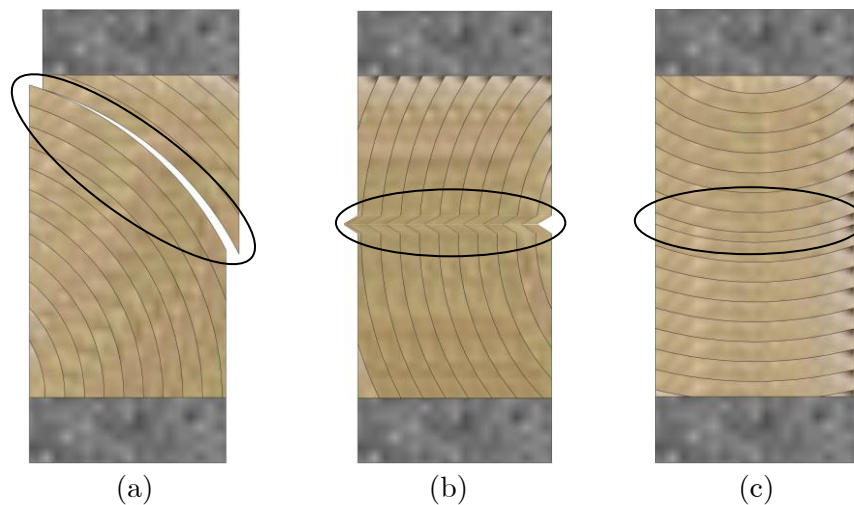


Figure I-13 : Type de rupture en compression perpendiculaire au fil

Sur ce même principe, Hoffmeyer [16] a effectué quatre typologies d'échantillon avec du bois massif d'Epicéa. Ces typologies sont appelées ; 45° (cf. Figure I-14a), Tangentiel (cf. Figure I-14b), Radiale (cf. Figure I-14c) et Cœur (cf. Figure I-14d). Les résistances en compression perpendiculaire sont identiques quelque soit la typologie des échantillons. La résistance moyenne est de 3MPa. Concernant le module d'élasticité, les essais montrent cependant des modules deux fois plus élevés en compression perpendiculaire radiale que pour les autres typologies.

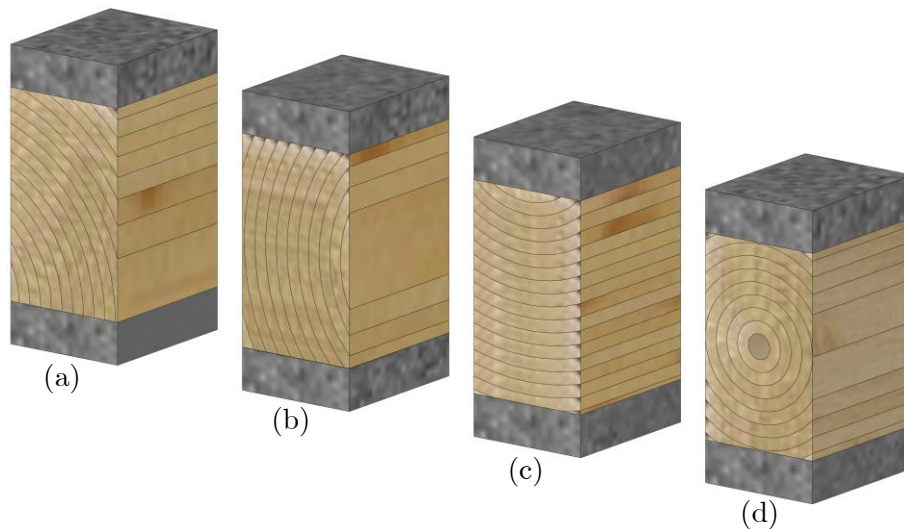


Figure I-14 : Typologie d'échantillon pour les essais de compression : a : 45°, b : Tangentiel, c : Radiale, d : Cœur

Poussa [12] a effectué 200 essais de compression perpendiculaire au fil avec des lamelles d'Épicéa sans tenir compte du positionnement de la lamelle dans la bille. La résistance moyenne en compression perpendiculaire au fil est de 2,8MPa avec un coefficient de variation de 14%. En parallèle, il a étudié la corrélation entre la résistance en compression perpendiculaire au fil et la densité du bois entre 330kg/m³ et 550kg/m³. Le coefficient de régression est de 0,29 montrant une relation assez faible entre la résistance et la densité. La norme NF EN 338 [13] intègre ainsi ce coefficient de régression par une légère évolution croissante de la résistance en compression perpendiculaire en fonction de la densité en considérant une propriété moyenne transverse sans prendre en compte du mode de débit.

A l'échelle macroscopique, Blass [17] a lui étudié l'impact des dimensions géométriques sur l'essai de caractérisation du BLC. Les résultats ne montrent aucune influence sur la résistance en compression du BLC vis-à-vis des paramètres géométriques. La valeur moyenne de la résistance avoisine 3,3 MPa. Sur le même principe, Hoffmeyer [16] a effectué des essais de compression perpendiculaire au fil, montrant une contrainte moyenne de 3 MPa. Bogensperger [18] a effectué des essais de caractérisation du CLT en compression perpendiculaire. Les résultats montrent une résistance moyenne équivalente à celle du BLC de 3,5 MPa.

En conclusion, à l'échelle macroscopique, ces analyses montrent une résistance en compression perpendiculaire au fil similaire à celle d'une lamelle sans considération du mode de débit et de la densité. De plus, les résultats expérimentaux ne montrent aucune influence des données géométriques et du type de bois collé sur la résistance en compression perpendiculaire. Ainsi la norme NF EN 14080 [5] intègre une valeur caractéristique de la résistance en compression perpendiculaire au fil stable quelque soit la densité à 2,5MPa.

I.1.2.3. Comportement au cisaillement

Poussa [12] a réalisé des essais de cisaillement selon la norme NF EN 408 [10] avec des lamelles d'Épicéa. Les conclusions de cette étude montrent une résistance moyenne au cisaillement de 5,2 MPa avec un coefficient de variation de 15% sur 100 échantillons. De plus, il montre une résistance au cisaillement quasi-identique quelque soit la densité. Gloz [19], [20] a effectué des essais de cisaillement en fonction de l'orientation des cernes et de la densité. Il a considéré quatre orientations de cerne : 45° (cf. Figure I-15a), Tangentiel (cf. Figure I-15b), Radiale (cf. Figure I-15c) et Cœur (cf. Figure I-15d) et cinq sous-groupes de densité.

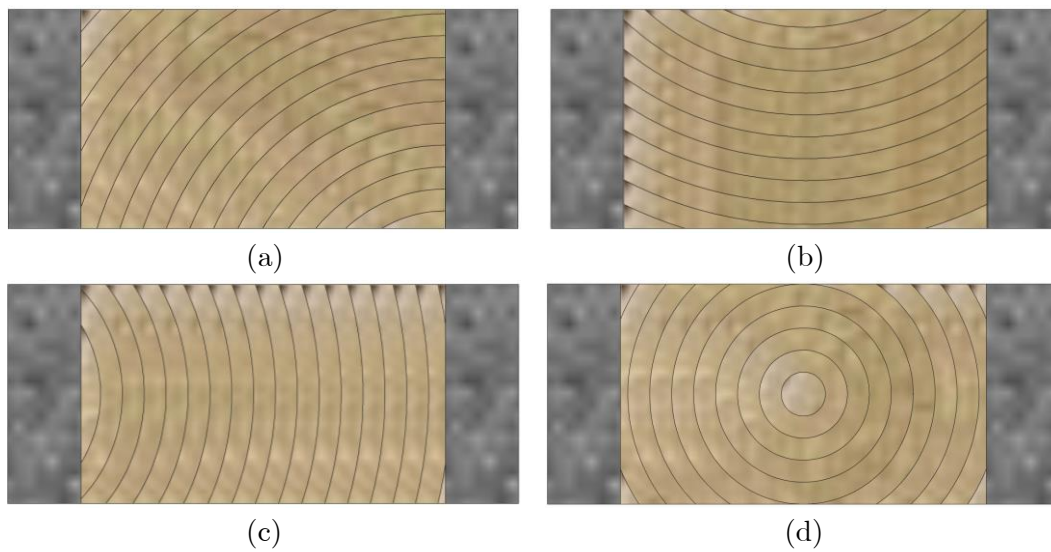


Figure I-15 : Essai de cisaillement selon l'orientation de cerne

Les conclusions sont similaires à celles de Poussa sur la densité. Concernant l'orientation des cernes, la tendance montre une résistance au cisaillement radiale supérieure de 1MPa par rapport aux autres. Cependant, la résistance moyenne au cisaillement est de 5,5MPa, similaire à celle de Poussa.

Krüger [21] a, quant à lui, effectué des essais de cisaillement, additionné d'un état de compression ou de traction perpendiculaire au fil. En présence d'un état de contrainte nul perpendiculairement au fil, la résistance moyenne au cisaillement vaut 4,8 MPa. En conclusion, l'évolution de la résistance au cisaillement de la norme NF EN 338 [13] est croissante puis stable en fonction de la densité, justifiant les conclusions de chacune des campagnes expérimentales. De par la méconnaissance exacte de la confection du BLC, la norme NF EN 14080 [5] intègre une valeur caractéristique de cisaillement stable à 3,5 MPa.

I.1.3. Comportement en compression hors des axes principaux

Le comportement du matériau bois selon ses axes d'orthotropie est très disparate. Cependant, le matériau bois peut aussi être sollicité dans les directions hors de ses axes d'orthotropie. Ainsi, dans notre cas d'étude, la résistance en compression selon un angle au fil doit être étudiée.

Hankinson [22] a proposé une première approche de calcul de la résistance en compression selon un angle donné selon la formule suivante :

$$f_{c,\alpha} = \frac{f_{c,0} \cdot f_{c,90}}{f_{c,0} \cdot \sin^2 \alpha + f_{c,90} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (\text{I-1})$$

La résistance en compression selon un angle donné ($f_{c,\alpha}$) est par conséquent estimée au moyen de la résistance en compression perpendiculaire ($f_{c,90}$) et parallèle au fil ($f_{c,0}$). Elle intègre l'angle (α) entre la direction de l'effort et le sens du fil. Cette formule est validée expérimentalement par Kollmann [23]. Elle est ainsi adoptée par les normes française et européenne que nous détaillerons dans la section I.2.4.

Un deuxième modèle est développé par Tsai-Hill [24] selon l'équation (I-2), forme développée en ANNEXE C.

$$f_{c,\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\sin^4 \alpha}{f_{c,90}^2} + \frac{\cos^4 \alpha}{f_{c,0}^2} + \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{f_v^2} - \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{f_{c,0}^2}}} \quad (\text{I-2})$$

Cette expression est validée expérimentalement par Reiterer [25] sur du bois massif à l'échelle mésoscopique. A partir de ce critère, une dernière approche est établie par des travaux allemands donnant ainsi lieu au critère normatif allemand, que nous aborderons en section I.2.4. Cependant, certaines hypothèses de simplification ont entraîné quelques modifications. La première est la suppression du terme $\frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{f_{c,0}^2}$, équivalent à un écart maximal de 1,3% avec ou sans ce terme. La deuxième est le phénomène d'interaction entre la compression perpendiculaire au fil et le cisaillement. Splenger [26] a utilisé un montage permettant d'estimer l'interaction de l'état de contrainte perpendiculaire au fil et du cisaillement. Kruger [21] a validé expérimentalement par différents essais l'augmentation jusqu'à 50% en résistance au cisaillement (f_v) en considérant un état de contrainte de compression perpendiculaire au fil ($f_{c,90}$) avoisinant les 3 MPa. Cette valeur est la valeur de la résistance de référence en compression perpendiculaire au fil retenue.

Ainsi, le critère de Tsai Hill s'est vu modifié intégrant ces deux hypothèses. Il s'écrit selon l'équation (I-3).

$$f_{c,\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\sin^4 \alpha}{f_{c,90}^2} + \frac{\cos^4 \alpha}{f_{c,0}^2} + \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{1.5 \cdot f_v^2}}} \quad (\text{I-3})$$

Contrairement à la formule d'Hankinson, la résistance en compression selon un angle ($f_{c,\alpha}$) est donc estimée en fonction de la résistance en compression perpendiculaire ($f_{c,90}$) et parallèle au fil ($f_{c,0}$) et de la résistance au cisaillement (f_v).

I.1.4. Conclusion

Le matériau bois possède finalement des comportements bien différents selon ces axes d'orthotropie.

Le premier est caractérisé par un comportement élasto-pseudo fragile, dépendant de la densité du bois de l'échantillon pour le comportement en compression parallèle au fil. Ce comportement est ainsi adopté pour le bois massif par la norme NF EN 338 [13] et pour le BLC par la norme NF EN 14080 [5].

Le deuxième est le comportement perpendiculaire au fil pouvant être différencié selon le sens de la sollicitation (radiale ou tangentielle). Les deux ont un comportement élastique puis plastique. Dans le monde industriel, le mode de débit étant inconnu avant la conception de l'ouvrage, le comportement moyen entre les deux directions est donc retenu. La résistance en compression perpendiculaire ($f_{c,90}$), quelque soit l'orientation des cernes, n'est pas totalement liée à la densité de l'échantillon. Cependant, une faible évolution croissante de la résistance en compression perpendiculaire au fil ($f_{c,90}$) est tout de même adoptée par la norme NF EN 338 [13], et ce, pour le bois massif. Pour la norme NF EN 14080 [5], la résistance en compression est stable de par la méconnaissance exacte de la composition du BLC, valant ainsi 2,5MPa quelque soit la densité.

Concernant le cisaillement, le matériau bois possède un comportement élastique puis fragile. La valeur de la résistance au cisaillement dépend principalement de la zone de faiblesse de l'échantillon. Pour cette raison, la norme NF EN 338 [13] et NF EN 14080 [5] adoptent une valeur quasi stable pour toutes les classes de bois massif et stable pour le BLC. Pour cette dernière, elle prend la valeur de 3,5MPa. Ainsi, ces trois propriétés intrinsèques doivent être connues dans le but de dimensionner les éléments structuraux sollicités en compression quelque soit l'angle de sollicitation.

Aujourd'hui, les normes européennes NF EN 338 [13] et NF EN 14080 [5], (anciennement NF EN 1194 [27]), répertorient ainsi les résistances intrinsèques respectivement pour le bois massif et le BLC en fonction des classes de résistance. Ces classes sont symbolisées respectivement par « C » et par « GL », ce dernier désignant ainsi le terme anglais « GluLam », suivi d'un nombre indiquant la résistance en flexion. Pour le BLC, la lettre « H » ou « C » est ajoutée qualifiant respectivement un BLC homogène ou panaché.

Afin de confronter les différentes approches de la résistance en compression selon un angle ($f_{c,\alpha}$) pour le BLC, les propriétés mécaniques des BLC de classe GL 24h et GL 28h sont choisies (cf. Tableau I-1).

Tableau I-1 : Valeurs caractéristiques de la résistance en compression perpendiculaire et longitudinale au fil et au cisaillement du BLC homogène

Propriété	GL 24h	GL 28h
$f_{c,90,k}$	2,5	2,5
$f_{c,0,k}$	24	28
$f_{v,k}$	3,5	3,5

Suivant les trois approches de calcul de la résistance en compression selon un angle, la Figure I-16 montre l'évolution de ces propositions pour du BLC de classe GL 24h et GL 28h respectivement en noir et gris. Le calcul est effectué avec les valeurs caractéristiques de la norme en vigueur (cf. Tableau I-1).

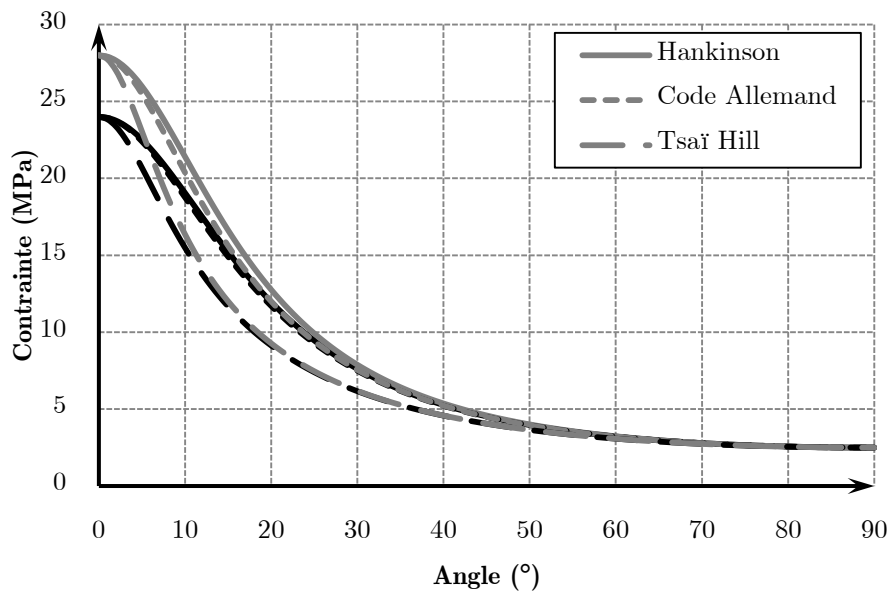


Figure I-16 : Confrontation des approches pour les cas de GL 24h et GL 28h

Il subsiste une légère différence entre les propositions de Hankinson et du code Allemand pour les hautes classes de résistance au-delà de la classe GL 24h et pour des angles compris entre 5° et 30° (cf. Figure I-16). La proposition de Tsai Hill sous-estime d'avantage la résistance par rapport aux deux autres propositions entre les angles de 5° à 45° . Pour ce critère, la différence de classe est remarquable entre les angles de 0° à 20° . Au-delà aucune distinction n'est visible.

Ces formulations n'ont aujourd'hui été confrontées qu'à des essais de compression à l'échelle mésoscopique et que pour du bois massif. Dans la partie II.1, la confrontation est faite par une approche expérimentale à du BLC en considérant l'échelle macroscopique. L'analyse des faciès de rupture sera menée afin d'identifier le critère le plus approprié pour déterminer la résistance en compression selon un angle ($f_{c,\alpha}$) par rapport au fil pour du BLC.

I.2. COMPORTEMENT DES ZONES D'APPUI

Dans cette partie, les deux approches de caractérisation de la résistance en compression perpendiculaire au fil ($f_{c,90}$) sont abordées ainsi que de son évolution normative au cours des années écoulées. Le phénomène de diffusion sera notre deuxième propos de cette partie. Un premier paragraphe traitera de l'estimation de l'effet de diffusion. Le deuxième aura pour sujet l'aspect normatif de l'effet de diffusion.

I.2.1. Caractérisation de la compression perpendiculaire au fil

A l'époque de la création de la norme NF EN 408 [10], deux approches ont été proposées pour caractériser mécaniquement le bois en compression perpendiculaire au fil. La première est une approche dite « scientifique » (cf. Figure I-17a). Elle consiste à effectuer un essai de compression sur un volume donné. La deuxième approche dite « technologique » est caractérisée par une configuration structurale (cf. Figure I-17b).

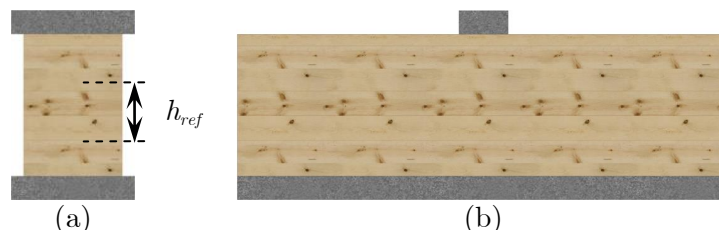


Figure I-17 : Configuration de la caractérisation de la résistance en compression perpendiculaire au fil

Le CEN³ a par conséquent adopté la première approche. Ce comité a donc mis en place la norme NF EN 408 [10] permettant d'établir le protocole expérimental. Les États-Unis/Canda et Australie/Nouvelle-Zélande ont intégré la deuxième approche régie par la norme ASTM D3737-12 [28]. Ces deux normes CEN et ASTM⁴ distinguent le bois de structure et le BLC. Ceci est réalisé par souci d'essais représentatifs à l'échelle du matériau étudié. Le Tableau I-2 résume les distinctions entre les deux normes et la typologie du matériau.

³ CEN : Comité Européen de Normalisation

⁴ ASTM : American Society for Testing Material

Tableau I-2 : Détail des essais en compression selon les normes américaines et européenne.

	ASTM D143-09 [29]	ASTM D3737-12 [28]	CEN NF EN 408 [10]	
Type de bois	Bois de structure	Bois lamellé-collé	Bois de structure	Bois lamellé-collé
Epaisseur	50mm	50mm	45mm	> 100mm
Hauteur	50mm	50mm	90mm	200mm
Longueur	150mm	150mm	70mm	/
Surface	/	/	/	25000mm ²
Vitesse	0.305mm/s		La charge maximale doit être atteinte en 300 ± 120 s	
Appui	50mm chargé au centre de l'échantillon		Appuyé sur la surface entière	
Module	Lecture sur la partie linéaire		Lecture entre 10% et 40% de l'effort maximal	
Effort limite	Lecture à 2.5mm d'enfoncement entre le deux appuis		Lecture à 1% de déformation plastique	

Deux différences demeurent importantes entre ces normes pour la caractérisation de la résistance en compression perpendiculaire au fil. La première est le type de chargement exercé sur l'échantillon. La norme européenne prescrit un chargement uniforme sur toute la surface de l'échantillon (cf. Figure I-17a), alors que la norme américaine préconise un chargement ponctuel au centre de l'échantillon (cf. Figure I-17b). Selon la configuration américaine, l'appui doit cisailer les fibres de part et d'autre de la plaque d'appui centrale, engendrant un double phénomène : le cisaillement au nu des appuis et la compression perpendiculaire au fil sous la surface d'appui. Pour la configuration européenne, seul le phénomène de compression perpendiculaire au fil est ainsi sollicité.

La deuxième différence est la détermination de la résistance en compression perpendiculaire au fil. La norme européenne la définit comme étant l'intersection de la courbe Contrainte/Déformation et la droite parallèle à la droite du domaine élastique décalée pour une déformation de 1% d'une hauteur de référence (h_{ref}) (cf. Figure I-18a). La norme américaine caractérise la résistance en compression perpendiculaire au fil comme étant l'effort en compression pour un déplacement de 2mm (cf. Figure I-18b). Du fait d'un comportement ductile de la compression perpendiculaire au fil, le critère de détermination autorise peu de plasticité. En

d'autre terme, la résistance en compression retenue se situe dans la partie élastique de la courbe expérimentale (cf. Figure I-18b). Aujourd'hui, la méthode selon la norme américaine peut donc être remise en question.

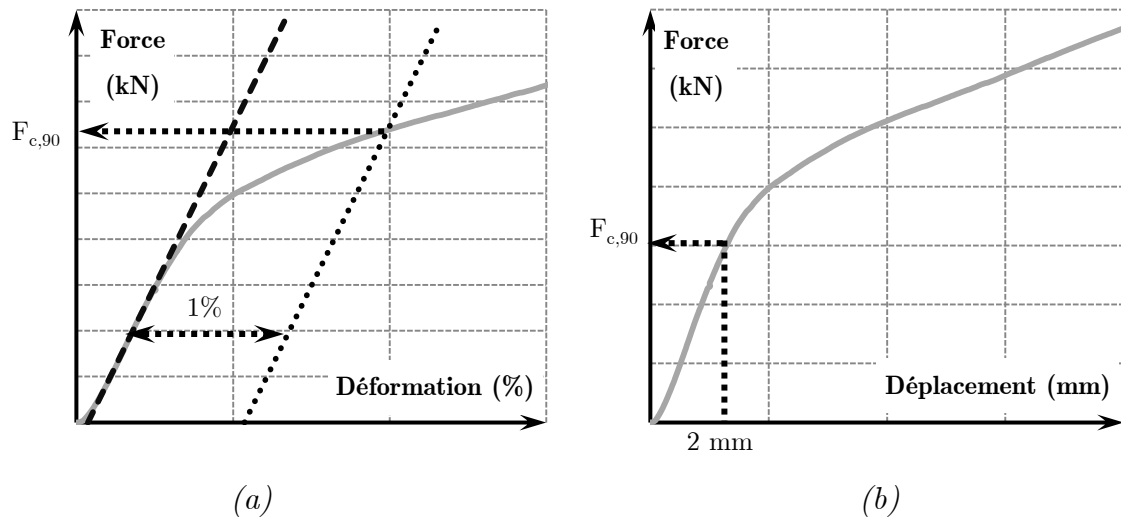


Figure I-18 : Détermination de la résistance en compression selon la norme EN 408 [10] (a) et la norme ASTM D3737-12 [28] (b)

Afin de confronter ces deux critères, Poussa [12] a réalisé une étude sur du bois massif d'une même essence. La résistance moyenne en compression déterminée selon la norme NF EN 408 [10] est de 2,8MPa, tandis que celle de la norme ASTM D143-09 [29] est de 7,0MPa. Un rapport de 2,5 existe entre ces deux normes montrant l'influence du cisaillement au nu des appuis et de la méthode retenue de détermination de la résistance en compression. Ces deux paramètres sont donc primordiaux pour la détermination de la résistance en compression perpendiculaire au fil.

I.2.2. Evolution de la résistance en compression perpendiculaire au fil

Suite à l'évolution des codes de calculs, la norme européenne de classement, NF EN 14080 [5], est créée répertoriant les propriétés mécaniques du BLC. Cependant, depuis sa création, des modifications de la valeur caractéristique de la résistance en compression perpendiculaire du BLC et du nombre de classes de résistance sont observées (cf. Tableau I-3).

Tableau I-3 : Valeurs caractéristiques en MPa de la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC homogène selon les dates de modification

Année	GL 20h	GL 22h	GL 24h	GL 26h	GL 28h	GL 30h	GL 32h	GL 36h
1994	5,0	/	5,5	/	6,0	/	6,0	6,3
1999	/	/	2,7	/	3,0	/	3,3	3,6
2013	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	/

L'analyse de ce tableau montre une première évolution concernant le type d'essai en 1999. Un facteur 2 est visible entre les années 1994 et 1999, montrant ainsi le passage de la configuration américaine à celle européenne. La variation de la résistance en compression perpendiculaire au fil est fonction des classes mécaniques et de la densité sur les années 1994 et 1999. A l'inverse sur la dernière modification, la résistance en compression perpendiculaire au fil est aujourd'hui indépendante de la densité, conforme aux résultats expérimentaux bibliographiques présentés dans la section I.1.2.2. La résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC a diminué, prenant la valeur de 2,5MPa.

Pour conclure, la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC a été divisée par 2, voire 3, en 19 ans. Cette diminution impacte le dimensionnement des longueurs d'appui selon le critère de dimensionnement à l'EC5. Elle est d'autant plus importante en comparaison avec celle des règles CB71. La valeur de résistance en compression perpendiculaire au fil passe de 6,88 MPa pour les règles CB71 à 2,5 MPa pour l'EC5. Cette différence est toutefois due en partie à un calcul de la résistance au fractile à 5% à l'EC5 par rapport à une résistance moyenne au CB71 et de la configuration de chargement de caractérisation.

I.2.3. Phénomène de diffusion

La caractérisation de la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC selon la norme NF EN 408 [10], ne reflète cependant pas la réalité à l'échelle structurelle, équivalente à la configuration américaine. Aujourd'hui, six configurations dites « directes » (cf. Figure I-19) et deux configurations dites « indirectes » (cf. Figure I-20) sont recensées dans la littérature représentant différentes méthodologies de construction. Plusieurs scientifiques [11], [12], [30]–[48] ont tout d'abord réalisé différents essais sur le bois massif en confrontant deux configurations ou des géométries différentes de manière à identifier les paramètres impactant les résultats.

Dans ce présent rapport, seuls les essais expérimentaux concernant le BLC sont détaillés, car les analyses faites sur le bois massif sont identiques à celles obtenues pour le BLC.

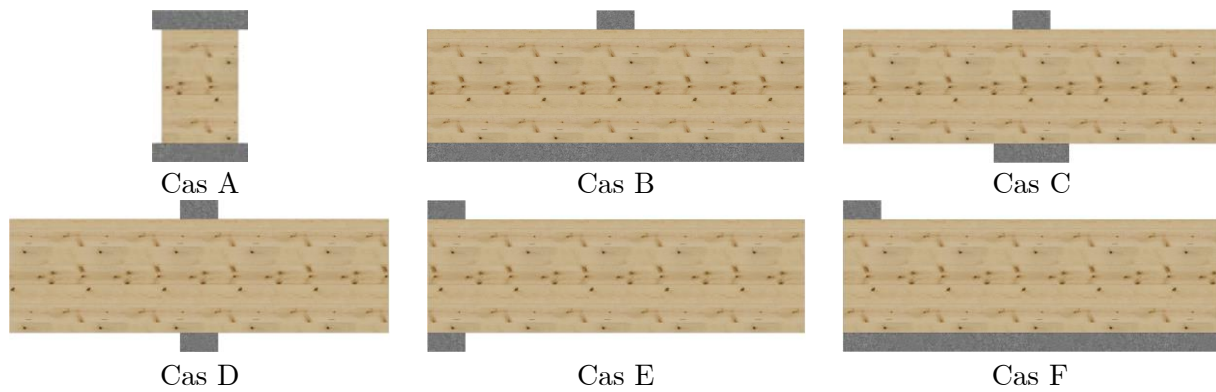


Figure I-19 : Configurations de chargement de compression perpendiculaire aux fibres directes



Figure I-20 : Configurations de chargement de compression perpendiculaire indirecte

Tout d'abord, tous les auteurs ont effectué l'essai de caractérisation afin de déterminer la résistance en compression perpendiculaire au fil (cf. Figure I-19 cas A) et confronté celui-ci avec d'autres cas d'étude. Les résultats montrent une augmentation de la contrainte de compression perpendiculaire au fil ($\sigma_{c,90}$) par rapport à la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC ($f_{c,90}$), caractérisée par le phénomène de « Diffusion ». Un premier modèle physique utilisé dans l'analyse de la contrainte de compression perpendiculaire au fil est le modèle

analytique. Il permet d'approcher le phénomène de la compression perpendiculaire au fil de la façon la plus simple possible en tenant compte de la géométrie de l'élément étudié.

I.2.3.1. Effet des conditions d'appuis

Dans un premier temps, nous axerons l'état de l'art sur les études ayant analysé l'influence des conditions d'appuis.

Sur cet aspect, Blass [17] et Bléron [49] ont effectué des essais expérimentaux en confrontant les configurations B et D, tout en gardant les paramètres géométriques identiques. Plusieurs sections transverses ont été testées. L'analyse est similaire pour toutes les sections. Les résultats sont plus élevés pour la configuration D que la configuration B. Ceci implique que l'appui continu augmente la contrainte de compression perpendiculaire au fil. Dans le même principe, les configurations E et F peuvent être confrontées, cependant aucun résultat n'existe dans ce cas.

Augustin [50] a comparé les configurations B et F mettant en évidence le nombre de cotés de débord. Dans le même but, Bléron [49] a testé les configurations D et E. Les résultats montrent une contrainte de compression perpendiculaire au fil plus élevée en ayant deux cotés de diffusion. De plus, ils ont testé des échantillons en faisant varier, non plus le nombre de cotés de diffusion, mais la longueur de débordement d'appui. Augustin a réalisé une configuration intermédiaire à ces deux configurations. Il a limité la longueur de débordement d'un seul côté de l'appui. De son côté, Bléron [49] a réalisé des essais selon la configuration D en modifiant de part et d'autre de l'appui, la longueur de débord. Reichegger [51] a, lui aussi, réalisé des essais selon le même protocole suivant la configuration B. Les résultats mettent en évidence l'importance de la matière à proximité de la zone d'appui : plus la quantité de bois est importante dans la zone d'appui, plus la contrainte de compression perpendiculaire au fil augmente. Cependant, celle-ci atteint un maximum lorsque les longueurs de débord deviennent importantes. Cette analyse peut être rencontrée dans les configurations en compression dites « indirectes », mais aucun travail n'a été effectué dans ce sens.

I.2.3.2. Effets géométriques

Dans un deuxième temps, l'influence des données géométriques a été quantifiée. Sur ce sujet, Ed et al. [52] encadré par Crocetti dans le cadre d'un projet d'étudiant, ont effectué des essais expérimentaux selon la configuration G avec une variation de la longueur d'appui, et ce sur trois sections transverses. L'analyse montre un accroissement de la contrainte de compression perpendiculaire au fil en fonction de l'augmentation de la longueur d'appui. Dans le même temps, une variation de

hauteur est faite. Ed et al. [52] ont analysé les courbes Force/Déplacement. Il en ressort que l'effet hauteur n'affecte pas la contrainte de compression perpendiculaire au fil. Cependant, si l'analyse est faite sur les courbes Contrainte/Déformation, l'effet hauteur impacte la contrainte de compression. Sur ce même principe, Bléron [49] a effectué des essais expérimentaux suivant la configuration D. Il montre une augmentation de la contrainte de compression en relation avec l'augmentation de la hauteur.

Enfin, en comparaison avec les précédentes analyses effectuées par l'intermédiaire de capteurs LVDT dits des mesures ponctuelles, deux scientifiques ont étudiés les déformations par des mesures dites « locales » suivant plusieurs profils verticaux et horizontaux. Märh [53] a positionné des jauges de déformation suivant la hauteur de la poutre afin d'analyser les déformations de trois zones sur la hauteur ; l'une centrale par rapport à la hauteur de la poutre, et les deux autres de part et d'autre de la zone centrale (cf. Figure I-21). Les résultats de ce dispositif montrent une déformation hétérogène sur la hauteur de l'échantillon. Les zones proches des appuis ont plastifié alors que la zone centrale reste dans un mode de fonctionnement élastique (cf. Figure I-21). Leijten [54], [55] a mis en œuvre une technique par laser optique ESPI sur la configuration G en analysant uniquement l'appui de chargement. Cette technique permet d'enregistrer et de visualiser les déplacements de l'échantillon. Cette technologie a permis de confirmer l'hypothèse d'une déformation hétérogène sur la hauteur de l'échantillon et d'identifier une hauteur de déformation, équivalent à 40% [54] ou 35% [55] de la hauteur totale de l'échantillon et limitée à 140mm.

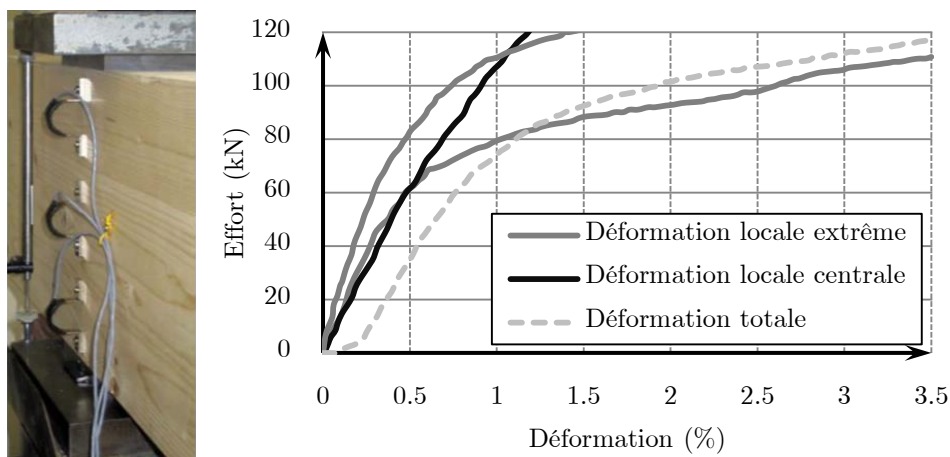


Figure I-21 : Dispositif de mesures des déformations localisées sur la hauteur et résultats des déformations localisées [53]

En complément de ces essais, Reichegger [51], Märh [53], Formolo [56], Nilsson [57] et Bejtka [58]–[60] ont réalisé d'autres configurations sans de réelle analyse. Ces essais servent de référence pour des essais de renforcements en compression

perpendiculaire au fil. Ils seront abordés dans la section 1.3. Une synthèse de tous les essais non renforcés est proposée dans l'ANNEXE D. A partir de ces analyses, certains scientifiques ont proposé des modèles pour estimer la contrainte localisée de compression perpendiculaire au fil en fonction de la résistance en compression perpendiculaire au fil du BLC, dont certains modèles sont devenus normatifs.

I.2.3.3. Modèle de diffusion

De manière générale, le dimensionnement des éléments structurels est régi par des critères de rupture. Le premier scientifique à avoir proposé un critère de rupture de façon empirique est Madsen [33] selon la formule (1-4). Il intègre le caractère diffusif par l'intermédiaire du facteur ($k_{ef,c,90}$) majorant la résistance en compression perpendiculaire au fil du matériau bois ($f_{c,90}$).

$$\sigma_{c,90} = \frac{F_{c,90}}{b \cdot \ell} \leq f_{c,90} \cdot k_{ef,c,90} \quad (1-4)$$

Par la suite, deux autres approches sont proposées pour intégrer le caractère diffusif. La première, selon Riberholt [40], est un modèle analytique basé sur une déformation totale de 10% de la hauteur totale au niveau des zones d'appui. Il garde le même critère de rupture selon l'équation (1-4), considérant un état d'effondrement de la structure. Ce modèle a fait l'objet d'une proposition normative adoptée pour la révision de la norme européenne de 2005 [61].

Dans le même temps, Madsen [62] a présenté un nouveau modèle du caractère diffusif. Il considère un critère non plus basé sur une déformation totale de 10% de la hauteur, mais sur une déformation de 1 à 2% de la hauteur. Par ce biais, le modèle proposé s'exprime par la relation (1-5).

$$F_{c,90} = A \cdot b \cdot \ell + C \cdot b \Leftrightarrow \frac{F_{c,90}}{b \cdot \ell_{ef,c,90}} \leq A = f_{c,90} \quad \text{avec} \quad \ell_{ef,c,90} = \left(\ell + \frac{C}{A} \right) \quad (1-5)$$

A et C sont des constantes corrélées à la déformation et aux propriétés matériaux (cf. Tableau 1-4), A représentant la résistance en compression du matériau ($f_{c,90}$).

Tableau I-4 : Valeurs des variables A et C [17]

Déplacements (mm)	A (N/mm ²)	C (N/mm)	C/A (mm)
1	3,5	96	27,4
2	4,1	120	29,3
3	5,1	142	27,8
4	5,4	171	31,7

Dans un deuxième temps, Blass [17] a réécrit la longueur efficace de Madsen de l'équation (I-5) selon l'équation (I-6). Elle intègre les conditions des longueurs de part et d'autre de l'appui minimisant ainsi la contrainte agissante. Elle prend la forme suivante :

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \begin{cases} a_{left} \\ \ell \\ 30mm \end{cases} + \min \begin{cases} a_{right} \\ \ell \\ 30mm \end{cases} \quad (\text{I-6})$$

Deux autres modèles analytiques ont été élaborés afin de prendre en considération un meilleur modèle de diffusion.

Le premier est proposé par Van Der Put [63]. Il propose un modèle physique basé sur la méthode d'équilibre en supposant le comportement du matériau élasto-plastique. Il propose le critère selon l'équation (I-7).

$$f_{c,90} \cdot k_{ef,c,90} = \frac{F_{c,90}}{b \cdot \ell} \quad \text{avec} \quad k_{ef,c,90} = \sqrt{\frac{\ell_{ef,c,90}}{\ell}} \quad (\text{I-7})$$

Dans le cas où le critère de limite de plasticité n'est pas dépassé (cas des petites déformations), la longueur efficace peut être obtenue en supposant une pente de 1/1 (cf. Figure I-22). Dans le cas des grandes déformations, où l'écrouissage est entièrement développé, la pente est de 1/1.5 (cf. Figure I-22).

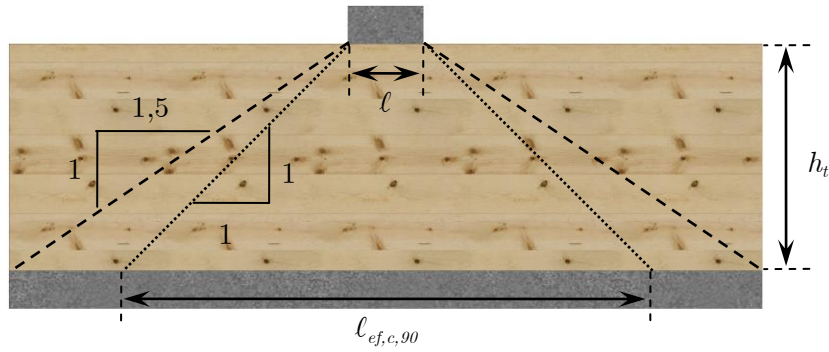


Figure I-22 : Distribution des contraintes selon Van Der Put [63]

La pente de diffusion est confirmée expérimentalement par de l'analyse d'images réalisée par Schoenmakers [64]. Les analyses par éléments finis, effectuées par Schoenmakers, ont montré que $l_{ef,c,90} = l + 3h_t$.

Le second est Bléron [49]. Il s'est basé sur le modèle de Madsen (I-5) en modifiant le calcul de la longueur efficace ($l_{ef,c,90}$). Celle-ci, pour des appuis discontinus (cf. Figure I-23), se calcule de la façon suivante :

$$l_{ef,c,90} = l + l_{dif,c,90} + l_{dif,c,90}$$

$$\text{avec } l_{dif,c,90} = l_{dif,c,90} \quad h, b = \frac{b}{2} + \frac{h_t}{20} < \min \begin{cases} a/2,25 \\ l/1,6 \\ l_1/4,5 \end{cases} \quad (\text{I-8})$$

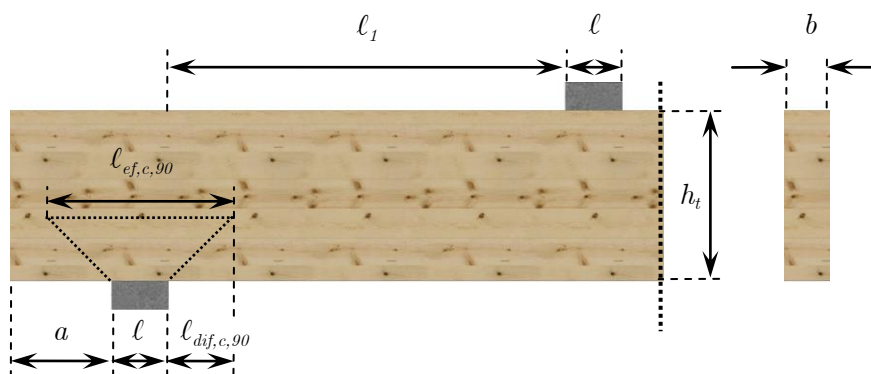


Figure I-23 : Eléments sur appuis discontinus [49]

I.2.4. Aspect normatif

Les ingénieurs français ont ainsi vu un changement dans les années 2000 avec l'apparition de la norme européenne, EC5 [6], pour dimensionner les structures en bois. Auparavant, les ingénieurs utilisaient les règles françaises CB71 [7]. Une confrontation est faite entre ces deux normes de calcul ainsi que la norme allemande, DIN 1052 [65], légèrement différente.

I.2.4.1. Cas des règles françaises : CB71

Les ingénieurs français ont tout d'abord commencé à dimensionner les structures bois selon les règles françaises CB71 [7]. Ces règles utilisent deux critères appelés « premier genre » et « second genre ». Ces critères s'écrivent selon l'inéquation (I-9), intégrant la variation de l'angle. Ils intègrent deux facteurs pouvant être appelés « facteur de diffusion » ($k_{\alpha(CB71)}$) développé par la suite, et « facteur de ductilité/fragilité » ($k_{\text{élas}(CB71)}$). Ce dernier prend la valeur de 1 et 1,5 en compression respectivement pour le premier et le second genre. L'effort de compression ($F_{c,\alpha}$) désigne, pour le premier genre, une combinaison de charges habituelles sans coefficient de pondération. Pour le second genre, l'effort désigne une combinaison de charges avec des coefficients de pondérations.

$$\sigma_{c,\alpha} = \frac{F_{c,\alpha}}{b \cdot \ell} \leq \frac{f_{c,\alpha}^{CB71}}{\gamma_{M(CB71)}} \cdot k_{\alpha}^{CB71} \cdot k_{\text{élas} CB71} \quad (\text{I-9})$$

Concernant la résistance de compression, le critère se base sur le calcul d'une valeur moyenne à rupture de la résistance en compression selon l'angle, calculée à partir de l'équation d'Hankinson. Cette valeur est divisée par le coefficient de sécurité des règles, égal à 2,75.

Le facteur de diffusion est lui déterminé à partir de la hauteur totale de la poutre (h_t), la longueur de débord (a) et la longueur de l'appui (ℓ) (cf. Figure I-24). En compression perpendiculaire au fil, ce facteur prend la valeur de 2 lorsque d'une part la longueur de débord (a) est supérieure ou égale à une fois et demie de la hauteur (h_t) et d'autre part la longueur d'appui (ℓ) est inférieure ou égale à la hauteur (h_t). Si ces conditions ne sont pas respectées, le facteur prend la valeur selon le tableau de la Figure I-24.

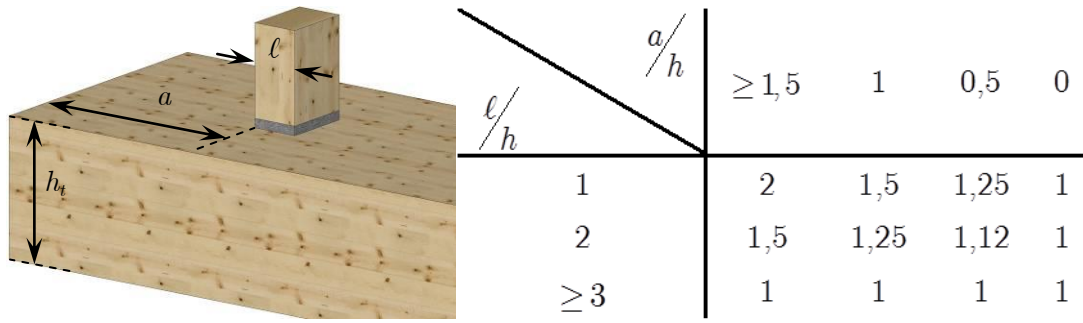


Figure I-24 : Détermination du facteur $k_{\alpha(CB71)}$ [7]

Afin d'intégrer la variation d'angle, le facteur de diffusion s'écrit selon l'équation (I-10) en gardant les mêmes conditions que lorsque le facteur est pris égal à 2.

$$k_{\alpha CB71} = \left[1 + \sin \alpha \right] \quad (\text{I-10})$$

Si les conditions ne sont pas remplies, le facteur prend une valeur intermédiaire entre 1 et $1 + \sin \alpha$ calculée par interpolation linéaire pour les longueurs de débord comprises entre la hauteur et une fois et demie la hauteur de la poutre.

I.2.4.2. Cas de la norme européenne : Eurocode 5

Tandis que les règles françaises utilisent les valeurs moyennes des propriétés intrinsèques et un critère avec une approche plutôt déterministe, la norme NF EN 1995-1-1 [6] utilise un critère avec une approche semi-probabiliste. Ainsi, la norme européenne propose le critère de dimensionnement à l'état limite ultime, c'est-à-dire à un état d'effondrement de la structure d'une probabilité de 10^{-4} à 10^{-5} pour une durée de 50 ans. De plus, la valeur de calcul de la propriété concernée est déterminée comme étant la valeur au fractile à 5%. Elle est multipliée par le facteur de la durée de chargement (k_{mod}), variant de 0,5 à 1,1 pour le BLC et divisée par le coefficient partiel du matériau (γ_m), prenant la valeur de 1,25 pour le BLC. Ainsi, le critère en compression perpendiculaire au fil s'écrit selon l'équation (I-11).

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_M} \cdot k_{c,90(EC5)} \geq \frac{F_{c,90,d(ELU)}}{b \cdot l_{ef,c,90}} \quad (\text{I-11})$$

A ce critère, deux facteurs lui sont associés en complément. Le premier, appelé « facteur géométrique », est le facteur de diffusion de la norme européenne. Il est traduit par une augmentation artificielle de la surface d'appui calculée par

l'intermédiaire d'une longueur efficace ($\ell_{ef,c,90}$). Cette longueur efficace est réécrite à partir de celle proposée par Blass [17] en 2004, et adopté dans l'Amendement A1 de la norme européenne [66] en 2008. Elle prend la forme suivante selon la Figure I-25 :

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \begin{cases} a \\ \ell \\ 30mm \end{cases} + \min \begin{cases} \ell_1 / 2 \\ \ell \\ 30mm \end{cases} \quad (\text{I-12})$$

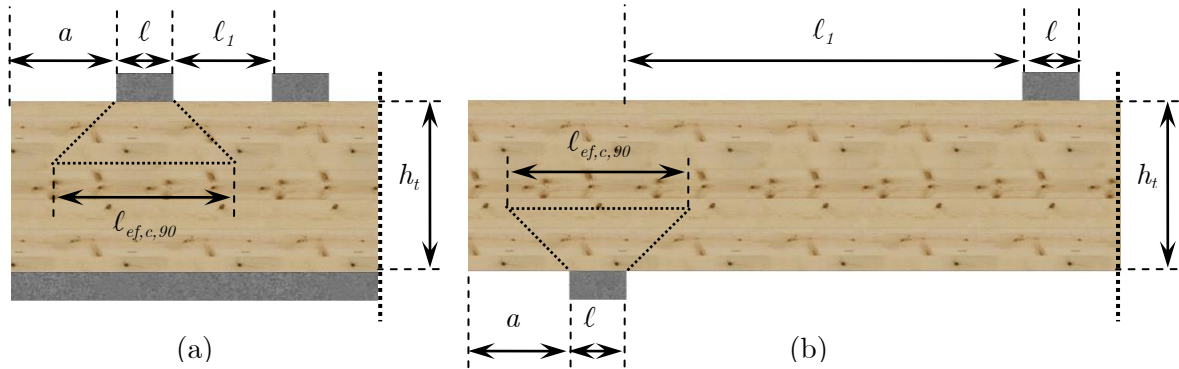


Figure I-25 : Eléments sur appuis continus (a) et appuis discontinus (b)

Le deuxième, désigné par « facteur matériau », est le facteur ($k_{c,90(ES5)}$) prenant des valeurs particulières en fonction de la configuration de chargement et du degré de déformation. La définition de ce facteur est proposée en ANNEXE E. Ce facteur tient compte de la configuration de chargement, de la possibilité de fendage et du degré de déformation en compression. Pour des éléments en BLC reposant sur des appuis continus, à condition que $\ell_1 \geq 2h_t$, (cf. Figure I-25a), il convient de prendre la valeur du facteur égale à 1,5. Pour les éléments reposant sur des appuis discrets, le facteur prend la valeur de 1,75 (cf. Figure I-25b), à condition que $\ell \leq 400mm$. Cette restriction brutale de la norme européenne pénalise fortement les appuis supérieurs à 400mm par la réduction de la résistance en compression perpendiculaire au fil. Par ailleurs cette limite n'a aucun sens physique, ce qui pose alors quelques interrogations sur sa pertinence. De plus, ce critère proposé en compression perpendiculaire au fil n'a aucune continuité avec celui proposé selon un angle donné. Celui-ci n'intègre que le facteur ($k_{c,90}$) directement dans l'équation d'Hankinson, variable selon la résistance en compression perpendiculaire au fil.

I.2.4.3. Cas de la norme allemande : DIN 1052

La norme allemande, DIN 1052 [65] sur laquelle la norme européenne est fortement basée, fait certaines modifications. La première, d'entre elles, est le facteur géométrique. Alors que la norme européenne ne met aucune condition sur le facteur

géométrique selon un angle, la norme allemande a modifié la longueur efficace en fonction de l'angle selon l'équation (I-13). La longueur efficace est calculée en projetant la longueur de diffusion suivant le plan de l'appui (cf. Figure I-26).

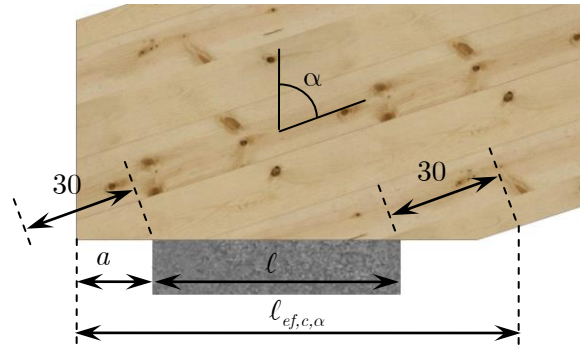


Figure I-26 : Longueur efficace selon un angle

$$\ell_{ef,c,\alpha} = \ell + 30 \cdot \cos \alpha + \min \begin{cases} 30 \cdot \cos \alpha \\ a \end{cases} \quad (\text{I-13})$$

La deuxième est le facteur matériau pour les éléments reposant sur un appui discret. La valeur de ce facteur prend la valeur de 1,75 quelque soit la longueur d'appui contrairement à la norme européenne qui limite aux appuis inférieurs à 400mm. De plus, la norme allemande a mis une loi sinusoïdale sur le facteur ($k_{c,90}$) selon l'équation (I-14). Elle permet d'intégrer la fragilité du comportement du matériau selon l'angle, comme l'a démontré Reiterer [25].

$$k_{c,\alpha(DIN)} = 1 + k_{c,90(EC5)} - 1 \cdot \sin \alpha \quad (\text{I-14})$$

Enfin, le modèle de détermination de la résistance en compression selon un angle de la norme allemande est fortement basé sur le critère de Tsai Hill moyennant certaines modifications.

I.2.4.4. Confrontation

Une synthèse est effectuée afin d'obtenir l'évolution des contraintes de compression selon un l'angle ($\sigma_{c,\alpha}$) en fonction des codes de calcul. Elles sont calculées conformément aux équations (I-15), (I-16) et (I-17) respectivement pour les CB71, l'EC5 et la DIN, et désignées par « Contraintes » sur la Figure I-27. Les valeurs de contraintes de calcul sont estimées en fonction des autres paramètres en considérant les hypothèses de calculs. Afin de comparer ce qui est comparable, seule la contrainte

déterminée avec le second genre des règles CB71 est tracée. Les hypothèses de calculs sont :

- ✓ Configuration de chargement : Flexion
- ✓ Durée de chargement : Action à moyen terme
- ✓ Classe de service : 1
- ✓ Longueur d'appui : 100mm
- ✓ Type de bois : Lamellé-collé
- ✓ Type d'appui : Appui intermédiaire avec une diffusion maximale

De plus, ces contraintes sont confrontées à leurs résistances respectives en compression selon un angle ($f_{c,\alpha}$) pour la classe de résistance GL 24h, appelées « Résistance » sur la Figure I-27. Cette analyse permet de mettre en évidence l'effet de diffusion en fonction de l'angle et des différentes normes.

$$\text{CB71 : } \sigma_{c,\alpha,d} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{b \cdot \ell} \leq \frac{f_{c,\alpha}(\text{CB71})}{\gamma_{M \text{ CB71}}} \cdot k_{\alpha \text{ CB71}} \cdot k_{\text{elas CB71}} \quad (\text{I-15})$$

$$\text{EC5 : } \begin{aligned} \sigma_{c,\alpha,d} &= \frac{F_{c,90,d}}{b \cdot \ell} \leq f_{c,90,d} \cdot k_{c,90(\text{EC5})} \cdot \frac{\ell_{ef,c,90}}{\ell} && 90^\circ \\ \sigma_{c,\alpha,d} &= \frac{F_{c,\alpha,d}}{b \cdot \ell} \leq \frac{f_{c,0,d} \cdot f_{c,90,d}}{f_{c,0,d} \cdot \sin^2 \alpha + k_{c,90(\text{EC5})} \cdot f_{c,90,d} \cdot \cos^2 \alpha} && \text{autres angles} \end{aligned} \quad (\text{I-16})$$

$$\text{DIN : } \sigma_{c,\alpha,d} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{b \cdot \ell} \leq k_{c,\alpha(\text{DIN})} \cdot f_{c,\alpha,d} \cdot \frac{\ell_{ef,c,\alpha}}{\ell} \quad (\text{I-17})$$

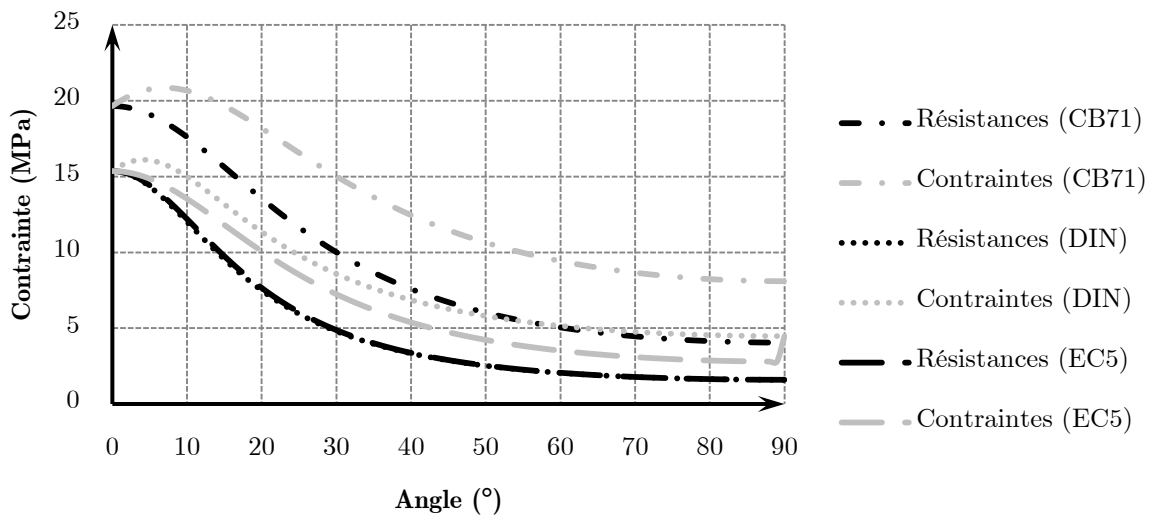


Figure I-27 : Confrontation des résistances et des contraintes de compression selon un angle conformément aux codes de calculs

A partir de ces hypothèses, plusieurs analyses peuvent être menées. Pour la détermination de la résistance en compression selon un angle ($f_{c,\alpha}$), le modèle adopté par la DIN et l'EC5 sont similaires. Cependant, leurs contraintes ($\sigma_{c,\alpha}$) respectives sont bien différentes. La contrainte de la DIN surestime celle de l'EC5 pour les hypothèses de calcul avec un maximum de 60% pour les angles proche de 90°. Cette différence est due à l'intégration de la variation de la longueur efficace selon l'angle dans la contrainte de la DIN. Pour les angles 0° et 90°, les deux contraintes sont similaires.

En comparaison avec les CB71, la formule de détermination de la résistance en compression selon l'angle de l'EC5 et la DIN possède un écart de 27%, pour l'angle 0°, jusqu'à 153% pour l'angle 90°. La contrainte des CB71 surestime de 21% pour l'angle 0° jusqu'à 44% et 65% pour l'angle 90° respectivement pour la DIN et l'EC5. Ces résultats montrent l'impact des résistances admissibles par rapport aux résistances caractéristiques.

De plus, la DIN et les CB71 autorisent une contrainte de compression des angles respectivement allant de 1° à 8° et 14° supérieure à celle de l'angle 0° (cf. Figure I-27). Sur la même analyse, la contrainte de l'EC5 provoque un saut entre un angle inférieur à 90° et l'angle de 90°. Il est engendré par l'intégration de la longueur efficace pour la contrainte de compression perpendiculaire au fil et non pour un angle donné. Ces deux remarques montrent des aberrations sur ces contraintes lors du dimensionnement d'éléments de structures en bois.

I.2.5. Conclusion

En conclusion de cette analyse bibliographique, de nombreux essais mécaniques ont été réalisés sur le comportement du matériau bois. Le positionnement de la lamelle dans la bille de bois apporte une légère amélioration du comportement du matériau bois. Cependant, ce positionnement est difficilement quantifiable pour la réalisation du BLC ainsi que pour l'estimation des propriétés mécaniques à l'échelle structurelle. La propriété mécanique moyenne des différents positionnements est ainsi retenue.

Trois essais sont nécessaires pour estimer le comportement du matériau bois en compression selon un angle, avec l'essai de compression perpendiculaire au fil et parallèle au fil ainsi que l'essai de cisaillement. Cependant, les modèles d'estimation de la résistance en compression selon un angle reste à valider expérimentalement sur du BLC, faisant l'objet de la partie II.1 du Chapitre II.

A l'échelle structurelle, un effet de diffusion a été mis en évidence et quantifié. Cependant son estimation est très disparate selon les modèles. Grâce à de nombreuses campagnes expérimentales, beaucoup de paramètres influencent l'effet de diffusion impactant la contrainte de compression perpendiculaire au fil des appuis. Les

paramètres sont la hauteur de l'éprouvette, la longueur de l'appui, le nombre de cotés de diffusion et les conditions d'appuis. Cependant, il demeure des verrous scientifiques dans ce domaine.

Dans un premier temps, aucune analyse n'a été faite concernant les couples de configurations B avec D et E avec F. Une question reste en suspens : « Si on raisonne sur la demi-hauteur de la configuration D ou E, retrouve-t-on respectivement la configuration B et F (cf. Figure I-28) ? ». Blass a tenté d'y répondre au cours de ses essais, mais aucun résultat n'en ressort.

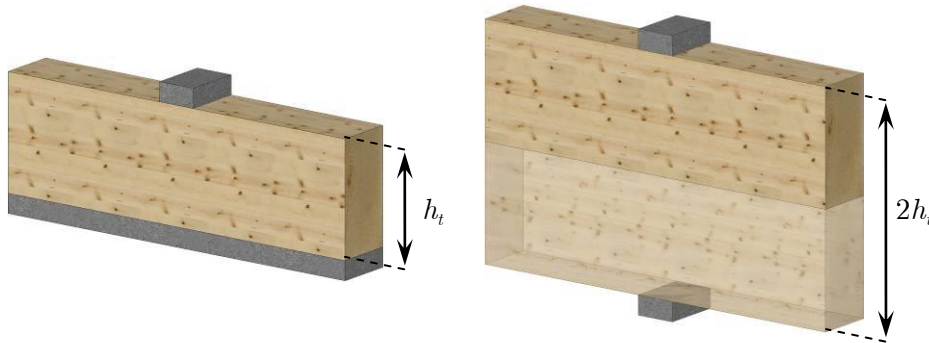


Figure I-28 : Configuration B vs Configuration D

Dans un second temps, concernant les essais de flexion, aucune campagne n'a été menée afin d'étudier l'influence d'un appui central ou d'un appui d'extrémité tout en gardant la même longueur d'appui. Cette étude revient à analyser le nombre de coté de diffusion. Cependant, celui-ci a été étudié sur les essais dits « directs ». Il a été conclu qu'il influe sur la capacité portante de l'appui. On peut donc envisager un enjeu pour les essais dits « indirects ». De plus, de par la réalisation d'essais dits « indirects », l'importance est d'identifier l'interaction de l'effort tranchant que l'on ne retrouve pas dans les essais dits « directs ».

Dans un troisième temps, aucun travail n'a été mené sur l'effet de largeur de l'échantillon. Si l'effort est ramené à une épaisseur unitaire, le résultat est-il identique pour chaque essai en gardant la même configuration, en identifiant des effets de bords ?

Enfin, aucun essai n'a été analysé par corrélation d'image. Cette technique est une méthode optique sans contact avec l'échantillon et permet de déterminer des champs de déplacements en tout point de l'échantillon. A partir de celui-ci, le champ de déformation peut être ainsi déduit. Deux dispositifs ont été utilisés, l'un avec des extensomètres, l'autre avec un laser optique permettant de voir la déformation locale sur la hauteur de la poutre. Les conclusions de ses essais est une déformation locale inégale sur toute la hauteur de l'échantillon avec une hauteur de déformation avoisinant les 40% de la hauteur totale.

Concernant les modèles, plusieurs approches existent pour comprendre l'effet diffusif sous une sollicitation en compression perpendiculaire au fil. Les deux premiers

prennent en compte la longueur d'appui et la hauteur de la poutre, ce qui reste empirique. Le dernier modèle tient compte en plus de l'épaisseur de l'élément.

La question qui demeure est « Le problème de diffusion (Figure I-29b) ne ferait-il pas intervenir le phénomène de cisaillement (Figure I-29a) ? » Cette approche peut être une piste de raisonnement puisque l'appui comprime et cisaille les fibres perpendiculairement au sens du fil. Toutefois elle n'a pas été exploitée au cours des différentes élaborations de modèles à caractère diffusif. De plus, ceux-ci ne prennent pas en compte tous les paramètres géométriques mis en évidence précédemment, montrant ainsi leurs limites. Les parties II.2 et II.3 du Chapitre II vont alors répondre à ces différents verrous de configurations expérimentales ainsi qu'à l'estimation de l'effet de diffusion par l'approche du cisaillement.

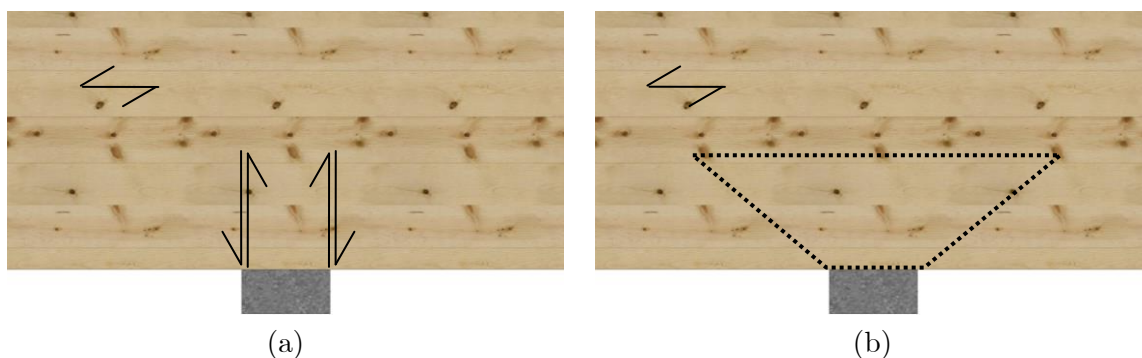


Figure I-29 : (a) Phénomène de compression et cisaillement (b) Phénomène de diffusion de l'effort

Pour l'estimation de la contrainte de compression selon un angle entre les normes européenne et allemande, il subsiste une différence. Deux remarques aux angles extrêmes sont évoquées précédemment provoquant des aberrations sur les dimensionnements des longueurs d'appui aux angles concernés. De plus, les contraintes de dimensionnement n'autorisent aucun effet de diffusion en compression parallèle au fil. Des éléments de réponses vont donc être évoqués dans la partie II.4 du Chapitre II de ce présent rapport.

Pour finir, un autre problème est évoqué sur l'intégration ou non du facteur matériau sur l'estimation de la contrainte de compression selon un angle. Deux approches sont proposées l'une par la norme allemande, l'autre par la norme européenne. Ainsi la partie II.5 va essayer d'éclaircir le facteur matériau, afin de valider l'une au l'autre des hypothèses d'intégration.

Cependant, les recherches bibliographiques indiquent que l'effet de diffusion est atténué lorsque les longueurs appuis deviennent importantes. Il semble donc nécessaire d'étudier des solutions constructives afin de limiter les surfaces d'appuis, faisant l'objet de la prochaine partie du chapitre de l'état de l'art.

I.3. RENFORCEMENT D'APPUI

Aujourd'hui lorsqu'on fait un état de l'art sur le renforcement des structures bois, de nombreuses solutions techniques sont explorées pour renforcer la flexion [67], la traction perpendiculaire au fil [68], le cisaillement roulant [69], [70], le cisaillement longitudinal [21], [71] et la compression perpendiculaire au fil. C'est sur cette dernière que notre étude va principalement porter. Deux adaptations de renforts peuvent être dissociées en fonction du bâtiment étudié ; le renforcement des bâtiments existants et le renforcement des bâtiments neufs, faisant respectivement les deux objets des deux prochaines sections.

I.3.1. Bâtiment existant

Le premier renforcement adaptable pour les bâtiments existants, étudié par Ed [52], est le renforcement par des plaques clouées de part et d'autre de la poutre (cf. Figure I-30). Le principe consiste à faire transiter une partie de l'effort dans le bois et l'autre par l'assemblage constitué de clous et plaques.



Figure I-30 : Renfort par plaque métallique [52]

Au vue des résultats, le gain varie de 54% à 94% en fonction de la longueur de l'appui. Le mode de défaillance observée (cf. Figure I-30) est une rupture en traction du bois au niveau de l'axe neutre transversal. De plus, le flambement de la plaque métallique peut être un mode de rupture, du fait de sa faible épaisseur, ainsi que le cisaillement des têtes de vis. Par conséquent, ce type de renforcement reste limité à de faibles niveaux de renforcement. Néanmoins, il peut être utilisé pour des structures

plus importantes en intégrant une plaque de renfort plus épaisse. Ce type de renfort pose cependant un problème concernant les normes incendies. Des mesures préventives doivent alors être prises.

Sur le même principe, le deuxième type de renforcement, étudié par Korin [32] et Kevarinmäki [72], consiste à utiliser des connecteurs métalliques de fermette. L'objectif de ce renforcement est d'améliorer l'effet du cisaillement sur la capacité portante de l'appui. Les résultats ne montrent cependant aucune amélioration de la capacité portante de l'appui.

I.3.2. Bâtiment neuf

I.3.2.1. Renfort par du panachage de bois

Ed [52] et Bléron [49], ont deux conceptions presque identiques du renforcement de la compression perpendiculaire au fil. Elles consistent au panachage de bois entre l'appui et l'élément sollicité en compression perpendiculaire au fil. Bléron intercale une cale en bois dur, tandis qu'Ed insère un élément bois dont l'orientation du sens du fil est perpendiculaire à celui de l'élément renforcé (cf. Figure I-31).

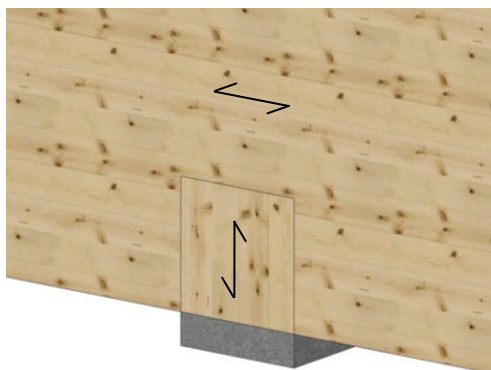


Figure I-31 : Panachage de bois [52]

Sur ces deux principes, aucun essai réel n'a été mené pour voir l'impact du panachage sur les résultats. Cependant, Bléron a proposé un code de calcul. Son principe est de dimensionner la longueur de la cale par le critère en compression perpendiculaire au fil. Concernant son épaisseur, celle-ci correspond au minimum calculé par le critère en flexion et le critère en cisaillement. Le problème de ce type de renforcement est un report de la compression perpendiculaire au fil au dessus de la cale de bois. Ce type ne permettrait pas d'obtenir un gain important afin de diminuer considérablement la longueur d'appui.

I.3.2.2. Renfort de type tiges

Le troisième dispositif est l'insertion d'organes de type tiges perpendiculairement à l'appui. Ceux-ci peuvent être posés à sec comme des tiges filetées ou des vis (Figure I-32a) ou bien collés comme les goujons métalliques (Figure I-32b) ou les chevilles en bois (Figure I-32c). Le principe, identique pour les trois types d'éléments cités, est de transmettre les efforts par l'intermédiaire du filetage ou de la colle, travaillant au sein du matériau par adhérence ou frottement.



Figure I-32 : Renforcement de la compression perpendiculaire au fil par système de tige (a) [49] et (b,c) [52]

Ed [52] et Bléron [49] ont testé respectivement le renforcement à l'aide de goujons métalliques/bois collés et le renforcement par tiges filetées collées. Ed s'est concentré principalement sur l'influence du nombre d'organes alors que Bléron a effectué une comparaison avec le renforcement par vis. Madsen [33] a étudié le renforcement par des tiges entièrement filetées sur des essais de flexion. Sur ce principe, il a étudié l'influence de la longueur et du nombre de renforts. Bléron [49], Reichegger [51], Märh [53], Nilsson [57] et Bejtka [58]–[60] ont testé le renforcement à l'aide de vis. Bléron a examiné l'influence du nombre de vis sur des essais de compression. Märh a traité de l'influence du nombre de vis avec un recouvrement des vis (cf. Figure I-33). Nilsson et Reichegger ont travaillé sur l'influence de la longueur de vis ainsi que du matériau de la plaque de chargement sur des essais de compression. Bejtka a analysé l'influence du diamètre, de longueur de vis, du type d'appui, (extrémité ou intermédiaire) et du type d'essai mécanique, (flexion ou compression). Tous les essais de renforcement par vis et tiges filetées sont répertoriés dans le tableau de l'ANNEXE F.

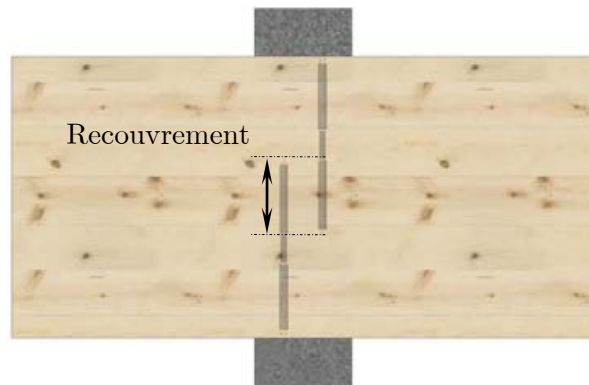


Figure I-33 : Chevauchement des renforts

Les conclusions de l'ensemble de ses essais sont nombreuses. La capacité portante d'un appui renforcé est fonction du nombre de renforts, de son diamètre, de sa longueur filetée, du chevauchement des renforts ou non, du matériau les constituant, de son type d'appui (extrémité ou intermédiaire) et du matériau constituant l'appui. Les résultats montrent une augmentation de la capacité portante pouvant aller jusqu'à 300% selon le type d'appuis.

Si chaque paramètre est analysé indépendamment des autres quelque soit le matériau du renfort, les résultats montrent une capacité portante élevée lorsque :

- ✓ Le nombre de renfort est considérable
- ✓ Le diamètre du renfort est grand
- ✓ La longueur filetée est importante

De plus, le renfort le mieux adapté au renforcement d'appui est le renforcement par vis. Les conclusions de ces différentes études soulignent donc trois modes de rupture pour les renforcements par tiges. La première est la rupture de la portance du renfort au sein du matériau. Pour les renforts de types tiges collées, cette rupture se produit à l'interface entre la tige et le matériau au niveau de la colle par cisaillement de cette dernière. En ce qui concerne les renforts de type tiges filetées, la rupture provient du bois cisailé par l'intermédiaire du filetage. Ce mode est observé principalement pour les vis courtes. Le deuxième mode de ruine observé est le flambement du renfort (cf. Figure I-34). La distinction se fait ici sur la qualité du matériau. Pour les renforts métalliques, il se situe sur les premiers centimètres du renfort. Le flambement de celui-ci s'opère dans la direction du bois où la rigidité est la plus faible. Le flambement se procure par conséquent suivant l'épaisseur de l'élément de structure dans la direction transverse du bois. Celui-ci est observé principalement pour les grandes longueurs de vis. De plus, les têtes de vis restent dans l'axe de l'organe contrairement aux tiges collées où le flambement s'opère dans la partie en contact avec l'appui (cf. Figure I-34). Le dernier mode de rupture correspond à la résistance en compression perpendiculaire au fil du plan formé à

l'extrémité des pointes de vis. Elle est observée lorsque les deux premiers n'ont pas atteint leurs valeurs critiques et se produit pour les vis de faibles longueurs et de gros diamètres.

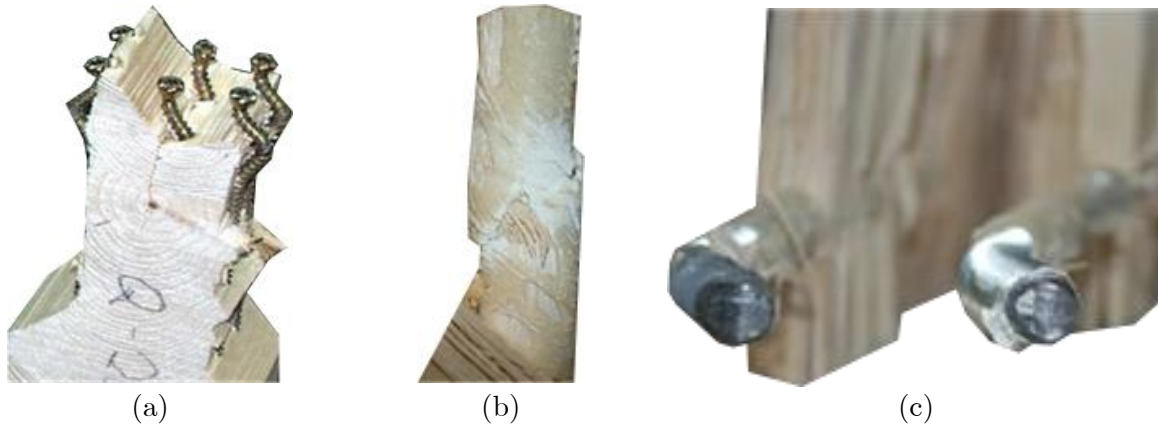


Figure I-34 : Rupture par flambement des différents systèmes tiges (a) [58] et (b et c) [52]

I.3.2.3. Conclusion

En conclusion, les études expérimentales prouvent la diversité des solutions de renforts des structures en compression perpendiculaire au fil. Les gains peuvent aller au delà de 300% par rapport à la même structure non renforcée. Cependant, la plupart de ces études sont principalement axées sur le renforcement par tige perpendiculaire à l'appui. Celui-ci permet de renforcer la structure sans aucune vision du renfort au sein de l'élément de structure, et d'une meilleure sécurité vis-à-vis des normes incendies. Quelque soit le type de renfort perpendiculaire, les modes de rupture sont identiques : le flambement du renfort, la portance du renfort, la compression en pointe du renfort.

A partir de cette analyse bibliographique, une discussion a été entreprise avec le Syndicat du Bois Lamellé-collé, financeur et demandeur de l'étude. Celle-ci a permis de déterminer le type de renfort à adopter pour le renforcement de la compression perpendiculaire au fil. Les caractéristiques du renfort devaient être la facilité de mise en œuvre, la rapidité, la possibilité de le mettre en atelier. Seule la vis rassemble ces critères au vue des autres renforts. Par conséquent, le choix retenu est d'étudier le renforcement par vis. La vis est un principe de renforcement dit à sec par rapport aux tiges collées, d'où la grande facilité de mise en œuvre.

Par conséquent, la suite sera axée sur les origines et les caractéristiques de la vis ainsi que les modèles analytiques permettant de prédire la capacité portante de ce type d'assemblage.

I.3.3. Renforcement par vis

I.3.3.1. Qu'est ce qu'une vis

Tout d'abord, une vis est une « pièce comportant une partie filetée et une tête permettant de la faire tourner, de manière à en assurer la pénétration dans une pièce taraudée (par exemple un écrou), ou dans un milieu résistant, et servant à exercer une pression, notamment pour réaliser un assemblage, ou à transmettre un mouvement » (LAROUSSE).

Les premières apparitions connues d'un élément mécanique utilisant une surface hélicoïdale remontent à la vis d'Archimède (type "hélice"). C'est à la Renaissance que le moyen de fixation par vis est apparu pour tout style d'appareil. Au XIXe siècle, les vis possédaient une tête fendue. Au début du XXe siècle, un canadien innove avec la vis à tête carrée. Au même moment, un américain crée la vis à tête étoilée. Toutes les vis sont vendues dans le monde entier, mais aucune n'a fait l'unanimité dans tous les pays.

Actuellement, la vis de fixation se décompose en deux sous-groupes selon l'usage que l'on souhaite :

- ✓ La vis d'assemblage comme son nom l'indique unit deux éléments soit à l'aide de la face inférieure de la tête de vis, soit par l'intermédiaire du filetage. La première possède généralement une tête conique permettant un meilleur maintien des éléments assemblés.
- ✓ La vis de pression comme son nom l'indique exerce une force au moyen de la pointe. Bien souvent, cette vis ne possède pas de tête.

De nouvelles vis de fixation apparaissent, pouvant être appelées « vis d'armatures » faisant une référence aux armatures du béton armé. Celles-ci ont pour objectif de renforcer le matériau dans lequel elles sont intégrées et ainsi consolider ses défaillances, et plus particulièrement le bois du fait de sa forte anisotropie.

La vis peut finalement être décomposée en trois parties (cf. Figure I-35) :



Figure I-35 : Eléments d'une vis de fixation

- ✓ La tête de vis est la première située en partie supérieure. Elle est un élément indispensable au fonctionnement pour les vis d'assemblages. Elle assure une deuxième fonction permettant l'application d'un couple de serrage au moyen d'un matériel adapté. Il est transmis par le biais d'une forme bien spécifique pour chaque type de vis. Les différentes têtes généralement trouvées sont décrites en Figure I-36 :

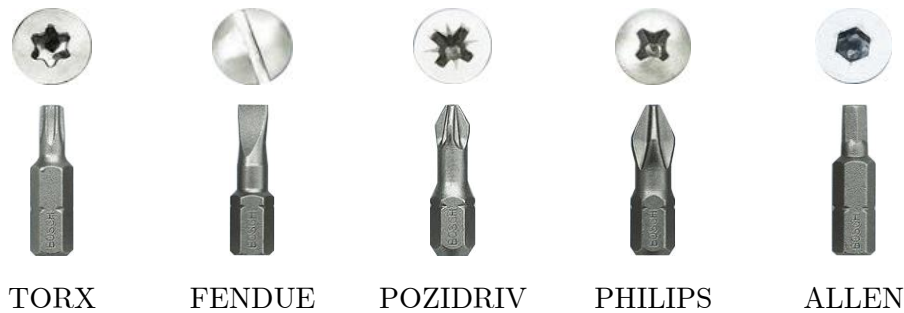


Figure I-36 : Type de tête de vis

- ✓ La pointe est la deuxième extrémité de la vis. Elle est soit plate soit pointue. Pour les vis de pression, elle est plate. Concernant celle d'assemblage, la pointe perce ou écarte le matériau dans lequel elle est insérée.
- ✓ La dernière partie est le filet de la vis. C'est la partie intermédiaire entre la pointe et la tête. C'est une structure hélicoïdale utilisée pour une transformation de la rotation en translation. Cette structure est enroulée autour d'un cylindre plein. Afin de transformer la rotation en translation, le filet est caractérisé par son pas. Il représente la distance la plus petite entre deux formes identiques de la structure. Il existe aussi des vis dites à double filet qui permettent de réduire le temps de mise en œuvre, diminuant aussi le risque d'échauffement de la vis.

Le choix de la vis dépend ainsi de l'usage souhaité. Aujourd'hui dans tous les domaines, le système de fixation par vis est devenu incontournable. Elles peuvent mesurer de 5mm de long (utilisée dans le domaine de l'industrie) à 1000mm (dans le domaine de la construction bois). C'est sur cette dernière typologie que l'attention est portée.

Les modes de défaillance évoqués précédemment sont au nombre de trois. Deux d'entre eux peuvent être appelés « mode de rupture unitaire » puisque le raisonnement de ces modèles est mené pour une seule vis. Ainsi, ces modèles de défaillances sont intégrés dans des modèles d'estimation de la capacité portante de l'appui renforcé.

I.3.3.2. Modèle de calcul des modes de rupture unitaires

I.3.3.2.1. Capacité portante d'une vis

Le premier mode de rupture unitaire est la capacité résistance à l'arrachement ou à l'enfoncement perpendiculaire au fil d'une vis ($R_{ax,90}$). Il représente l'effort de cisaillement du bois au moyen du filetage. Celui-ci se calcule au moyen de la valeur de la résistance à l'arrachement perpendiculaire au fil ($f_{ax,90}$). Actuellement, quelques codes nationaux prédisent cette résistance perpendiculairement au sens du fil. Les différents codes divergent sur la forme mais intègrent tous, la longueur de filetage ($\ell_{ef,s}$), le diamètre extérieur (d_{ext}) et la densité caractéristique (ρ_k), excepté le code suédois (cf. Tableau I-5).

Tableau I-5 : Modèles de la capacité portance du renfort

Code de calcul	Résistance caractéristique à l'arrachement	Capacité d'une vis
Suédois BKR [73]	/	$R_{ax,90} = 11 \cdot 2,5 + d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} - d_{ext}$
Suisse SIA 265 [74]	$f_{ax,90} = \frac{30 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_k}{\pi^{0,2} \cdot d_{ext}^{0,2} \cdot \ell_{ef,s}^{0,2}}$	$R_{ax,90} = \pi \cdot d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{ax,90}$
Italien DT 206 [75]	$f_{ax,90} = 3,6 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_k^{1,5}$	$R_{ax,90} = \left[\pi \cdot d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} - d_{ext} \right]^{0,8} \cdot f_{ax,90}$
Allemand DIN 1052 [65]	$f_{ax,90} = 60 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ CS1 $f_{ax,90} = 70 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ CS2 $f_{ax,90} = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ CS3	$R_{ax,90} = d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{ax,90}$
Européen EC5-A1 [66]	$f_{ax,90}$: Données du fabricant $f_{ax,90} = 12,9$ SFS intec [76], [77]	$R_{ax,90} = d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{ax,90} \cdot \min \left\{ \frac{d_{ext}}{8}, 1 \right\}$ $R_{ax,90} = d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{ax,90} \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0,8}$
Bejtka [58]– [60]	$f_{ax,90} = 0,56 \cdot \rho^{0,79} \cdot d_{ext}^{-0,47} \cdot \ell_{ef,s}^{-0,09}$	$R_{ax,90} = d_{ext} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{ax,90}$

Une comparaison des codes de calcul de la capacité portante des vis est effectuée en fonction de la longueur de vis (cf. Figure I-37), de la densité (cf. Figure I-38) et du diamètre extérieur (cf. Figure I-39).

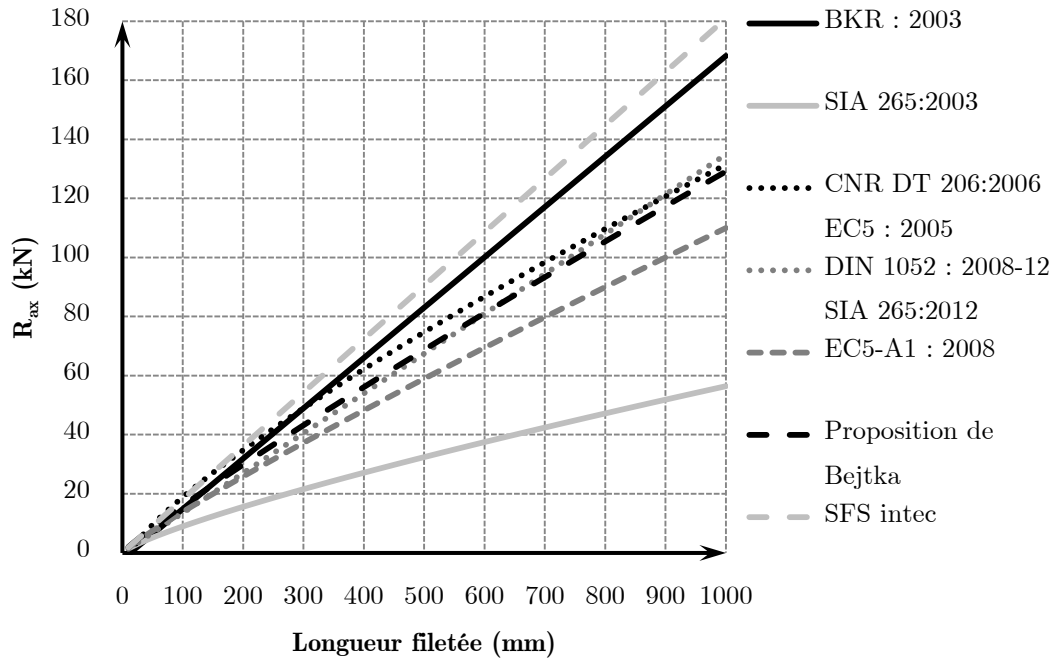


Figure I-37 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de la longueur avec un diamètre de vis de 13mm et une masse volumique de 385 kg/m^3 .

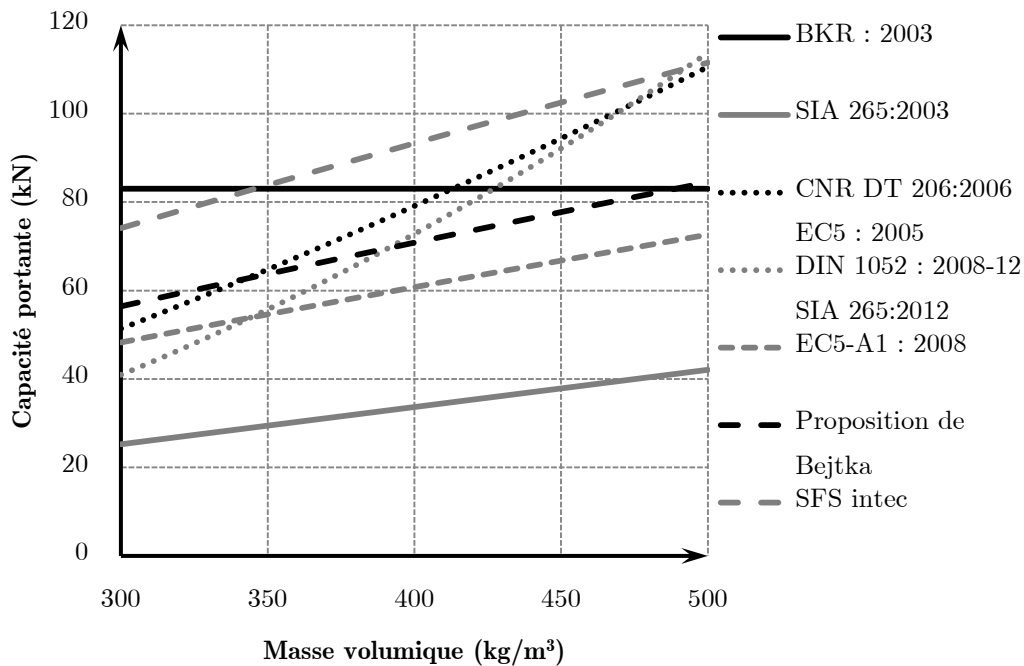


Figure I-38 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de la densité avec un diamètre de vis de 13mm et une longueur de vis de 500mm.

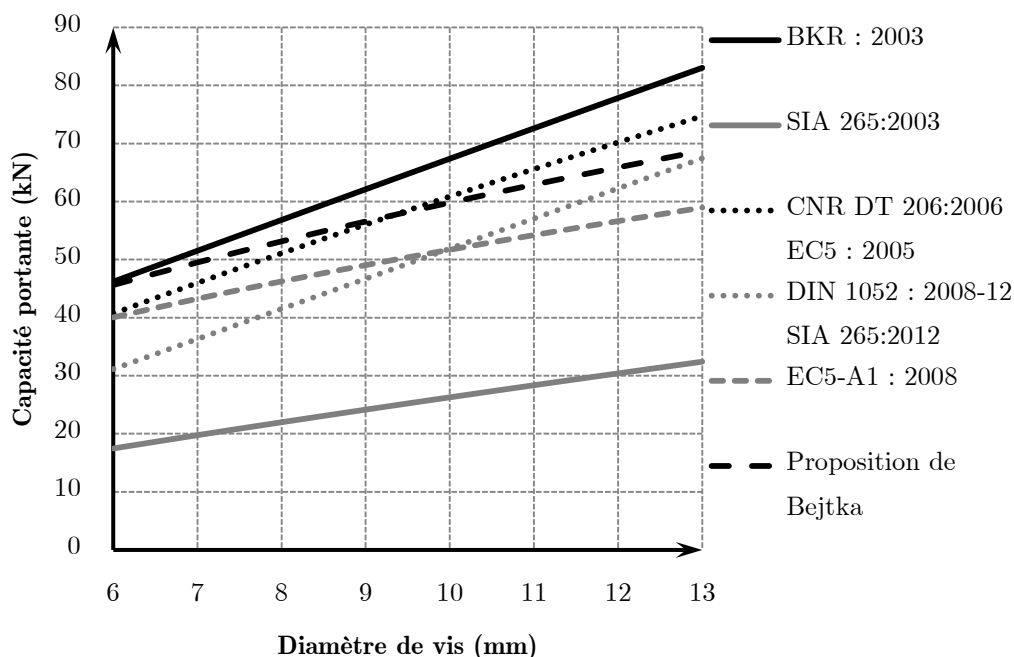


Figure I-39 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction du diamètre avec une longueur de vis de 500mm et une masse volumique de 385 kg/m³.

Pour ces différents cas d'étude, plusieurs remarques peuvent être faites. La première concerne l'analyse en fonction de la longueur. La capacité portante d'une vis passe du simple au triple pour une même longueur de vis entre le code suisse de 2003 et les codes suédois et de l'entreprise SFS intec. Ces derniers ont une relation linéaire entre la capacité portante et la longueur de vis, supposant une répartition uniforme de la contrainte sur toute la longueur de vis. Pour les autres, des légères modifications sont observées pour des faibles longueurs tandis que pour les grandes, la capacité portante est linéaire en fonction de la longueur. Pour les faibles longueurs de vis, Pirnbacher [78] démontre que ces modifications proviennent de la prise en compte de la longueur de pointe alors que celle-ci ne travaille pas en portance.

Pour les paramètres de densité et du diamètre extérieur de la vis, les modèles de capacité portante de la vis varient jusqu'à deux fois et demie pour une même densité, modifiant considérablement le dimensionnement des assemblages.

Les vis peuvent cependant être sollicitées selon un angle donné. Plusieurs modèles sont proposés utilisant la formule d'Hankinson selon l'équation (I-18). Trois différences subsistent entre ces différents modèles. La première est le domaine d'utilisation. La deuxième est le ratio ($k_{R,ax}$) entre la capacité portante perpendiculaire au fil et celle parallèle au fil pouvant aller de 1,2 à 1,5. Le dernier est l'exposant n des fonctions trigonométriques (cf. Tableau I-6).

$$R_{ax,\alpha} = \frac{R_{ax,90}}{k_{R,ax} \cdot \cos^n \alpha + \sin^n \alpha} \quad (\text{I-18})$$

Tableau I-6 : Modèles de la capacité portance du renfort

Code de calcul	$k_{R,ax}$	n	Angle
Suédois BKR (2003) [73]	/		/
Suisse SIA 265 (2003) [74]	1,5	2	$0 < \alpha < 90$
Italien DT 206 (2006) [75]	1,5	2	$0 < \alpha < 90$
Allemand DIN 1052 (2008) [65]	1,3	2	$45 < \alpha < 90$
Européen EC5-A1 (2008) [66]	1,2	2	$30 < \alpha < 90$
Bejtka [58]–[60]	1,2	2	$45 < \alpha < 90$
Pirnbacher [78]	1,3	2,2	$0 < \alpha < 90$

De par les domaines d'utilisation des différents modèles actuels (supérieurs à un angle de 30°), le fabricant de vis SFS intec fournit à partir de leurs ETA-12/0062 [76] et ETA-12/0063 [77], réalisé à l'aide d'un rapport d'études [79], les valeurs de résistances caractéristiques de leurs vis pour tous les angles compris entre 0° et 90° . Cet avis technique intègre un facteur ($k_{ax,\alpha}$) sur la résistance à l'arrachement valable pour les angles de sollicitations compris entre 0° et 45° selon l'équation (I-19).

$$R_{ax,\alpha} = R_{ax,90} \cdot k_{ax,\alpha} \quad 0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$$

avec

$$\bullet k_{ax,\alpha} = \left(0,3 + \frac{0,7 \cdot \alpha}{45^\circ} \right) \quad (\text{I-19})$$

$$R_{ax,\alpha} = R_{ax,90} \quad 45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$$

De nombreuses différences sont donc constatées entre les différents modèles proposés (cf. Figure I-40). Premièrement, tous les modèles ont une continuité sur leurs domaines d'études. Cependant, le modèle proposé par SFS intec pénalise énormément les vis positionnées avec des angles compris entre 0° et 20° . Le ratio chute, pour l'angle 0° , à 0,3 alors que dans les autres modèles, il varie entre 0,67 à 0,83, montrant ainsi les différences importantes des modèles entre eux.

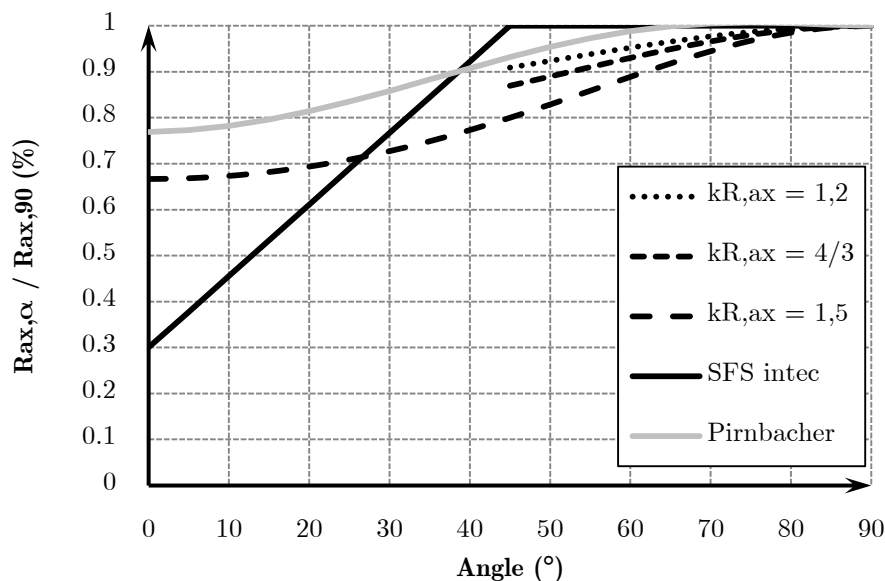


Figure I-40 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de l'angle

I.3.3.2.2. Flambement d'une vis

Le deuxième mode de rupture unitaire est le flambement de la vis. Ce phénomène est l'action d'instabilité d'un élément soumis à un effort normal de compression provoquant une déformation dans le sens perpendiculaire à la sollicitation. Bejtka a proposé un modèle de calcul afin de présager l'effort de flambement d'une vis en transposant l'Eurocode 3 [80] dans ce cas particulier (cf. ANNEXE G). La seule différence existant entre l'Eurocode 3 et le raisonnement de Bejtka est le calcul de l'effort normal critique de flambement élastique ($N_{k_i,k}$).

Ce dernier est calculé selon l'équation (I-20) en fonction du module d'élasticité de l'acier (E_s), du moment d'inertie (I_s), des conditions d'ancrage de la tête (k_t) et des conditions du bois (c_h). Celui-ci est calculé en fonction de la densité (ρ_k), du diamètre intérieur de la vis (d_{int}) et de l'angle (α) entre le sens de l'effort et celui du fil.

$$N_{k_i,k} = k_t \cdot \sqrt{c_h \cdot E_s \cdot I_s} \quad (\text{I-20})$$

avec $k_t=1$ si on considère la tête de vis libre et $k_t=2$ si on considère la tête encastree.

Cependant, le calcul des conditions de la fondation élastique varie entre la proposition de Bejtka (I-21) et celle de l'ETA de l'entreprise SFS intec (I-22) (cf. Figure I-41). Elles montrent des conditions similaires pour l'angle 90° et opposées pour l'angle 0° . De plus, la proposition de Bejtka montre des conditions de fondation élastique supérieure à l'angle 0° qu'à 90° , montrant une aberration vis-à-vis du calcul de la capacité portante.

$$c_h = \frac{0,22 + 0,014 \cdot d_{\text{int}} \cdot \rho_k}{1,2 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (\text{I-21})$$

$$c_h = 0,19 + 0,012 \cdot d_{\text{int}} \cdot \rho_k \cdot \left(\frac{90 + \alpha}{180} \right) \quad (\text{I-22})$$

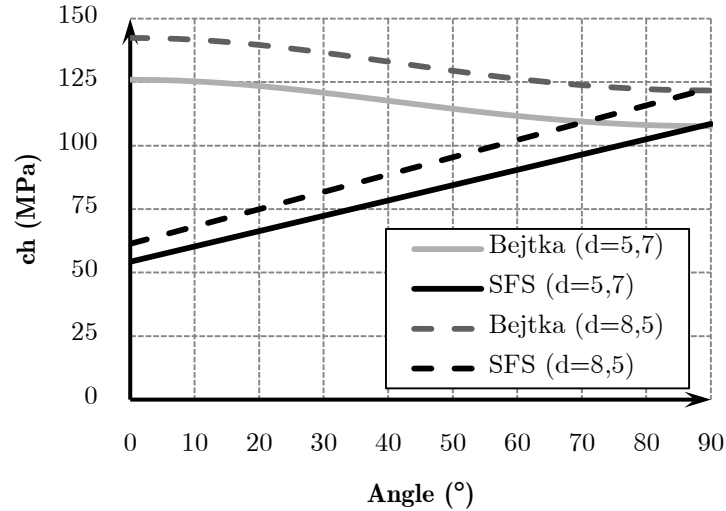


Figure I-41 : Détermination des conditions de fondation élastique en fonction des angles

I.3.3.3. Modèles de la capacité portante d'un appui renforcé

A partir des deux modes de rupture unitaires présentés précédemment entre la portance et le flambement, deux modèles sont proposés prédisant la capacité portante d'un appui renforcé. Le premier modèle proposé est celui de Collins [39] selon l'équation (I-23). Il tient compte de l'effort repris par le bois en compression perpendiculaire au fil et l'effort repris par le cisaillement du bois le long de la vis ($R_{ax,90}$). Il intègre, à ce dernier, un nombre efficace de vis (n_{ef}) calculé à l'aide de l'équation (I-24) et un coefficient tenant compte du matériau d'appui. ($k_A=1$ matériau dur, $k_A=0,75$ matériau souple)

$$R_{c,90} = f_{c,90} \cdot \ell \cdot b + k_A \cdot n_{ef} \cdot R_{ax,90} \quad (\text{I-23})$$

$$n_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} 6 \\ \frac{b \cdot \ell}{450 \cdot d_s} \end{array} \right. \quad (\text{I-24})$$

Bejtka [58]–[60] propose un deuxième modèle de calcul de la portance d'un appui renforcé selon l'équation (I-25). Ce modèle plus évolué que celui de Collins

intègre les deux modes de rupture unitaire et la compression perpendiculaire au fil en pointe de vis. Cependant, ce modèle ne prend pas en compte la qualité du matériau de l'appui et intègre le nombre réel de renfort, tandis que l'EC5/Italien intègre un nombre efficace de vis (n_{ef}) suivant l'équation (I-26).

$$R_{c,90} = \min \left\{ \begin{array}{l} \min \left\{ \begin{array}{l} R_{ax,90} \cdot n + k_{c,90(EC5)} \cdot \ell \cdot b \cdot f_{c,90} \\ N_b \end{array} \right. \\ \ell_{ef,2} \cdot b \cdot f_{c,90} \end{array} \right. \quad (\text{I-25})$$

$$n_{ef} = n^{0,9} \quad (\text{I-26})$$

Le phénomène de compression perpendiculaire au fil, précisé ci-dessus, est selon Blass, un phénomène qui se produit en pointe de vis. Dans ce cas, une nouvelle longueur efficace ($\ell_{ef,2}$) doit être calculée. Pour ce faire, Blass propose 4 cas de calcul en fonction des conditions de l'appui et du type d'essai. Les Tableau I-7 et Tableau I-8 montrent les calculs respectifs pour les configurations directes et indirectes.

Tableau I-7 : Longueur efficace des renforts pour les configurations directes

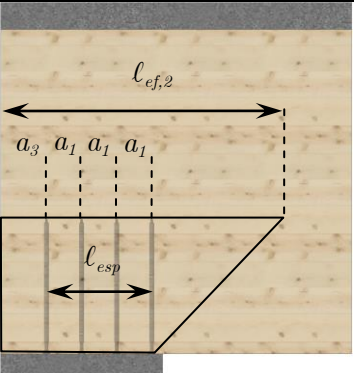
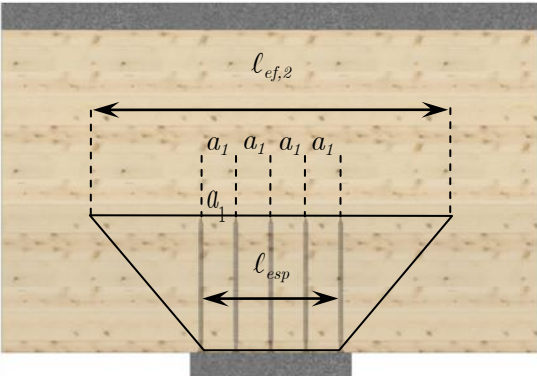
Schéma	Calcul de la longueur efficace
	$\ell_{ef,2} = a_3 + a_1 \cdot n_t - 1 + \ell_s$ $\ell_{ef,2} = a_3 + \ell_{esp} + \ell_s$
	$\ell_{ef,2} = a_1 \cdot n_t - 1 + 2 \cdot \ell_s$ $\ell_{ef,2} = \ell_{esp} + 2 \cdot \ell_s$

Tableau I-8 : Longueur efficace des renforts pour les configurations indirectes

Schéma	Calcul de la longueur efficace
	$l_{ef,2} = l + 0,25 \cdot l_s \cdot e^{\frac{3,3 l_s}{h_t}}$
	$l_{ef,2} = l + 0,58 \cdot l_s \cdot e^{\frac{3,6 l_s}{h_t}}$

En appliquant ce dernier modèle de capacité portante d'un appui renforcé, l'étude des essais renforcés en compression perpendiculaire au fil par vis, financée par le CODIFAB en 2008, a montré une surestimation de 46% la capacité portante de l'appui renforcé [8], montrant alors les défauts du modèle existant.

I.3.4. Conclusion

En conclusion de cette partie, de nombreuses sollicitations sont sujettes à des renforcements du fait d'un comportement fragile. Aujourd'hui le renforcement du comportement ductile est apparu comme la compression perpendiculaire au fil. Diverses solutions techniques sont proposées et expérimentées. Elles sont de type bois ou métal, collées ou à sec, extérieures ou intérieures. L'une d'entre elles se distingue. Il s'agit de la solution métal, à sec représentée par des tiges filetées et plus particulièrement par des vis auto-perceuses.

Aujourd'hui, deux modes de rupture unitaires sont bien identifiés sur le renforcement, celui du flambement de la vis et celui de la portance de la vis. Pour ces deux modes, un modèle est proposé pour chacun d'entre eux. Cependant, la portance de la vis n'a aucun impact sur son flambement sur les modèles proposées faisant ainsi l'objet de la partie III.1 du Chapitre III.

Le renforcement d'appui est aujourd'hui instauré par l'intégration de vis verticales au contact de l'appui. Cette solution est un renforcement pour des bâtiments neufs. Cependant, il n'existe aucune solution de renforcement pour des bâtiments anciens pour lesquels les éléments porteurs ne sont pas toujours facilement accessibles. Ainsi la partie III.2 est consacrée à l'expérimentation de différents calepinages de vis innovantes. Ceux-ci permettront d'obtenir un plus grand nombre de solutions techniques de renforts utilisables en fonction du bâtiment étudié.

De l'état de l'art du renforcement de la compression perpendiculaire au fil, seuls quelques essais de renforcement avec un nombre important de vis ont été effectués. Ces résultats rendent difficilement quantifiables l'analyse des propositions de nombres efficaces et de modes de rupture. La partie III.3 est donc consacrée à la réalisation d'essais à l'échelle structurelle avec un nombre important de vis et l'analyse des modes de rupture.

Pour conclure, la partie III.4 est consacrée à l'analyse totale de l'ensemble des essais de compression renforcés. Elle permettra de valider la sommation des efforts repris par l'effet de diffusion quantifié au Chapitre II et des efforts repris par l'ensemble des vis.

Chapitre II. CAPACITE PORTANTE D'UN APPUI NON RENFORCE SOLLICITE EN COMPRESSION

Dans ce présent chapitre, il sera question de l'étude du comportement des appuis sollicités en compression selon un angle donné. Pour ce faire, des essais de compression sont effectués pour caractériser le comportement du BLC bois selon un angle donné. Ces essais sont ensuite confrontés aux modèles développés précédemment. Par la suite, des essais de compression en condition structurelle sont réalisés selon différents angles de sollicitation au fil. Ainsi, ces essais permettent d'étudier l'effet de diffusion par rapport aux essais de compression uniforme et d'en proposer un modèle de quantification de l'effet de diffusion. Celui-ci est validé expérimentalement par la prise en compte des interactions d'appuis.

II.1. CARACTERISATION DU MATERIAU BOIS EN COMPRESSION SELON UN ANGLE α

Dans cette partie, des essais expérimentaux de compression uniforme sur BLC, selon un angle α , sont confrontés aux différents critères détaillés dans la bibliographie.

II.1.1. Caractéristiques des éprouvettes

Le bois utilisé pour la réalisation des essais expérimentaux de caractérisation est du BLC, de classe GL 24h, composé de lamelle d'Épicéa de 45mm d'épaisseur (cf. Figure II-43a). Afin de respecter les prescriptions de la norme NF EN 408 [10], les échantillons sont conditionnés à une humidité de 12% sans aucune fissuration apparente avec des conditions climatiques de 65% d'hygrométrie et une température de 20°C. Pour des raisons de capacité de vérin et d'approvisionnement, les dimensions des échantillons de caractérisation ont été légèrement modifiées par rapport aux prescriptions de la norme NF EN 408 [10] (cf. Tableau II-9). La désignation des essais en compression uniforme est la suivante :

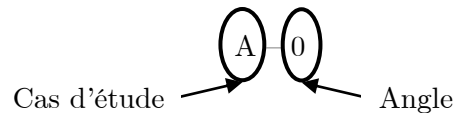


Figure II-42 : Nomenclature des désignations des essais en compression uniforme

Tableau II-9 : Géométrie des essais de caractérisation en compression

Désignation	h_t (mm)	b (mm)	l (mm)	α (°)	Nb.
A-0	174	100	50	0	8
A-10	174	100	100	10	5
A-20	174	100	174	20	5
A-30	174	100	174	30	5
A-45	174	100	174	45	5
A-60	174	100	174	60	5
A-90	200	90/160	280/160	90	35

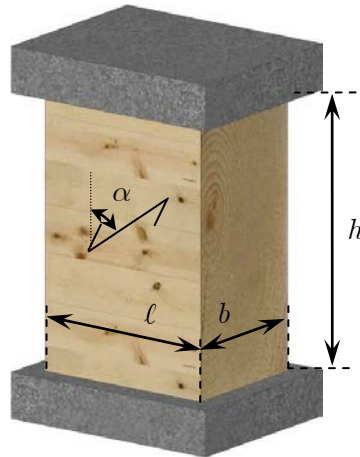


Figure II-43 : Géométrie des échantillons de compression uniforme

II.1.2. Méthode d'expérimentation

Pour ces essais, le protocole expérimental est effectué conformément à la norme NF EN 408 [10]. Le point de chargement est contrôlé à une vitesse constante pour respecter la durée de chargement de $(300s \pm 120s)$ pour chacun des essais. Il est piloté en déplacement afin d'avoir le post-pic de rupture. Pour éviter une flexion du vérin et garantir un déplacement vertical du vérin, des roulements à rouleau, préalablement lubrifiés, sont disposés de part et d'autre de l'échantillon (cf. Figure II-44) permettant un déplacement de l'échantillon suivant la direction horizontale. Des cibles sont disposées sur le point de chargement et sur l'échantillon afin d'effectuer des mesures de déplacements par suivi de marqueurs en 2D VDM[®]. Ces cibles permettent un suivi de déplacement sans contact de l'échantillon en plusieurs points de l'échantillon et d'en mesurer le module d'élasticité parallèle et perpendiculaire au fil.

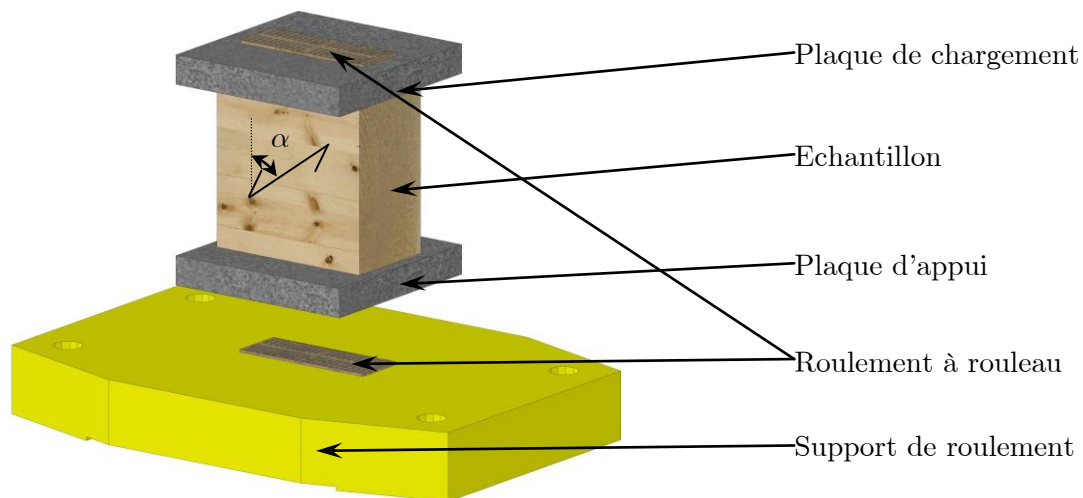


Figure II-44 : Montage des essais en compression uniforme

II.1.3. Résultats

Trois modes de rupture sont observés suite aux essais de compression (cf. Figure II-45). Le premier, en noir, est un mode de rupture pseudo fragile, observé pour les essais aux angles de 0° et pour certains angles de 10° . Le deuxième, en gris foncé, est le mode fragile, observable des angles allant de 10° à 30° . Pour ces deux types de rupture, l'effort retenu est un effort maximal, étant donné que celui-ci est apparu avant l'effort de déformation plastique de 1% (cf. Figure II-44). Le troisième, en gris clair, est un mode de rupture ductile observé pour les angles de 45° à 90° . L'effort correspondant à ces essais est un effort lu pour une déformation plastique de 1%. Les résultats sont synthétisés dans le Tableau II-10.

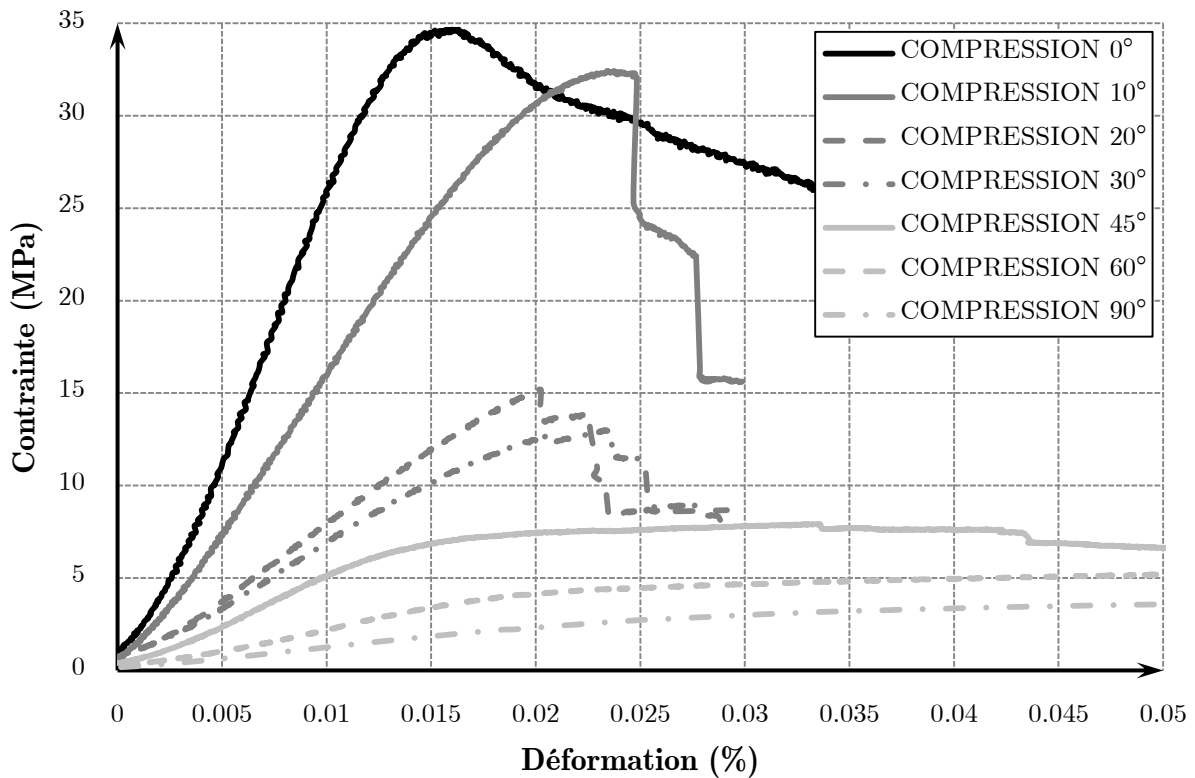


Figure II-45 : Courbes des essais en compression uniforme selon un angle

Tableau II-10 : Résultats des essais de compression uniforme

Désignation	ρ_{mean} (kg/m ³)	$f_{c,\alpha,mean}$ (MPa)	COV (%)	Mode de rupture
A-0	419	36,79	10	Pseudo fragile
A-10	469	29,15	10	Fragile
A-20	440	16,25	7	Fragile
A-30	451	13,49	9	Fragile
A-45	513	7,92	4	Ductile
A-60	460	5,26	11	Ductile
A-90	449	3,39	15	Ductile

Le module d'élasticité est calculé pour les angles de 0° et 90° par souci d'une déformation homogène sur toute la hauteur de l'échantillon. Pour les autres, aucun calcul n'est possible. Le vérin, même appareillé par des roulements à rouleau lubrifiés, a pivoté engendrant une déformation non homogène sur toute la hauteur et la largeur de l'échantillon, rendant la mesure du module d'élasticité erronée.

Tableau II-11 : Résultats des essais en compression uniforme

Désignation	E_{mean} (MPa)	COV (%)
A-0	10425	13
A-90	430	20

II.1.4. Confrontation des essais et des modèles analytiques de la compression selon un angle α

Les résultats des essais de compression uniforme selon un angle α sont ramenés à l'angle exact de compression uniforme à l'aide du calcul d'angle des cibles positionnées sur le vérin. Ces résultats sont ensuite confrontés aux critères de détermination de la résistance en compression selon l'angle étudié (cf. Figure II-46). Ils dépendent des résistances en compression parallèle ($f_{c,0}$) et perpendiculaire au fil ($f_{c,90}$) et celle au cisaillement (f_v). Cependant, aucun essai de cisaillement n'a été réalisé avec le bois étudié. La valeur moyenne de la résistance au cisaillement est estimée à partir de la valeur caractéristique de la norme NF EN 14080 [5] d'une classe de bois lamellé-collé GL 24h et un écart type de 20%. Cette valeur est donc

évaluée à 4,92 MPa comparable aux essais bibliographiques [12], [19], [21] détaillés dans la section I.1.2.3 de la bibliographie.

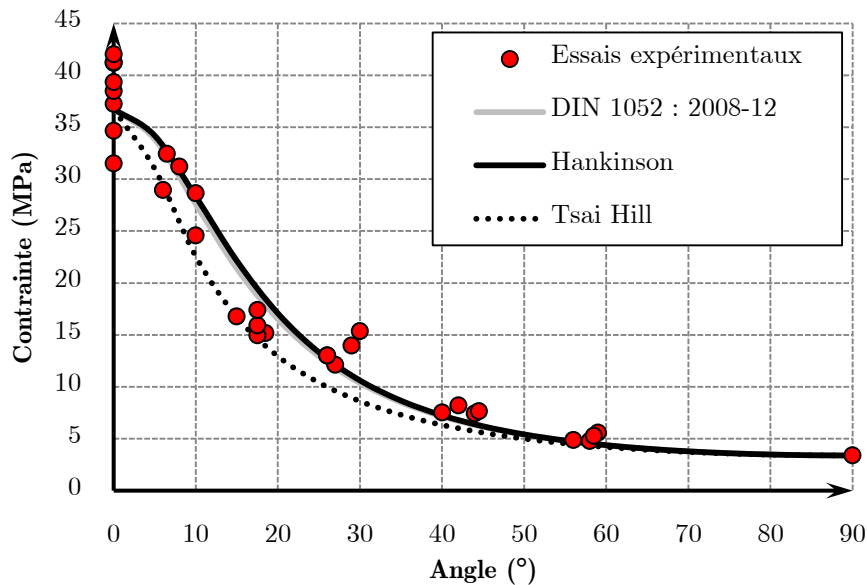


Figure II-46 : Confrontation des essais en compression uniforme et des normes

Les points expérimentaux sont, dans l'ensemble, compris entre les trois propositions de détermination de la résistance en compression uniforme selon un angle α , tout en considérant le critère d'Hankinson et la norme allemande quasi-similaires.

Premièrement, le critère d'Hankinson peut être remis en question. Il n'intègre pas l'effet de cisaillement alors que certains des modes de rupture observés expérimentalement laissent apparaître des ruptures en cisaillement (cf. Figure II-47).



Figure II-47 : Rupture en cisaillement selon le sens parallèle au fil

Cependant, outre l'intégration du cisaillement dans le critère de la norme allemande et celui de Tsai Hill, aucune distinction n'est faite sur la possibilité de rupture fragile ou ductile. La résistance en compression selon un angle (Eq. (II-27))

est calculée par analogie à l'électricité à la résistance équivalente de résistances en parallèle d'un circuit électrique (Eq. (II-28)).

$$\left(\frac{1}{f_{c,\alpha}}\right)^2 = \left(\frac{1}{f_{c,90}}\right)^2 \cdot \sin^4 \alpha + \left(\frac{1}{f_{c,0}}\right)^2 \cdot \cos^4 \alpha + \left(\frac{1}{f_v}\right)^2 \cdot \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{1.5} \quad (\text{II-27})$$

$$\frac{1}{R_{eq}} = \sum_{i=0}^n \frac{1}{R_i} \quad (\text{II-28})$$

Ainsi, le pourcentage de chacun des résistances de compression parallèle, perpendiculaire et de cisaillement peuvent être déterminés. Selon la Figure II-48, le critère d'Hankinson est en noir, tandis que celui de la norme allemande est en gris foncé. Le critère de Tsai Hill est, quant à lui, représenté en gris clair.

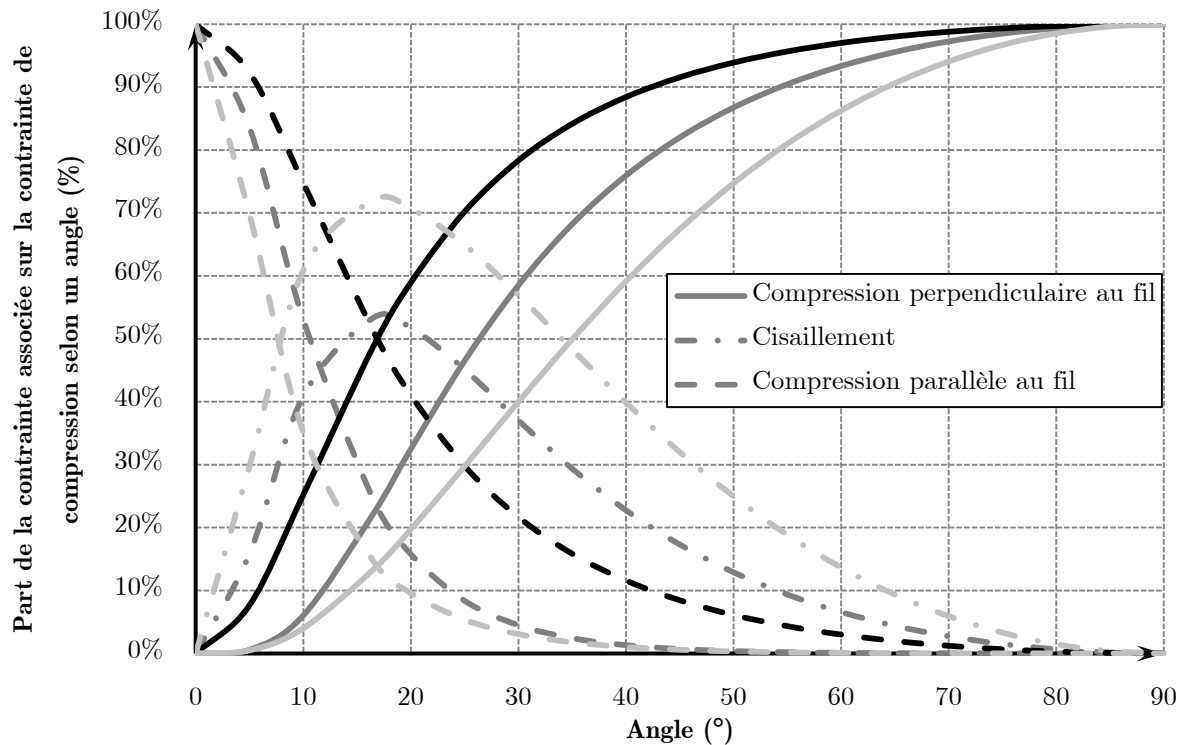


Figure II-48 : Part des effets de compression parallèle, perpendiculaire et de cisaillement sur la résistance en compression selon un angle selon les normes

Tout d'abord, l'angle de 16,5° est un angle particulier. La part de résistance au cisaillement est maximale avec un pourcentage de 53% pour la norme allemande et de 73% pour le critère de Tsai Hill. De plus, le pourcentage de résistance en compression parallèle au fil et celle perpendiculaire au fil sont aussi identiques quelque soit la norme de détermination à cet angle. Concernant le cisaillement, sa part est prédominante entre les angles de 7,6° à 35° pour le critère de Tsai Hill et les angles

de $11,5^\circ$ à 25° pour le critère de la norme allemande. Ainsi lors des essais expérimentaux avoisinant l'angle 20° , le mode de rupture fragile est observé justifiant ainsi la prépondérance de la résistance au cisaillement sur les deux autres (cf. Figure II-47). Le mode de rupture fragile en est déduit par la dominance de la résistance au cisaillement seule. Cependant, les critères de Tsai Hill et de la norme allemande s'opposent par rapport au faciès de rupture observés pour les essais de compression à l'angle de 30° . Le critère de la norme allemande possède un pourcentage de résistance au cisaillement avoisinant les 37% alors que le critère de Tsai Hill possède une part dominante de 57%. Ainsi, le critère de Tsai Hill semble être plus approprié pour ces essais pour la détermination du faciès de rupture et non pour la contrainte de rupture alors que le critère de la norme allemande prédit mieux l'inverse.

Une analyse similaire peut être faite entre les modes de rupture pseudo-fragile et fragile. La part de l'effet de cisaillement et celle de la compression parallèle au fil sont identiques pour l'angle de $7,6^\circ$ (critère de Tsai Hill) et de $11,5^\circ$ (norme allemande). Cette remarque conforte les modes de rupture observés pour les essais avec un angle de 10° .

En comparaison au critère d'Hankinson, l'intégration de l'effet de cisaillement permet aussi de diminuer l'effet de compression parallèle au fil. La part de celui-ci avoisine par conséquent les 0% dès l'angle 45° pour les critères Tsai Hill et la norme allemande.

II.1.5. Conclusion

En conclusion, le critère d'Hankinson n'est pas valable pour déterminer le faciès de rupture des essais de compression uniforme selon un angle α , alors que les deux autres critères le sont dans l'ensemble pour les angles expérimentés. Cependant, le critère d'Hankinson reste acceptable pour la détermination de la résistance identique à celui de la norme allemande, excepté pour l'angle de 20° où il surestime légèrement la valeur. Le critère de Tsai Hill, quant à lui, donne une meilleure prédiction pour l'angle 20° et sous-estime pour les autres angles. Ainsi, les modifications du critère de Tsai Hill, afin d'obtenir celui de la norme allemande, peuvent être remises en question. Le facteur constant de 1,5 sur la résistance au cisaillement doit être modifié. Ce facteur doit être variable en fonction du taux de compression perpendiculaire au fil comme Krüger [21] l'a étudié. De plus, ce dernier a proposé une formule afin de déterminer la résistance au cisaillement en fonction de l'état de contrainte perpendiculaire au fil selon l'équation (II-29).

$$f_v = f_{v,0} + 1.15 \cdot f_{c,90} - 0.13 \cdot f_{c,90}^2 \quad (\text{II-29})$$

Ainsi, le critère pourrait prendre la forme suivante :

$$f_{c,\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\sin^4 \alpha}{f_{c,90}^2} + \frac{\cos^4 \alpha}{f_{c,0}^2} + \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{k_v \cdot f_v^2}}} \quad (\text{II-30})$$

$$k_v = \frac{f_v + 1.15 \cdot f_{c,90} - 0.13 \cdot f_{c,90}^2}{f_{c,90}} \quad (\text{II-31})$$

Pour la suite de l'étude, seul le critère du code allemand sera conservé.

II.2. EFFET DE DIFFUSION EN COMPRESSION

PERPENDICULAIRE AU FIL

A travers cette partie, les verrous mis en avant dans la bibliographie vont être levés. Pour ce faire, deux séries de tests sont effectuées : l'une sur des essais en flexion à l'échelle structurelle, désignés par « indirect », l'autre sur des essais en compression dits « direct ». Tous les essais sont appareillés de caméras afin d'enregistrer des mesures de déplacements détaillés par la suite. Cette méthode est mise en place par souci d'analyse de l'effet diffusif du comportement en compression perpendiculaire au fil. De plus, les champs de déformation mesurés permettront de quantifier la longueur efficace.

II.2.1. Essais en compression dits « indirect »

II.2.1.1. Caractéristiques des éprouvettes

Le premier type d'essais effectué est un essai désaxé de flexion 3 points. Sur ce principe, deux campagnes ont été réalisées ; l'une en 2011 et l'autre en 2014.

Pour la première campagne d'essais, les poutres lamellé-collé étudiées de classe GL 24h sont constituées de lamelles de 45mm d'épaisseur en Epicéa. Le montage de la configuration est fonction de la hauteur de l'élément (h_t). L'entraxe des appuis extrêmes correspond à huit fois la hauteur de la poutre. Celui placé entre le point de chargement et un des appuis extrêmes correspond à deux fois et demie la hauteur (cf. Figure II-49).

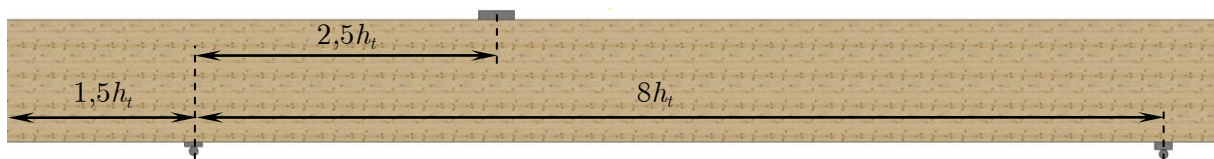


Figure II-49 : Dimensions des échantillons de la première campagne

Trois sections transverses ont été testées. Deux configurations d'essais sont effectuées pour l'appui d'extrémité le plus chargé afin d'étudier l'impact du nombre de débords d'appui selon les configurations bibliographiques G et H. Les longueurs ℓ_l et ℓ_r représentent soit la longueur de débord entre l'extrémité de l'appui et celle de la poutre, soit la demi-longueur entre deux appuis consécutifs (cf. Le Tableau II-12 et Figure II-51). Les désignations de chacun des essais sont représentées d'une manière particulière (cf. Figure II-50).

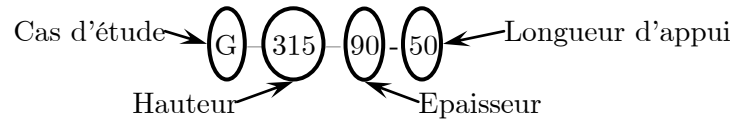


Figure II-50 : Nomenclature des désignations des configurations

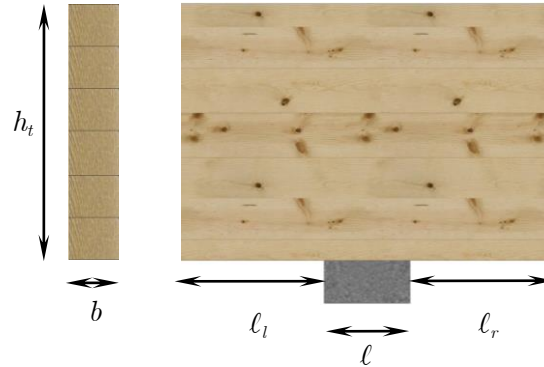


Figure II-51 : Désignations des données géométriques

Tableau II-12 : Géométries des poutres testées de la première campagne

Désignation	Cas d'étude	h_t (mm)	b (mm)	ℓ (mm)	Nb	ℓ_l (mm)	ℓ_r (mm)
G-315-90-50	G				3	0,0	393,75
H-315-90-50	H	315	90	50	3	472,5	
H-315-90-56				56	6	393,75	1732,5
G-560-120-119	G				3	0,0	700,0
H-560-120-119	H	560	120	119	3	840,0	
H-560-120-173				173	3	700,0	3080
H-560-120-240				240	3		
H-810-160-119	H	810	160	119	6	1215,0	1012,5
H-810-160-173				173	3	1012,5	4455
H-810-160-240				240	3		

Pour la seconde campagne d'essais, les poutres lamellé-collé étudiées de classe GL 24h sont constituées de lamelles de 40mm d'épaisseur en Epicéa. Le montage de la configuration d'essais est identique quelque soit la géométrie de la section. L'entraxe des appuis extrêmes est égal à 4000mm pour un entraxe de 1500mm entre l'appui de chargement et l'appui le plus chargé. Trois sections transverses sont testées (cf. Tableau II-13). Les longueurs d'appui de la configuration étudiée sont dimensionnées de telle sorte que les déformations plastiques de 1% de la hauteur de l'échantillon se produisent simultanément sur les trois appuis pour le même effort au vérin.

Tableau II-13 : Géométrie des poutres testées lors de la deuxième campagne

Désignation	Cas d'étude	h_t (mm)	b (mm)	ℓ (mm)	Nb	ℓ_l (mm)	ℓ_r (mm)
H-880-140-100				100	2	450	1075
H-880-140-300		880	140	300	2	575	350
H-880-140-600				600	2	1075	575
H-1120-140-100				100	2	450	1075
H-1120-140-300	H	1120	140	300	2	575	350
H-1120-140-600				600	2	1075	575
H-1280-220-100				100	2	450	1075
H-1280-220-300		1280	220	300	2	575	350
H-1280-220-600				600	2	1075	575

II.2.1.2. Mode opératoire

II.2.1.2.1. Cycle de chargement

La procédure de chargement respecte la norme NF EN 26891 [81], se traduisant par la Figure II-52. Elle se caractérise de la manière suivante :

- ✓ Contrôle en déplacement (0,1mm/s) sur toute la durée de l'essai, une première phase de pré-charge permet d'imposer un effort représentant 40% de l'effort maximal estimé. Il est maintenu constant durant 30s.
- ✓ L'effort est ensuite réduit pour être maintenu à 10% de l'effort maximal pendant 30s.
- ✓ Afin d'obtenir la plage de comportement post-pic, l'échantillon est emmené jusqu'à rupture totale.

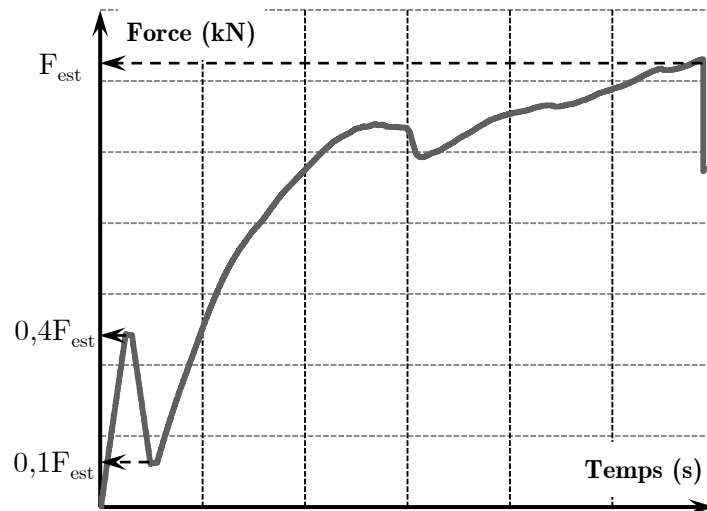


Figure II-52 : Cycle de chargement du point de chargement

II.2.1.2.2. Dispositifs de mesures de déplacements

Le premier dispositif mis en place est la mesure de champs de déplacements par corrélation d'images numériques.

Cette technique, développée depuis les années 80 par Sutton et al [82], [83], est devenue une méthode alternative vis-à-vis des méthodes dites « standards ». Cette méthode permet de mesurer des champs de déplacement au lieu de déplacements uniquement local, (jauges de déformation, extensomètres Märh [53] ou capteurs LVDT). Cette technique présente de nombreux avantages dont certains sont cités par la suite.

- ✓ effectuer des mesures sans contact avec l'échantillon testé. Les mesures ne sont donc pas pénalisées par la présence du capteur de mesures.
- ✓ obtenir des déplacements et des déformations localement et globalement sur une zone d'étude.
- ✓ Permettre la génération rapide d'un maillage éléments finis à partir des mesures pour en déduire un champ de déformation.

Le principe de fonctionnement de la corrélation d'images numériques est la détection du degré de concordance d'un motif entre deux images successives prises à un intervalle de temps régulier. Ce motif est défini par une fenêtre de corrélation, elle-même fixée par un nombre de pixels (cf. Figure II-53). Cette méthode fonctionne avec un recouvrement de l'échantillon d'un motif aléatoire appelé généralement « mouchetis » (cf. Figure II-54). L'enregistrement des images est effectué à différents pas de chargement permettant d'obtenir une image numérique initiale et finale, cette dernière correspondant à l'image initiale déformée. Chaque image numérique se

décompose comme une fonction discrète de niveaux de gris repartis par pixels formant un quadrillage régulier. A partir de ces deux images, on peut estimer le déplacement de différents points de l'image initiale permettant l'obtention d'un champ de déplacement d'une zone d'étude particulière (cf. Figure II-53).

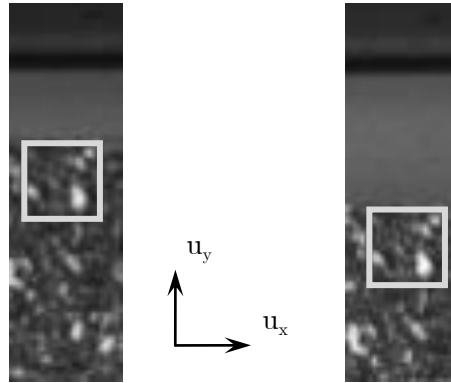


Figure II-53 : Image initiale à gauche et image déformée à droite

Un deuxième dispositif employé est le suivi de marqueurs. Le principe est similaire aux mesures de champs, excepté le motif qui est une cible au lieu d'un mouchetis. Les tâches sont représentées par une fonction discrète de niveaux de gris. Le centre de gravité de chacune des cibles est pondéré par ces niveaux de gris faisant parti de la cible étudiée.

Afin d'analyser l'effet de diffusion, le mouchetis blanc est appliqué sur les zones mouchetées (cf. Figure II-54) sur un fond noir. Les marqueurs sont positionnés au niveau des plaques métalliques constituant l'appui, ce qui permet d'étudier le déplacement de corps rigide et de synchroniser les données. Tout ce dispositif de suivi est placé dans le champ des caméras numériques. Des lampes à LED sont positionnées proches des zones étudiées afin d'éviter des variations de luminosité des zones d'études au cours de l'essai.

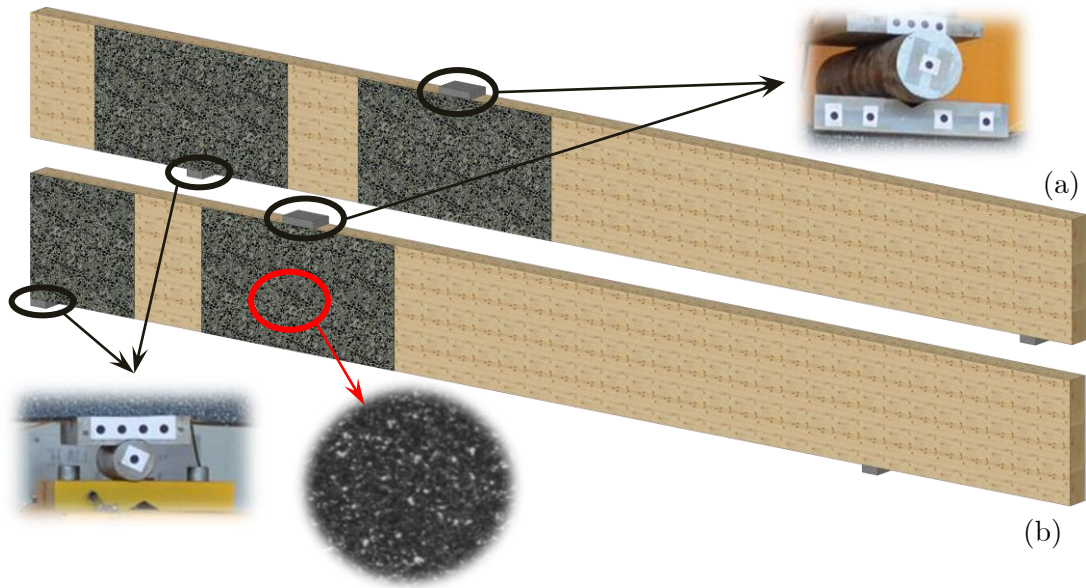


Figure II-54 : Zone des mouchetis et les marqueurs pour les configurations H (a) et G (b)

II.2.2. Essais en compression dits « direct »

II.2.2.1. Caractéristiques des éprouvettes

Les essais en compression sont réalisés conformément à la norme NF EN 408 [10]. Les éprouvettes sont conditionnées à 12% d'humidité pour être dans les bonnes conditions d'expérimentation. Deux configurations d'essais sont testées, les configurations B et D respectivement Figure II-55a et Figure II-55b. Le Tableau II-14 montre les diverses configurations testées et les sections utilisées.

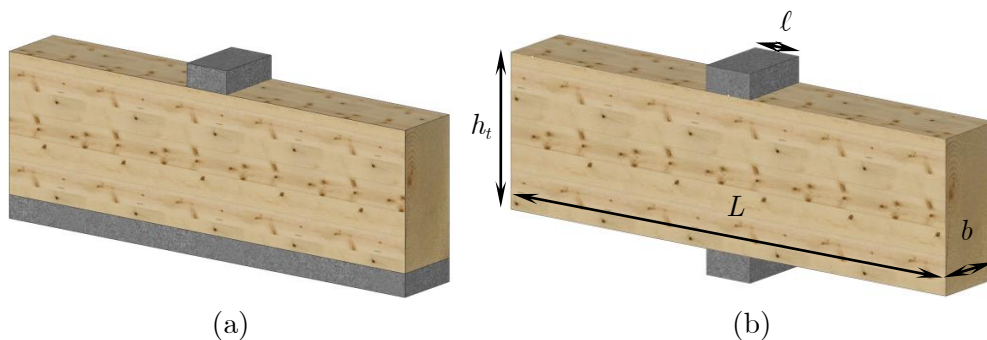


Figure II-55 : Configurations d'essais dits « direct »

Tableau II-14 : Dimension des éprouvettes

Désignation	Cas d'étude	h_t (mm)	b (mm)	L (mm)	Nb	ℓ (mm)
B-100-160-50	B	100	160	650	8	50
B-100-160-6					3	6
D-200-205-50	D	200	205	650	2	50
D-200-185-50			185		2	
D-200-160-50			160		6	
D-200-90-50			90		4	

II.2.2.2. Mode opératoire

Le protocole respecte la norme NF EN 408 [10]. Le déplacement de la traverse est piloté avec une vitesse constante afin que la valeur de l'effort estimée en compression perpendiculaire au fil soit atteinte en 300 ± 120 s. Les dispositifs de mesures de champs et de suivi de marqueurs sont utilisés. La fréquence d'enregistrement des images par caméra est de 0,5 Hz.

II.2.3. Méthodes d'exploitation et résultats

II.2.3.1. Enfoncement global

Pour l'ensemble des essais « direct » et « indirect », une synchronisation des caméras et des centrales d'acquisition des cellules d'efforts est mise en place à l'aide de marqueurs positionnés au niveau du vérin.

Dans un premier temps, les déplacements globaux des appuis ont été étudiés. Ceux-ci sont ramenés sur la hauteur totale de l'élément pour obtenir une valeur de déformation. Pour la configuration D, le déplacement global est la somme de l'enfoncement supérieur et inférieur. A partir de la Figure II-56, la lecture à 1 % de déformation plastique est effectuée selon la norme NF EN 408 [10]. D'après la valeur de la réaction d'appui, la contrainte est calculée en ramenant l'effort de compression sur la surface d'appui réelle. Les résultats sont synthétisés dans le Tableau II-15 et le Tableau II-16 respectivement pour les essais dits « directs » et « indirects ».

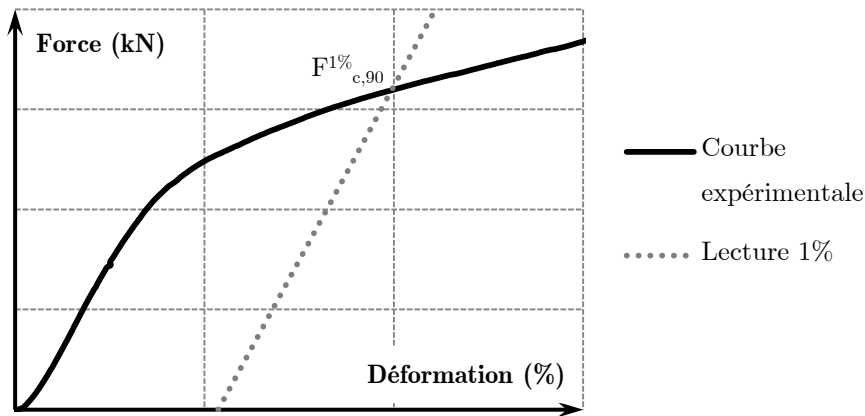


Figure II-56 : Courbe expérimentale et lecture à 1% de déformation plastique des essais

Tableau II-15 : Résultats des essais dits « direct »

Désignations (« direct »)	$F^{1\%}_{c,90}$ (kN)	$\sigma^{1\%}_{c,90}$ (MPa)
B-100-160-50	49,8	6,23
B-100-160-6	30,4	31,67
D-200-205-50	67,2	6,56
D-200-185-50	61,8	6,68
D-200-160-50	52,2	6,52
D-200-90-50	33,7	7,48

Tableau II-16 : Résultats des essais dits « indirect »

Désignations (« indirect »)	$F^{1\%}_{c,90}$ (kN)	$\sigma^{1\%}_{c,90}$ (MPa)	Désignations (« indirect »)	$F^{1\%}_{c,90}$ (kN)	$\sigma^{1\%}_{c,90}$ (MPa)
G-315-90-50	24,9	5,53	H-880-140-100	145,6	10,4
H-315-90-50	38,9	8,64	H-880-140-300	255,8	6,09
H-315-90-56	39,4	7,82	H-880-140-600	403,2	4,80
G-560-120-119	77,2	5,41	H-1120-140-100	156,8	11,2
H-560-120-119	84,1	5,89	H-1120-140-300	271,7	6,45
H-560-120-173	117,1	5,64	H-1120-140-600	425,0	5,06
H-560-120-240	144,9	5,03	H-1280-220-100	244,2	11,1
H-810-160-119	155,4	8,16	H-1280-220-300	407,6	6,18
H-810-160-173	183,2	6,62	H-1280-220-600	619,9	4,70
H-810-160-240	231,6	6,03			

II.2.3.2. Enfouissement local

Dans un deuxième temps, une analyse ponctuelle sur la configuration D est effectuée. Certains chercheurs prédisent que l'essai selon la configuration B est identique à celui de D en raisonnant sur la demi-hauteur pour cette configuration (cf. Figure II-57). Cependant, aucun essai n'a été effectué pour le démontrer.

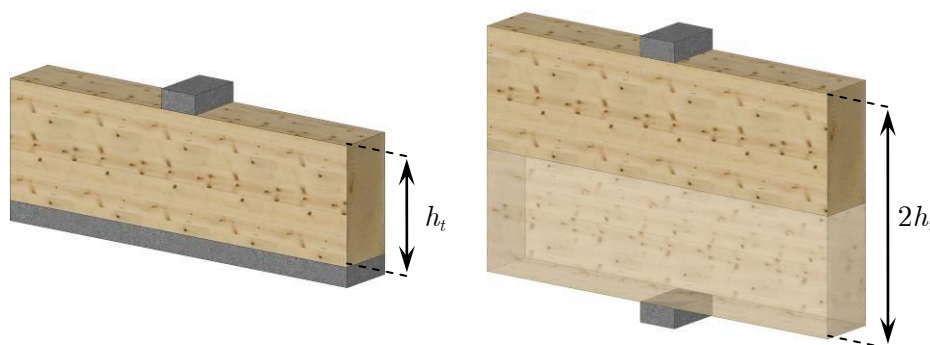


Figure II-57 : Configuration B vs Configuration D

Pour la configuration D, l'étude s'est focalisée sur le déplacement inférieur ou supérieur de l'échantillon. Pour ce faire, celui-ci est déterminé par l'analyse de la fenêtre de corrélation positionnée sur la demi-hauteur. Son déplacement est analysé pour l'obtention du déplacement inférieur. Concernant la partie supérieure, le déplacement total est obtenu par déduction du déplacement de la fenêtre de corrélation à celui du vérin (cf. Figure II-58). Les résultats montrent un comportement similaire entre le déplacement de la configuration B et celui de la demi-hauteur de la configuration D. Le raisonnement peut donc être admis.

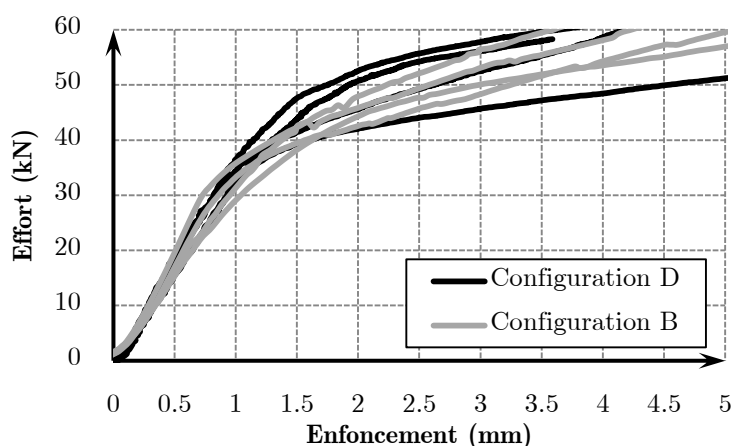


Figure II-58 : Résultats de la demi-hauteur de la configuration D avec celles de la configuration B

II.2.4. Analyse

Cette partie est consacrée à l'analyse des résultats permettant de proposer un modèle analytique de dimensionnement des longueurs d'appui. Dans un premier temps, l'interaction entre l'effet de compression perpendiculaire au fil et du cisaillement des bords d'appuis est mise en avant. Dans un deuxième temps, différents effets sont intégrés à l'interaction de la compression et du cisaillement.

II.2.4.1. Interaction des effets de compression et de cisaillement

Plusieurs analyses ont été menées afin d'étudier les résultats. Celle amenant une réflexion judicieuse est l'analyse de l'effort déterminé pour une déformation plastique de 1% de la hauteur de l'élément en fonction de la longueur d'appui (cf. Figure II-59). En complément de nos essais, trois poutres ont été rajoutées (marqueurs de remplissage gris) issues des essais réalisés par Ed [52].

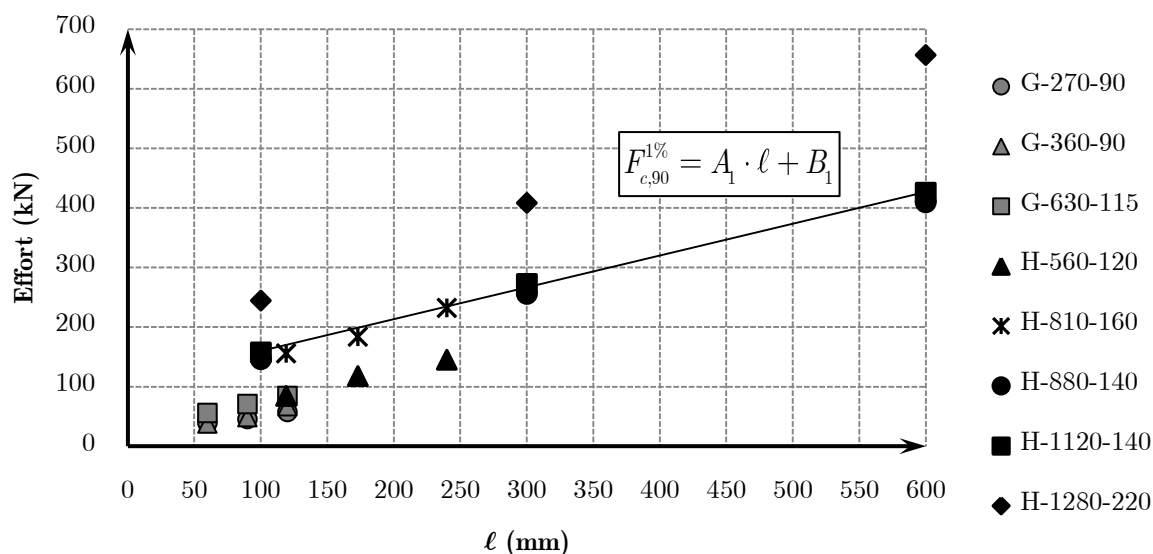


Figure II-59 : Analyse de l'effort en fonction de la longueur d'appui

Le résultat de cette analyse est une relation linéaire entre la réaction d'appui pour une déformation plastique de 1% et la longueur d'appui pour une section donnée (cf. Figure II-59). L'équation (II-32) peut être écrite avec $F_{c,90}^{1\%}$: l'effort en compression pour déformation plastique de 1%, ℓ : la longueur d'appui, A_1 : le coefficient directeur et B_1 : l'ordonnée à l'origine. Ces deux derniers sont notés dans le Tableau II-17 pour chacune des sections transversales. L'expression de l'effort de compression pour une déformation de 1% est donnée par :

$$F_{c,90}^{1\%} = A_1 \cdot \ell + B_1 \quad (\text{II-32})$$

Tableau II-17 : Valeurs des paramètres de linéarisation

Désignation	A ₁	B ₁	R ₂	A ₁ /b
G-270-90	0,306	19,62	0,972	3,40
G-360-90	0,360	16,2	0,978	4,00
G-630-115	0,483	26,45	0,999	4,20
H-560-120	0,499	26,93	0,988	4,16
H-880-140	0,525	95,09	0,999	3,75
H-1120-140	0,534	106,44	0,998	3,81
H-810-160	0,633	77,76	0,992	3,96
H-1280-220	0,824	161,24	1	3,75

L'effort est divisée par la surface de l'appui ($b \ell$) afin d'obtenir cette même équation en contrainte.

$$\sigma_{c,90}^{1\%} = \frac{A_1}{b} + \frac{B_1}{b \cdot \ell} \quad (\text{II-33})$$

Cette expression est composée de deux termes. La limite de cette équation est calculée quand la longueur d'appui tend vers l'infini. Dans ce cas, le deuxième terme devient négligeable devant le premier.

$$\lim_{\ell \rightarrow \infty} \sigma_{c,90}^{1\%} = \frac{A_1}{b} \quad (\text{II-34})$$

L'état de contrainte représente, dans ce cas, l'essai en compression uniforme Figure II-60a. Le premier terme de l'équation peut donc être remplacé par la résistance en compression perpendiculaire au fil ($f_{c,90,mean}$). Cette hypothèse se confirme avec les résultats du Tableau II-17.

Au contraire, lorsque la longueur d'appui tend vers 0, l'état de contrainte représente un effet couteau Figure II-60b générant principalement du cisaillement.

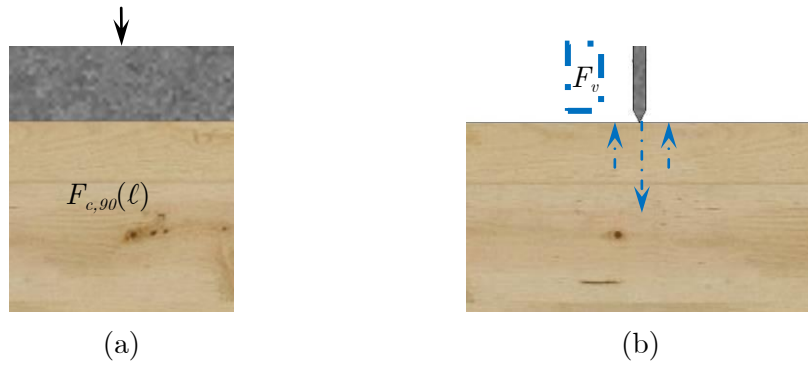


Figure II-60: (a) Effet de Compression (b) Effet de cisaillement

Dans ce cas, le terme B_1 de l'équation (II-33) représente l'effort de cisaillement, d'où l'équation (II-34) déterminée à partir de la contrainte de cisaillement d'une section rectangulaire.

$$B_1 = \frac{2}{3} \cdot b \cdot h_t \cdot f_{v,mean} \quad (\text{II-35})$$

L'équation (II-33) peut alors être réécrite en intégrant ces deux analyses illustrées par la Figure II-61. On obtient alors :

$$\sigma_{c,90}^{1\%} = f_{c,90,mean} + f_{v,mean} \cdot \frac{h_t}{\ell} \cdot \frac{2}{3} \quad (\text{II-36})$$

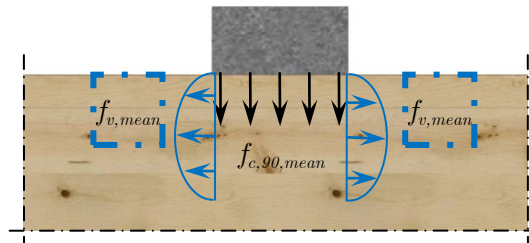


Figure II-61 : Association de l'effet de compression perpendiculaire et cisaillement

Les différents essais (cf. Tableau II-15) ont cependant montré qu'il existe un effet volume. Par conséquent, quatre effets vont être intégrés à l'équation (II-36).

II.2.4.2. Effet hauteur

L'effet hauteur est le premier effet mis en exergue à l'aide des champs de déformations. L'image correspondante à l'effort de compression pour une déformation plastique de 1% est retenue. Le champ de déplacements, correspondant à cette image, est importé sur le logiciel d'éléments finis CASTEM [85] afin de calculer le champ de

déformation. A partir de cette cartographie, le seuil de ε_{ref} est déterminé à partir de la Figure II-62 comme étant la déformation limite d'élasticité. Il est ensuite imposé afin d'identifier les zones plastifiées et celles non plastifiées. Cette étude est réalisée sur tous les essais. Les champs de déformation pour un essai de compression dit « indirect » et « direct » respectivement Figure II-63a et Figure II-63b sont ainsi obtenus.

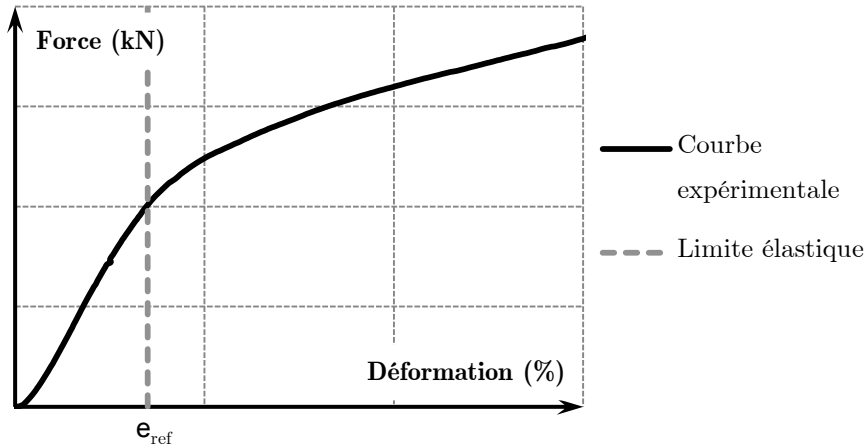


Figure II-62 : Détermination de la limite d'élasticité de chaque essai

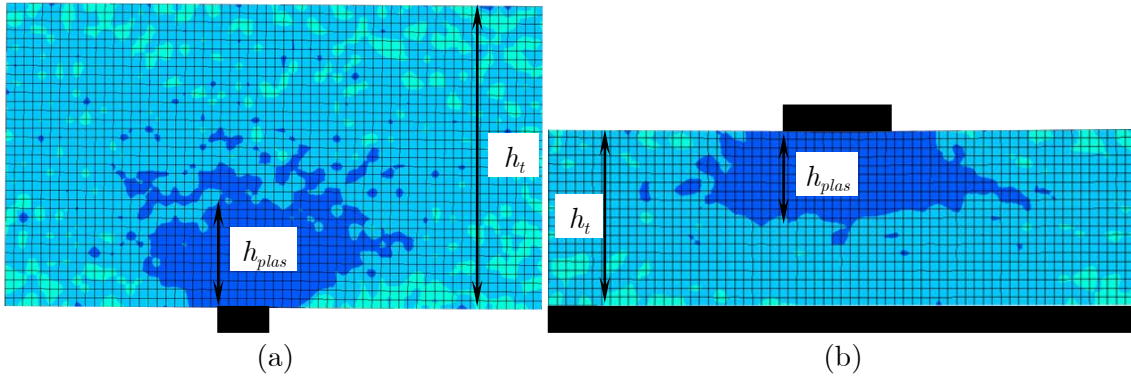


Figure II-63: Champs de déformation ε_{yy} : a) Case F, b) Case B

Ces champs de déformations sont représentés par deux zones bien distinctes. Les zones bleu foncées et claires représentent respectivement le domaine plastique et élastique. La hauteur d'influence de la contrainte de cisaillement, appelée hauteur plastifiée (h_{plas}) peut ainsi être déterminée à partir de la hauteur totale de l'échantillon (h_t). Le facteur ($k_{h,c,90}$) est donc intégré selon l'équation (II-37) à l'équation (II-36) afin de déterminer la hauteur cisailée.

$$h_{plas} = h_t \cdot k_{h,c,90} \quad \text{avec} \quad k_{h,c,90} = \begin{cases} 1/3 & \text{flexion} \\ 1/2 & \text{les autres cas} \end{cases} \quad (\text{II-37})$$

Une seconde analyse est faite à partir des champs de déformation de certains échantillons testés en compression dite « directe ». Deux champs de déformations sont confrontés, l'un présentant aucuns défauts au niveau des appuis, appelés « sains » (cf. Figure II-64a) et l'autre présentant un défaut au niveau d'un des appuis, appelés « non sains » (cf. Figure II-64b).

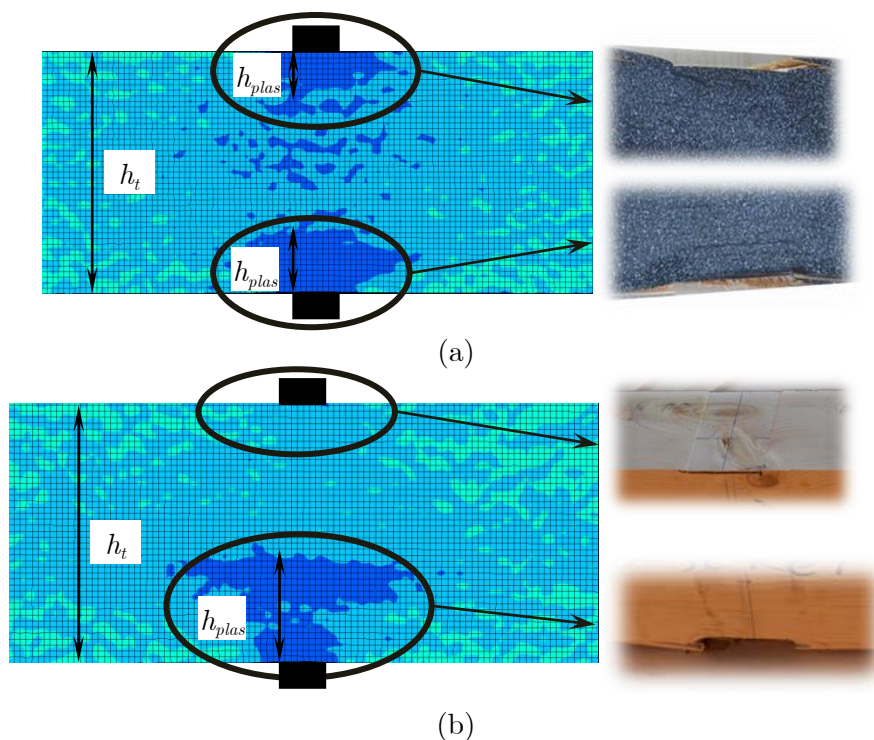


Figure II-64 : Etude de la présence d'un défaut ou non sur la configuration D - a) sans défaut - b) avec défaut

Pour les échantillons dits « sains », le comportement des appuis sont similaires en termes de déformation (cf. Figure II-64a Zoom). La hauteur plastifiée de chacun des appuis est quasi-similaire, représentant le quart de la hauteur totale de l'échantillon (cf. Figure II-64a Champ de déformation). Ainsi, la somme des hauteurs plastifiées de ce type d'échantillon équivaut à la demi-hauteur de l'échantillon comme pour la configuration de compression précédente (cf. Figure II-63b).

Pour les échantillons dits « non sains », le comportement des appuis est tout autre. Aucune déformation n'est visible sur l'appui en présence du nœud (cf. Figure II-64b Zoom supérieur), alors que l'appui opposé présente une déformation importante (cf. Figure II-64b Zoom inférieur). Cependant, au vu du champ des déformations, la hauteur totale plastifiée correspond également à la demi-hauteur de l'échantillon.

Ainsi, cette analyse permet de confirmer qu'en présence ou non d'un défaut sur l'un des appui de la configuration D, aucune modification n'est à appliquer sur le facteur ($k_{sh,90}$) déterminé précédemment.

II.2.4.3. Effet débord

Pour quantifier ce paramètre, les couples de configurations ayant les conditions d'expérimentation identiques entre l'appui intermédiaire (cf. Figure II-65a) et l'appui d'extrémité (cf. Figure II-65b) sont confrontés.



Figure II-65 : Type d'appui ; (a) Appui intermédiaire, (b) Appui d'extrémité

Les configurations ayant l'appui intermédiaire montrent une contrainte de compression perpendiculaire au fil plus élevée que la configuration de leurs couples respectifs. Cette remarque montre un effet de cisaillement double pour les appuis intermédiaires tandis que, pour les appuis d'extrémité, l'effet de cisaillement est unitaire. L'analyse peut donc être traduite par un facteur (n_{dif}) prenant la forme suivante :

$$n_{dif} = \begin{cases} 2 & \text{appui intermédiaire} \\ 1 & \text{appui d'extrémité} \end{cases} \quad (\text{II-38})$$

II.2.4.4. Effets complémentaires

Deux effets complémentaires sont additionnés aux premiers, l'effet épaisseur ($k_{b,c,90}$) et l'effet des conditions d'appuis ($k_{c,c,90}$). Les essais en compression selon la configuration D ont été effectués afin de voir l'effet de l'épaisseur. Selon les résultats (cf. Tableau II-15), la contrainte est plus élevée pour les échantillons de faible épaisseur. Cependant, la contrainte devient stable pour des épaisseurs plus importantes. Ces résultats prouvent ainsi qu'un effet épaisseur intervient au sein du calcul. Cette remarque peut s'expliquer par l'analyse de deux lamelles d'une hauteur identique mais d'une largeur différente. L'effort de compression de la lamelle la plus large doit d'avantage déplier les cernes de croissance vis-à-vis de leur courbure ainsi que le nombre de cernes par rapport à la lamelle la moins large (cf. Figure II-66).

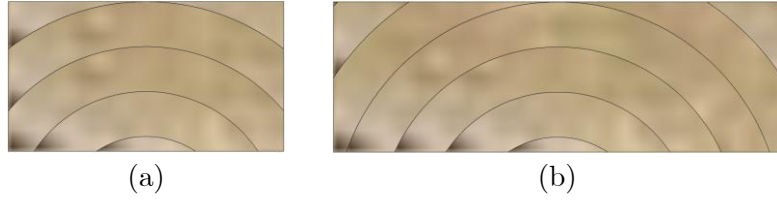


Figure II-66 : Type de lamelle ; (a) Faible épaisseur, (b) Epaisseur large

Le second effet complémentaire reprend l'idée du facteur $(k_{c,90(EC5)})$ de l'EC5 avec une variation selon les conditions d'appuis.

A partir de ces remarques et de nos essais expérimentaux, l'équation (II-39) est déduite intégrant l'interaction de l'effet de compression et du cisaillement. Sur ce dernier, les quatre facteurs lui sont intégrés.

$$\sigma_{c,90,mean}^{1\%} = f_{c,90,mean} + f_{v,mean} \cdot \frac{k_{h,c,90} \cdot h_t}{\ell} \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90} \cdot n_{dif} \quad (\text{II-39})$$

Les facteurs $(k_{c,c,90})$ et $(k_{b,c,90})$ sont déterminés en minimisant l'erreur entre la proposition du modèle analytique et les valeurs expérimentales de nos essais. Ceux-ci prennent les formes suivantes :

$$k_{b,c,90} = b^{-0.325} \quad (\text{II-40})$$

$$k_{c,c,90} = \begin{cases} 1,51 & \text{appuis discrets} \\ 1,85 & \text{appuis continus} \end{cases} \quad (\text{II-41})$$

Afin d'avoir une équation valable pour tous les essais bibliographiques, l'équation (II-39) est légèrement modifiée donnant ainsi lieu à l'équation (II-42).

$$\sigma_{c,90,mean}^{1\%} = f_{c,90,mean} \cdot \left(1 + \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot \frac{k_{h,c,90} \cdot h_t}{\ell} \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90} \cdot n_{dif} \right) \quad (\text{II-42})$$

Cette dernière équation est appliquée aux essais en compression perpendiculaire au fil issus de la littérature. Seule la résistance moyenne en compression perpendiculaire au fil ($f_{c,90,mean}$) est reprise de chacun des essais bibliographiques. Le ratio entre la résistance au cisaillement et la résistance en compression perpendiculaire au fil reste inchangé quelque soit l'essai. Il prend la valeur de 1,4, calculé sur la base de nos essais. L'application du modèle analytique selon l'équation (II-42) montre ainsi une moyenne des erreurs relatives de 9% entre le modèle analytique exprimé en contrainte moyenne et les valeurs moyennes expérimentales (cf. Figure II-67) sur 62 configurations ou géométries différentes.

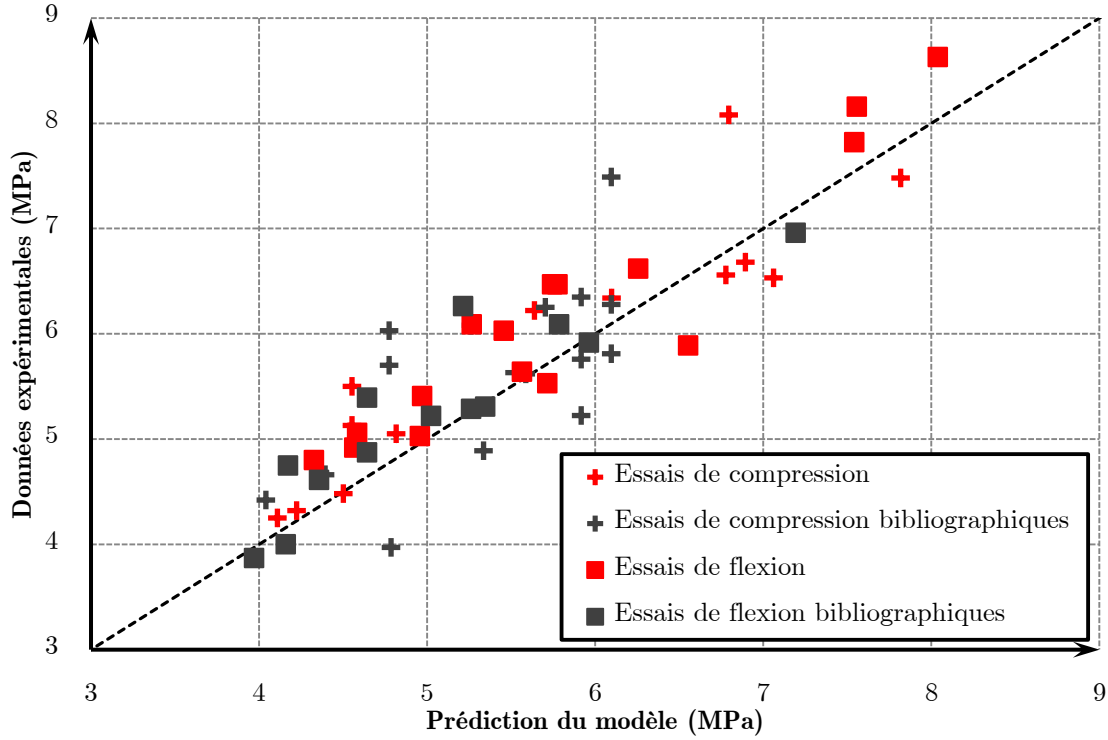


Figure II-67: Prédiction du modèle vs Essais expérimentaux

II.2.4.5. Proposition du modèle de la diffusion en compression perpendiculaire au fil

Un modèle analytique détermine l'effort en compression perpendiculaire au fil pour une déformation plastique de 1%. Cependant, celui-ci n'intègre pas les conditions de débord contrairement au modèle de la longueur efficace de l'EC5, mais le raisonnement peut être mené.

Le modèle proposé par Riberholt [40] selon l'équation (II-43) est le point de départ.

$$k_{dif,c,90} \geq \frac{\sigma_{c,90,mean}}{f_{c,90,mean}} = \frac{\ell_{ef,c,90}}{\ell} \quad (\text{II-43})$$

Ce raisonnement est appliqué à l'équation (II-42), obtenant ainsi l'expression suivante :

$$k_{dif,c,90} = 1 + \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot \frac{k_{b,c,90} \cdot h_t}{\ell} \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90} \cdot n_{dif} \quad (\text{II-44})$$

La longueur efficace ($\ell_{ef,c,90}$), découpée en trois morceaux, donne ainsi lieu à l'équation (II-45) schématisée par la Figure II-68.

$$l_{ef,c,90} = l + \min \begin{cases} l_{dif,c,90} \\ l_{li}/2 \\ l_{le} \end{cases} + \min \begin{cases} l_{dif,c,90} \\ l_{ri}/2 \\ l_{re} \end{cases} \quad (\text{II-45})$$

avec $l_{dif,c,90} = \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot k_{h,c,90} \cdot h_t \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90}$

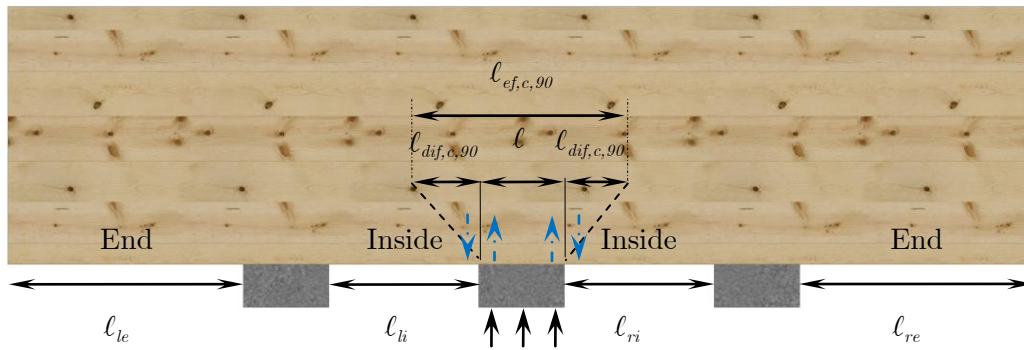


Figure II-68: Détermination de la longueur efficace en compression perpendiculaire au fil

L'avantage de ce modèle est une formulation prenant en compte la possibilité d'interaction des zones de diffusion des appuis. Cependant, il conviendrait de vérifier ce dernier point.

II.3. INTERACTION DES ZONES D'APPUIS

Afin de valider l'interaction des zones de diffusion d'appuis rapprochées et de confirmer l'équation (II-45), deux typologies d'appuis sont testées ; l'une sans chevauchement des zones de diffusions (cf. Figure II-69a), l'autre avec chevauchement des zones (cf. Figure II-69b).

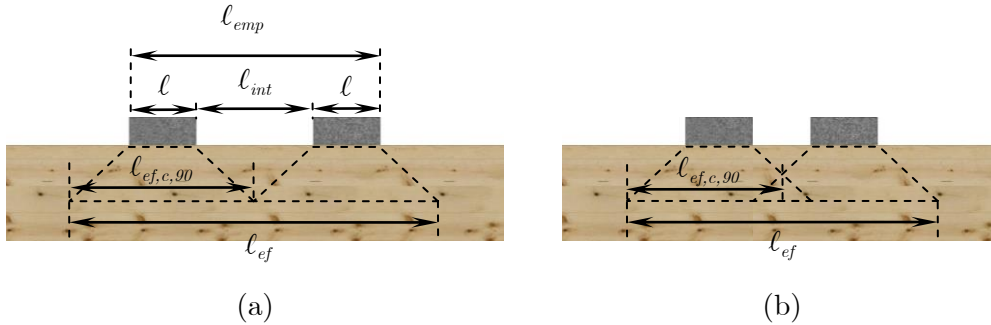


Figure II-69 : Conditions des zones de diffusion : (a) Sans chevauchement (b) Avec chevauchement

II.3.1. Caractéristiques des éprouvettes

Trois séries d'essais avec une discrétisation d'appuis de grande longueur, sont effectuées. La première série, désignée par « Double appuis », est la discrétisation en 2 appuis (cf. Figure II-70b) avec aucun chevauchement des zones de diffusion d'appui. Cette configuration est faite de telle sorte que la longueur efficace soit identique à celle de la configuration sans discrétisation, appelée « Simple appui » (cf. Figure II-70a). La deuxième série, désignée par « Double appuis avec chevauchement », est similaire à la première excepté l'espacement entre les deux appuis. La dernière série, désignée par « Triple appuis », est similaire à la première excepté le nombre d'appuis. Ils sont aux nombres de 3 avec un espacement entre appuis identique à la première (cf. Figure II-70c). Toutes les dimensions de ces configurations sont répertoriées dans le Tableau II-18.

Tableau II-18 : Configuration de discrétisation

Désignation	Cas d'étude	h_t (mm)	b (mm)	ℓ_{emp} (mm)	ℓ (mm)	ℓ_{int} (mm)
Simple appui				300	300	0
Double appuis				300		113
Triple appuis	B	300	120	506	93,5	
Double appuis avec chevauchement				250		63

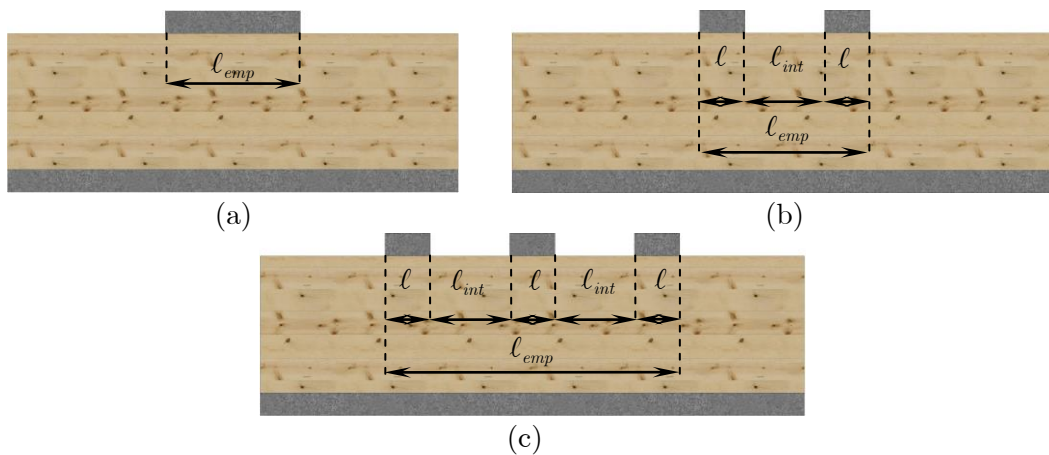


Figure II-70 : Configurations en compression : (a) Simple appui (b) Double appuis (c) Triple appuis

II.3.2. Résultats et analyses des essais

La détermination de l'effort de compression est toujours effectuée pour une déformation plastique de 1%. La contrainte est calculée en ramenant l'effort de compression sur la surface d'appui, elle-même, déterminée à l'aide de la longueur d'emprise des appuis (ℓ_{emp}) (cf. Figure II-70). A partir de cette contrainte expérimentale et de la résistance moyenne en compression perpendiculaire au fil $f_{c,90,mean} = 3,39MPa$, le facteur de diffusion ($k_{dif,c,90}$) est calculé expérimentalement selon l'équation (II-43). Il est ensuite comparé à celui du modèle. Celui-ci est déterminé par le ratio de la somme des longueurs efficaces ($\ell_{ef,c,90}$) de chacun des appuis discrets, divisé par la longueur d'emprise (ℓ_{emp}) de l'ensemble des appuis. Les résultats sont ainsi synthétisés dans le Tableau II-19.

Tableau II-19 : Résultats des essais en compression avec un chevauchement ou non des zones de diffusion des appuis

Désignation	Nb	$\sigma_{c,90,mean}^{1\%}$ (MPa)	COV (%)	$k_{dif,c,90}$ (exp)	$k_{dif,c,90}$ (mod)	Erreur (%)
Simple appui	3	4,50	13	1,33	1,36	2%
Double appuis	3	4,61	9	1,36	1,35	1%
Triple appuis	3	3,93	9	1,16	1,20	2%
Double appuis avec chevauchement	3	5,15	14	1,52	1,44	6%

Les résultats des séries « Simple appui » et « Double appuis » montrent une différence de 2% entre-elles. Ces séries sont donc quasi-similaires en termes de contrainte de compression pour une déformation plastique de 1%. De plus, une erreur de 2% et 1% existe entre les résultats expérimentaux et le modèle analytique proposé, respectivement pour les configurations « Simple appui » et « Double appuis ». Pour cette configuration, un appui de 300mm peut donc être remplacé par deux appuis de 93,5mm, espacés de 113mm. Dans la même optique, la série « Triple appuis » est testée avec un troisième appui montrant une différence de 2% entre les résultats expérimentaux et le modèle analytique.

En conclusion, un appui de grande longueur peut être discrétisé en plusieurs petits appuis tout en respectant une longueur efficace identique. Cependant, ces séries n'autorisent aucune interaction entre les appuis. La série « Double appuis avec chevauchement » est réalisée avec un chevauchement des zones de diffusion des appuis de 50mm. Les résultats montrent une différence de 6% entre le facteur de diffusion estimé et celui expérimental.

En conclusion, la démarche expérimentale a permis de valider le facteur de diffusion de la compression perpendiculaire au fil, déterminé par l'intermédiaire d'une longueur efficace. Par le biais de cette dernière campagne d'essais expérimentaux, la méthodologie de calcul de la longueur efficace intégrant la possibilité de chevauchement des zones de diffusion d'appuis est donc validée.

II.4. EFFET DE DIFFUSION EN COMPRESSION PARALLELE AU FIL ET SELON UN ANGLE

Un modèle analytique est maintenant proposé et validé expérimentalement en compression perpendiculaire au fil. Cependant, des structures, type « Poutre à ventre de poisson » ou bien des jonctions entre un arbalétrier et un entrait sont sollicitées en compression selon un angle donné. Afin de caractériser l'effet de diffusion, dit « Facteur de diffusion selon un angle », des essais expérimentaux en compression selon un angle avec diffusion sont développés et analysés dans cette partie.

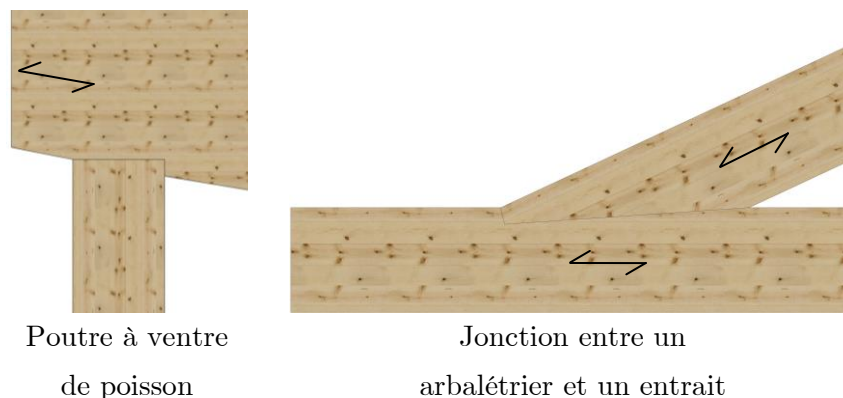


Figure II-71 : Exemple de configurations sollicitées en compression selon un angle

II.4.1. Caractéristiques des éprouvettes

Les essais expérimentaux mettant en œuvre un effet de diffusion selon un angle α sont effectués avec la même essence et classe de bois que précédemment. Les conditions expérimentales en termes d'appuis, climatiques et hydriques sont identiques aux essais de compression uniforme selon un angle. Une distinction est faite sur les dimensions entre les essais de compression selon un angle et ceux parallèle au fil. Concernant les échantillons en compression selon un angle, la hauteur et l'épaisseur mesurent respectivement 174mm et 100mm. La longueur d'appui de 50mm est constante pour tous les essais. La longueur d'échantillon est prise égale à 400mm afin que les files longitudinales des modes de rupture fragiles sollicités par la plaque de chargement soient en contact avec la plaque d'appui inférieure (cf. Figure II-72). Le nombre d'échantillons par série est limité à 5. Pour l'ensemble de ces essais, le suivi de marqueurs par vidéométrie VDM[®] est mise en œuvre. Pour certains échantillons, la mesure de champ de déplacement par corrélation d'images numériques est mise en place.

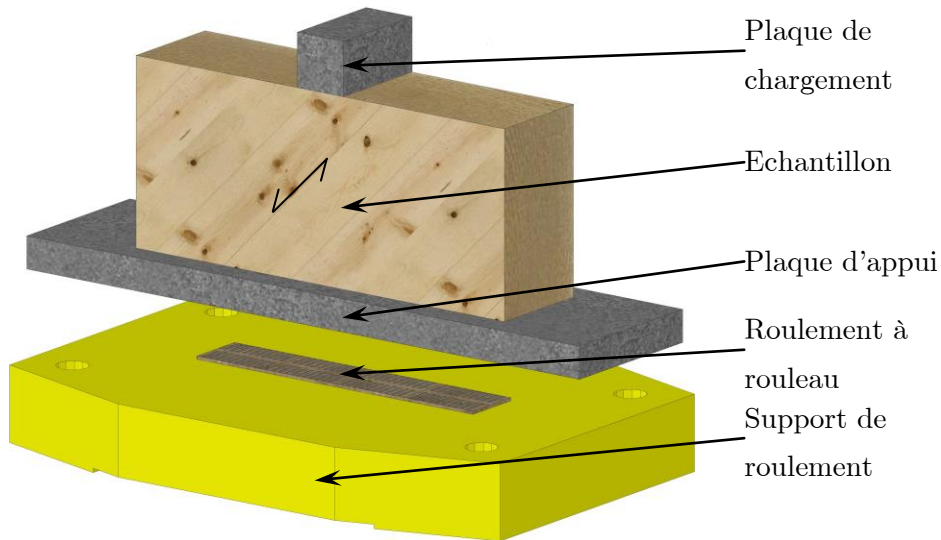


Figure II-72 : Montage des essais en compression avec diffusion

Concernant les échantillons avec effet de diffusion parallèle au fil, trois typologies d'essais sont testées. La première est l'étude de l'impact de la hauteur sur les résultats expérimentaux (cf. Figure II-73a). Pour ce faire, quatre hauteurs d'échantillons (h_t) sont étudiées (50, 100, 200, 500mm) tout en gardant une largeur de 100mm et une longueur d'appui de 50mm. La longueur de l'échantillon est de 200mm, valeur suffisamment importante pour un effet de diffusion parallèle au fil. La deuxième configuration est un essai de compression où l'appui de chargement ne fait pas toute l'épaisseur de l'échantillon. (cf. Figure II-73b). L'épaisseur de l'appui mesure 50mm pour une épaisseur d'échantillon de 100mm. La hauteur, quant à elle, mesure 300mm. Les autres dimensions sont identiques à la première configuration.

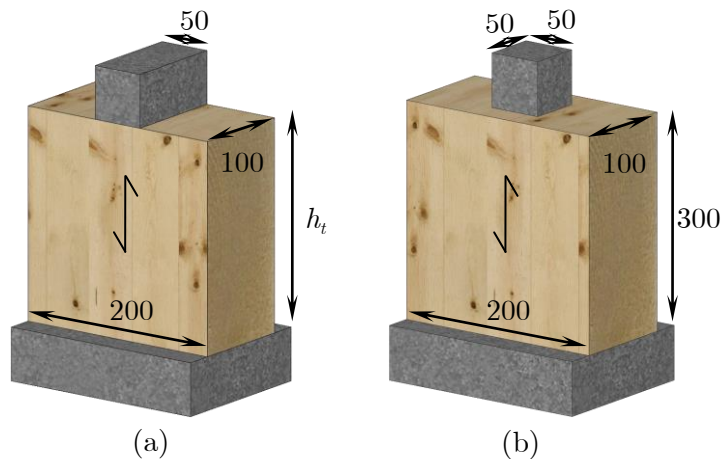


Figure II-73 : Echantillon en compression parallèle au fil

II.4.2. Résultats

Deux des trois modes de rupture déterminés au paragraphe II.1.3 sont observés. Seul le mode de rupture fragile n'est pas observé, du fait de la présence de l'effet de diffusion de part et d'autre de l'appui. Le premier mode de rupture est pseudo fragile, observable pour tous les angles de compression où le mode de rupture fragile et pseudo-fragile se sont produits pour les essais de compression uniforme. L'effort retenu pour ce type de rupture est l'effort maximal. Le deuxième est le mode de rupture ductile. Il correspond à l'effort lu pour une déformation plastique de 1% de la hauteur. Les contraintes de compression sont calculées en prenant les efforts, détaillés précédemment, et ramenés sur la surface réelle de l'appui. Enfin, le ratio entre la contrainte expérimentale et la résistance en compression selon un angle calculée à l'aide de la norme allemande ($f_{c,\alpha}$) est déterminé, permettant de mettre en évidence le facteur de diffusion selon l'angle étudié ($k_{dif,c,\alpha}$), synthétisés dans le Tableau II-20 et Tableau II-21, respectivement pour la compression selon un angle et la compression parallèle au fil. .

Tableau II-20 : Résultats des contraintes de compression selon un angle

Désignation	$f_{c,\alpha}$ (MPa)	$\sigma_{c,\alpha,mean}$ (MPa)	COV (%)	$k_{dif,c,\alpha}$	Mode de rupture
B-10	27,60	35,38	8	1,28	Pseudo Fragile
B-20	16,52	23,49	7	1,42	Pseudo Fragile
B-45	6,14	11,00	8	1,79	Ductile
B-60	4,37	10,05	15	2,30	Ductile

Tableau II-21 : Résultats des essais de compression parallèle au fil

Type de configuration	Figure II-73a			Figure II-73b		
Hauteur (mm)	$\sigma_{c,0,mean}$ (MPa)	COV (%)	$k_{dif,c,0}$	$\sigma_{c,0,mean}$ (MPa)	COV (%)	$k_{dif,c,0}$
50	43,00	3,5	1,17	/	/	/
100	42,11	3,0	1,14	/	/	/
200	41,92	5,4	1,14	/	/	/
300	/	/	/	44,83	6,6	1,22
500	43,82	2,7	1,19	/	/	/

Pour toutes les ruptures pseudo fragile, le flambement des fibres longitudinales est à l'origine de la défaillance de l'échantillon (cf. Figure II-74a). Pour les ruptures ductiles, le flambement des fibres longitudinales est de moins en moins observé avec l'augmentation de l'angle entre le sens du fil et la direction de l'effort (cf. Figure II-74b).

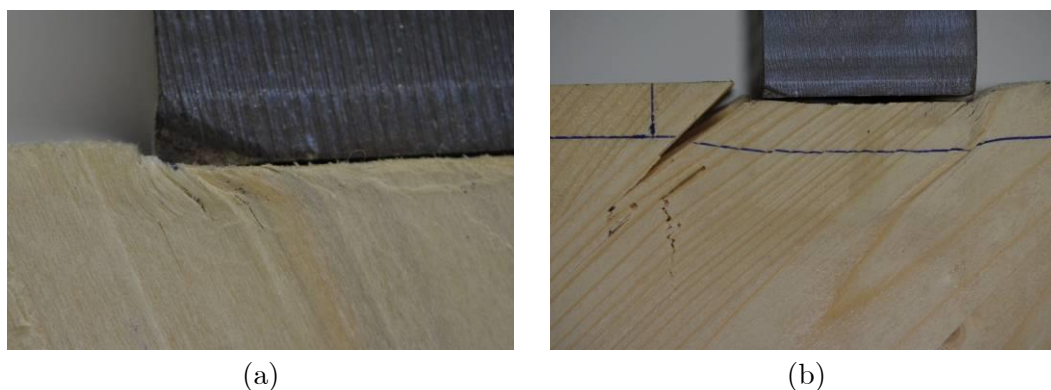


Figure II-74 : Rupture des modes pseudo fragile (a) et ductile (b)

II.4.3. Proposition du modèle de diffusion en compression parallèle au fil

La première analyse est effectuée sur les essais de compression parallèle au fil. Vis-à-vis de ces résultats, une moyenne des gains de 17% est visible par rapport à la résistance en compression parallèle au fil, déterminée expérimentalement (cf. Tableau II-20), non prévue par les codes actuels. Cependant, cette augmentation n'est influencée ni par la hauteur de l'échantillon, ni par le type d'appui (cf. Tableau II-21). Ainsi, la contrainte de compression parallèle au fil avec diffusion n'excède donc pas 44MPa.

Dans le cadre d'un projet non publié à ce jour, des essais de compression dans un milieu confiné ont été réalisés. Les résultats de ces essais montrent une résistance de compression avoisinant les 47MPa. Ainsi, la contrainte de compression parallèle au fil lorsque la longueur d'appui est inférieure à la longueur de l'échantillon, peut être égale à la résistance de compression dans un milieu confiné. Cette analyse considère que la matière autour de l'appui permet un confinement du matériau sous l'appui. De par cette analyse, une proposition du facteur de diffusion parallèle au fil peut être définie selon l'équation (II-46), comme étant le ratio de la résistance de compression dans un milieu confiné et celle de compression uniforme.

$$k_{dif,c,0} = \frac{\ell_{ef,c,0}}{\ell} \leq \frac{f_{c,0,confiné}}{f_{c,0}} = 1,28 \quad (\text{II-46})$$

Ainsi, on peut écrire la longueur efficace parallèle au fil à partir de la Figure II-75, donnant ainsi lieu à l'équation (II-47).

$$\ell_{ef,c,0} = \ell + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,0} \\ \ell_{le} \end{array} \right\} + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,0} \\ \ell_{re} \end{array} \right\} \quad avec \quad \ell_{dif,c,0} = 0,14 \cdot \ell \quad (II-47)$$

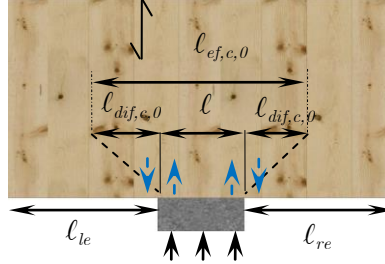


Figure II-75 : Détermination de la longueur efficace en compression parallèle au fil

En appliquant cette proposition aux différents essais, une moyenne des erreurs de 9% est visible entre les contraintes expérimentales et la proposition de la contrainte de compression parallèle au fil, validant cette proposition.

II.4.4. Proposition du modèle de diffusion en compression selon un angle α

Le facteur de diffusion selon un angle est calculé par analogie à ceux effectués en compression perpendiculaire et parallèle au fil. Ainsi, ce facteur est écrit de la manière suivante :

$$k_{dif,c,\alpha} = \frac{\ell_{ef,c,\alpha}}{\ell} \quad (II-48)$$

La longueur efficace selon un angle au fil est donc définie selon l'équation (II-49). Seule la longueur de diffusion selon un angle doit être déterminée.

$$\ell_{ef,c,\alpha} = \ell + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,\alpha} \\ \ell_{re} \end{array} \right\} + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,\alpha} \\ \ell_{le} \end{array} \right\} \quad (II-49)$$

Dans de nombreuses démarches [22], [86] de détermination d'un terme selon un angle donné au fil, il est généralement déterminé par une équation de termes

trigonométriques et de termes parallèle et perpendiculaire au fil. Sur ce principe, il est déterminé la longueur de diffusion selon un angle donné selon l'équation (II-50).

$$l_{dif,c,\alpha} = l_{dif,c,0} \cdot \cos^2 \alpha + l_{dif,c,90} \cdot \sin^2 \alpha \quad (\text{II-50})$$

Afin de comparer cette proposition aux essais expérimentaux et à la norme allemande, le facteur de diffusion selon l'angle ($k_{dif,c,\alpha}$) est calculé selon l'équation (II-48), donnant ainsi lieu à la Figure II-76. Les résultats montrent une bonne correspondance en termes de détermination de l'effet de diffusion et donc de la longueur de diffusion selon l'angle α .

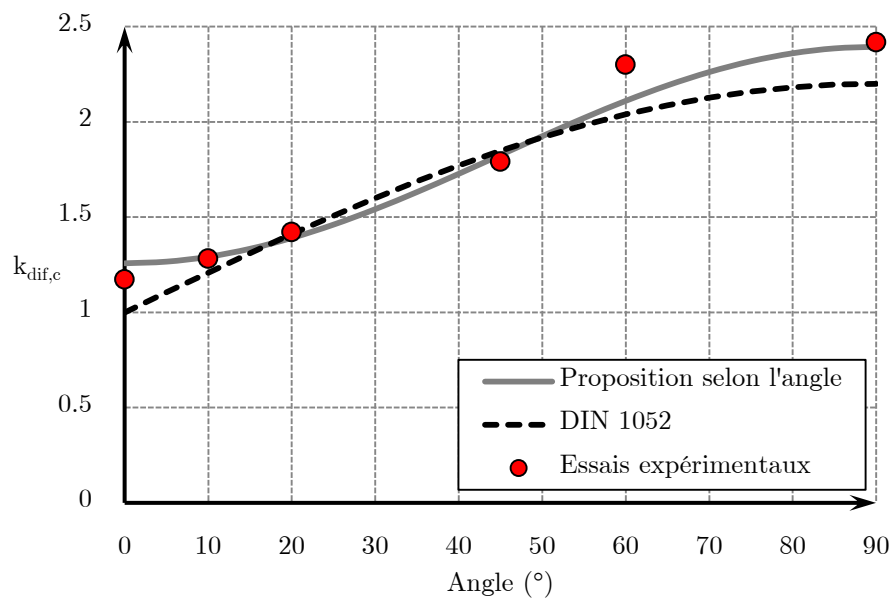


Figure II-76 : Evolution du facteur de diffusion selon l'angle pour une configuration donnée

II.5. FACTEUR MATERIAU

Suite à l'état de l'art, le deuxième paramètre, posant un problème pour le dimensionnement des longueurs d'appuis sollicités en compression, est le facteur matériau ($k_{c,90}$). Aujourd'hui, deux approches sont abordées l'une par la DIN et l'autre par l'EC5. L'approche de la DIN adopte le facteur matériau quelque soit la longueur d'appui permettant d'affirmer un dimensionnement en déformation quelque soit la longueur d'appui. L'approche de l'EC5, quant à elle, adopte le facteur matériau égale à 1,75 jusqu'à la longueur 400mm au-delà le facteur matériau prend la valeur de 1 affirmant ainsi un dimensionnement à la ruine. Cependant, aucune justification n'est apportée sur ce raisonnement.

Suite à la réalisation des essais à l'échelle structurelle présentés précédemment, les longueurs d'appuis 300 et 600mm ont été testées sur trois sections transverses. Ces longueurs d'appuis vont permettre d'analyser le comportement de l'appui sur des longueurs inférieures et supérieures à 400mm. Dans un premier temps, pour l'ensemble des essais, aucune rupture fragile n'est observée. Les efforts ainsi retenus sont des efforts déterminés pour une déformation plastique à 1% de la hauteur. Ainsi, il n'y a aucune raison que le facteur matériau ne soit pas intégré et constant quelque soit la longueur d'appui, puisque les efforts retenus sont déterminés en déformation et non en ruine de l'appui.

Dans un deuxième temps, des paliers de chargements ont été imposés afin d'étudier le fluage à différents paliers de chargement. Ces paliers permettent d'étudier le comportement de la structure au cours du temps sans augmentation de charges, équivalent à une structure réelle. Ces derniers ont été déterminés en fonction des combinaisons de charges des équations (II-51) à (II-54) et des hypothèses de calculs du facteur (k_{mod}), du coefficient partiel (γ_m), du facteur ($k_{c,90}$) et de la valeur de résistance en compression ($f_{c,90}$). Toutes les valeurs d'hypothèses de calculs sont répertoriées dans le Tableau II-22.

$$E_{d\ ELU} = 1,35 \sum G_{k,j} = 1,35 E_{d\ ELS} \quad (\text{II-51})$$

$$E_{d\ ELS} = \sum G_{k,j} \quad (\text{II-52})$$

$$E_{d\ ELU} = 1,5 Q_{k,1} = 1,5 E_{d\ ELS} \quad (\text{II-53})$$

$$E_{d\ ELS} = Q_{k,1} \quad (\text{II-54})$$

Tableau II-22 : Hypothèses des paliers

Hypothèse	Mode de calcul	k_{mod}	γ_m	$k_{c,90}$	$f_{c,90}$	Combinaison
Permanente	ELU	0,6	1,25	1,75	2,5	(II-51)
Permanente	ELS	0,6	1	1	3,39	(II-52)
Instantanée	ELU	1,1	1,25	1,75	2,5	(II-53)
Instantanée	ELS	1,1	1	1	3,39	(II-54)

Les comportements des appuis sont ainsi présentés sur les Figure II-77 et Figure II-78 respectivement pour les appuis de 300 et 600mm. Lors du maintien de l'effort des paliers situés sur la raideur élastique, les déplacements de l'appui n'évoluent pas au cours du temps. Ces résultats montrent un comportement stable au cours du temps. Ce comportement doit ainsi être adopté pour des combinaisons de chargements où la charge n'évolue pas au cours du temps, c'est-à-dire les combinaisons permanentes en présence du poids propre.

L'analyse des paliers situés sur la raideur plastique est tout autre. Lors du maintien de l'effort, des déplacements d'appui sont visibles avoisinant les 4 à 20mm en fonction des longueurs d'appui. Cependant, les hypothèses de ces paliers sont une valeur moyenne de résistance en compression avec des conditions de chargement instantané. Ce comportement est ainsi défini pour les combinaisons Instantanées, où une charge importante est présente sur une courte durée.

Le raisonnement inverse peut être effectué. L'effort représentant la combinaison de chargement ($F_{c,90,d}$) peut être défini en partant du critère actuel de l'EC5 selon l'équation (II-55).

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_M} \cdot k_{c,90} \geq \frac{F_{c,90,d}}{b \cdot \ell_{ef,c,90}} \quad (\text{II-55})$$

Le facteur matériau ($k_{c,90}$) est considéré comme constant quelque soit la longueur d'appui et quelque soit la configuration de chargement, contrairement à l'EC5. Lorsque le raisonnement de l'ANNEXE E est appliqué comme l'avait proposé Blass [17], le facteur matériau vaut 1,68. Ainsi, cette valeur est retenue au lieu des 1,75 préconisés par l'EC5. Cependant, le calcul exact du facteur matériau serait le ratio entre la combinaison à l'ELU et la combinaison à l'ELS en gardant les mêmes charges de poids propre et d'exploitation. Pour la suite du raisonnement, la valeur retenue pour le facteur matériau est 1,68. De plus, la longueur de diffusion, déterminée précédemment, est intégrée. La différence entre tous les seuils est tout simplement le facteur lié à la durée de chargement (k_{mod}). Les seuils sont ainsi visibles sur les Figure II-77 et Figure II-78.

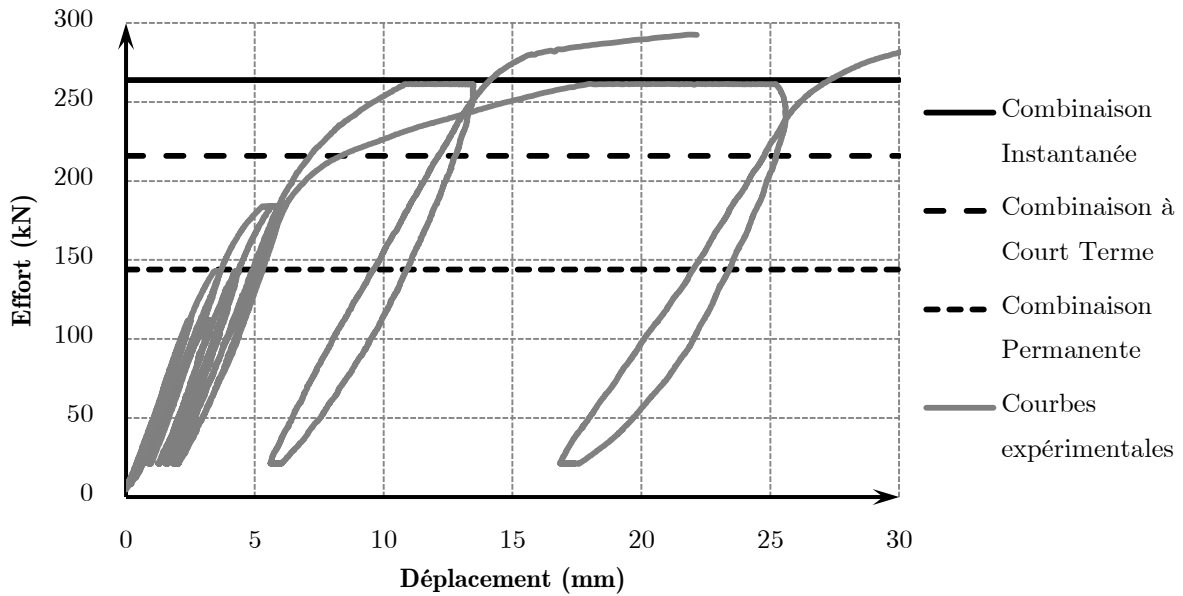


Figure II-77 : Comportement des appuis de 300mm pour la hauteur de 1120mm et critère en déformation

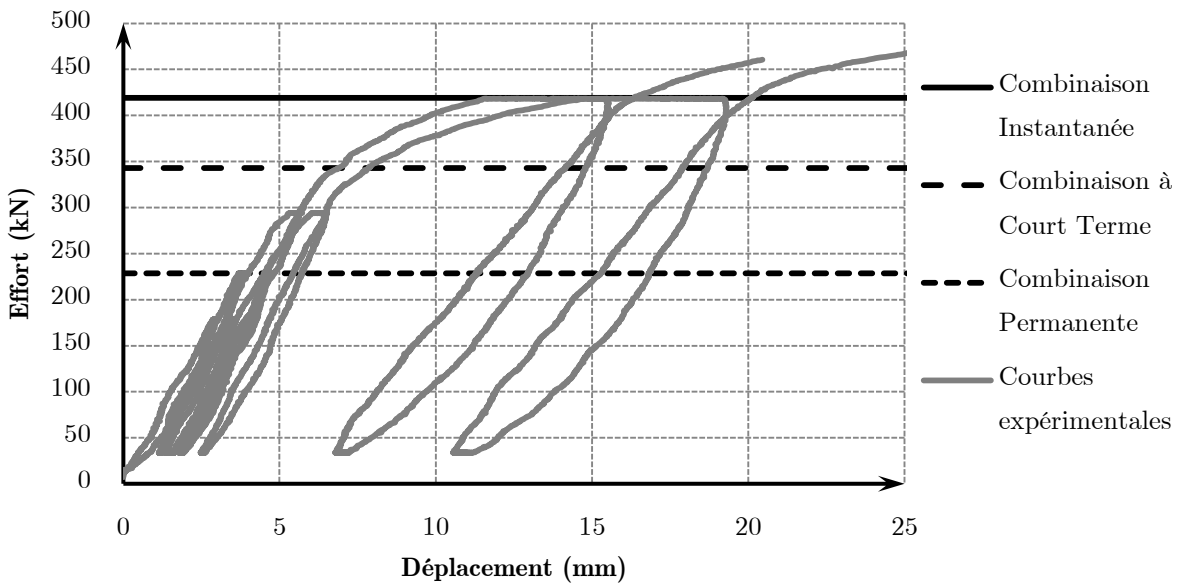


Figure II-78 : Comportement des appuis de 600mm pour la hauteur de 1120mm et critère en déformation

Les résultats montrent le seuil de la combinaison permanente et celui de la combinaison à court terme respectivement dans le comportement élastique et dans le comportement en limite d'élasticité pour les longueurs d'appui de 300mm et de 600mm. Ainsi pour les combinaisons usuelles, les résultats montrent une contradiction avec la proposition de l'EC5 pour les appuis de grandes longueurs.

Cependant, pour la combinaison Instantanée, le seuil déterminé par rapport au critère de l'EC5 équivaut au seuil imposé expérimentalement en considérant la longueur de diffusion déterminée précédemment et d'une résistance moyenne en compression perpendiculaire au fil. Ainsi, le critère de l'EC5 pour la combinaison Instantanée équivaut à un critère déterminé en déformation avec une résistance moyenne et le facteur de durée de chargement tel que stipulé dans la dernière ligne du Tableau II-22.

De par cette analyse des comportements d'appui de longueurs avoisinant les 400mm, il n'y a aucune raison de ne pas intégrer le facteur matériau ($k_{c,90}$) constant quelque soit la longueur d'appui. La valeur, la plus judicieux serait 1,68 quelque soit la longueur d'appui pour du BLC. Les hypothèses d'intégration d'un critère en déformation sont possibles, si la déformation aux appuis avoisinant les 1% de déformations plastique n'engendre aucune modification des répartitions de charge sur la structure. Si la déformation engendre une modification des charges, le facteur matériau ($k_{c,90}$) peut être pris égal à 1,25 permettant d'obtenir un comportement élastique quelque soit la longueur d'appui, la combinaison de charge et la durée de chargement (cf. Figure II-79 et Figure II-80).

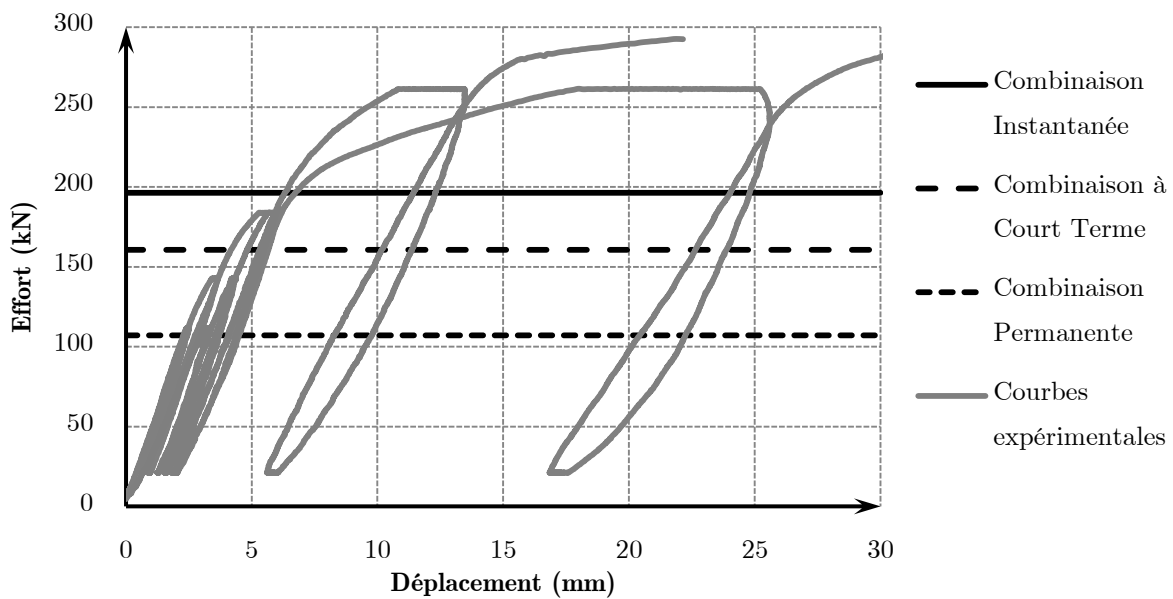


Figure II-79 : Comportement des appuis de 300mm pour la hauteur de 1120mm et critère à la ruine

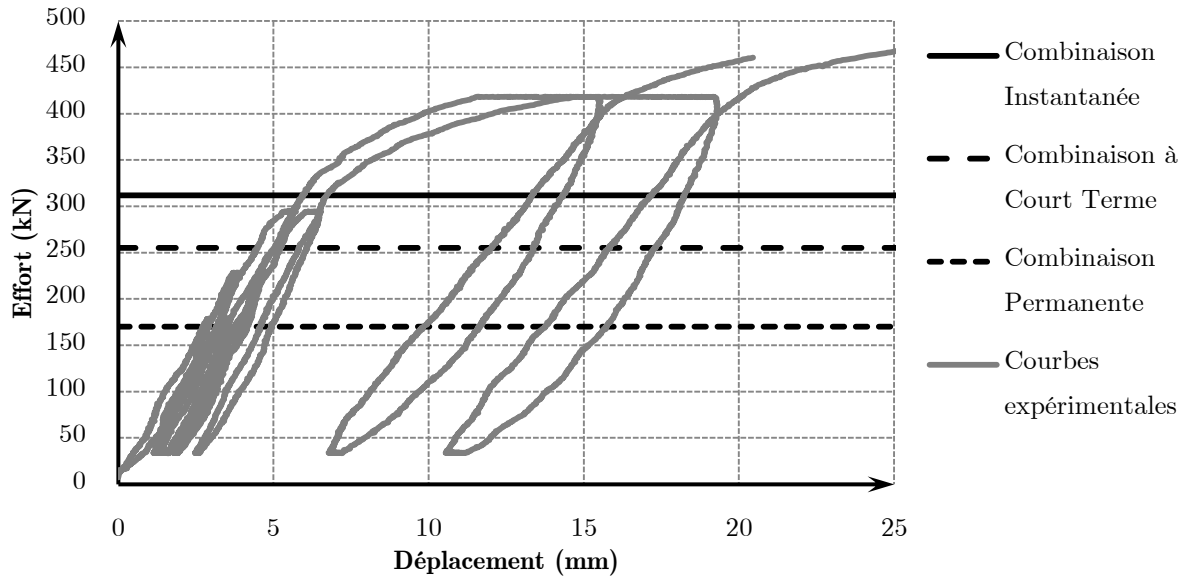


Figure II-80 : Comportement des appuis de 600mm pour la hauteur de 1120mm et critère à la ruine

En conclusion, le facteur matériau ($k_{c,90}$) doit intégrer le critère quelque soit la longueur d'appui, prenant la valeur de 1,68. Cette valeur est admise si le taux de déformation à l'appui n'engendre pas une répercussion des efforts sur un autre élément provoquant la ruine de l'ouvrage, sinon la valeur du facteur prend la valeur de 1,25.

De plus, ce facteur dépend aussi de l'angle entre le sens du fil et la direction de l'effort. Les résultats des essais expérimentaux selon un angle au fil ont montré un comportement pseudo-fragile pour les angles de 0° à 20° . Cette pseudo-fragilité doit donc intégrer un facteur matériau identique pour les angles de 0° à 20° . L'équation répondant ainsi à cette problématique est l'équation (II-56) contrairement à l'équation (II-57) proposée par la DIN :

$$k_{c,\alpha} = 1 + k_{c,90} - 1 \cdot \sin^2 \alpha \quad (\text{II-56})$$

$$k_{c,\alpha} = 1 + k_{c,90} - 1 \cdot \sin \alpha \quad (\text{II-57})$$

II.6. CONCLUSION

En conclusion, le phénomène de diffusion au sein du matériau est un phénomène complexe. Par sa difficulté, celui-ci ne peut être représenté par deux simples facteurs : l'un dit « géométrique » (ℓ_{ef}) et l'autre dit « matériau » ($k_{c,90(EC5)}$) prenant des valeurs particulières. Grâce à cette étude, le facteur de diffusion ($k_{dif,c}$) est déterminé comme étant une fonction intégrant le rapport de la résistance au cisaillement sur celle de la compression uniforme. Il intègre aussi de nombreux facteurs déterminés expérimentalement par les conditions d'appuis et les données géométriques de l'élément de structure. Une première démarche a été effectuée sur le facteur de diffusion en compression perpendiculaire au fil ($k_{dif,c,90}$). Ce facteur est ramené à une longueur efficace permettant d'intégrer les longueurs d'intégration et de débord d'appui. Cette démarche permet de vérifier la matière présente de part et d'autre de l'appui afin d'obtenir un maximum de matière pour diffuser les contraintes. Cette longueur efficace a été validée expérimentalement dans le cas d'une sollicitation hors des directions d'orthotropie. Elle est calculée en fonction de la longueur efficace perpendiculaire et longitudinale au fil. Ainsi, on obtient l'équation générale (II-58).

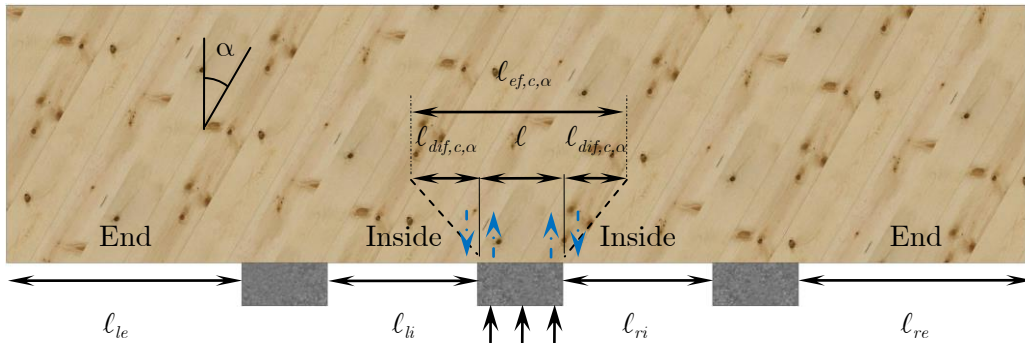


Figure II-81 : Détermination de la longueur de diffusion selon un angle

$$f_{c,\alpha,mean} \cdot k_{c,\alpha} \geq \frac{F}{b \cdot \ell_{ef,c,\alpha}}$$

avec

$$\bullet f_{c,\alpha,mean} = \frac{f_{c,0,mean}}{\sqrt{\left(\frac{f_{c,0,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot \sin^2 \alpha\right)^2 + \left(\frac{f_{c,0,mean}}{1,5 \cdot f_{v,mean}} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha\right)^2 + \cos^4 \alpha}} \quad (\text{II-58})$$

$$\bullet k_{c,\alpha} = 1 + k_{c,90} - 1 \cdot \sin^2 \alpha$$

$$\ell_{ef,\alpha} = \ell + \min \begin{cases} \ell_{le} \\ \ell_{li}/2 \\ \ell_{dif,c,\alpha} \end{cases} + \min \begin{cases} \ell_{re} \\ \ell_{ri}/2 \\ \ell_{dif,c,\alpha} \end{cases}$$

avec

- $\ell_{dif,c,\alpha} = \ell_{dif,c,0} \cdot \cos^2 \alpha + \ell_{dif,c,90} \cdot \sin^2 \alpha$
- $\ell_{dif,c,0} = 0,14 \cdot \ell$
- $\ell_{dif,c,90} = \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot k_{h,c,90} \cdot h_t \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90}$ (II-59)
- $k_{c,c,90} = \begin{cases} 1,51 \text{ pour appuis discrets} \\ 1,85 \text{ pour appuis continus} \end{cases}$
- $k_{b,c,90} = b^{-0,325}$
- $k_{h,c,90} = \begin{cases} 1/3 \text{ flexion} \\ 1/2 \text{ autres cas} \end{cases}$

Pour rappel, le facteur de diffusion est un pourcentage de compression et de cisaillement selon l'équation suivante :

$$k_{dif,c,90} = \frac{\sigma_{c,90,mean}}{f_{c,90,mean}} = 1 + \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot \frac{k_{h,c,90} \cdot h_t}{\ell} \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90} \cdot n_{dif}$$
 (II-60)

Ce pourcentage est évolutif en fonction de la longueur d'appui (cf. Figure II-82) pour une configuration donnée. Pour une longueur d'appui de 100mm, le facteur de diffusion vaut environ 2,5. Il représente une augmentation de 250% de l'effort de compression uniforme perpendiculaire au fil, symbolisé par 100% de l'effet de compression (cf. Figure II-82 zone rouge) et 150% d'effort de cisaillement. Ainsi, le pourcentage de cisaillement est prédominant pour les faibles longueurs.

Au contraire, pour une longueur d'appui de 500mm, le facteur de diffusion avoisine 1,25. Par cette valeur, l'effet de cisaillement ne représente que 25% de l'effort total. Ainsi, pour les grandes longueurs d'appuis, le pourcentage de cisaillement devient très faible.

En conclusion, la proposition de longueur efficace est similaire pour les grandes longueurs à celle de l'Eurocode 5. Ainsi, le renforcement de la compression perpendiculaire au fil est inévitable pour les grandes longueurs d'appuis.

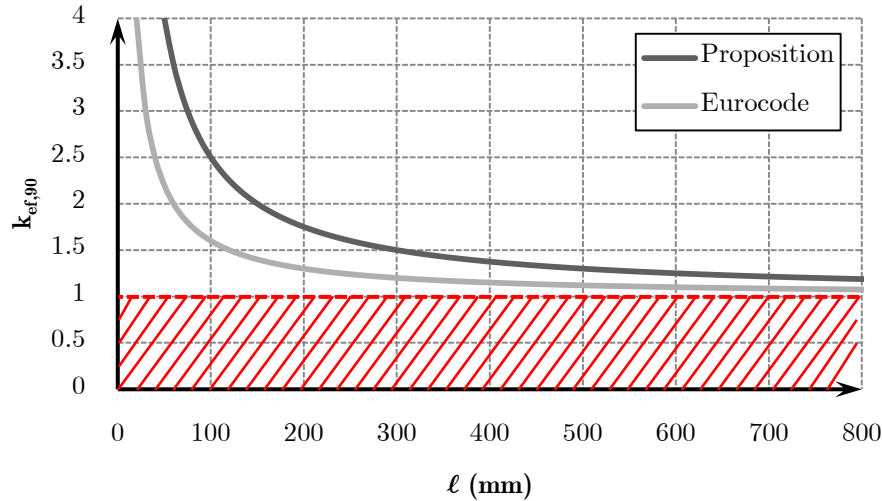


Figure II-82 : Evolution du facteur diffusion en fonction de la longueur d'appui

Deux approches peuvent alors être menées séparément ou conjointement, du fait de la validation de la formule (II-58). La première consiste à renforcer la compression perpendiculaire au fil, la seconde est d'agir sur le renforcement du cisaillement. L'étude est menée suivant ces deux approches. Par l'analyse de la Figure II-82, nous avons pu quantifier la part de l'effet de cisaillement pour une configuration d'étude. Cette démarche permet une orientation de la stratégie de renforcement de l'appui. Pour les grandes longueurs d'appuis, seul le renforcement en compression est utile alors que pour les petites longueurs d'appuis, les deux aspects de renforcement sont à étudier.

De plus, la formule (II-58) a été validée pour une discrétisation d'appui. Cette approche permet le remplacement des grandes longueurs d'appui (où la part de cisaillement reste faible) par des appuis plus petits. Cette démarche a pour but d'augmenter l'effet de cisaillement et de tester des approches de renforcements du cisaillement.

Chapitre III. CAPACITE PORTANTE D'UN APPUI RENFORCE SOLLICITE EN COMPRESSION

Dans ce présent chapitre, l'aspect du renforcement est le corps du développement. Pour ce faire, une première partie est consacrée aux deux modes de rupture dits « unitaire » concernant la vis dont, l'un est le flambement et l'autre est la portance. Deux évolutions de modèles sont proposées. Les parties suivantes sont dédiées à l'étude du renforcement d'une part à l'échelle réduite et d'autre part à l'échelle structurelle. Les essais à l'échelle réduite ont pour but d'approcher le renforcement par d'autre moyen de renforcement que ceux utilisés dans la littérature. Ils permettront une potentielle intervention de renforcement des appuis sur des bâtiments existant. Le but des essais à l'échelle structurelle est d'étudier le comportement d'un bloc de vis sous appuis. La quatrième et dernière partie est la proposition d'amélioration du modèle existant pour déterminer la capacité portante d'un appui renforcé.

III.1. MODES DE RUPTURE DIT « UNITAIRE »

Afin de comprendre les modes de rupture de la portante d'une vis, des essais d'arrachements sont effectués permettant d'étudier le phénomène de cisaillement des fibres par l'intermédiaire du filetage. L'analyse de ce mode de rupture permet, par la suite, l'analyse complète du flambement de la vis au sein du matériau bois. Deux évolutions de modèle de calcul sont ainsi proposées.

III.1.1. Portante de la vis

III.1.1.1. Caractéristiques des éprouvettes

Les essais d'arrachement sont effectués avec du BLC de classe GL 24h, composé de lamelles de 45mm d'épaisseur. Les conditions expérimentales imposées sont une température de 20°C avec une humidité du bois de 12%, conformément à la norme NF EN 408 [10]. Les dimensions des échantillons ainsi que le montage expérimental sont répertoriés sur la Figure III-84. Les vis utilisées sont les vis WT-8.2-160 de l'entreprise SFS intec. Seule la partie filetée basse de la vis ($\ell_{\text{filetée basse}}$) est insérée dans le matériau, du fait de la présence de la partie centrale non filetée (cf. Figure III-83). Aucun pré-perçage n'est effectué par souci de similitude avec la réalité. Les conditions de chargement respectent la norme NF EN 1382 [87]. Le chargement est effectué à l'aide d'une pince et d'une plaque confectionnée à cet effet. La plaque de chargement est chanfreinée pour avoir un maintien parfait de la tête lors de l'essai (cf. Figure III-84). Le suivi de marqueurs par vidéométrie VDM® est mise en place afin de mesurer le déplacement relatif de la vis par rapport au matériau. Pour ce faire, des cibles sont positionnées sur la vis par l'intermédiaire d'une plaque fixée sur la vis et sur l'échantillon.



Figure III-83 : Longueur filetée des essais d'arrachements

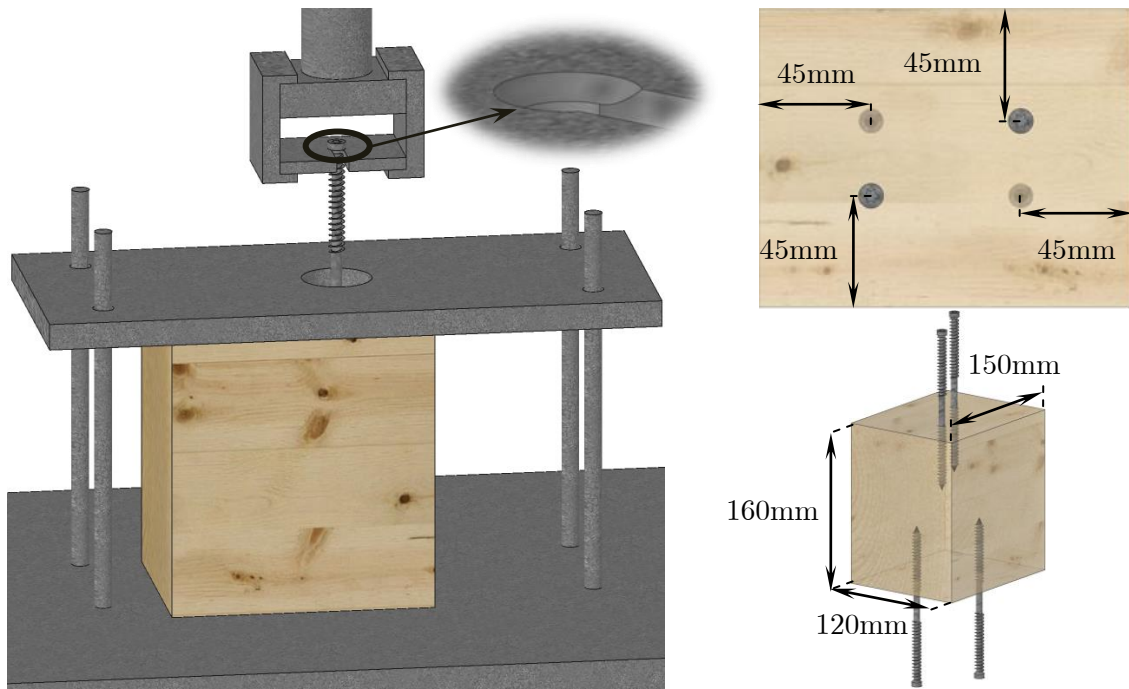


Figure III-84 : Montage des essais d'arrachements, dimensions de l'échantillons et calepinage des essais d'arrachements

III.1.1.2. Résultats et analyses

Dans un premier temps, l'analyse de ces essais permet d'observer un comportement fragile. La valeur retenue est l'effort maximal moyen sur l'ensemble des essais. Il représente 9,5kN avec un coefficient de variation de 11% sur 24 essais.

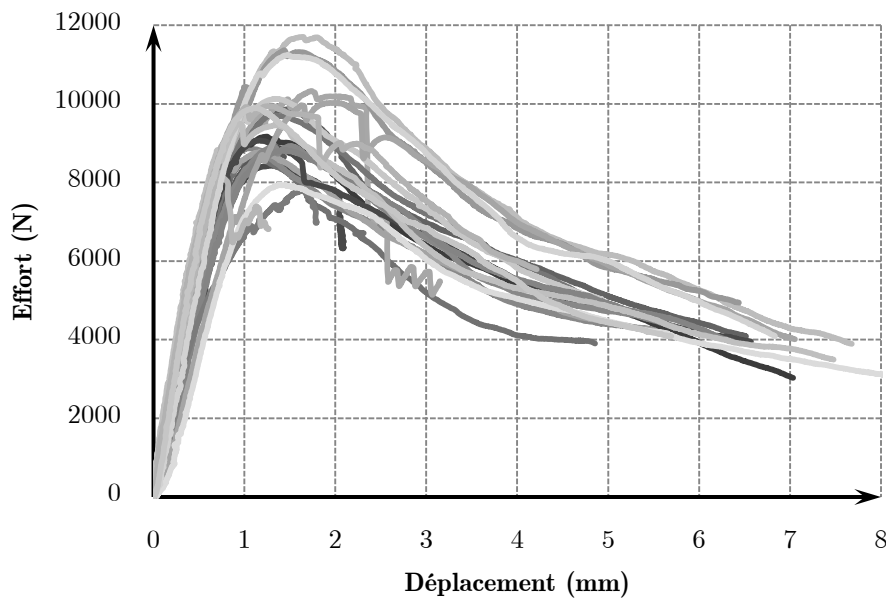


Figure III-85 : Résultats des essais d'arrachement perpendiculaire au fil

De par une action de cisaillement du périmètre extérieur de la vis (p) sur les fibres du bois, la résistance au cisaillement a donc une incidence sur ce comportement ainsi que sur la capacité portante d'une vis.

Aujourd'hui, la capacité portante d'une vis est calculée de façon empirique. Au vu de l'analyse, cette dernière est calculée à l'aide de la longueur d'ancrage de la vis, du diamètre extérieur et par l'intermédiaire de la contrainte de cisaillement du BLC. Cependant, elle n'est plus fonction de la densité pour les dernières valeurs données par la NF EN 14080 [5]. La capacité portante d'une vis peut donc être estimée selon l'équation (III-61), en considérant une répartition uniforme du cisaillement le long de la partie filetée de la vis et sur le périmètre.

$$F_{ax} = p \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{v,mean} \quad (\text{III-61})$$

Cependant, le cisaillement n'est pas uniforme sur tout le périmètre de la vis. Des coupes longitudinale (cf. COUPE A-A Figure III-86) et transversale (cf. COUPE B-B Figure III-86) montrent ce contraste de cisaillement.

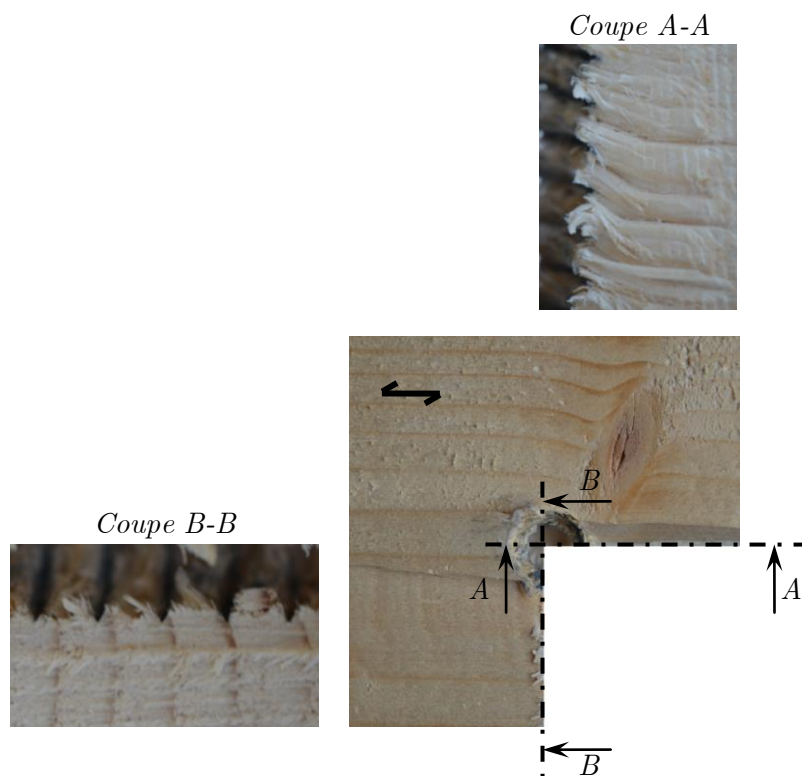


Figure III-86 : Mode de rupture des coupes radiale (Coupe A-A) et transversale (Coupe B-B)

Sur la coupe transversale, le cisaillement du matériau se produit aux extrémités du filet alors que sur la coupe longitudinale, la rupture du cisaillement s'effectue à une distance plus importante que celle du diamètre extérieur de la vis. Ce phénomène peut ainsi être ramené à l'effet de diffusion en compression de l'appui, élaboré dans le Chapitre II. Une proposition d'un périmètre efficace (p_{ef}) est ainsi faite.

III.1.1.3. Périmètre efficace

Le périmètre efficace est calculé en étirant le diamètre parallèlement au sens du fil. Ainsi il forme un périmètre oblong, appelée périmètre efficace à l'arrachement perpendiculaire au fil ($p_{ef,ax,90}$) (cf. Figure III-87).

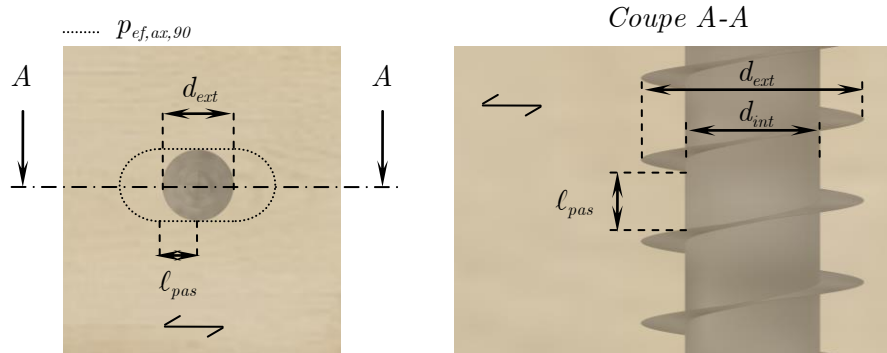


Figure III-87 : Périmètre efficace d'une vis

Le périmètre efficace est donc calculé selon l'équation (III-62), en supposant une diffusion à 45° en partant de l'extrémité du filet.

$$p_{ef,ax,90} = \pi \cdot d_{ext} \cdot k_{dif,ax,90} \quad \text{avec} \quad k_{dif,ax,90} = \left(1 + \frac{4 \cdot l_{pas}}{\pi \cdot d_{ext}} \right) \quad (\text{III-62})$$

Ce raisonnement est mené pour un arrachement parallèlement au fil. Cependant, aucun essai expérimental n'a été réalisé par nos soins. Seuls les essais bibliographiques permettent de valider la proposition de modèle [78], [88]. Le périmètre réel de la vis cisaille le bois sans aucun effet de diffusion, équivalent à un carottage du périmètre de la vis [88] (cf. Figure III-86a). Par conséquent, l'équation est réécrite selon l'équation (III-63).

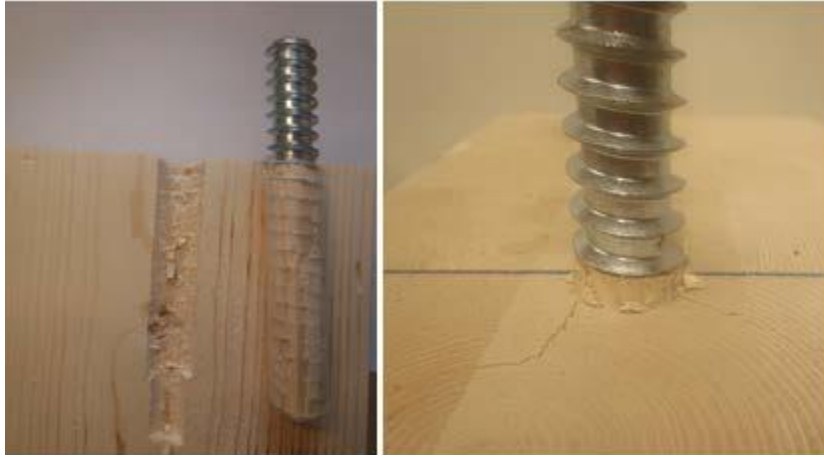


Figure III-88 : Carottage de la vis [88]

$$p_{ef,ax,0} = \pi \cdot d_{ext} \quad (\text{III-63})$$

En intégrant l'équation du périmètre cisailé (III-63) à l'équation (III-61), une erreur variant de 0% à 9% est visible entre l'effort d'arrachement expérimental et celui estimé (cf. Tableau III-23).

Tableau III-23 : Effort d'arrachement de tige [88]

Longueur filetée	Effort moyen expérimentale (kN)	Effort estimé (kN)	Erreur
100	27,3	27,3	0%
300	89,7	82,0	9%
450	130,2	123,0	6%
600	161,6	163,9	1%

Ainsi le ratio entre l'arrachement perpendiculaire au fil et celui parallèle au fil revient à calculer le ratio des périmètres respectifs de cisaillement. Le résultat pour les vis de l'entreprise SFS intec (cf. Tableau III-24) donne un ratio variable de 1,28 à 1,32 respectivement pour les vis WR-9 et WT-8.2, comparable aux ratios bibliographiques [78]. Ces essais valident ainsi l'approche du périmètre efficace perpendiculairement et parallèlement au fil.

Tableau III-24 : Données géométriques des produits SFS intec

Type de vis	d_{ext}	ℓ_{pas}	ℓ_{pointe}	$k_{dif,ax,90}$
WT-8,2	8,2	2	7	1,32
WR-9	9	2	7	1,28
WR-13	13	3	15	1,29
WB-16	16	4	0	1,32
WB-20	20	5	0	1,32

L'effet de diffusion de l'arrachement de vis selon un angle peut ainsi être déduit, par équivalence à celui de la compression d'un appui selon un angle, selon l'équation (III-64) donnant ainsi lieu à l'évolution de la Figure III-89.

$$p_{ef,ax,\alpha} = \pi \cdot d_{ext} \cdot k_{dif,ax,\alpha} \quad avec \quad k_{dif,ax,\alpha} = \left(1 + \frac{4 \cdot \ell_{pas} \cdot \sin^2 \alpha}{\pi \cdot d_{ext}} \right) \quad (III-64)$$

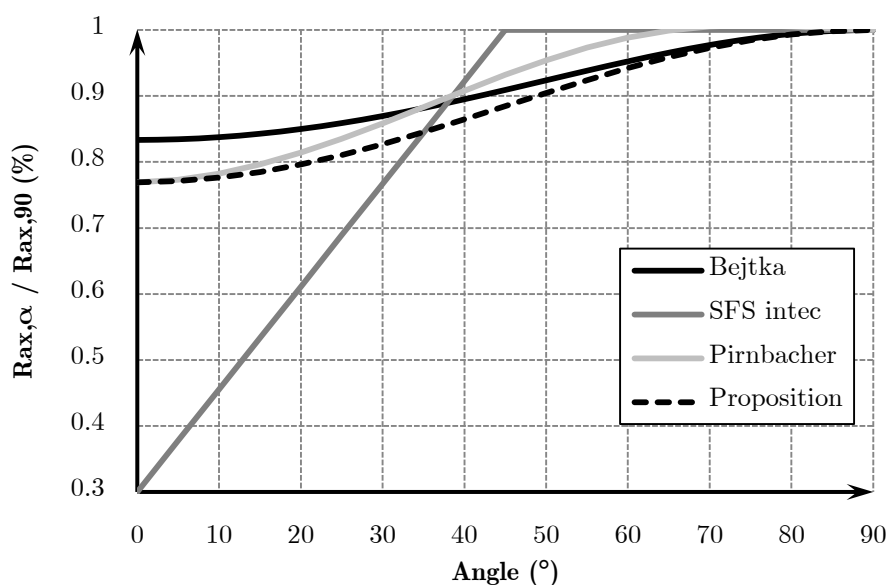


Figure III-89 : Capacité résistance à l'arrachement en fonction de l'angle

L'évolution du ratio des capacités portantes de notre proposition est comparable aux formules bibliographiques, avec quelques modifications. Celles-ci sont dues principalement au matériau utilisé. Ainsi, la capacité portante d'une vis selon un angle est écrite selon l'équation (III-65).

$$F_{ax,\alpha} = p_{ef,ax,\alpha} \cdot \ell_{ef,s} \cdot f_{v,mean} \quad (III-65)$$

En application de cette formule, une erreur de 2% est observée avec la moyenne des essais expérimentaux effectués pour les vis WT-8.2, d'une longueur d'ancrage filetée de 58mm et une résistance au cisaillement de 5MPa, présentée précédemment. Cela confirme donc l'approche de la diffusion de l'effort d'arrachement de la vis, en considérant la valeur moyenne de la contrainte de cisaillement utilisée dans l'approche de la diffusion d'un appui. Cette formule sera ainsi utilisée par la suite pour la confrontation du modèle aux résultats d'essais à l'échelle réduite et à l'échelle structurelle.

III.1.2. Flambement de la vis

III.1.2.1. Définition

Le phénomène de flambement est l'action d'instabilité d'un élément soumis à un effort normal de compression. Cet élément se déforme dans une direction perpendiculaire à l'axe longitudinal de l'élément. Le premier, à avoir résolu ce problème d'instabilité, est Euler [89]. Il a déterminé la formule générale de la force critique élastique (N_{ki}) selon l'équation (III-66), utilisée dans l'EC3 et détaillée dans l'ANNEXE G.

$$N_{ki} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}^2} \quad (\text{III-66})$$

avec

- ✓ E est le module d'élasticité de l'acier
- ✓ I est moment d'inertie de la section d'acier
- ✓ L_{cr} est la longueur réduite de flambement déterminée à partir de la longueur de l'élément et des conditions aux limites des extrémités de l'élément. Celles-ci sont répertoriées dans le Tableau III-25.

Tableau III-25 : Longueur réduite de flambement

Conditions aux limites des extrémités		Longueur réduite de flambement
Encastré	Encastré	$L_{cr} = 0,5 \cdot \ell_{red}$
Encastré	Articulé	$L_{cr} = 0,7 \cdot \ell_{red}$
Articulé	Articulé	$L_{cr} = \ell_{red}$
Encastré	Libre	$L_{cr} = 2 \cdot \ell_{red}$

La méthode de détermination de la force critique de flambement d'une vis est similaire, excepté les hypothèses de calcul. Le flambement de la vis ne se produit pas sur toute la hauteur de la vis. Ainsi, une démarche doit être développée pour déterminer la longueur de flambement (ℓ_{red}) avec les hypothèses des conditions aux limites et remonter à l'effort normal critique élastique (N_{ki}) de la vis.

III.1.2.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites doivent ainsi être définies afin de déterminer la longueur réduite de flambement (L_{cr}). Suite à l'analyse bibliographique, les vis et les tiges filetées peuvent être utilisées comme renforcement pour l'appui. Cependant, leurs conditions aux limites respectives sont bien différentes. Pour les vis, trois rotules plastiques sont visibles (cf. Figure III-90a), justifiant ainsi une hypothèse d'encastrement à chacune des extrémités. Pour les tiges filetées, seule une rotule plastique est visible (cf. Figure III-90b). Cette rotule plastique affirme des conditions aux limites comme étant libre au contact de l'appui et encastré à l'autre extrémité.



Figure III-90 : Conditions aux limites des vis [56] (a) et des tiges filetées [52] (b)

Ainsi, les longueurs de flambement s'écrivent selon l'équation (III-67) et l'équation (III-68) respectivement pour les vis et tiges filetées.

$$L_{cr} = 0,5 \cdot \ell_{red} \quad (\text{III-67})$$

$$L_{cr} = 2 \cdot \ell_{red} \quad (\text{III-68})$$

III.1.2.3. Longueur de flambement

Aujourd'hui, la longueur de flambement de la théorie d'Euler utilisée dans l'EC3, considère l'appui inférieur comme étant fixe. Dans notre cas d'étude, l'appui inférieur (cf. Figure III-91) n'est considéré fixe que si la capacité portante de la vis calculé à l'aide de la longueur filetée participante à la capacité portante ($\ell_{ax,s}$) est suffisante. Cependant pour une vis, le quart inférieur de la partie supérieure peut être ajouté à la longueur filetée ($\ell_{ax,s}$), puisque celle-ci n'est pas flambée. Elle participe donc à la capacité portante de la vis (cf. Figure III-91).

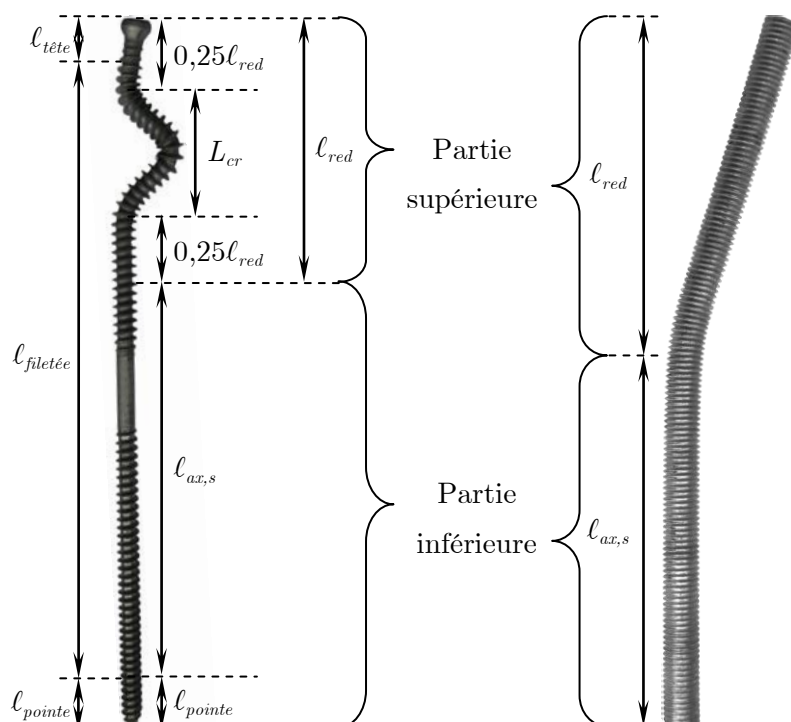


Figure III-91 : Données géométriques de flambement de vis et tiges filetées

Le but est donc de déterminer la longueur de flambement (ℓ_{red}) et l'effort de flambement de la vis (N_b). Pour ce faire, le critère de l'EC3, détaillée dans l'ANNEXE G, est appliqué pour une longueur de flambement allant de 1mm jusqu'à la longueur maximale existante pour le diamètre étudié. Les hypothèses faites sont :

- ✓ Les deux extrémités de la vis sont considérées comme encastrées au sein du bois.
- ✓ Les deux extrémités de la tige filetée sont considérées comme libre au contact de l'appui et encastré à l'autre extrémité.
- ✓ La vis et la tige filetée sont considérées dans un milieu à l'air libre, puisque le matériaux bois ne permet pas de maintenir le confinement.

La courbe de « Flambement » est ainsi obtenue permettant d'estimer l'effort de flambement de la vis (N_b) pour toute hauteur avec les conditions aux limites précédentes.

Dans un deuxième temps, l'estimation de la capacité portante ($F_{ax,90}$) est faite à l'aide de l'équation (III-61). Elle est appliquée pour toute la hauteur allant de 1mm à la longueur filetée maximale du diamètre en question. Seules les longueurs filetées comptent pour la portance. Ainsi les longueurs de pointe et partie non filetée sont déduites. Pour les vis, une première hypothèse est de considérer le quart inférieur de la longueur réduite de flambement, comme négligeable sur la capacité portante de la partie inférieure de la vis. La droite « Portance (sans) » est ainsi obtenue, sans le quart de la longueur réduit de flambement, d'où son nom. Une deuxième hypothèse est de considérer le quart de la longueur réduite comme non négligeable. Après un calcul itératif, la droite « Portance (avec) » est obtenue permettant d'estimer une longueur réduite de flambement plus petite par rapport à la première hypothèse. Pour les tiges filetées, seule la droite « Portance (sans) » est tracée puisque la longueur réduite de flambement est équivalente à la longueur de flambement. Ce principe est donc appliqué aux vis WT-8,2, WR-9 et WR-13 et aux tiges filetées WB16 et WB20, utilisées par l'entreprise SFS intec pour le renforcement d'appui, donnant lieu respectivement aux Figure III-92, Figure III-93, Figure III-94, Figure III-95 et Figure III-96.

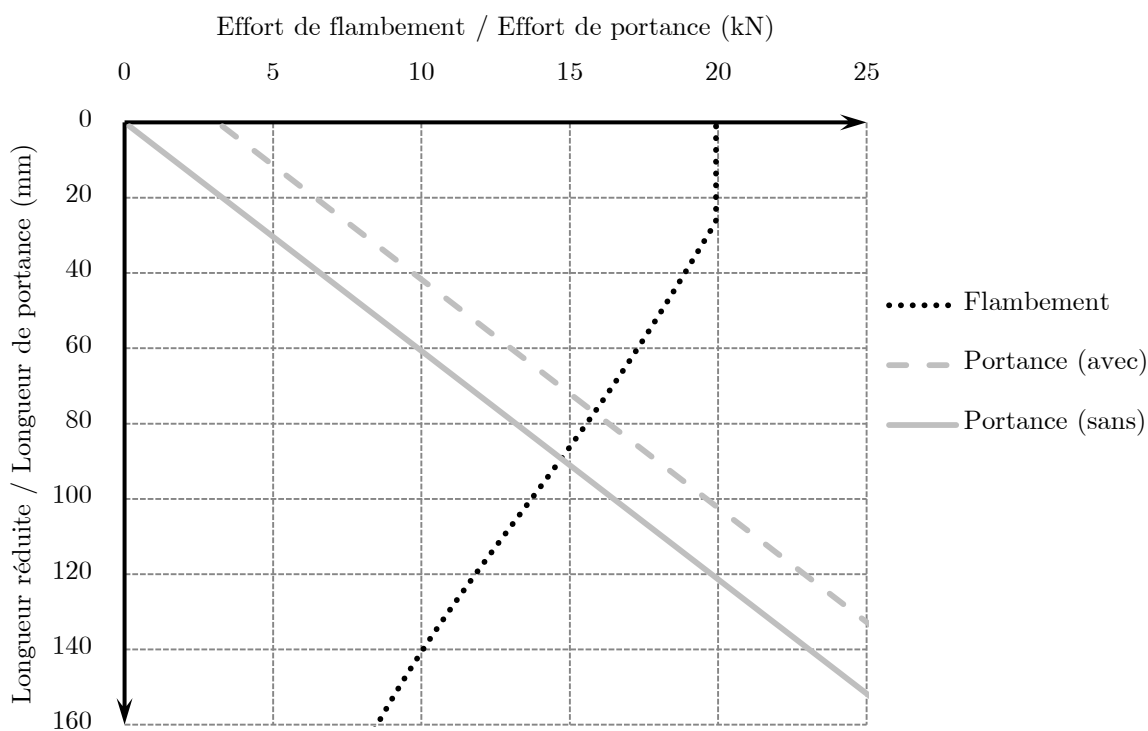


Figure III-92 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WT-8.2

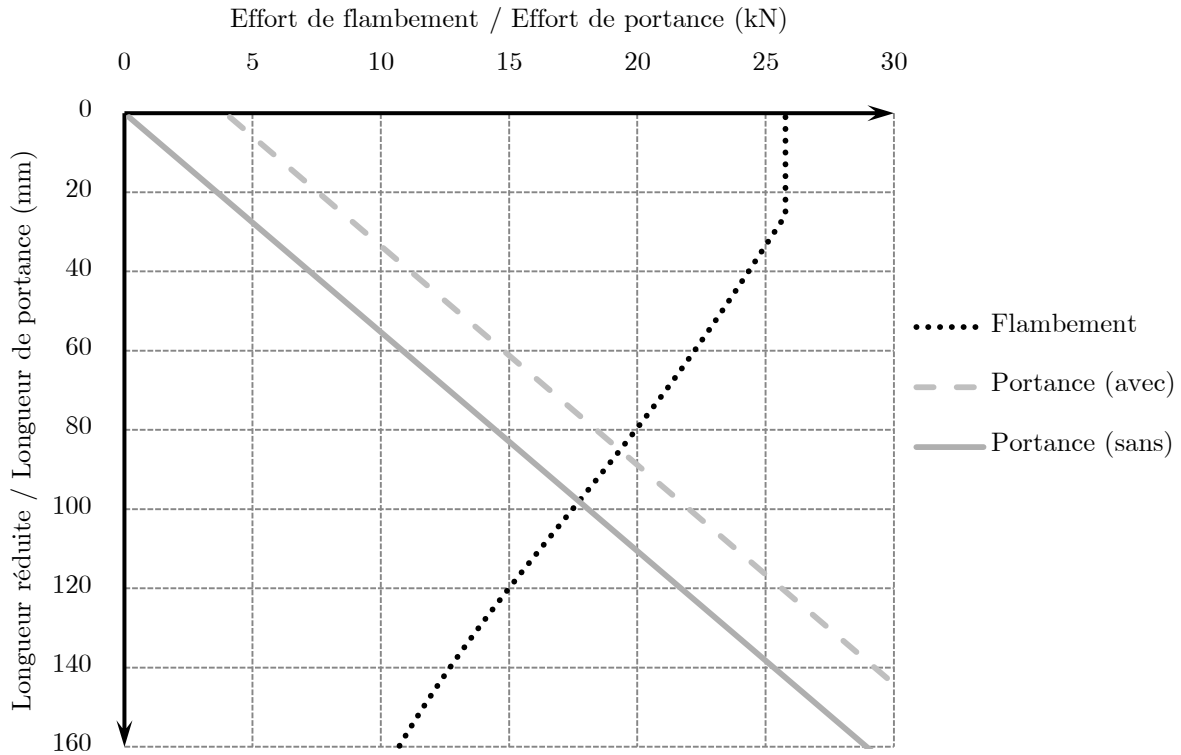


Figure III-93 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WR-9

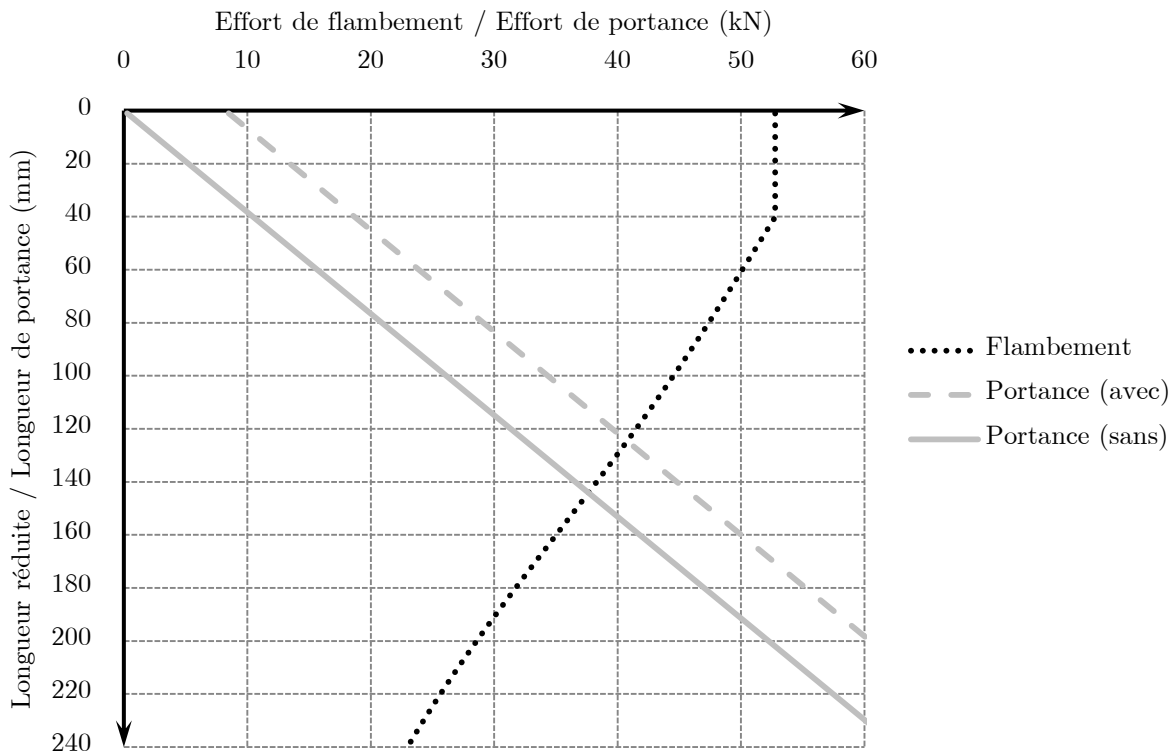


Figure III-94 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WR-13

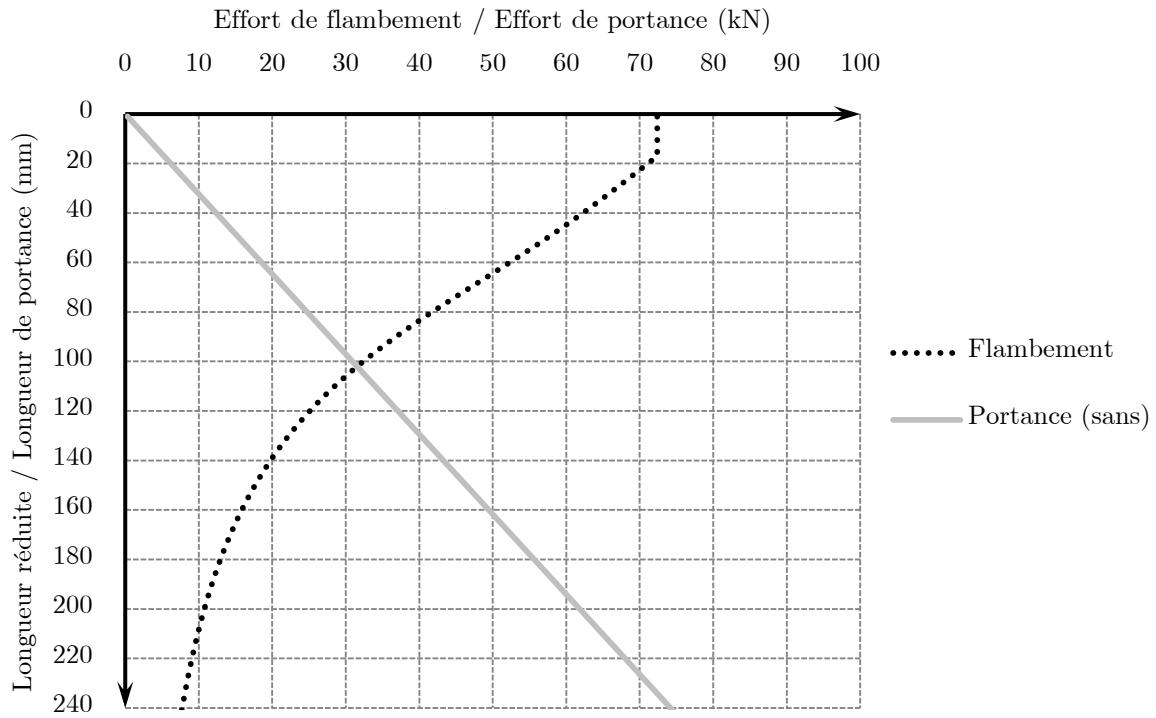


Figure III-95 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WB-16

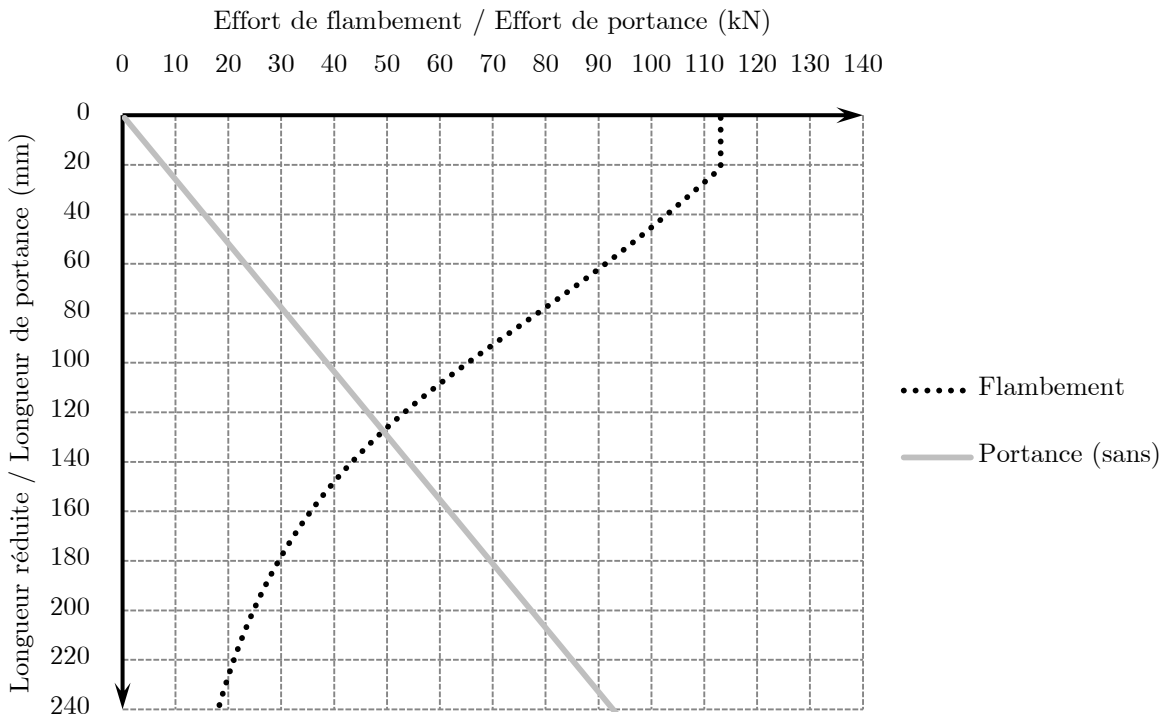


Figure III-96 : Détermination de la longueur réduite maximale des vis WB-20

L'intersection des courbes « Flambement » et « Portance (avec) » pour la vis et « Flambement » et « Portance (sans) » pour la tige filetée traduit d'une part la longueur de flambement (ℓ_{red}) et, d'autre part, l'effort de flambement de la vis (N_b). Elles peuvent être traduites selon l'équation (III-69) et l'équation (III-70) respectivement pour les vis et tiges filetées.

$$F_{ax,90} \ell_{ax,s} + 0,25 \cdot \ell_{red} = N_b \ell_{red} \quad (\text{III-69})$$

$$F_{ax,90} \ell_{ax,s} = N_b \ell_{red} \quad (\text{III-70})$$

De plus, ces figures permettent dans le même temps de déterminer la longueur filetée de la partie inférieure de la vis ($\ell_{ax,s}$) garantissant le flambement de la vis. La longueur de flambement et la longueur filetée ($\ell_{ax,s}$) sont cependant similaires en termes de valeurs. Pour les vis WR-9 et WR-13, ces longueurs sont respectivement de 87mm et 126mm. La longueur de vis garantissant ainsi la rupture par flambement est déduite selon l'équation (III-71).

$$\ell_{vis} = \ell_{red} + \ell_{ax,s} + \ell_{pointe} \quad (\text{III-71})$$

Elles mesurent 181mm et 260mm respectivement pour les vis WR-9 et WR-13. Pour ces deux types de vis, les longueurs de vis fabriquées par l'entreprise SFS intec permettent ainsi d'affirmer qu'une rupture par flambement se produira quelques soit la longueur de vis.

Pour les vis WT-8.2, la longueur de flambement (ℓ_{red}) est égale à 76mm. La longueur de vis minimale est calculée selon l'équation (III-72), mesurant ainsi 196mm en considérant la géométrie actuelle de la vis.

$$\ell_{vis} = \ell_{ax,s} + \ell_{pointe} \cdot 2 + 30 \quad (\text{III-72})$$

Pour les tiges filetées WB-16 et WB-20, les longueurs respectives sont de 204mm et 256mm calculées selon l'équation (III-73).

$$\ell_{vis} = \ell_{red} + \ell_{ax,s} \quad (\text{III-73})$$

De par une simple équivalence entre les formules analytiques de la capacité portante d'une vis et du flambement d'une vis, les valeurs de l'effort de flambement de la vis (N_b) sont ainsi répertoriées dans le Tableau III-26, ainsi que la longueur minimale de vis (ℓ_{vis}) garantissant le flambement et la longueur de flambement (ℓ_{red}).

Tableau III-26 : Valeurs de l'effort critique normal et de la longueur minimal de vis pour les vis fabriquées par SFS intec

Type de vis	N_b (mod)	ℓ_{vis}	ℓ_{red}
WT-8.2	15,92kN	196mm	76mm
WR-9	19,33kN	181mm	87mm
WR-13	40,56kN	260mm	126mm
WB-16	32,43kN	204mm	102mm
WB-20	50,82kN	256mm	128mm

Aucun essai de flambement de vis unitaire n'est effectué pour confronter les valeurs analytiques aux valeurs expérimentales. Ces valeurs analytiques seront confrontées qu'aux résultats des essais à l'échelle réduite et structurelle.

III.2. ESSAIS DE RENFORCEMENT EXPERIMENTAUX A L'ECHELLE REDUITE

Les essais à l'échelle réduite ont pour but de proposer des solutions alternatives de renforcement de la compression par une approche de renforcement du cisaillement et de confinement.

III.2.1. Caractéristiques des éprouvettes

III.2.1.1. Généralités

Le bois utilisé est du BLC de classe GL 24h constitué de lamelles de 45mm d'épaisseur en Epicéa. Ces essais sont réalisés selon la configuration B (cf. Figure III-97). Les hauteurs d'échantillons (h_t) sont de 270 et 440mm, pour une largeur (b) de 120 et 140mm respectivement. La principale longueur d'appui (ℓ) utilisée est 300mm, exceptée pour deux configurations où l'appui mesure 50mm. La longueur (L) de l'échantillon est suffisamment grande pour que la principale déformation se produise à l'appui ponctuel renforcé.

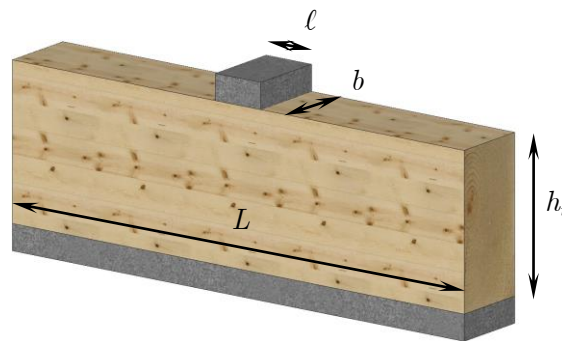


Figure III-97 : Echantillon expérimenté

Le type de vis utilisé pour ces essais est la vis WT-8.2 de SFS intec. Deux longueurs, 190 et 275mm sont testées respectivement pour les hauteurs de 270 et 440mm. L'utilisation de ses deux longueurs de vis permet de valider l'approche du flambement de la vis développée précédemment afin d'étudier les deux modes de rupture dits « unitaires ». Un essai de même dimension sans renfort est effectué afin de constituer un essai référence, désigné par B-1. L'effort moyen de cette configuration est ainsi rappelé dans chacun des tableaux d'analyse.

III.2.1.2. Eprouvette pour le renforcement en compression

La première solution expérimentée est celle en compression perpendiculaire au fil. Pour ce faire, six positionnements de vis sont réalisés, dont cinq sont effectués avec des vis verticales sous appuis. La longueur d'emprise des vis est de 260mm représentant la distance entre les deux files transversales positionnées à chaque extrémité de l'appui.

La première configuration (cf. Figure III-98 COMP-1) est constituée de quatre vis perpendiculaires positionnées à chaque extrémité de l'appui. Les espacements respectent les pincés en vigueur de l'ETA 12/0063 [77]. Les espacements parallèles au fil sont de 20 et 40mm respectivement entre l'extrémité de l'appui et l'axe de la première file transversale et entre deux files consécutives. Les espacements perpendiculaires au fil sont eux de 40mm.

La deuxième configuration (cf. Figure III-98 COMP-2) est un positionnement homogène sous appuis de 14 vis perpendiculaires.

La troisième configuration (cf. Figure III-98 COMP-3) est une discrétisation de l'appui de 300mm en deux petits appuis de 93,5mm espacés de 113mm. Ceux-ci sont renforcés par quatre vis, chacune positionnée comme le premier calepinage.

La quatrième configuration (cf. Figure III-98 COMP-4) est un positionnement de vis inclinées vers l'extérieur de l'appui afin d'augmenter artificiellement l'effet de diffusion, tout en modifiant le cône de diffusion de l'appui. L'inclinaison des vis est de 45° avec un calepinage identique à celui du premier. Les vis, utilisées pour ses quatre premières configurations, mesurent 190mm de long, tandis que pour les deux dernières, les vis mesurent 275mm de long.

La cinquième configuration (cf. Figure III-98 COMP-5) est similaire à la configuration COMP-1, exceptée la longueur de la vis. Cette configuration permet d'étudier un mode de rupture différent de la configuration COMP-1.

La dernière configuration (cf. Figure III-98 COMP-6) est le positionnement uniforme de huit vis sous l'appui tout en gardant la même distance entre les deux files transversales extrêmes de 260mm. Cet essai consiste à étudier l'influence d'une répartition homogène ou concentrée aux extrémités de l'appui pour le mode de rupture du flambement de la vis. Ces résultats permettent de valider ou non l'intégration du nombre de renforts efficace sur le mode de rupture au flambement.

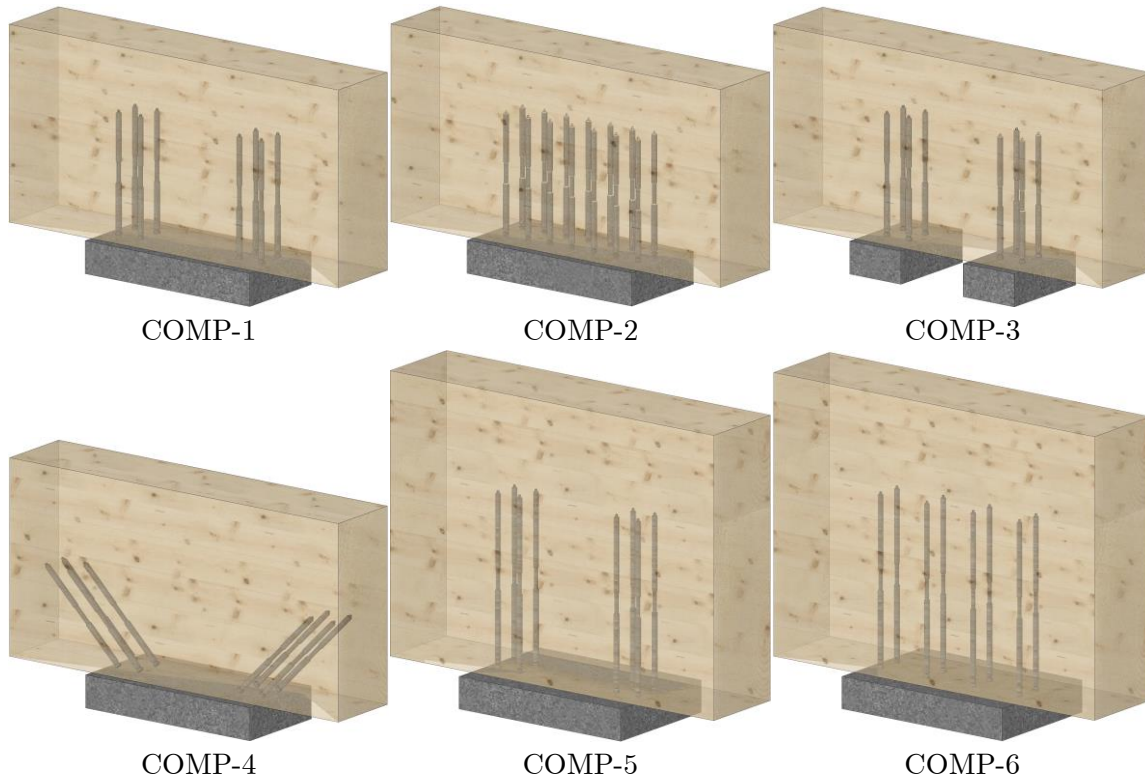


Figure III-98 : Renforcement de l'effet de compression perpendiculaire au fil

III.2.1.3. Epreuve pour le renforcement en cisaillement

Le deuxième type de renfort expérimenté est celui du cisaillement. Ce dispositif de renforcement est expérimenté puisque la formule analytique développée au Chapitre II pour quantifier l'effet de diffusion montre une interaction entre le cisaillement et la compression. Ces essais ont donc pour objectif de renforcer l'effet du cisaillement. De plus, ce type de renforcement permettrait une intervention sur des bâtiments existants. Deux inclinaisons de vis sont testées sur deux longueurs d'appui différentes. Tout d'abord, la longueur d'appui de 300mm est retenue, répondant ainsi à la problématique des industriels. Le modèle analytique développé au Chapitre II montre un apport du cisaillement à hauteur de 33% de l'effort total pour cette configuration. Pour cette longueur, la première solution testée est un renfort perpendiculaire en dehors de la zone d'appui (cf. Figure III-100 CIS-1) avec quatre vis positionnées de part et d'autre de l'appui. La deuxième est une inclinaison vers l'intérieur de l'appui à 45° de deux vis de part et d'autre de l'appui (cf. Figure III-100 CIS-2), avec l'axe de la vis positionné à une distance de 10mm du nu d'appui.

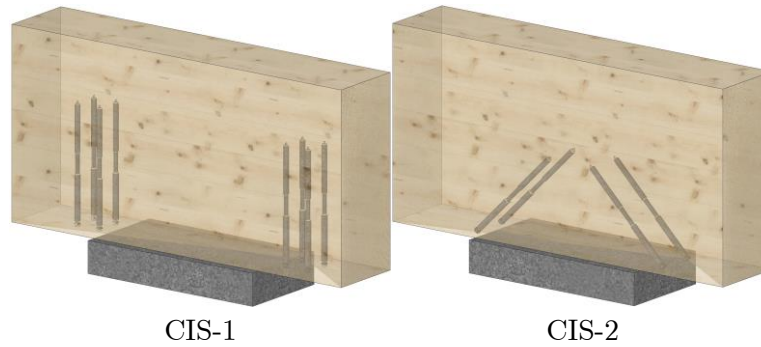


Figure III-99 : Renforcement du cisaillement pour une longueur d'appui de 300mm

La deuxième longueur d'appui retenue est 50mm. Elle permet d'étudier le renfort du cisaillement avec un apport du cisaillement, plus important que la précédente. L'application du modèle développé au Chapitre II montre un apport du cisaillement d'environ 107% de l'effort total. Seule l'étude des vis inclinées à 45° est retenue. Le seul paramètre variable, entre les deux configurations est la distance entre le nu d'appui et l'axe de la tête de vis. Pour la configuration CIS-3 (cf. Figure III-100), cette distance mesure 10mm alors que pour la configuration CIS-4 (cf. Figure III-100), elle vaut 67mm permettant d'avoir la partie non filetée au droit du nu d'appui. Ce décalage de l'axe de la vis, par rapport au nu d'appui permet d'étudier l'importance de cette distance sur les résultats.



Figure III-100 : Renforcement du cisaillement pour une longueur d'appui de 50mm

III.2.1.4. Eprouvette pour le renforcement en compression et cisaillement

Le troisième type de renfort expérimenté est celui de l'association du renforcement de la compression et du cisaillement. Pour ce faire, les deux premières configurations (cf. Figure III-101 et Figure III-102) concernent l'association du renfort des huit vis verticales sous l'appui (cf. Figure III-98 COMP-1) et, d'une part, le renfort des quatre vis verticales de part et d'autre de l'appui (cf. Figure III-100 CIS-1) et, d'autre part, le renfort de deux vis inclinées à 45° de part et d'autre de l'appui

(cf. Figure III-100 CIS-2). Cependant, cette dernière ne respecte pas les conditions de pinces préconisées par SFS intec entre les vis verticales et celles inclinées. Les vis inclinées sont accolées à celles verticales du coté extérieur de celles-ci par rapport à l'axe de l'échantillon (cf. Figure III-102).

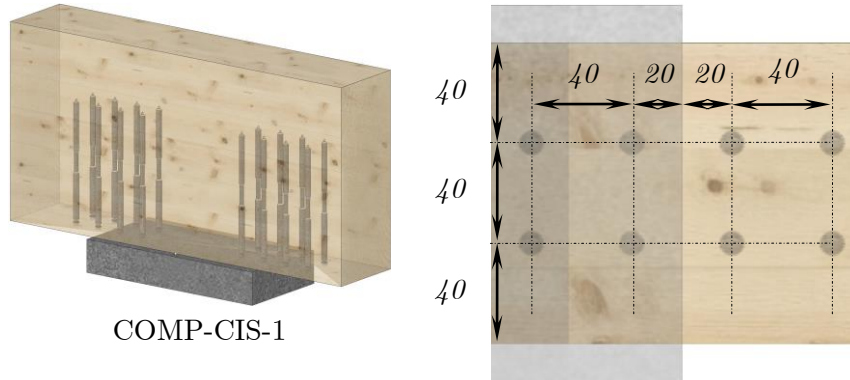


Figure III-101 : Pinces de la configuration COMP-CIS-1

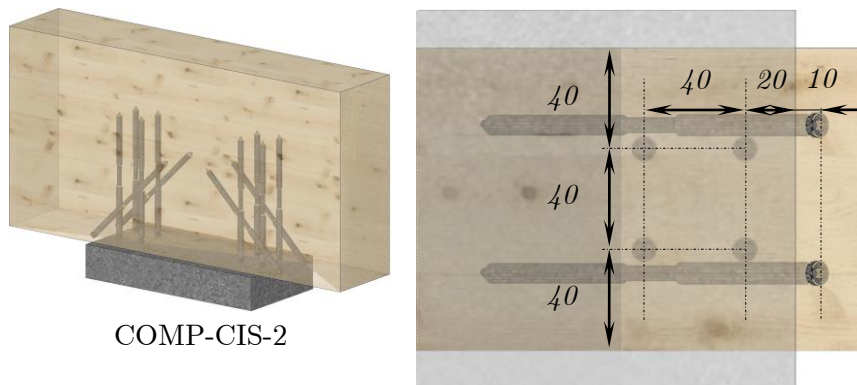


Figure III-102 : Pinces de la configuration COMP-CIS-2

Une troisième configuration (cf. Figure III-103 COMP-CIS-3) est testée avec l'augmentation de l'effet du cisaillement par des appuis discrétisés renforcés sur l'effet de cisaillement et de compression (cf. Figure III-98 COMP-4). Pour cette configuration, les pinces entre les vis verticales sous appuis et les vis inclinées respectent les préconisations de l'ETA 12/0063 [77] de l'entreprise SFS intec. Ainsi, trois vis inclinées, au lieu de quatre, sont positionnées à 45° et à une distance de 67mm afin de garantir une même longueur filetée de part et d'autre du nu d'appui (cf. Figure III-103).

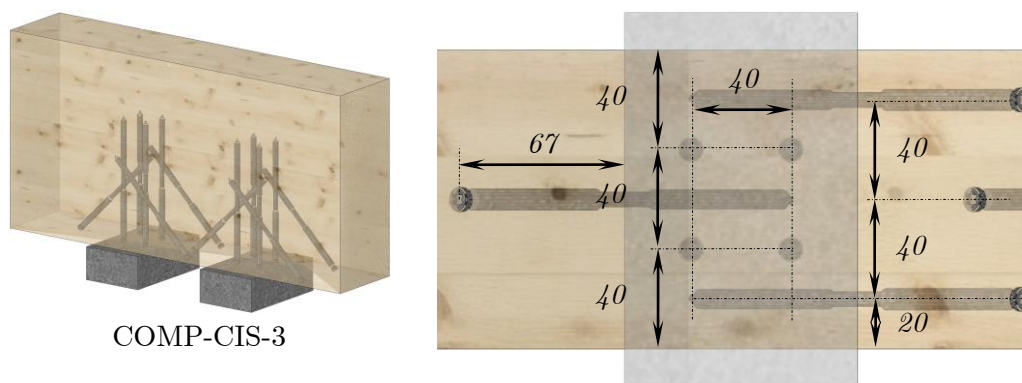


Figure III-103 : Pincés de la configuration COMP-CIS-3

Enfin, la dernière configuration (cf. Figure III-104 COMP-CIS-4) est effectuée en rapprochant les vis verticales sous appui et à côté de l'appui les plus proches du nu d'appui. Cette configuration est testée afin d'étudier le blocage du cisaillement à l'endroit où la concentration de cisaillement est maximale : c'est-à-dire au nu d'appui. Pour celle-ci, trois vis verticales de 190mm sont positionnées de part et d'autre du nu d'appui à une distance de 10mm, ne respectant pas l'ETA 12/0063 [77] de l'entreprise SFS intec.

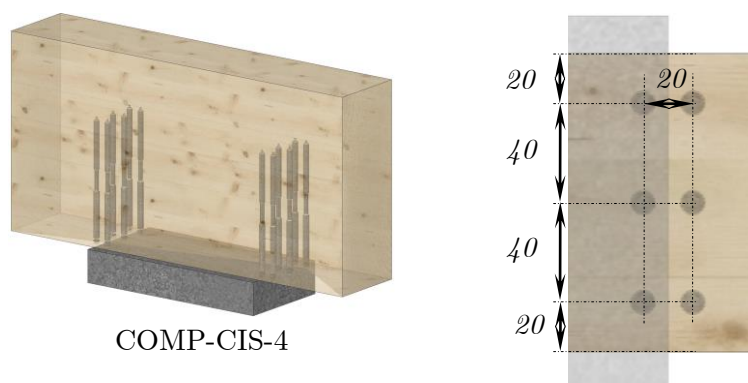


Figure III-104 : Pincés de la configuration COMP-CIS-4

III.2.1.5. Eprouvette pour le renforcement au confinement

Le dernier renforcement testé est celui du confinement de la traction perpendiculaire au fil (cf. Figure III-105). Sur la dernière configuration COMP-CIS-4, les pincés entre les deux files transversales ne respectent pas l'ETA 12/0063 [77]. L'ouverture d'une fissuration au droit des vis est possible, pouvant provoquer une diminution de l'effort de portance de la vis. Pour remédier à cette problématique, des vis de renforcements de la traction perpendiculaire au fil sont positionnées pour éviter ce problème (cf. Figure III-105 TRAC-1). Une dernière configuration est testée par un confinement de la zone d'appui afin de limiter le gonflement de l'échantillon au

niveau des zones d'appuis, pouvant intervenir sur le facteur épaisseur. Pour ce faire, un profilé métallique est positionné de part et d'autre de l'échantillon et boulonnés entre eux (cf. Figure III-105 TRAC-2).

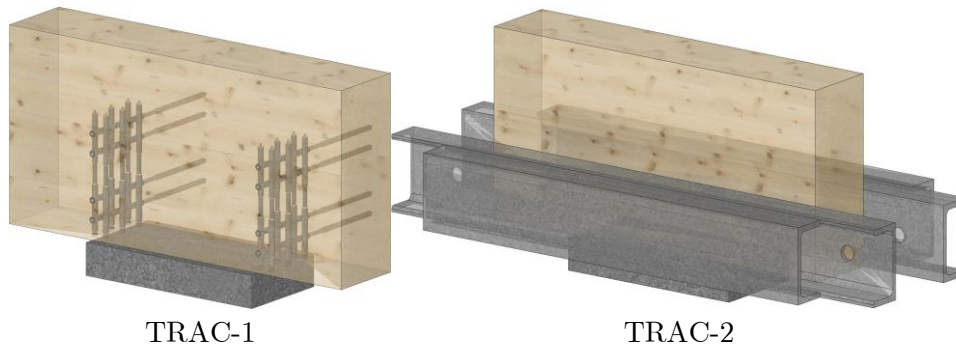


Figure III-105: Renforcement en traction perpendiculaire au fil

III.2.2. Cycle de chargement

Le protocole expérimental adopté est un simple chargement sans palier intermédiaire à une vitesse constante pour respecter la durée de chargement de $(300s \pm 120s)$, conformément à la norme NF EN 408 [10]. Il est piloté en déplacement afin d'avoir le post-pic de rupture. Des cibles sont disposées sur le point de chargement et sur l'échantillon afin d'effectuer des mesures de déplacements par vidéométrie en 2D VDM[®]. Ce dispositif permet d'étudier le déplacement relatif de l'appui par rapport à l'échantillon.

III.2.3. Résultats et analyses

Pour ces essais à l'échelle réduite, trois comportements sont distingués. Le premier est caractérisé comme étant fragile. Pour celui-ci, les efforts retenus sont les efforts maximaux puisque l'effort de rupture est intervenu avant l'effort déterminé pour une déformation plastique de 1% (cf. Figure III-106). Pour les autres, l'effort déterminé pour une déformation plastique de 1% est retenu. Cependant, deux comportements sont dissociés. Le premier est caractérisé comme ductile (cf. Figure III-106), puisque l'effort augmente au fur et à mesure du déplacement. Le deuxième est caractérisé comme élasto-plastique (cf. Figure III-106).

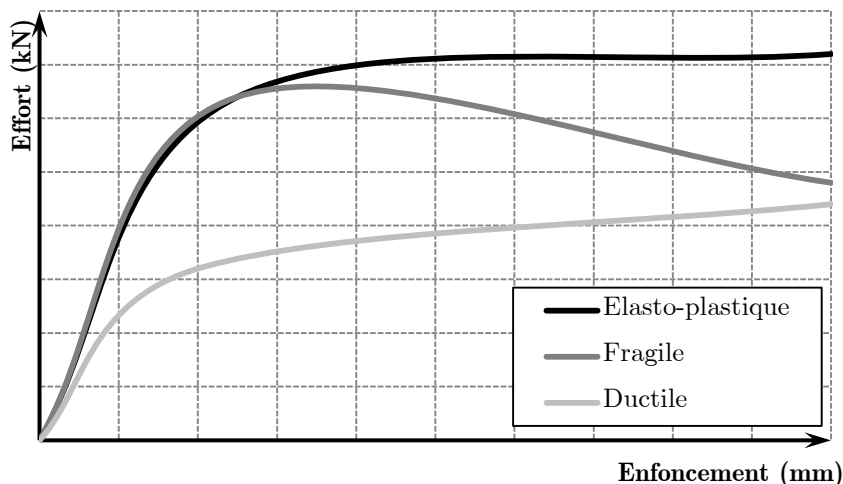


Figure III-106 : Types de courbes de renforcements

Concernant le comportement fragile, le mode de rupture observé est la défaillance de la portance des vis pour tous les essais en présence des vis WT-8,2-190 (cf. Figure III-107a). Pour ce mode de rupture, l'apport des vis est observable sur les premiers millimètres de déplacement. Ensuite, le comportement de l'échantillon renforcé reprend le comportement de celui non renforcé (cf. Figure III-108). Ainsi, les vis verticales de renforts sous appuis ont une efficacité sur les premiers millimètres de déplacement en termes de résistance pour le mode de rupture de la portance des vis. Pour le comportement élasto-plastique, le mode de rupture observé est le flambement de la vis (cf. Figure III-107b) et en présence des vis WT-8,2-275. Ce résultat conforte, dans un premier temps, la détermination de la longueur de vis optimale garantissant le flambement de la vis.

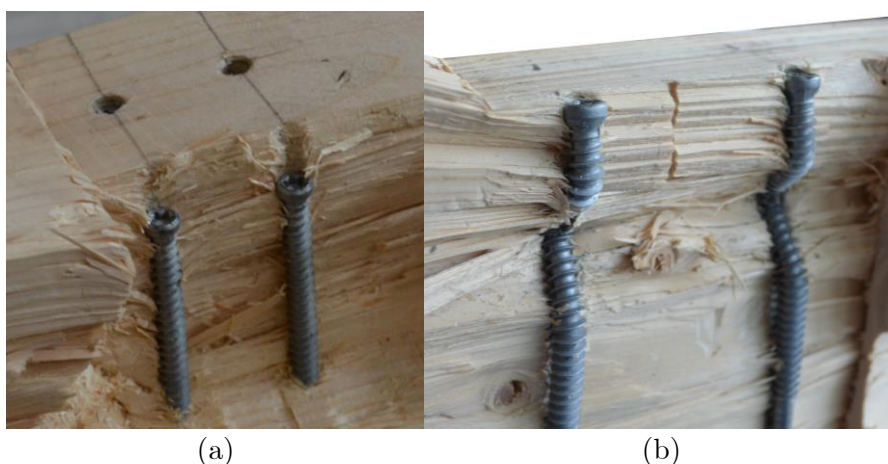


Figure III-107 : Mode de rupture en portance de vis (a) et en flambement de vis (b)

Pour l'ensemble des essais, une synthèse des différentes typologies est résumée dans leurs tableaux respectifs avec la valeur moyenne de l'effort de compression retenue, du nombre d'échantillon par série, le coefficient de variation, la densité moyenne des échantillons, le mode de rupture et le ratio entre la valeur de l'effort de compression renforcé et celle non renforcé.

III.2.3.1. Renforcement en compression

Les résultats des essais de renforcements en compression sont synthétisés dans le Tableau III-27. Une courbe de chacune des configurations est visible sur la Figure III-108.

Tableau III-27 : Résultats des essais renforcés sur l'effet de compression perpendiculaire au fil

Désignation	Nb	$F_{c,90,mean}$ (kN)	COV (%)	ρ_m (kg/m ³)	Mode de rupture	Ratio
B-1	5	161,4	10	463	Ductile	/
COMP-1	5	302,3	6	458	Fragile	1,87
COMP-2	4	330,7	1	450	Fragile	2,05
COMP-3	5	298,2	4	440	Fragile	1,85
COMP-4	3	212,8	3	440	Ductile	1,32
Modèle analytique		209,0				/
COMP-5	4	385,7	12	440	Elasto-plastique	1,84
COMP-6	4	386,2	8	440	Elasto-plastique	1,84

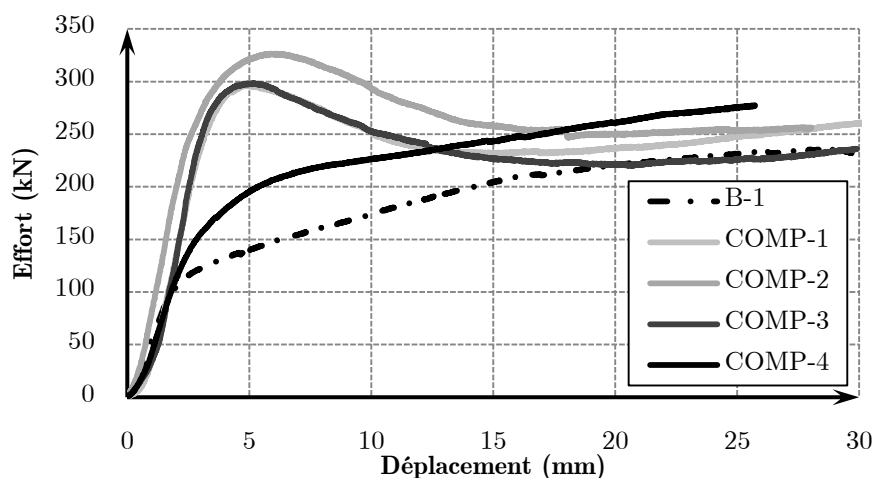


Figure III-108 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de compression

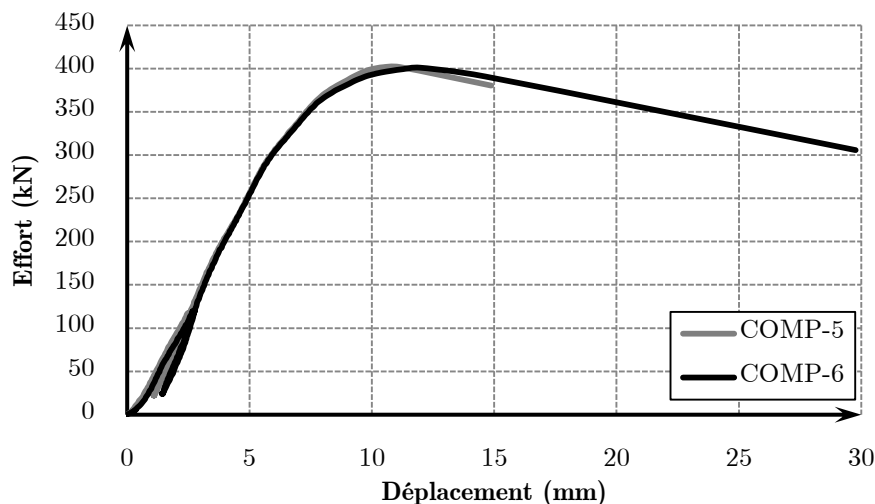


Figure III-109 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de compression pour une largeur de 140mm.

Le renforcement de la compression par des vis verticales sous l'appui montre des résultats allant jusqu'à l'augmentation de l'effort de compression par deux par rapport à l'appui non renforcé pour une même longueur d'appui. L'appui de 300mm renforcé équivaut donc approximativement à une longueur d'appui de 600mm non renforcé répondant ainsi à la problématique de l'étude. Cependant, des analyses complémentaires sont effectuées.

Les configurations COMP-1 et COMP3 montrent des résultats similaires entre-elles avec une augmentation de 85% de l'effort de compression. Ainsi, ce résultat confirme la possibilité de dissociation d'un appui de grande longueur renforcé en deux appuis plus petits renforcés par la même disposition de vis. Pour ces essais, chacune des vis récupère un effort de compression de 17,6kN, en supposant une répartition uniforme sur chacune des vis de l'assemblage. Les vis de la configuration COMP-2 reprennent 12,1kN. En application de l'équation de la capacité portante d'une vis WT-8.2-190, une erreur de 31% et 53% est visible entre la valeur analytique et la valeur expérimentale, respectivement pour la configuration COMP-1 et COMP-2. De plus, ils montrent un effort différent entre les vis d'un assemblage en présence d'un nombre important pour une rupture en portance de vis. Pour remédier à cette problématique, une proposition de nombre efficace sera menée sur l'ensemble des essais en fonction du nombre de file transversale.

Contrairement aux configurations précédentes où la rupture par portance est observée, les résultats des configurations COMP-5 et COMP-6 montrent des efforts équivalents avec une rupture par flambement des vis (cf. Figure III-109). De par ces résultats, le renforcement concentré aux extrémités de l'appui COMP-5 et le renforcement homogène COMP-6 n'ont aucun impacte sur la valeur de la capacité

portante d'un appui dès lors que le mode de rupture par flambement des vis est visible.

Le renforcement en compression par des vis inclinées sous l'appui, n'apporte que 30% de gain au lieu des 85% escomptés pour un même nombre de vis. Ce gain s'explique par un travail inapproprié pour les vis : les vis sous l'effort de compression fléchissent (cf. Figure III-110). Ainsi, l'apport des vis inclinées n'est pas quantifié par une augmentation de l'effet de diffusion comme on pouvait le prédire mais tout simplement par l'apport de l'effort de flexion des vis. De par l'apport du renforcement, ce dispositif de vis ne semble pas pertinent.



Figure III-110 : Flambement des vis sous appuis

III.2.3.2. Renforcement en cisaillement

Les résultats des essais de renforcements en cisaillement sont synthétisés dans le Tableau III-28. Une courbe de chacune des configurations est visible sur les Figure III-111 et Figure III-112 respectivement pour les appuis de longueur 300mm et 50mm.

Tableau III-28 : Résultats des essais renforcés sur l'effet du cisaillement

Désignation	Nb	$F_{c,90,mean}$ (kN)	COV (%)	ρ_m (kg/m ³)	Mode de rupture	Ratio
B-1	5	161,4	10	463	Ductile	/
CIS-1	5	164,6	11	449	Ductile	1,02
CIS-2	5	179,3	13	472	Ductile	1,11
Modèle analytique		45,1				/
CIS-3	3	58,4	16	462	Ductile	1,29
CIS-4	3	50,4	9	458	Ductile	1,12

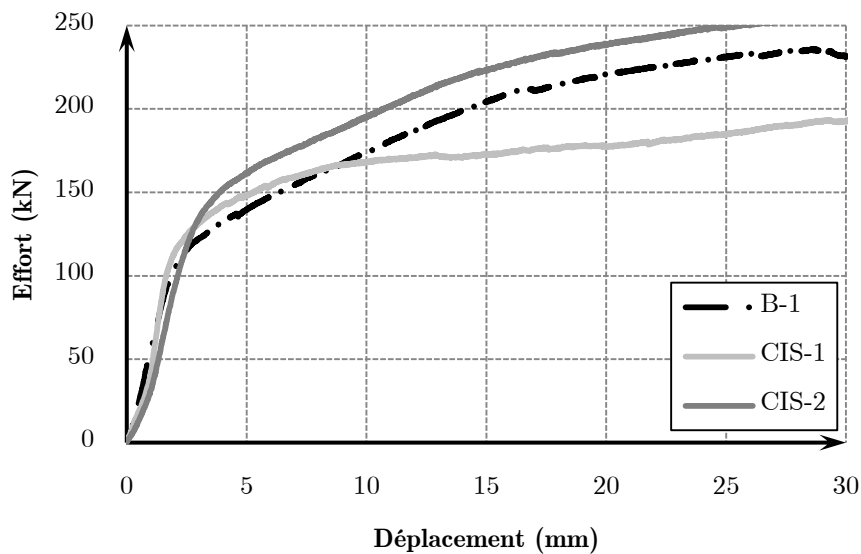


Figure III-111 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de cisaillement des longueurs d'appui de 300mm

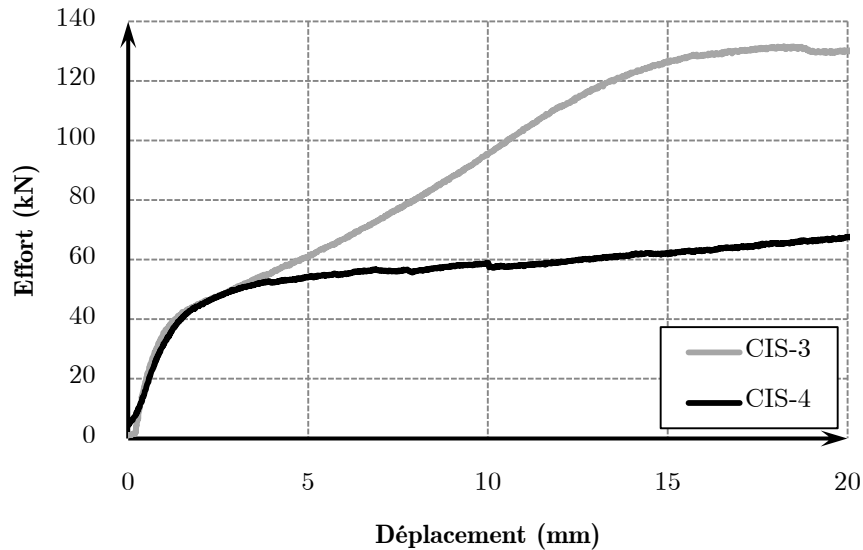


Figure III-112 : Courbes des essais renforcés sur l'effet de cisaillement des longueurs d'appui de 50mm

Le résultat des essais renforcés par les vis verticales seules (CIS-1) ne montre aucune amélioration de la capacité portante de l'appui. Ce résultat permet d'affirmer que le renforcement des vis verticales au dehors de l'appui seul ne fonctionne pas pour répondre à la problématique des industriels.

Concernant les vis inclinées, l'augmentation de rigidité de la configuration CIS-3 par rapport à la configuration CIS-4 (cf. Figure III-112) à partir de 4mm de déplacement est caractérisée par la mise en contact de l'extrémité d'appui avec la vis de renfort inclinée. Cette première constatation montre l'importance de la distance entre l'axe de la vis au niveau de la tête et le nu d'appui. Les résultats montrent une augmentation de la capacité portante de l'appui. Il représente environ 10% et 30% pour les vis inclinées respectivement pour un appui de 300mm et 50mm pour le positionnement de l'axe de la tête de vis à 10mm du nu d'appui. Cependant, l'appui est venu en contact sur le filetage des vis, mettant en flexion la vis de renforcement (cf. Figure III-113) comme pour les essais de la configuration COMP-4. L'apport des vis en termes d'efforts pour ces deux configurations, est tout simplement le flambement de la vis et non un renforcement du cisaillement.

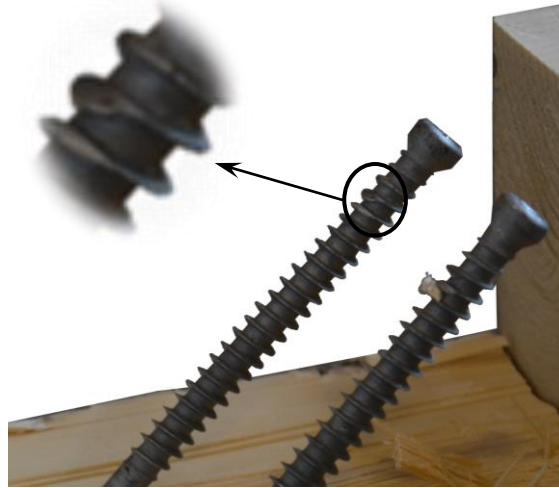


Figure III-113 : Contact de l'appui au filetage des vis de renforcement au cisaillement

Pour les vis d'avantage décalées par rapport au nu d'appui, le gain observé par rapport au modèle analytique est d'environ 12% sans aucune mise en contact de la vis avec l'appui. Ainsi, ces vis, par un simple décalage, n'apportent que la moitié en termes de résistance par rapport aux vis les plus proches, montrant l'influence de la distance entre le nu d'appui et l'axe de la tête de vis. Tout de même, deux analyses sont faites pour essayer d'estimer l'augmentation d'effort. La première est l'augmentation de l'effet du cisaillement. Cependant, cette réflexion est difficilement quantifiable, de par un effet très local de la vis par rapport à la largeur de l'échantillon. La seconde analyse, peut être plus facile d'interprétation, est l'augmentation de l'effort par arrachement des vis inclinées à 45° . Cependant, il faut déterminer la longueur filetée concernée par ce dispositif pour raisonner sur cette idée. L'effort supplémentaire, apporté par le renforcement des vis inclinées équivaut à une longueur de vis filetée totale de 67mm selon l'élaboration de la formule de la portance selon un angle. Ceci ramené sur chacune des vis inclinées de longueur 190mm, la longueur de vis participante est de 16,75mm, restant très négligeable par rapport à la longueur de vis insérée.

Ce renforcement avec vis inclinées mériterait un développement d'un modèle élément finis afin de déterminer le positionnement approprié pour les faibles longueurs d'appui. Cependant, l'intérêt escompté est tout de même peu évident et dépendant de plusieurs paramètres. Ainsi, ce type de renforcement est envisageable pour les faibles longueurs d'appui avec un gain très faible et non pour les grandes longueurs d'appui.

III.2.3.3. Renforcement en compression et cisaillement

Les résultats des essais de renforcement en cisaillement sont synthétisés dans le Tableau III-29. Une courbe de chacune des configurations est visible sur la Figure III-114.

Tableau III-29 : Résultats des essais renforcés sur les effets de compression et cisaillement

Désignation	Nb	$F_{c,90,mean}$ (kN)	COV (%)	ρ_m (kg/m ³)	Mode de rupture	Ratio
B-1	5	161,4	10	463	Ductile	/
COMP-CIS-1	5	308,6	12	453	Fragile	1,91
COMP-CIS-2	5	336,4	6	467	Fragile	2,09
COMP-CIS-3	3	312,1	2	412	Fragile	1,93
COMP-CIS-4	3	283,0	4	457	Fragile	1,75

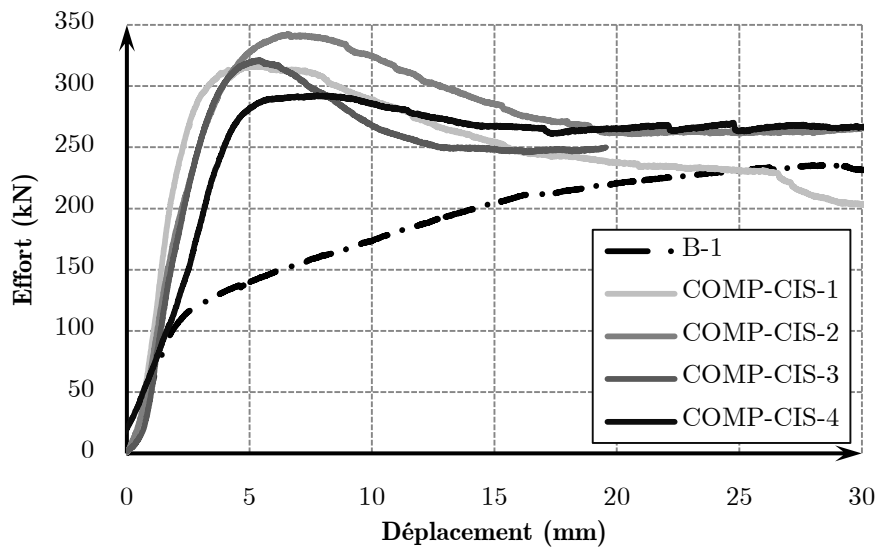


Figure III-114 : Courbes des essais renforcés sur les effets de compression et cisaillement

Le résultat de la configuration COMP-CIS-1 montre un résultat similaire par rapport à la configuration COMP-1 sans les renforts verticaux de part et d'autre de l'appui. Il montre que les vis verticales éloignées des extrémités d'appui associées aux vis verticales sous l'appui ne participent pas au renforcement d'appuis. Ces vis auraient même tendance à fragiliser l'appui. Celles, positionnées sous l'appui, ne montrent en apparence aucune fissuration au contact de l'appui (cf. Figure III-115a),

tandis que les vis positionnées en dehors ont tendance à fissurer sur toute la hauteur de la vis (cf. Figure III-115b). Cette remarque est due à la présence de l'appui qui exerce un frottement superficiel sur l'épaisseur de l'élément. Cependant, celui-ci est effectif sur les deux premiers centimètres faisant apparaître des fissures au droit des vis dans la masse (cf. Figure III-115a). Ce principe de renforcement n'est donc pas concluant pour renforcer les appuis de bâtiments existants et neufs.

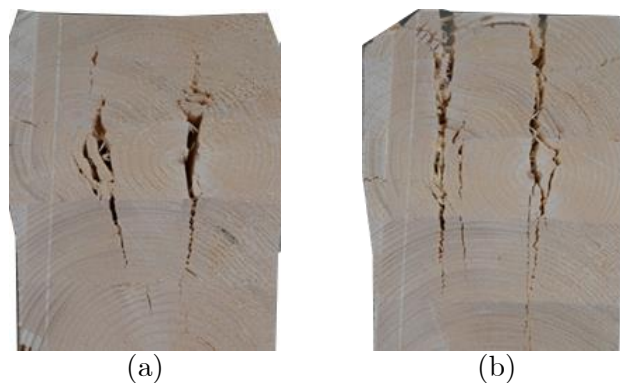


Figure III-115 : Fissuration au droit des vis de renforcement

La configuration COMP-CIS-2 montre un gain de 109% par rapport à l'essai non renforcé (B1) et de 22% par rapport à l'essai sans le renfort au cisaillement COMP-1, représentant 30kN. L'appui n'est pas venu en contact avec les vis, montrant ainsi un mode de rupture différent par rapport à celui observé par les vis inclinées seules (CIS-2). L'apport des vis inclinées peut donc être caractérisé par l'apport de l'effort d'arrachement de la partie la plus petite entre $(\ell_{ax,s,1})$ et $(\ell_{ax,s,2})$ (cf. Figure III-116) selon l'équation (III-74). Ainsi, l'effort vaut 25,2kN montrant une erreur de 16% avec l'effort expérimental.

$$R_{ax,45} = n_{vis} \cdot f_{v,mean} \cdot \pi \cdot d_{ext} \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot \ell_{pas} \cdot \sin^2 \alpha}{\pi \cdot d_{ext}} \right) \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{ax,s,1} \\ \ell_{ax,s,2} \end{array} \right. \quad (\text{III-74})$$

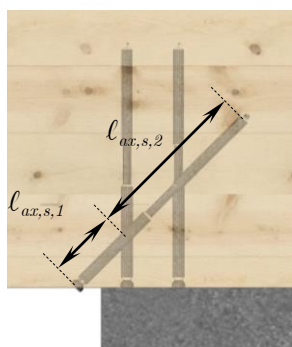


Figure III-116 : Détermination de la longueur filetée des vis de renforcement au cisaillement

Le résultat de la configuration COMP-CIS-3 montre un gain de 11% par rapport à l'essai sans renfort du cisaillement des vis inclinées (COMP-3). L'effort apporté par ces vis inclinées est seulement de 15kN pour six vis, montrant une différence avec la configuration précédente pour quatre vis. Cette différence peut être due à l'augmentation des pinces entre les vis verticales et inclinées par rapport à la configuration COMP-CIS-2 et la distance entre l'axe de la vis et l'extrémité de l'appui. Ainsi, les vis inclinées de part et d'autre de l'appui sont donc efficaces lorsqu'elles sont positionnées au plus proche des extrémités de l'appui et au plus proches des vis verticales sous appuis, sans observation du flambement de la vis. Ce type de renfort est donc inadapté pour le monde industriel.

La configuration COMP-CIS-4 montre une augmentation de 75% par rapport à l'appui non renforcé représentant un effort de 122kN supplémentaire. Si les vis positionnées en dehors de l'appui n'apportent aucune amélioration, chaque vis positionnées sous l'appui récupère ainsi un effort de compression avoisinant les 20kN. Cet effort est quasiment le double par rapport aux 14 vis de la configuration COMP-3. Ainsi, l'analyse doit être faite sur un nombre efficace de renfort.

III.2.3.4. Renforcement au confinement

Les résultats des essais de renforcements au confinement sont synthétisés dans le Tableau III-30. Une courbe de chacune des configurations est visible sur la Figure III-117.

Tableau III-30 : Résultats des essais renforcés en traction

Désignation	Nb	$F_{c,90,mean}$ (kN)	COV (%)	ρ_m (kg/m ³)	Mode de rupture	Ratio
B-1	5	161,4	10	463	Ductile	/
TRAC-1	5	297,8	5	468	Fragile	1,85
TRAC-2	3	182,5	3	460	Ductile	1,13

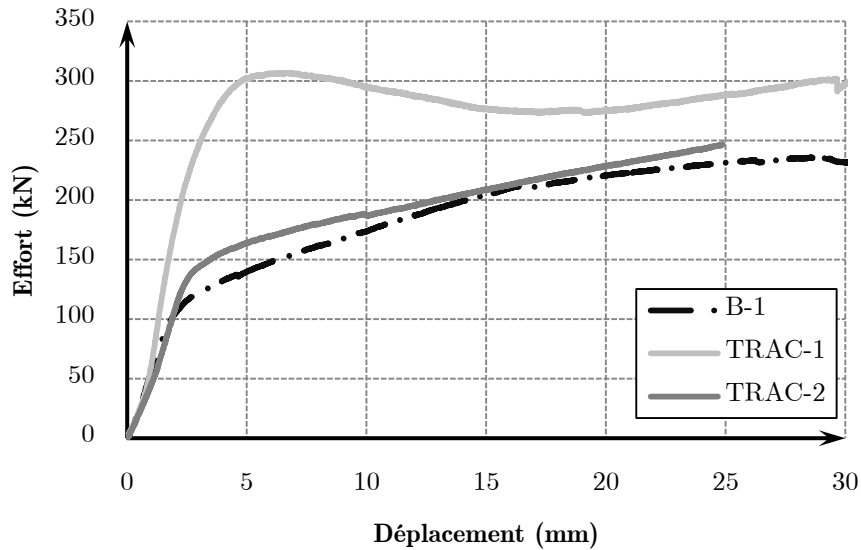


Figure III-117 : Courbes des essais renforcés en traction

Le renforcement du confinement de la traction perpendiculaire au fil apporte un gain de 10% par rapport à la configuration (COMP-CIS-4). Ce résultat augmente d'avantage l'effort repris en compression des vis positionnées sous l'appui avoisinant les 22kN par vis. Une explication sera faite pour expliquer la variation d'effort repris par la vis WT-8.2-190 entre l'effort de 12,7kN de la configuration COMP-2 et les 22kN de la configuration TRAC-1.

Concernant le confinement confectionné par des profilés métalliques, le gain moyen est de 13% par rapport à l'essai non renforcé. Cependant, ce type de renfort est difficilement quantifiable. D'une part, aucun moyen n'existe pour quantifier l'effort de poussée du bois lors du gonflement. D'autre part, le gain observé est un apport du frottement entre le bois et le profilé et non réellement un effet de confinement du bois. Ce procédé est donc abandonné au vu de la problématique des industriels.

III.2.4. Conclusion

En conclusion sur l'ensemble des solutions alternatives expérimentées pour renforcer la compression perpendiculaire au fil, aucune d'entre elles ne permet de répondre à la problématique des industriels. Seules les vis mises perpendiculairement à l'appui sont concluantes en termes de gain de capacité portante de l'appui. Seul ce type de renfort est donc retenu pour l'ensemble des essais à l'échelle structurelle.

III.3. ESSAIS EXPERIMENTAUX A L'ECHELLE STRUCTURELLE

Deux campagnes expérimentales ont été effectuées à l'échelle structurelle, dont une orchestrée bien avant le début de la thèse en 2008 sur des essais de compression selon la configuration D (cf. Figure III-118). La deuxième campagne effectuée en 2014 est réalisée sur des essais de flexion selon la configuration G (cf. Figure III-119). L'objectif de ces essais est de valider la sommation des efforts de diffusion de l'appui et de ceux apportés par les vis, et ce pour un nombre de vis importants.

III.3.1. Caractéristiques des éprouvettes

Pour la première campagne expérimentale, la longueur de l'appui retenue (ℓ) est une longueur de 600mm pour des questions de similitudes avec la construction des bâtiments logistiques. Les dimensions d'échantillons sont une hauteur (h) de 800mm pour une largeur (b) de 160mm. La longueur d'échantillon (L) est de 1600mm pour des raisons de maintien au déversement de l'échantillon et de chargement.

Concernant le renforcement, trois dispositions de vis ont été effectuées en utilisant les vis WT-8,2-330 de l'entreprise SFS intec. La première est une disposition de six vis en deux files transversales de trois vis. La deuxième est une disposition de 21 vis en sept files transversales de trois vis. La longueur d'emprise entre les files transversales extrêmes (ℓ_{esp}) pour ces deux configurations est de 500mm (cf. Figure III-118). La dernière est une disposition de 42 vis en 14 files transversales de trois vis. La longueur d'emprise (ℓ_{esp}) est de 520mm, afin de respecter les pinces minimales entre deux vis consécutives de l'ETA 12/0063 [77] de l'entreprise SFS intec.

Une disposition supplémentaire est effectuée avec deux tiges filetées de diamètre extérieur de 20mm et d'une longueur de 330mm espacées de 500mm.

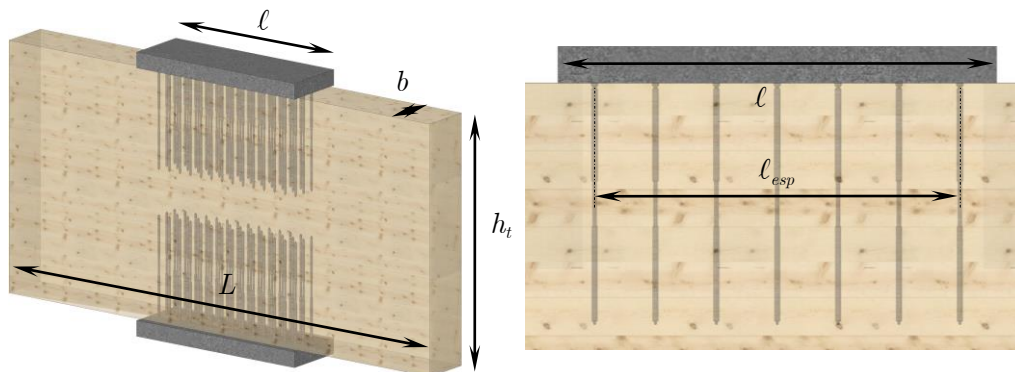


Figure III-118: Géométrie de la première campagne des essais de renforcement

La deuxième campagne d'essais renforcés à l'échelle structurelle est réalisée en flexion selon la configuration H (cf. Figure III-119). Les dimensions sont identiques à la deuxième campagne d'essai de flexion. Pour rappel, trois sections transversales (h_t/b : 880/140 - 1120/140 - 1280/220) ont été testées avec trois longueurs d'appuis différentes (ℓ : 100 - 300 - 600). Seuls les appuis de 300mm et 600mm de long sont renforcés. Plusieurs types de vis du fabricant SFS intec sont testées afin d'étudier des effets d'échelles de vis et les différents modes de rupture répertoriés de l'état de l'art (cf. Tableau III-31). Le dimensionnement des appuis renforcés est effectué afin d'obtenir une rupture simultanée sur les deux appuis renforcés.

Tableau III-31 : Type de vis utilisée

Désignation	Type de vis	Nb de vis
H-880-140-300-R	WT-8.2-275	10
H-880-140-600-R	WR-9-350	14
H-1120-140-300-R	WR-13-400	6
H-1120-140-600-R	WR-9-400	14
H-1280-220-300-R	WR-13-400	4
H-1280-220-600-R	WR-9-350	14

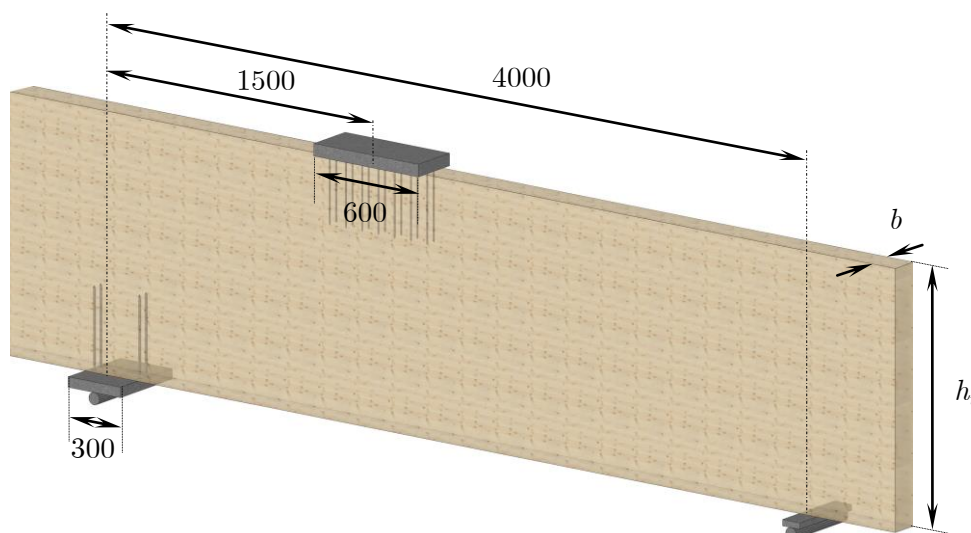


Figure III-119: Renforcement en compression perpendiculaire au fil sur des essais de flexion à l'échelle structurelle

III.3.2. Cycle de chargement

Le cycle de chargement pour ces essais est différent par rapport à celui des essais à l'échelle réduite. Tout d'abord, les essais sont pilotés en force à une vitesse constante. Ils adoptent des cycles de chargement et des répétitions afin d'étudier l'évolution du comportement par palier de chargement en fonction des hypothèses de calculs. Pour les essais de compression selon la configuration D, le cycle de chargement adopté est celui imposé dans la norme NF EN 26891 [81]. Pour les essais de flexion, le cycle de chargement est différent. La vitesse de chargement est calculée afin de respecter la durée de chargement stipulée par la norme NF EN 26891 [81]. Pour le cycle de chargement, quatre paliers différents sont adoptés avec deux répétitions pour chacun (cf. Figure III-120).

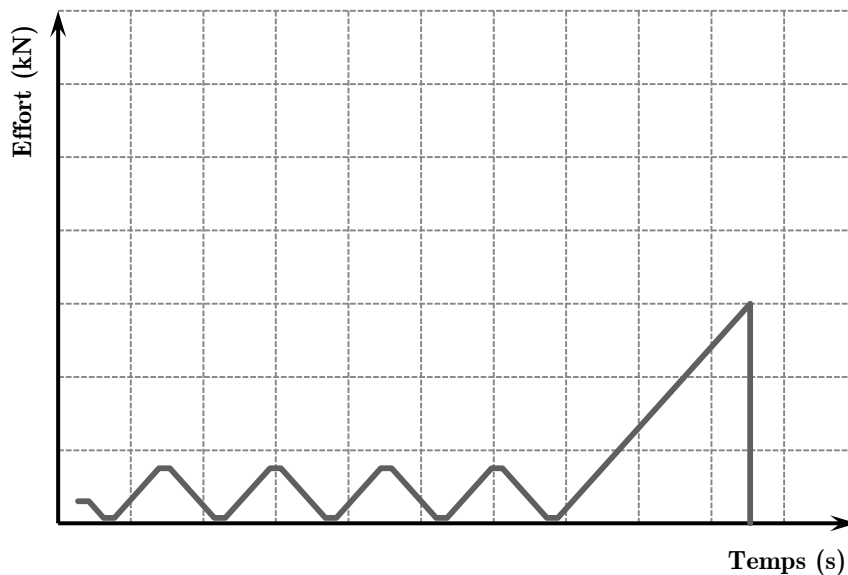


Figure III-120: Cycle de chargement des poutres renforcées

Les paliers sont définis en considérant les extrêmes du facteur de durée de charge (k_{mod}). Pour chacune des valeurs extrêmes de ce dernier, les hypothèses d'un critère en déformation et en ruine sont adoptées conformément à l'EC5. Pour le critère en déformation, les hypothèses prises sont une valeur moyenne de la résistance en compression, un facteur ($k_{c,90}$) égale à 1, un coefficient partiel du matériau (γ_m) égale à 1 et un coefficient partiel pour actions ($\gamma_{f\ ou\ g}$) égale à 1. La valeur moyenne de la résistance en compression retenue est 3,39MPa déterminée dans le Chapitre II par des essais de compression uniforme. Pour le deuxième critère celui en ruine, les hypothèses prises sont une valeur caractéristique de la résistance en compression conformément à la norme NF EN 14080 [5], un facteur ($k_{c,90}$) égale à 1,75 et un coefficient matériau (γ_m) égale à 1,25. Le coefficient partiel pour actions est pris égal

à 1,35 et 1,5 respectivement pour la combinaison permanente et instantanée conformément à l'EC5. Les valeurs ainsi retenues des différentes hypothèses de calculs sont répertoriées dans le Tableau III-32.

Tableau III-32 : Hypothèses des paliers

Hypothèse	k_{mod}	γ_m	$k_{c,90}$	$f_{c,90}$	Facteur combinaison
ELU Permanent	0,6	1,25	1,75	2,5	1,35
ELS Permanent	0,6	1	1	3,39	1
ELU Instantanée	1,1	1,25	1,75	2,5	1,5
ELS Instantanée	1,1	1	1	3,39	1

III.3.3. Résultats et analyses

Pour la première campagne d'essais, le comportement des échantillons présentant six vis de renforcement est un comportement élasto-plastique quasi parfait (cf. Figure III-121), caractérisé par le flambement des vis. Pour les deux autres configurations le comportement est plutôt ductile (cf. Figure III-121) avec un arrêt prématuré des essais pour des raisons d'instabilité de l'échantillon. Ce comportement est cependant caractérisé par une compression en pointe vis (cf. Figure III-122). Les valeurs des efforts ainsi retenues pour ces essais sont un effort de compression pour une déformation plastique de 1% de la hauteur totale, représentant 8mm d'enfoncement plastique (cf. Tableau III-33).

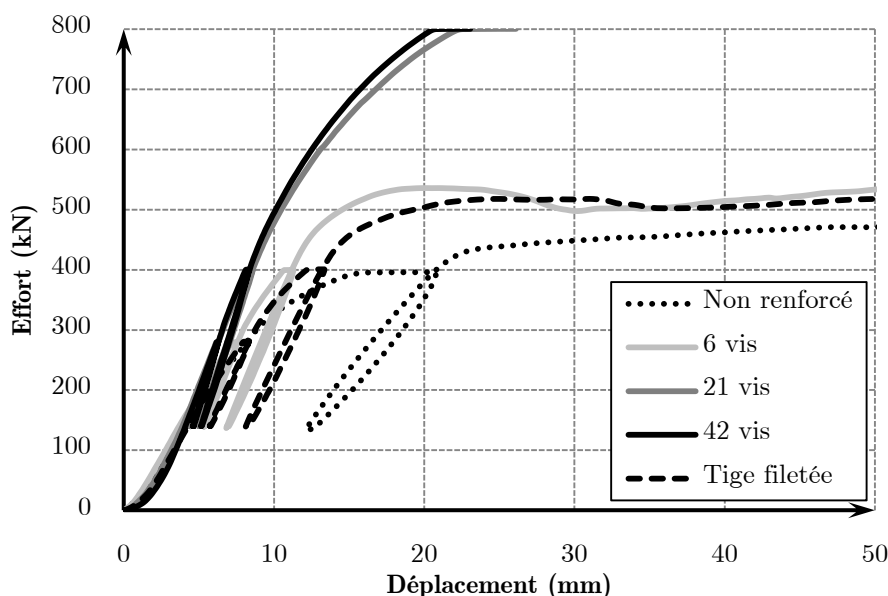


Figure III-121: Courbes expérimentales des essais de compression renforcés

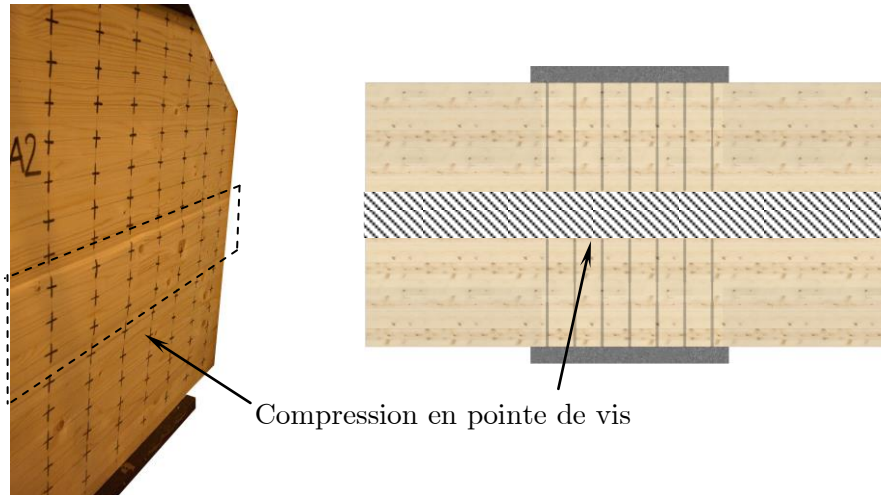


Figure III-122: Compression en pointe de vis

Tableau III-33 : Résultats des essais de compression renforcés

Nb. de vis	Effort (kN)	Comportement	Mode de rupture	Gain (%)
Non renforcé	406,0	Ductile	Compression	0
6 vis	491,5	Elasto-plastique	Flambement	17
21 vis	793,0	Ductile	Compression	49
42 vis	803,5	Ductile	Compression	49
2 tiges filetées	505,5	Elasto-plastique	Flambement	17

En appliquant le modèle du flambement, l'effort de flambement est de 15,92kN pour une vis WT-8,2-330, représentant ainsi un effort de 95,52kN pour l'ensemble. Expérimentalement, l'effort apporté par les vis est de 85,5kN, montrant ainsi une erreur de 10% avec le modèle. Ce résultat est acceptable au vue de la variabilité des essais d'assemblage. La même analyse est reproduite sur les tiges WB-20. L'effort de flambement pour une seule tige filetée WB-20 est de 50,82kN. Expérimentalement, l'effort moyen apporté par les tiges est de 99,5kN, montrant une erreur de 2% par rapport au modèle.

Pour la deuxième campagne, un comportement élasto-plastique est visible pour les appuis dont une ruine s'est produite (cf. Figure III-123). L'effort de compression à 1% de déformation plastique est retenu. Pour les autres, aucune ruine n'est visible. La réaction d'appui maximale est ainsi retenue. L'ensemble des résultats est visible dans le Tableau III-34.

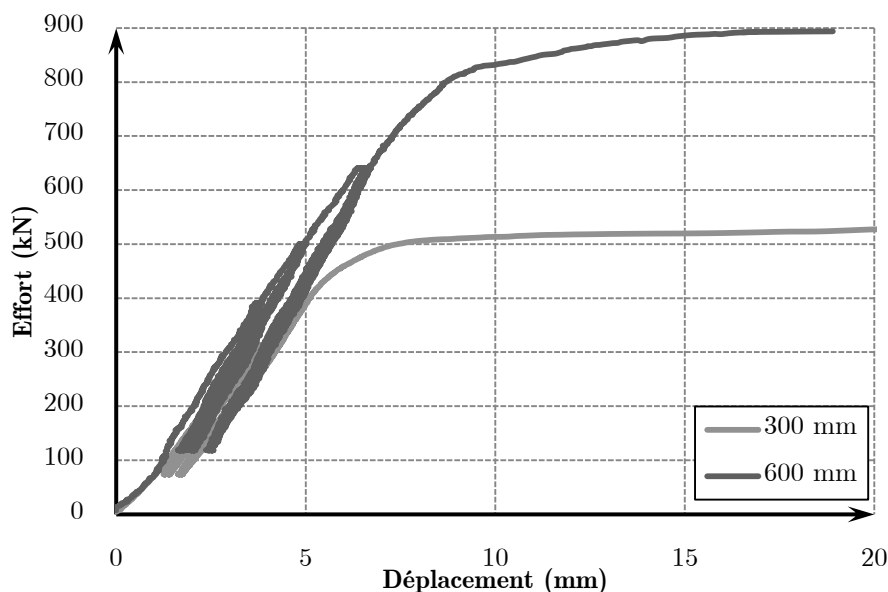


Figure III-123: Courbes expérimentales des poutres renforcées de hauteur 1260mm

Tableau III-34 : Résultats des essais de flexion renforcés

Désignation	Renfort	Effort non renforcé (kN)	Effort renforcé (kN)	Mode de rupture	Gain (%)
H-880-140-300-R	10 WT-8.2	225,8	421,9	Flambement	47
H-880-140-600-R	14 WR-9	403,2	675,0	Non rompu	/
H-1120-140-300-R	6 WR-13	271,1	457,2	Non rompu	/
H-1120-140-600-R	14 WR-9	425,0	731,6	Flambement	47
H-1280-220-300-R	4 WR-13	407,6	546,7	Flambement	34
H-1280-220-600-R	14 WR-9	619,9	903,0	Flambement	36

A partir de ces résultats, l'apport des différentes typologies de renforcement peut être déduit. Pour l'appui renforcé avec les dix vis WT-8.2, l'effort apporté par ces vis est de 196,1kN expérimentalement, alors que le modèle prédit un apport de 159,2kN, montrant ainsi une erreur de 23%. Pour les appuis renforcés par les 14 vis WR-9, les efforts supplémentaires sont de 271,8kN, 306,6kN et 283,1kN respectivement pour les poutres de hauteur 880mm, 1120mm et 1280mm. Le modèle de flambement prédit lui un apport de 270,62kN, montrant une erreur de 0%, 13% et 5%. Cependant pour la poutre de hauteur 880mm, aucune rupture au flambement des vis n'est observée même si l'effort calculé est similaire à celui expérimental. Pour les appuis renforcés par les vis WR-13, l'un des appuis n'a pas eu de ruine. L'autre appui montre un apport des vis de 139,1kN expérimental pour une prévision du modèle de 162,24kN, montrant une erreur de 14%. Seul ce dernier renforcement surestime

l'apport des vis. Les écarts entre le modèle de flambement et les essais expérimentaux peuvent être dus tout d'abord, à une résistance moyenne au cisaillement différente de celle prise dans le modèle, ou à un effet de diffusion sous estimé ou surestimé. De par ces résultats, le modèle est tout de même validé. Par la suite, il sera validé sur l'ensemble des essais bibliographiques synthétisés en l'ANNEXE F.

III.4. PROPOSITION DE MODELE

Sur les précédentes campagnes d'essais, le nombre de renforts a varié de 6 vis à 42 vis. Trois modes de rupture ont été détectés dont deux sur les vis. Aujourd'hui, un nombre de vis efficace est instauré dans la norme européenne, associé aux deux modes de rupture détectés sur les vis. Il est calculé en fonction du nombre de vis total sous l'appui. Un nouveau nombre efficace est développé associé principalement pour la portance de la vis. Ce dernier est intégré à un nouveau développement de la capacité portante de l'appui renforcé.

III.4.1. Effet d'un nombre efficace de vis

Pour les échantillons présentant 21 vis et 42 vis, les vis ont été démontées afin de voir les longueurs de flambement de chacune d'entre elle (cf. Figure III-124), tout en ayant eu la rupture en compression en pointe vis. Les longueurs de flambement de chacune d'elles sont répertoriées dans le tableau de la Figure III-124 pour les 21 vis.

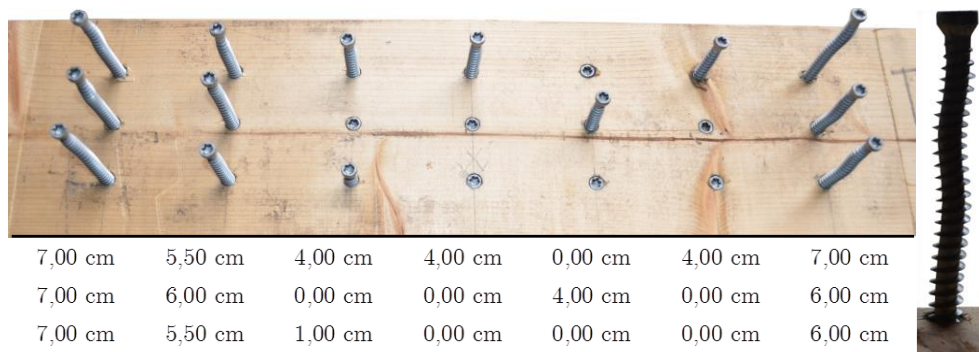


Figure III-124: Longueurs de flambement des essais à 21 vis

Les longueurs de flambement ne sont pas uniformes pour chacune des vis de l'appui. Les longueurs les plus importantes se situent aux extrémités de l'appui jusqu'à une longueur nulle pour les vis de l'axe de l'appui. Cette analyse montre une répartition de l'effort de compression hétérogène sur chacune des vis de l'appui. De plus les longueurs de flambement sont identiques sur une même file transversale. Le nombre efficace de vis est donc régi non pas sur le nombre total de vis mais bien sur le nombre de files transversales. De plus, une fissuration au droit des vis s'est produite sur l'échantillon présentant 14 vis à l'échelle réduite. Celles-ci ne sont pas quantifiables du fait d'une répartition hétérogène de la fissuration entre toutes les vis. Dans une première analyse, seules les vis du fabricant SFS intec sont utilisées par souci de manque d'informations des autres fabricants. Afin de compléter la base de données, les essais effectués par Märh sont ajoutés à l'analyse (cf. Tableau III-35).

Tableau III-35 : Résultat d'analyse du nombre efficace

Effort repris par les renforts (kN)	$R_{ax,90}$ (kN)	n	n_t	Effort par file transverse (kN)	n_{ef}
141,0	25,2	8	4	70,5	3,38
169,3	25,2	14	7	84,7	4,12
208,4	25,2	10	4	83,4	4,16
316,0	25,2	18	6	105,3	5,21
158,7	16,6	10	4	63,5	4,27
165,6	16,6	18	6	55,2	3,81

A partir des résultats, un nombre de vis efficace (n_{ef}) est déterminé en fonction du nombre de files transversales (n_t) et longitudinales (n_l). Il prend la forme suivante :

$$n_{ef} = n_t^{k_{ef}} \cdot n_l \quad (\text{III-75})$$

L'exposant prend une valeur fonction du nombre de files transversales. (cf. Tableau III-36) similaire à celui calculé pour le nombre de vis efficace des pointes sollicitées en cisaillement.

Tableau III-36 : Valeur de l'exposant

n_t	k_{ef}
2	1,0
4	0,87
6	0,68
7	0,63

III.4.2. Démarche de dimensionnement d'un appui renforcé en compression selon un angle

A partir de cette proposition de nombre efficace de vis, la démarche de dimensionnement d'un appui renforcé en compression est développée. Celle-ci est basée sur la proposition de Bejtka et Blass [58]–[60] intégrant trois modes de rupture dont deux fortement identifiables. Le troisième est identifiable pour certaines configurations bien précises. La proposition de Bejtka et Blass [58]–[60] fonctionne sur

le principe de l'association de l'effort repris par la diffusion de l'appui et celui repris par le renforcement. Ces deux aspects sont ainsi rappelés selon un dimensionnement de l'aspect normatif. Enfin, cette démarche est remise dans un contexte de recherche intégrant les valeurs moyennes au lieu des valeurs caractéristiques et des coefficients matériaux pour être confronté aux essais expérimentaux.

III.4.2.1. Détermination de la longueur de diffusion de l'appui

Tout d'abord, une proposition de l'effet de diffusion a été faite dans le Chapitre II. Pour rappel, le principe de l'effet de diffusion est l'interaction entre la compression engendrée sur la longueur d'appui et le cisaillement du bois par l'intermédiaire des nus d'appui. La longueur efficace en compression se dimensionne selon l'équation (III-76).

$$\ell_{ef,c,\alpha} = \ell + \min \begin{cases} \ell_{le} \\ \ell_{li}/2 \\ \ell_{dif,c,\alpha} \end{cases} + \min \begin{cases} \ell_{re} \\ \ell_{ri}/2 \\ \ell_{dif,c,\alpha} \end{cases}$$

avec

- $\ell_{dif,c,\alpha} = \ell_{dif,c,0} \cdot \cos^2 \alpha + \ell_{dif,c,90} \cdot \sin^2 \alpha$
- $\ell_{dif,c,0} = 0,14 \cdot \ell$
- $\ell_{dif,c,90} = \frac{f_{v,k}}{f_{c,90,k}} \cdot k_{h,c,90} \cdot h_t \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90}$
- $k_{c,c,90} = \begin{cases} 1,51 \text{ pour appuis discrets} \\ 1,85 \text{ pour appuis continus} \end{cases}$
- $k_{b,c,90} = b^{-0,325}$
- $k_{h,c,90} = \begin{cases} 1/3 \text{ flexion} \\ 1/2 \text{ autres cas} \end{cases}$

(III-76)

Ainsi, l'effort repris par la diffusion de l'appui selon un angle peut être écrit selon l'équation (III-77).

$$F_{c,\alpha,k} = b \cdot \ell_{ef,c,\alpha} \cdot f_{c,\alpha,k} \cdot k_{mod} \cdot k_{c,\alpha}$$

avec

- $f_{c,\alpha,k} = \frac{f_{c,0,k}}{\sqrt{\left(\frac{f_{c,0,k}}{f_{c,90,k}} \cdot \sin^2 \alpha\right)^2 + \left(\frac{f_{c,0,k}}{1,5 \cdot f_{v,k}} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha\right)^2 + \cos^4 \alpha}}$
- $k_{c,\alpha} = 1 + k_{c,90} - 1 \cdot \sin^2 \alpha$

(III-77)

III.4.2.2. Détermination du mode de rupture d'une vis ou tige entièrement filetée

L'effort de compression avec la diffusion est associé à l'effort repris par le renforcement. Deux modes de rupture sont associés à la vis : soit la portance, soit le flambement. La démarche de détermination du mode de rupture est établie en fonction des données géométriques et des conditions du matériau bois et d'ancrages. Le critère s'écrit selon les équations (III-78) et (III-79) respectivement pour les vis et tiges filetées. Ces critères sont associés aux démarches de calcul des efforts de flambement et de portance selon les équations (III-80) et (III-81) respectivement.

✓ Critère pour les vis :

$$\begin{aligned} F_{ax,90,k} \ell_{ax,s} + 0,25 \cdot \ell_{red} &\geq N_{b,k} \ell_{red} && \text{Rupture par flambement} \\ F_{ax,90,k} \ell_{ax,s} + 0,25 \cdot \ell_{red} &\leq N_{b,k} \ell_{red} && \text{Rupture par portance} \end{aligned} \quad \text{(III-78)}$$

✓ Critère pour les tiges :

$$\begin{aligned} F_{ax,90,k} \ell_{ax,s} &\geq N_{b,k} \ell_{red} && \text{Rupture par flambement} \\ F_{ax,90,k} \ell_{ax,s} &\leq N_{b,k} \ell_{red} && \text{Rupture par portance} \end{aligned} \quad \text{(III-79)}$$

✓ Effort de flambement :

$$\begin{aligned} N_{b,k} \ell_{red} &= \kappa_c \cdot A \cdot f_{y,k} \\ \kappa_c &= 1 \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k \leq 0,2 \\ \kappa_c &= \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}_k^2}} \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k > 0,2 \\ k &= 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (\bar{\lambda}_k - 0,2) + \bar{\lambda}_k^2 \right] \\ \bar{\lambda}_k &= \sqrt{\frac{A \cdot f_{y,k}}{N_{ki,k}}} \\ N_{ki,k} &= \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}^2} \\ L_{cr} &= 0,5 \cdot \ell_{red} \quad \text{Vis} \\ L_{cr} &= 2 \cdot \ell_{red} \quad \text{Tige filetée} \end{aligned} \quad \text{(III-80)}$$

✓ Effort de portance :

$$F_{ax,\alpha} \cdot \ell = p_{ef,ax,\alpha} \cdot \ell \cdot f_{v,k}$$

$$p_{ef,ax,\alpha} = \pi \cdot d_{ext} \cdot k_{dif,ax,\alpha} \quad avec \quad k_{dif,ax,\alpha} = \left(1 + \frac{4 \cdot \ell_{pas}}{\pi \cdot d_{ext}} \cdot \sin^2 \alpha \right) \quad (\text{III-81})$$

Le critère de l'équation (III-78) est ainsi traduit par la Figure III-125 pour toutes longueurs de vis. Le décalage à l'origine représente l'effort de portance de la longueur $0,25 \cdot \ell_{red}$ puisque celle-ci ne flambe pas en considérant les extrémités de la longueur de flambement (ℓ_{red}) comme encastées. Le critère de l'équation (III-79) est ainsi traduit par la Figure III-126 pour toutes longueurs de tige filetée. Ainsi, l'intersection des droites détermine l'effort maximal que peut reprendre une vis. Celui-ci représente l'effort de flambement d'une vis avec une longueur de flambement ($\ell_{red} = \ell_{ref,1}$). De plus, cette même longueur désigne la longueur de vis participante à la capacité portante ($\ell_{ax,s} = \ell_{ref,1}$), certifiant l'appui inférieur comme fixe.

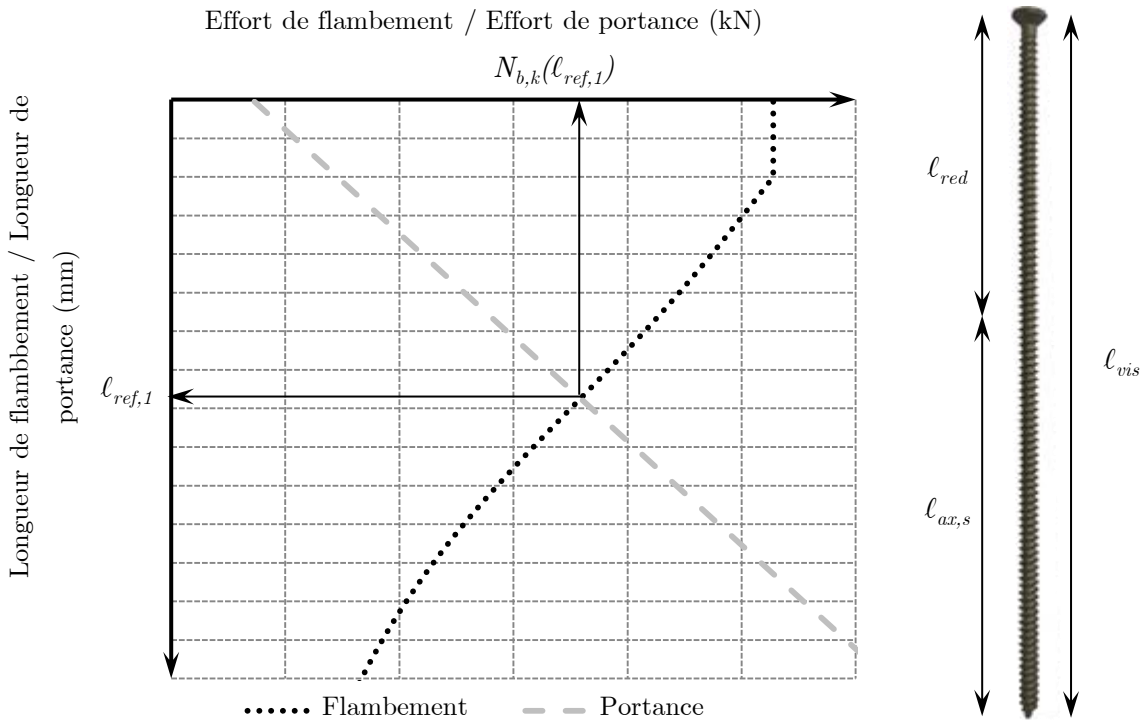


Figure III-125 : Détermination de l'effort repris par une vis

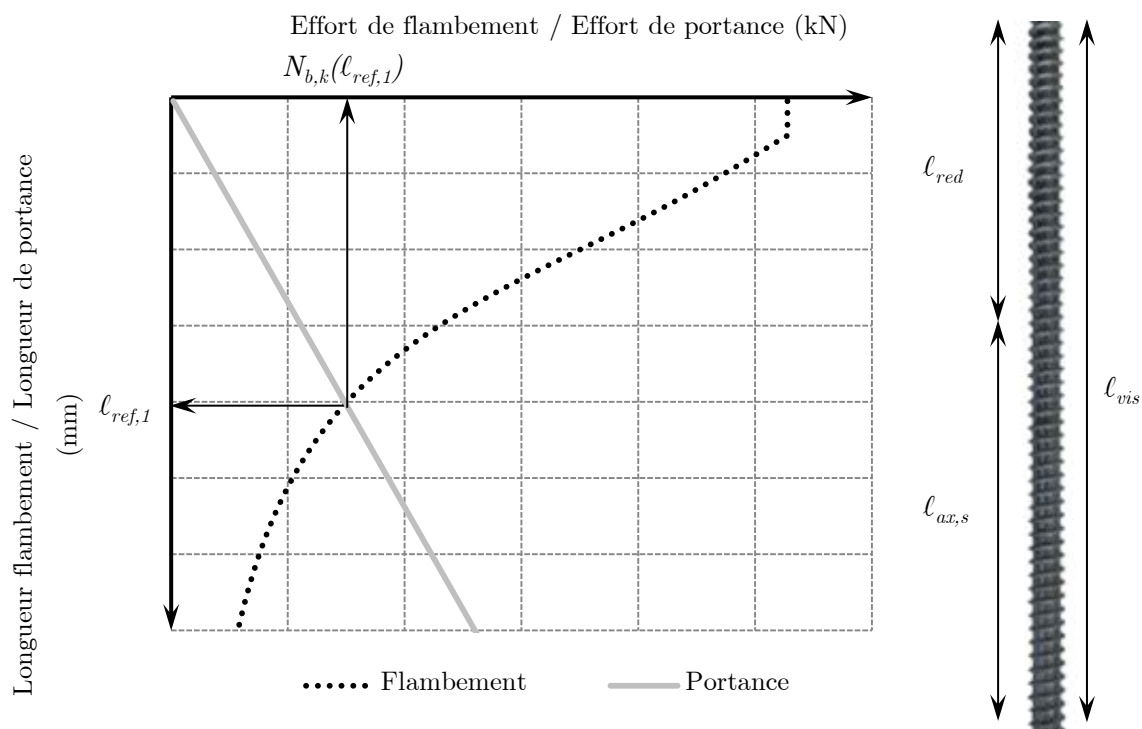


Figure III-126 : Détermination de l'effort repris par une tige filetée

Ainsi, le flambement de la vis est garanti dès lors que la longueur de vis (ℓ_{vis}) est égale ou supérieure, à deux fois la longueur ($\ell_{ref,1}$). Au contraire, la portance est le mode de rupture observé pour les vis mesurant moins de deux fois la longueur ($\ell_{ref,1}$).

Ainsi, l'effort repris le renforcement peut être écrit selon l'équation (III-82) en fonction des données géométriques de la vis utilisée. Si la vis possède un mode de rupture par flambement, l'effort repris par les vis équivaut à la somme des efforts de flambement de chacune des vis. Si la vis possède un mode de rupture par portance, l'effort repris par le renforcement est l'effort de portance multiplié par le nombre efficace, déterminé en partie III.4.1 : ce dernier tenant compte de la fissuration au droit des vis.

$$R_{90,k(vis)} = \begin{cases} N_{b,k} \ell_{ref,1} \cdot n & \text{Rupture par flambement} \\ F_{ax,90,k} \ell_{filetée} \cdot n_{ef} & \text{Rupture par portance} \end{cases} \quad (\text{III-82})$$

III.4.2.3. Vérification de la compression en pointe de vis

Suite à l'analyse des essais expérimentaux, le mode de rupture de la compression en pointe de vis est apparu pour des cas bien précis. Ce mode dépend principalement des longueurs de débord de part et d'autre de l'appui. Ainsi, le critère de dimensionnement de la compression en pointe de vis s'écrit selon l'équation (III-83).

$$F_{c,\alpha,k \text{ Pointe de vis}} = \left(\ell + \min \left\{ \frac{\ell_{li}}{2} \right. \right. \left. \left. + \min \left\{ \frac{\ell_{ri}}{2} \right. \right. \right. \left. \left. \left. \cdot b \cdot f_{c,\alpha,k} \cdot k_{\text{mod}} \right. \right. \right. \quad (\text{III-83})$$

Cependant, le mode de rupture de la compression en pointe de vis ne peut pas exister en présence d'un recouvrement de vis puisque la partie centrale est plus résistante que les deux parties extrêmes. Dans cette configuration spécifique (cf. Figure III-127), seuls les modes de rupture unitaires sur les vis sont visibles. Ainsi, l'équation (III-83) est valable, si et seulement si, la hauteur totale de l'élément (h_t) est supérieure à la somme des longueurs de vis mises de part et d'autre de l'échantillon.

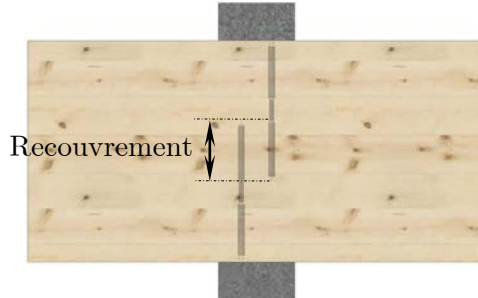


Figure III-127 : Recouvrement des vis

III.4.2.4. Critère général

Aujourd'hui, un critère général est proposé selon l'équation (III-84) sur la base du critère proposé par Blass [58]–[60] selon un angle quelconque au fil. L'amélioration de ce critère réside dans la détermination du mode de rupture de la vis entre la portance et le flambement. De plus, une amélioration de la compression en pointe de vis est proposée permettant de prendre en compte les débords de part et d'autre de l'appui. Cependant, le coefficient matériau associé à ce critère peut être dissocié entre le mode de rupture uniquement bois, correspondant à l'effet de diffusion, et le mode de rupture visible sur les vis, engendré par des conditions du bois. Ainsi, les

coefficients matériaux prennent les valeurs de 1,25 et 1,3, respectivement pour le mode de rupture du bois et celui des vis.

$$R_{c,90,d} < \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{R_{90,k}}{\gamma_{M(Assemblage)}} + \frac{F_{c,90,k}}{\gamma_{M(Bois)}} \\ \frac{F_{c,90,k} \text{ Pointe de vis}}{\gamma_{M(Bois)}} \end{array} \right. \quad (\text{III-84})$$

Ce critère est ainsi appliqué à l'ensemble des essais renforcés en compression perpendiculaire au fil (cf. ANNEXE F). Les hypothèses appliquées sont :

- ✓ Valeur moyenne de la résistance en compression perpendiculaire au fil déterminé pour chacun des essais.
- ✓ Valeur moyenne de la résistance au cisaillement égale à 5MPa pour déterminer le mode de rupture d'une vis en fonction des données géométriques de celle-ci.
- ✓ Le ratio entre la résistance au cisaillement et en compression perpendiculaire égal à 1,4 pour déterminer la longueur de diffusion de chacun des appuis.
- ✓ Les facteurs $(k_{c,90})$ et (k_{mod}) sont pris égaux à 1 puisque le charge est instantanée.

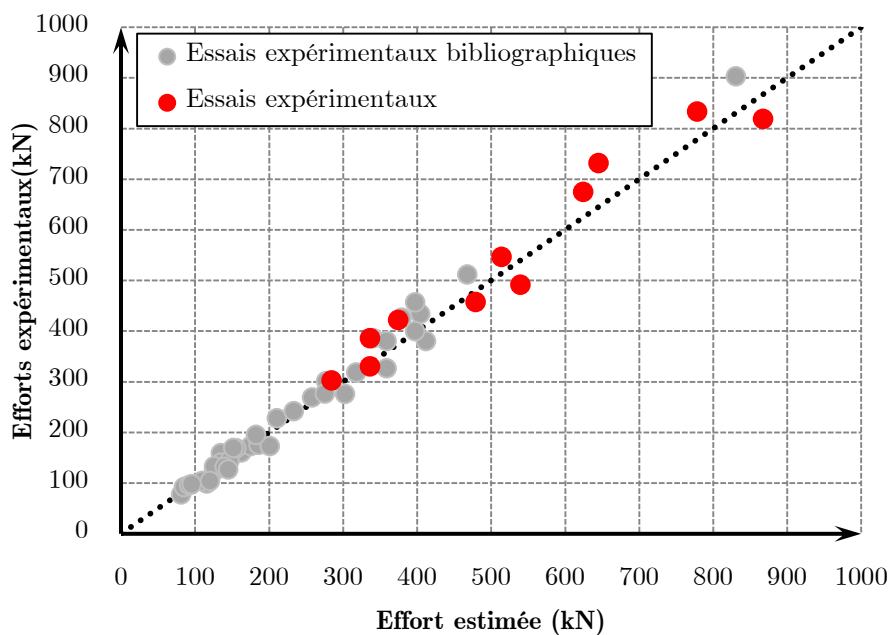


Figure III-128 : Prédiction du modèle en effort vs Essais expérimentaux renforcés

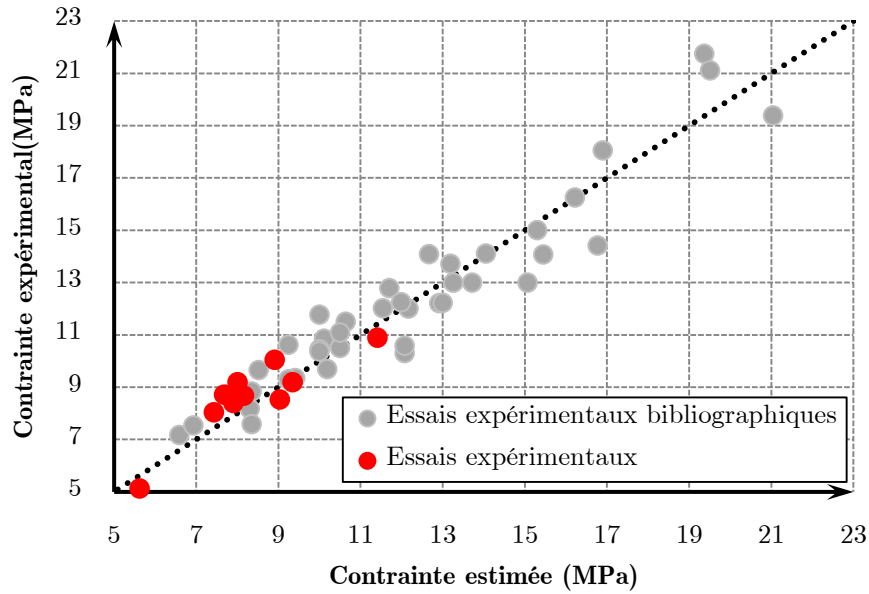


Figure III-129 : Prédiction du modèle en contrainte vs Essais expérimentaux renforcés

En application du critère (III-84), les résultats (cf. Figure III-128) montrent une moyenne des erreurs relatives de 8% entre le critère et les essais expérimentaux, basé sur 51 typologies d'essais. Il peut être exprimé en contrainte donnant lieu à la Figure III-129.

III.5. CONCLUSION

En conclusion sur les essais à l'échelle réduite, seul le renforcement par des vis perpendiculaires à l'appui permet d'augmenter considérablement la capacité portante d'un appui afin d'en diminuer sa longueur. Ainsi seule cette solution est expérimentée à l'échelle structurelle.

Un modèle est donc développé, dans ce cas, afin de déterminer la capacité portante d'un appui renforcé en compression perpendiculaire au fil. Le principe de ce modèle, fortement basé sur celui développé par Bejtka et Blass [58]–[60], fonctionne sur l'association de l'effort repris par la diffusion de l'appui développé dans le Chapitre II et l'effort repris par l'ensemble des renforts de types tiges.

Ce dernier est déterminé entre le mode de rupture de la portance et celui du flambement. Il est développé une démarche pour déterminer le mode de rupture adéquate d'une vis en fonction de ces données géométriques, des conditions d'ancrages et de la résistance au cisaillement. Le résultat de cette démarche permet de déterminer l'effort de flambement d'une vis. Si les conditions ne sont pas remplies, le mode de rupture par portance est observé associé à un nombre efficace déterminé en fonction du nombre de files transversales. Ce modèle a montré une moyenne des erreurs relatives égale à 8%, permettant d'affirmer un modèle correct sur la détermination de la capacité portante d'un appui renforcé en compression perpendiculaire.

CONCLUSION GENERALE

Le premier objectif de cette thèse était d'étudier le comportement du bois lamellé-collé en compression perpendiculaire au fil en prenant en compte l'effet de diffusion déterminé via la longueur efficace (ℓ_{ef}) et de l'effet matériau via le facteur ($k_{c,90}$). Ces deux approches sont présentées aujourd'hui dans l'Amendement A1 de l'Eurocode 5. Cette approche a également permis d'expliquer l'augmentation considérable des longueurs d'appuis entre un dimensionnement aux CB71 et un dimensionnement à l'EC5 (cf. ANNEXE A). Durant l'étude et à la vue des différentes aberrations des critères de détermination des longueurs d'appuis en compression selon un angle donné, l'objectif de la thèse s'est vu légèrement modifié. Au final, nous proposons un critère continu de dimensionnement.

Différentes campagnes expérimentales en compression perpendiculaire au fil ont été effectuées en étudiant différents paramètres géométriques et différentes configurations de chargement. Pour l'ensemble des essais, un critère est adopté. Celui-ci détermine la contrainte de compression pour une déformation plastique de 1% de la hauteur totale de l'élément. L'un des premiers résultats a démontré que la contrainte de compression perpendiculaire au fil était tout simplement une association de la résistance en compression perpendiculaire au fil sous l'appui et de la résistance au cisaillement localisée aux extrémités de l'appui. Cette dernière s'est vue associée trois facteurs d'échelle associant les effets de hauteur, d'épaisseur et de conditions d'appuis (continus ou discrets). Ainsi, l'effet de diffusion, déterminé comme étant le ratio de la contrainte sur la résistance, permet aujourd'hui de quantifier l'apport de la résistance au cisaillement vis-à-vis de la résistance de compression perpendiculaire au fil. Cependant, cet effet de diffusion peut être déterminé par un calcul géométrique sous la forme d'une longueur efficace, comme proposé par l'Eurocode 5. Elle intègre ainsi les longueurs de débords ou d'interactions, validée expérimentalement.

Dans un deuxième temps, l'effet de diffusion selon un angle donné est étudié. L'Eurocode 5 et la DIN actuelle n'autorisent aucun effet de diffusion en compression parallèle au fil. Par une approche expérimentale, un effet de diffusion en compression parallèle est observé. Celui-ci est représenté par le ratio de la résistance de compression parallèle (dans un milieu confiné) et la résistance de compression uniforme. Par analogie à la contrainte de compression perpendiculaire, l'effet de diffusion parallèle au fil est ramené à un calcul géométrique d'une longueur efficace. Quant à l'effet de diffusion selon un angle donné, il est proposé une formulation intégrant les deux effets de diffusion aux angles extrêmes avec une variation sinusoïdale, formulation validée expérimentalement.

Concernant le facteur ($k_{c,90}$), une confrontation du critère de l'Eurocode 5 avec des comportements d'appuis de 300mm et 600mm est proposée. Les résultats permettent d'affirmer que la proposition d'évolution de ce facteur de l'Amendement

A1 n'est pas justifiée. Le facteur ($k_{c,90}$) doit être intégré, quelque soit la longueur d'appui au critère de la compression perpendiculaire avec une valeur de 1,68 si l'on suit la démarche de l'ANNEXE E. De plus, la définition du facteur ($k_{c,90}$) est proposée en fonction de l'angle pour intégrer le comportement pseudo-fragile pour les faibles angles (avec une valeur unitaire pour l'angle 0°) et le comportement ductile pour les angles importants (avec une valeur de 1,68 pour un angle de 90°).

Suite à l'application du critère intégrant la longueur efficace et le facteur ($k_{c,90}$), le dimensionnement d'un appui dans un cas d'étude montre une diminution de la longueur d'appui passant de 2889mm avec le critère de l'Amendement A1 de l'EC5 à 1461mm. Cette longueur demeure encore importante, représentant le double de celle déterminée aux CB71. Afin de diminuer la longueur d'appui, une solution de renforcement doit être étudiée. En accord avec l'étude précédente, le renforcement peut être abordé, en fonction de la longueur d'appui ; par le renforcement de la résistance au cisaillement et le renforcement de la résistance en compression. La problématique industrielle étant essentiellement située pour des longueurs d'appui variant de 300 à 600mm, l'effet de diffusion devient dans ce cas négligeable. Seule la solution de renforcement en compression est donc étudiée à l'échelle structurelle. Cette dernière est expérimentée par l'intégration d'élément de type tiges (vis) parallèlement à la direction de la sollicitation.

Deux modes de rupture dits unitaires sont alors observés au niveau des vis. Le premier mode est la rupture en cisaillement du matériau bois, défini comme étant la capacité d'arrachement d'une vis. Une formulation est proposée à partir de la résistance au cisaillement afin de déterminer cet effort d'arrachement. Il intègre un effet de diffusion selon un angle donné. Cet effet de diffusion est caractérisé comme étant une augmentation du périmètre de la vis avec une approche scientifique similaire à l'étude de la compression de l'appui perpendiculairement au fil. Le deuxième mode de rupture est le flambement de la vis. Une démarche est développée à partir de ces deux modes de rupture afin de déterminer les données géométriques d'une vis garantissant le mode de rupture par flambement, en caractérisant cet effort de flambement.

A partir de cette démarche, des essais à échelle structurelle sont effectués afin de valider la proposition du modèle existant avec l'élaboration de nos différents modèles. Ce modèle fonctionne par l'association de l'effort de compression de l'appui intégrant l'effet de diffusion et l'effort repris par l'ensemble des renforts, soit par flambement soit par arrachement des tiges de renfort. Pour ce dernier, un nombre efficace de vis est proposé en fonction du nombre de files transversales. L'apport des vis de renforcement peut être défini comme une augmentation de la longueur efficace, permettant d'intégrer le troisième mode de rupture qui est la compression en pointe de vis.

Au final, un critère général de dimensionnement des longueurs d'appuis est proposé permettant d'intégrer l'angle de sollicitation en fonction du sens du fil et la présence ou non de vis de renforcement.

PERSPECTIVES

Le travail présenté dans ce mémoire propose aujourd'hui une approche EC5 pour l'optimisation réglementaire des surfaces d'appuis avec ou sans renfort, et ce, sur un critère à l'état limite ultime. Cependant, pour être complet, cette approche peut être complétée par les perspectives scientifiques suivantes :

Actuellement le dimensionnement des longueurs d'appuis est régi par un critère pour déterminer une capacité portante d'appui. Cependant, l'appui est devenu, du fait de l'intégration de vis de renforcement, une zone d'assemblage. Aujourd'hui dans le code de calcul existant, tout assemblage est déterminé par une capacité portante et une raideur d'assemblage. Cette raideur permettrait, par exemple, de prendre en compte les effets d'enfoncement aux niveaux des appuis dans le calcul de flèche d'une poutre fléchie à court terme et long terme. Egalement, dans le cas de poutres continues sur plusieurs appuis, la répartition des efforts induit par le degré d'hyperstaticité pourrait prendre en compte le déplacement vertical généré par ce tassement d'appuis.

Dans le calcul de la résistance et de la déformée à long terme, les classes de services permettent de prendre en compte l'effet d'expositions plus ou moins longue des éléments structuraux à l'humidité mais également d'intégrer dans le dimensionnement les effets d'un séchage sévère en deçà de 4%. Un modèle éléments finis pourrait être développé afin de prendre en compte les effets d'un gradient hydrique sur la portance locale de l'appui renforcé ou non. Cela permettrait d'étudier la prise en compte des effets de retrait-gonflement dans ces zones avec des mises en tension en phase de séchage et ses risques de fissuration et un confinement de portance durant les phases de ré-humidification.

Concernant les effets de diffusion, ce travail n'a pas abordé l'impact d'un gradient de densité dans le bois massif. Cet effet de densité peut être causé par une hétérogénéité du matériau. Une première étude concernerait l'étude de l'effet de diffusion pour du bois massif avec une variation de la densité plus accentuée que celle que l'on peut trouver dans le bois lamellé-collé. La deuxième serait d'étudier l'effet de diffusion pour des petits appuis afin de proposer une formulation générale définissant la portance d'une broche et celle d'un petit appui.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] C. Piquet, “Les ressources, l’économie et les perspectives de la construction bois en France,” in *Proceedings of Forum International Bois Construction*, Besançon, France, 2014.
- [2] “<http://www.passiv.de>.”
- [3] J. Tarragon, “La charpente bois de la Cité des Civilisations du Vin,” in *Proceedings of Forum International Bois Construction*, Besançon, France, 2014.
- [4] R. B. Abrahamsen and K. A. Malo, “Structural design and assembly of ‘Treet’ a 14 storey timber residential building in Norway,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Quebec City, Quebec, 2014.
- [5] AFNOR, *NF EN 14080 : Structures en bois - Bois lamellé collé et bois massif reconstitué - Exigences*. 2013.
- [6] AFNOR, *NF EN 1995-1-1 : EC 5 - Eurocode 5 : Calcul des structures en bois - Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments*. 1995.
- [7] AFNOR, *Règles CB71 : Règle de calcul et de conception des charpentes en bois*. 1975.
- [8] L. Bléron, L. Cabaton, and E. Sauvignet, “Compression transversale du lamellé-collé.”
- [9] L. Bigorgne, “Mécanique et mécanismes de rupture dans le plan transverse du bois résineux,” INSA de Lyon, Lyon, 2011.
- [10] AFNOR, *NF EN 408 : Structures en bois - Bois massif et bois lamellé-collé - Détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques*. 2012.
- [11] F. Kollmann and J. W. A. Cote, *Principles of wood science and technology. vol. I. Solid Wood*, vol. 1. Springer, 1968.
- [12] M. Poussa, P. Tukiainen, and A. Ranta-Maunus, “Experimental study of compression and shear strength of spruce timber,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Bled, Slovenia, 2007, pp. Paper 40-6-2.
- [13] AFNOR, *NF EN 338 : Bois de structure - Classes de résistance*. 2003.
- [14] G. Pluvinage, *La rupture du bois et ses composites*, Cepadues. 1992.
- [15] L. J. Gibson and M. F. Ashby, *Cellular solids. Structure and properties*. 1988.
- [16] P. Hoffmeyer, L. Damkilde, and T. N. Pedersen, “Structural timber and glulam in compression perpendicular to grain,” *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 58, no. 1, pp. 73–80, 2000.
- [17] H. J. Blass and R. Görlacher, “Compression perpendicular to the grain,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Helsinki, Finland, 2004.

- [18] T. Bogensperger, M. Augustin, and G. Schickhofer, “Properties of CLT Panels exposed to compression perpendicular to their plane,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Alghero, Italy, 2011, pp. Paper 44–12–1.
- [19] P. Glos and J. Denzler, “Characteristic shear strength values based on tests according to EN 1993,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Colorado, USA, 2003, pp. Paper 36–6–1.
- [20] J. K. Denzler and P. Glos, “Determination of shear strength values according to EN 408,” *Materials and Structures*, vol. 40, no. 1, pp. 79–86, 2007.
- [21] O. Krüger and H. J. Blass, “Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen,” *KIT Scientific Publishing*, 2010.
- [22] R. L. Hankinson, “Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain,” in *Air Service Information Circular No. 259*, Washington, US, 1921.
- [23] F. Kollmann, *Technology of wood and wood based materials*, Springer., vol. 1. Berlin, Germany: Springer, 1951.
- [24] S. W. Tsai, “Strength Characteristics of Composite Materials.,” DTIC Document, 1965.
- [25] A. Reiterer and E. Stefanie, “Compressive behaviour of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain,” *Mechanics of materials*, vol. 33, no. 12, pp. 705–715, 2001.
- [26] R. Spengler, “Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1 - Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche,” Technische Universität München, Laboratorium für den Konstruktiven Ingenieurbau, 62, 1982.
- [27] AFNOR, *NF EN 1194 : Structures en bois - Bois lamellé- collé - Classe de résistance et détermination de valeurs caractéristiques*. 1999.
- [28] ASTM, *D3737 : Standard Practice for Establishing Allowable Properties for Structural Glued Laminated Timber (Glulam)*. 2012.
- [29] ASTM, *D143 : Standard Test Methods for Small Clear Specimens of Timber*. 2009.
- [30] E. Suensson, “Zulässiger Druck auf Querholz,” *Holz als Roh-und Werkstoff*, vol. 1, no. 6, pp. 213–216, 1938.
- [31] R. H. Kunesch, “Strength and elastic properties of wood in transverse compression,” *Forest products journal*, vol. 18, no. 1, pp. 65–72, 1968.
- [32] U. Korin, “Timber in compression perpendicular to the grain,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Lisbon, Portugal, 1990, pp. Paper 23–6–1.
- [33] B. Madsen, *Structural behavior of timber*, Timber Engineering Ltd. North Vancouver, Canada, 1992.
- [34] P. J. Pellicane, J. Bodig, and A. Mrema, “Behavior of wood in transverse compression,” *Journal of Testing and Evaluation*, vol. 22, no. 4, pp. 383–387, 1994.

- [35] G. S. Frater and S. Thelandersson, "Bearing performance of dimensioned lumber in a flatform frame an experimental study," Lund Institute of Technology, Lund, TVBK-7053, 1996.
- [36] E. Gehri, "Timber in compression perpendicular to the grain," in *Proceedings of International Union of Forest Research Organizations*, Copenhagen, Denmark, 1997, p. Paper 16–6.
- [37] R. H. Leicester, H. Fordham, and H. Breiting, "Bearing strength of timber beams," in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Savonlinna, Finland, 1998, pp. Paper 31–6–5.
- [38] A. Martensson, "Bearing performance of timber," Lund Institute of Technology, Lund, 1998.
- [39] F. Colling, "Erhöhung der Querdruckfestigkeit von Holz mittels selbstschneidenden Holzschrauben," Rapport G-99/19, 2000.
- [40] Riberholt, "Compression perpendicular to the grain of wood," COWI-report 42239-1, 2000.
- [41] P. Carole, "Compression Perpendicular to the Grain," Lund Institute of Technology, Lund, 2001.
- [42] C. T. Basta, "Characterizing Perpendicular-to-grain Compression in Wood Construction Applications," Oregon State University, Oregon, 2005.
- [43] S. Franke and P. Quenneville, "The material behaviour of radiata pine under compression," *New Zealand Timber Design Journal*, vol. 18, no. 3, pp. 13–18, 2010.
- [44] A. Jorissen, A. J. M. Leijten, and B. J. C. De Leijer, "The bearing strength of timber beams on discrete supports," in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Nelson, New Zealand, 2010.
- [45] A. J. M. Leijten and A. J. M. Jorissen, "Global test standards and code design rules for compressive strength perpendicular to grain," in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Trento, Italy, 2010.
- [46] A. J. M. Leijten, S. Franke, P. Quenneville, and R. Gupta, "Bearing Strength Capacity of Continuous Supported Timber Beams: Unified Approach for Test Methods and Structural Design Codes," *Journal of Structural Engineering*, vol. 138, no. 2, pp. 266–272, 2012.
- [47] H. A. Kathem, H. Tajdar, and K. Arman, "Compression perpendicular to grain in timber," Linneuniversitetet Institutionen för teknik, 2014.
- [48] C. Le Levé, R. Maderebner, and M. Flach, "Investigations of the compression strength perpendicular to the grain of spruce wood depending on the loading situation and comparisons with current standards," in *Proceedings of International Wood Engineering Conference*, Quebec City, Quebec, 2014.
- [49] L. Bléron, L. Cabaton, and E. Sauvignet, "Compression perpendicular at the grain, Mechanical tests - Modelling," in *Proceedings of Congrès Français Mécaniques*, Bordeaux, France, 2009.
- [50] M. Augustin, A. Ruli, R. Brandner, and G. Schickhofer, "Behavior of glulam in compression perpendicular to grain in different strength grades and load configurations," in *Proceedings of*

- International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Florence, Italy, 2006, pp. Paper 39–12–6.
- [51] M. Reichegger, “Compression perpendicular to the grain in structural elements according to the new standard proposal,” University of Trento, Trento Italy, 2004.
- [52] D. Ed and F. Hasselqvist, “Timber compression strength perpendicular to the grain,” Lund Institute of Technology, Lund, 2011.
- [53] M. Mähr, “Querdruckarmierung mit selbstbohrenden Schrauben,” Fachhochschule Liechtenstein, Vaduz, 2002.
- [54] A. J. M. Leijten, A. J. M. Jorissen, and B. J. C. de Leijer, “The local bearing capacity perpendicular to grain of structural timber elements,” *Construction and Building Materials*, vol. 27, no. 1, pp. 54–59, 2012.
- [55] A. J. M. Leijten, B. J. C. de Leijer, and A. J. M. Jorissen, “The perpendicular to grain compressive behaviour of timber beams,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Auckland, New Zealand, 2012.
- [56] S. Formolo and R. Granström, “Compression perpendicular to the grain and reinforcement of a pre-stressed timber deck,” Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 2007.
- [57] K. Nilsson, “Reinforcement of wood by screws loaded perpendicular to the grain,” University of Lunds, Lund, Rapport TVBK- 5112, 2002.
- [58] I. Bejtka, “Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit vollgewindeschrauben,” Universitätsverlag Karlsruhe, Karlsruhe, 2005.
- [59] I. Bejtka and H. J. Blass, “Self-tapping screws as reinforcements in beam supports,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Florence, Italy, 2006, pp. Paper 39–7–2.
- [60] H. J. Blass and I. Bejtka, “Reinforcements perpendicular to the grain using self-tapping screws,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Helsinki, Finland, 2004.
- [61] AFNOR, *NF EN 1995-1-1 : EC 5 - Eurocode 5 : Calcul des structures en bois - Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments*. 2005.
- [62] B. Madsen, *Behaviour of timber connections*. North Vancouver, BC : Timber Engineering, 2000.
- [63] T. A. C. M. Van der Put, “Derivation of the bearing strength perpendicular to the grain of locally loaded timber blocks,” *Delft Wood Science Foundation*, vol. 66, no. 6, pp. 409–417, 2008.
- [64] D. Schoenmakers, “Bearing behaviour perpendicular to grain of dowel type fasteners,” Lyngby, Denmark, Report of COST E55, 2008.
- [65] DIN 1052, *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau*. 2008.
- [66] AFNOR, *NF EN 1995-1-1-A1 : EC 5 - Eurocode 5 : Calcul des structures en bois - Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments*. 2008.

-
- [67] J. Jacob and O. L. G. Barragan, “Flexural Strengthening of Glued Laminated Timber Beams with Steel and Carbon Fiber Reinforced Polymers,” Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 2007.
- [68] M. Fawwaz and A. Hanna, “Structural behavior of notched glulam beams reinforced by means of plywood and FRP,” Institutionen för teknik Linnéuniversitetet, 2012.
- [69] P. Mestek and S. Winter, “Cross Laminated Timber (CLT)–Reinforcements with Self-Tapping Screws,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Trentino, Italy, 2010.
- [70] P. Mestek, H. Kreuzinger, and S. Winter, “Design concept for CLT Reinforced with self tapping screws,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Alghero, Italy, 2011, pp. Paper 44–7–6.
- [71] M. Trautz and C. Koj, “Self-tapping screws as reinforcement for timber structures,” in *Proceedings of the International Association for Shell and Spatial Structures*, Valencia, Espania, 2009.
- [72] A. Kevarinmäki, “Capacity of support areas reinforced with nail plates in trussed rafters,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Oxford, United Kingdom, 1991, pp. Paper 24–14–1.
- [73] BOVERKET, *BKR*, *Design regulations BKR, BFS 1998:39*. 2003.
- [74] SN, *SIA 265 - Bâtiment, génie civil, Construction en bois*. 2003.
- [75] CNR, *DT 206, Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo delle Strutture di Legno*. 2006.
- [76] SFS intec, “European technical approval - ETA-12/0062 SFS self-tapping screws WR.” EOTA, 2012.
- [77] SFS intec, “European technical approval - ETA-12/0063 SFS self-tapping screws WT.” EOTA, 2012.
- [78] G. Pirnbacher, R. Brandner, and G. Schickhofer, “Base parameters of self-tapping screws,” in *Proceedings of International Council for Building Research and Innovation Working 18*, Dübendorf, Switzerland, 2009, pp. Paper 42–7–1.
- [79] P. Racher, “Synthèse des acquis scientifiques et caractéristiques d’emploi des vis d’assemblages WT,” C.U.S.T., Clermont Ferrand, 2003-PR04.2, 2004.
- [80] AFNOR, *NF EN 1993-1-1 : EC3 - Eurocode 3 : Calcul des structures en acier - Partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments*. 1993.
- [81] AFNOR, *NF EN 26891 : Structure en bois Assemblages réalisés avec des éléments de fixation - Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation*. 1991.
-

- [82] M. Sutton, W. Wolters, W. H. Peters, W. F. Ranson, and S. R. McNeil, “Determination of Displacements Using an Improved Digital Correlation Method,” in *Proceedings of Image and Vision Computing*, 1983, pp. 133–139.
- [83] M. A. Sutton, M. Q. Cheng, W. H. Peters, Y. J. Chao, and S. R. McNeil, “Application of an optimized digital correlation method to planar deformation analysis,” in *Proceedings of Image and Vision Computing*, 1986, pp. 143–151.
- [84] M. Sutton, S. R. McNeil, J. Jang, and M. Babai, “Effects of Subpixel Image Restoration on Digital Correlation Error,” *Optical engineering*, vol. 27, no. 10, pp. 870–877, 1988.
- [85] CEA, *CASTEM*. .
- [86] R. Gupta and A. Sinha, “Effect of grain angle on shear strength of Douglas-fir wood,” *Holzforschung*, vol. 66, no. 5, 2012.
- [87] AFNOR, *NF EN 1382 : Structures en bois - Méthodes d’essai - Résistance à l’arrachement dans le bois d’éléments de fixation*. 1999.
- [88] H. Stamatopoulos and K. A. Malo, “Withdrawal of axially loaded connectors from timber elements - Theory and validation,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Quebec City, Quebec, 2014.
- [89] L. Euler, *Methodus inveniendi lineas curvas maximi minimive proprietate gaudentes (appendix, de curvis elasticis)*., Lausane und Genf. 1744.

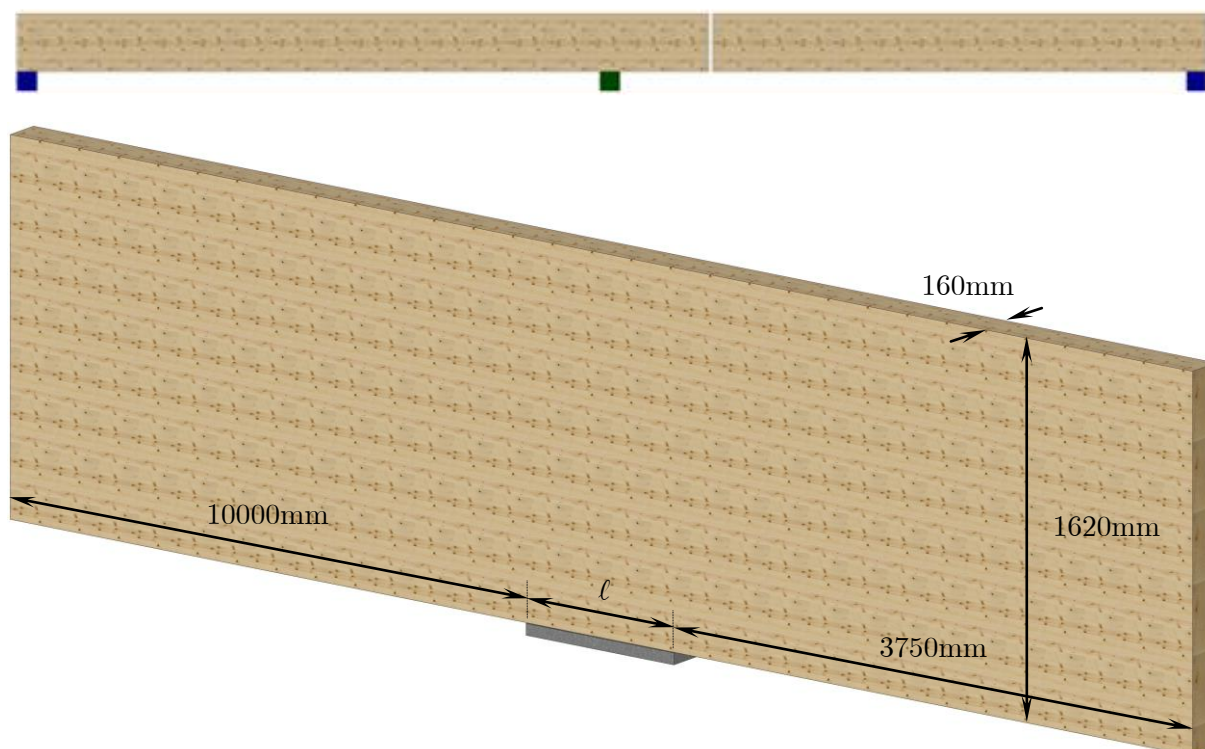
ANNEXES

ANNEXE A. DIMENSIONNEMENT DES
LONGUEURS D'APPUI SELON LES REGLES CB71 ET
L'EUROCODE 5

Cas d'étude de l'usine MALERBA

✓ Mode constructif

Poutre en flexion avec joint cantilever à 3,75m de l'appui central. L'étude est focalisée sur l'appui central.



Dimensionnement d'une longueur d'appui au CB71

✓ Hypothèses de calculs

Conditions environnementales de la construction

Humidité du bois 12,5%

La réaction d'appui de la combinaison dimensionnant est :

$$F_{c,90,(premier\ genre)} = G + N = 216000 + 371000 = 587000N$$

$$F_{c,90,(second\ genre)} = 1,1 \cdot G + 1,1 \cdot N = 1,1 \cdot 216000 + 1,1 \cdot 371000 = 645700N$$

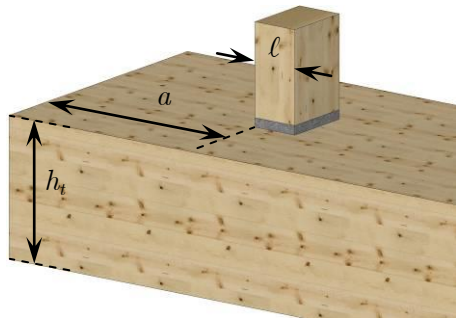
Le coefficient matériau utilisés pour les applications numériques est :

$$\gamma_{M(CB71)} = 2,75$$

La valeur retenue de la résistance en compression perpendiculaire pour BLC de classe GL28H est :

$$f_{c,90,k\ CB71} = 6,87\text{MPa}$$

Le facteur de diffusion des CB71 est :



	a/h	$\geq 1,5$	1	0,5	0
l/h	1	2	1,5	1,25	1
	2	1,5	1,25	1,12	1
	≥ 3	1	1	1	1

Détermination du facteur $k_{90(CB71)}$

$$\frac{a}{h} = \frac{3750}{1620} = 2,3 > 1,5 \text{ et } \frac{l}{h} = \frac{755}{1620} \leq 1$$

$$\text{D'où } k_{90\ CB71} = 2$$

Le facteur de limite d'élasticité des CB71 est : $k_{\text{elas}\ CB71} = 1,5$

✓ Verification de la compression perpendiculaire au fil

$$\sigma_{c,\alpha,(\text{premier genre})} = \frac{F_{c,\alpha,(\text{premier genre})}}{b \cdot l} \leq \frac{f_{c,\alpha\ CB71}}{\gamma_{M(CB71)}} \cdot k_{\alpha\ CB71}$$

$$l \geq \frac{F_{c,\alpha,(\text{premier genre})} \cdot \gamma_{M(CB71)}}{b \cdot f_{c,90\ CB71} \cdot k_{90\ CB71}} = \frac{216000 + 371000 \cdot 2,75}{160 \cdot 6,87 \cdot 2} = 735\text{mm}$$

$$\sigma_{c,\alpha,(\text{second genre})} = \frac{F_{c,\alpha,(\text{second genre})}}{b \cdot l} \leq \frac{f_{c,\alpha\ CB71}}{\gamma_{M(CB71)}} \cdot k_{\alpha\ CB71} \cdot k_{\text{elas}\ CB71}$$

$$l \geq \frac{F_{c,\alpha,(\text{second genre})} \cdot \gamma_{M(CB71)}}{b \cdot f_{c,90\ CB71} \cdot k_{90\ CB71} \cdot k_{\text{elas}\ CB71}} = \frac{1,1 \cdot 216000 + 1,1 \cdot 371000 \cdot 2,75}{160 \cdot 6,87 \cdot 2 \cdot 1,5} = 539\text{mm}$$

Dimensionnement d'une longueur d'appui à l'EC5

✓ Hypothèses de calculs

Conditions environnementales de la construction

Classe de service 2

La combinaison dimensionnante est la suivante :

$$F_{c,90} = 1,35 \cdot G + 1,5 \cdot N = 1,35 \cdot 216000 + 1,5 \cdot 371000 = 848100N$$

Le coefficient matériau utilisés pour les applications numériques est :

$$\gamma_{M(CB71)} = 1,25$$

La valeur retenue de la résistance en compression perpendiculaire pour BLC de classe GL28H est :

$$f_{c,90 \text{ EN14080}} = 2,5MPa$$

La longueur de diffusion est :

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \begin{cases} a \\ \ell \\ 30mm \end{cases} + \min \begin{cases} \ell_1 / 2 \\ \ell \\ 30mm \end{cases} = \ell + 60$$

Le facteur matériau est :

$$k_{c,90 \text{ EC5}} = 1,75 \text{ si } \ell \leq 400mm \text{ sinon } 1$$

✓ Verification de la compression perpendiculaire au fil

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_M} \cdot k_{c,90(EC5)} \geq \frac{F_{c,90,d(ELU)}}{b \cdot \ell_{ef,c,90}}$$

$$\ell \geq \frac{F_{c,90,d} \cdot \gamma_M}{b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod} \cdot k_{c,90(EC5)}} - 60 = \frac{1,35 \cdot 216000 + 1,5 \cdot 371000 \cdot 1,25}{160 \cdot 2,5 \cdot 0,9 \cdot 1} - 60$$

$$\ell \geq 2885mm$$

ANNEXE B. **RAPPORT DE VISITE DE L'USINE**
MALERBA

Rapport de visite de l'usine MALERBA

✓ Structure de l'ouvrage

Suite à la réunion avec le syndicat national du Bois Lamellé-collé du 15 avril 2014, nous avons évoqué l'extension de l'usine de l'entreprise MALERBA pour la compréhension du comportement en compression perpendiculaire au fil des zones d'appuis. Le 3 juin dernier, nous avons convenu avec MR ARTHAUD d'une visite d'usine de l'entreprise MALERBA, située à COURS LA VILLE, le 7 juillet 2014. L'objectif de cette visite consistait à diagnostiquer et comprendre les zones d'appuis de l'usine n°6 de l'entreprise MALERBA construite en bois lamellé-collé. Cette usine a été construite en 1993 par l'entreprise FARGEOT. En 2002-2003, une extension d'usine a été réalisée par l'entreprise BARLET. Ces deux constructions ont été dimensionnées selon les règles CB71 « Règles de calcul et de conception des charpentes en bois françaises » avec une modification de la réglementation neige et vent pour l'extension. Cependant depuis 2007, les constructions européennes doivent respecter les nouveaux codes de calculs européens dits « Eurocode 5 ». Suite à ces nouveaux codes de calculs, le dimensionnement de l'extension fut aussi calculé à l'Eurocode 5 « Calcul des structures bois », afin d'être confronté à la réalité du CB 71. En l'état actuel, la longueur d'appui d'un appui intermédiaire avec les charges de l'extension serait selon l'Eurocode 5 quatre fois supérieure à celle calculée au CB71 (cf. l'ANNEXE A).

✓ Diagnostique de l'ouvrage

Aujourd'hui, une visite de l'usine est effectuée afin de diagnostiquer les enfoncements d'appuis de la structure existante et de l'extension. Les incidents climatiques survenus jusqu'à présent à COURS LA VILLE sont : pour l'usine initiale, deux périodes de neige avec un mètre et une période pour l'extension.

✓ Structure initiale

Le premier appui diagnostiqué est un appui de la structure initiale. Au départ, cet appui constitue un appui de rive (cf. Figure B-130). Suite à l'extension de l'usine, l'appui reçoit ainsi une charge plus importante que celle dimensionné à la conception de l'usine initiale. Cette modification a ainsi induit une déformation plastique visible de 3mm (cf. Figure B-131). Cependant, ce dernier n'est pas néfaste pour la structure de l'ouvrage comme celle d'une usine.

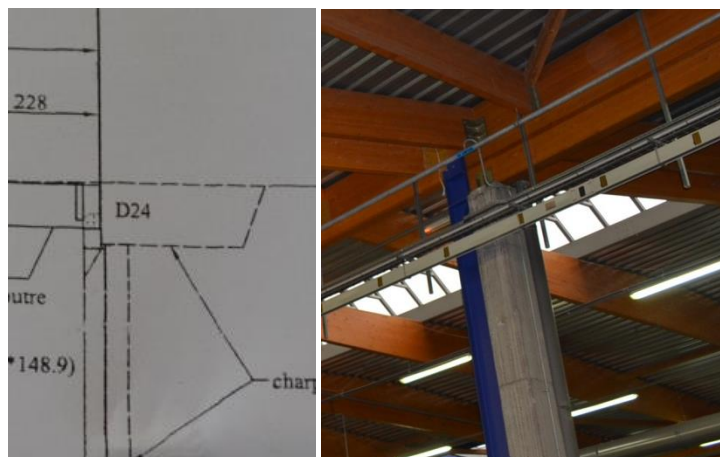


Figure B-130 : Localisation de l'appui de rive de la structure initiale



Figure B-131 : Enfoncement de l'appui de rive de la structure initiale

✓ Appui File E-12

Le deuxième appui diagnostiqué est un appui de l'extension de la structure. Cet appui est un appui d'extrémité de l'extension avec tout de même un débord de part et d'autre de l'appui (cf. Figure B-132). Cet appui peut donc être considéré comme un appui intermédiaire. Aucune déformation plastique n'est visible à cet appui (cf. Figure B-133).

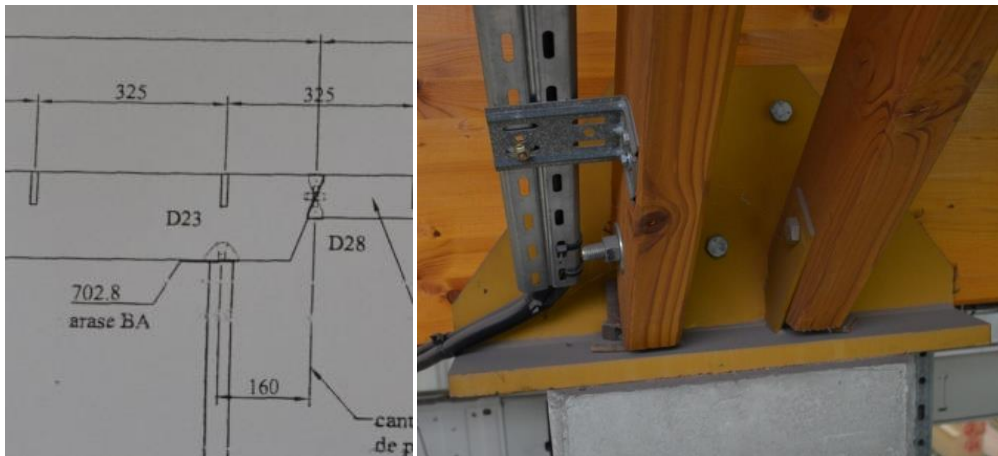


Figure B-132 : Localisation de l'appui intermédiaire de l'extension (File E-12)



Figure B-133 : Enfoncement de l'appui intermédiaire de l'extension (File E-12)

✓ Appui File F-15

Le troisième appui diagnostiqué est un appui de l'extension de la structure. Cet appui est un appui intermédiaire (cf. Figure B-134) avec un joint cantilever à 3,75m de l'axe de l'appui. Ce joint cantilever concentre ainsi les efforts sur l'appui central de la structure. Cependant, aucune déformation plastique n'est visible à cet appui (cf. Figure B-135).



Figure B-134 : Localisation de l'appui intermédiaire de l'extension (File F-15)

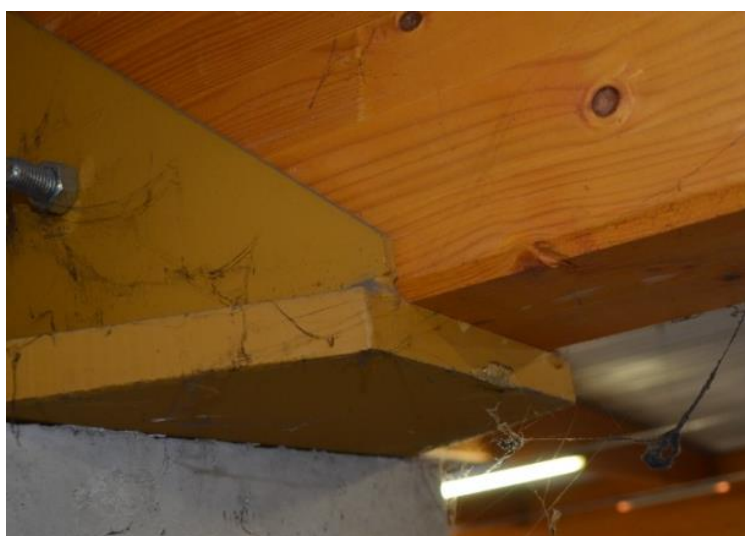


Figure B-135 : Enfoncement de l'appui intermédiaire de l'extension (File F-15)

Suite à cette visite de l'usine MALERBA, une synthèse des données géométriques ainsi que des enfoncements observés aux appuis est faite (cf. Tableau B-37). Les conclusions de cette visite montrent une structure en état de fonctionnement avec des enfoncements aux appuis quasi-nulle, voir inexistant.

Tableau B-37 : Synthèse des dimensions géométriques des trois appuis

Structure	Initiale	Extension	Extension
Type d'appui	Rive	Intermédiaire	Intermédiaire
Localisation	/	File E-12	File F-15
Photo	N°1	N°2	N°3
Epaisseur de lamelles (mm)	35	45	45
Hauteur de poutre (mm)	1000	1460	1600
Largeur de poutre (mm)	160	160	160
Longueur d'appui (mm)	380	600	750
Nombre de boulons	3	3	3
Enfoncement (mm)	3	0	0

Ainsi, la question des lamellistes est la suivante :

Pourquoi doit-on multiplier la longueur d'appui par quatre à l'Eurocode 5 par rapport au CB71 alors qu'aucun enfoncement n'est observé sur la structure ?

ANNEXE C. CRITERE DE TSAI HILL

Un modèle de détermination d'une propriété mécanique en dehors des axes principaux est développé par Tsai-Hill [24] en se basant sur le critère de Hill ((C-85) écrit sur l'hypothèse d'un matériau orthotrope selon les axes longitudinal, tangentiel et radial (cf. Figure C-136).

$$G + H \cdot \sigma_{LL}^2 + F + H \cdot \sigma_{RR}^2 + F + G \cdot \sigma_{TT}^2 - 2 \cdot H \cdot \sigma_{LL} \cdot \sigma_{RR} - 2 \cdot G \cdot \sigma_{LL} \cdot \sigma_{TT} - 2 \cdot F \cdot \sigma_{RR} \cdot \sigma_{TT} + 2 \cdot L \cdot \sigma_{RT}^2 + 2 \cdot M \cdot \sigma_{TL}^2 + 2 \cdot N \cdot \sigma_{LR}^2 = 1 \quad (C-85)$$

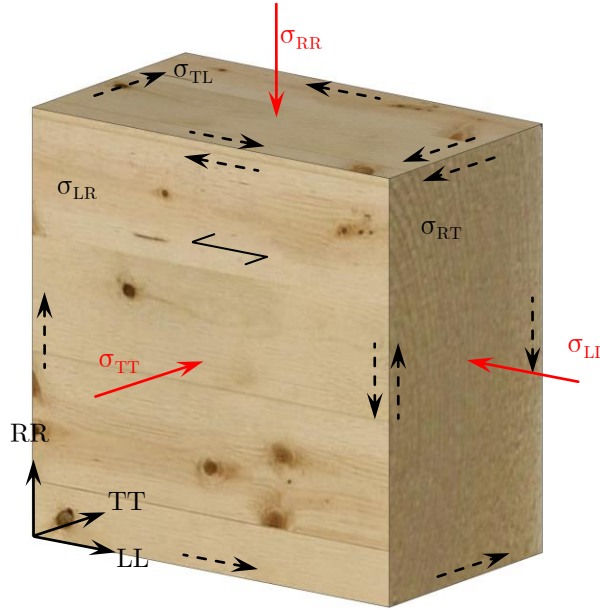


Figure C-136 : Axes principaux : Longitudinal LL, Radial RR et Tangentiel TT

Le critère de Tsai Hill est écrit en contrainte plane dans le cas d'un matériau isotrope transverse selon l'équation ((C-86)). Cette hypothèse peut être admise pour le matériau bois au vue des résistances quasi-similaires radialement et tangentiellement au fil.

$$G + H \cdot \sigma_{LL}^2 + F + H \cdot \sigma_{RR}^2 - 2 \cdot H \cdot \sigma_{LL} \cdot \sigma_{RR} + 2 \cdot N \cdot \sigma_{LR}^2 = 1 \quad (C-86)$$

Afin d'utiliser ce critère, trois essais sont nécessaires. Les deux premiers sont des essais de compression dans notre cas selon les axes parallèle et perpendiculaire au fil. Le dernier est l'essai de cisaillement. Ceci permet de déterminer les coefficients G, H, F et N.

Cependant, le critère est plus généralement écrit de la manière suivante :

$$\frac{\sigma_{LL}^2}{X^2} + \frac{\sigma_{RR}^2}{Y^2} + \frac{\sigma_{LR}^2}{S^2} - \frac{\sigma_{LL} \cdot \sigma_{RR}}{X^2} = 1 \quad (C-87)$$

avec :

- ✓ X : La résistance en compression parallèle au fil
- ✓ Y : La résistance en compression perpendiculaire au fil
- ✓ S : La résistance au cisaillement

Par contre, ce critère est écrit dans la base d'orthotropie LR du matériau. Il faut donc passer par la rotation tensorielle, pour écrire le critère selon un axe quel qu'il soit dans le même plan.

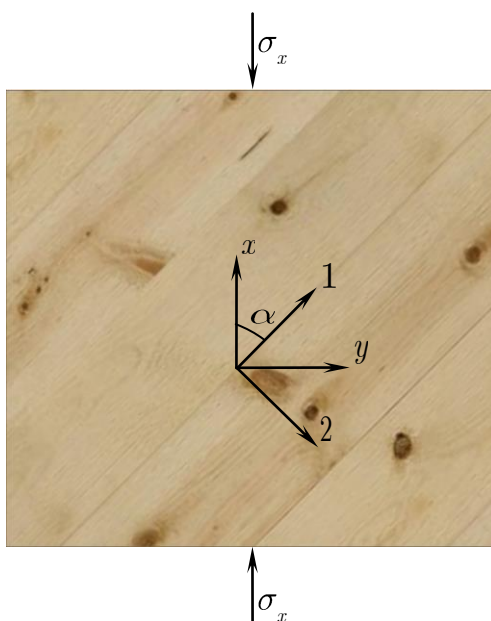


Figure C-137 : Axe de rotation du tenseur

On peut donc écrire l'équation (C-88) selon la base XY avec $c = \cos \alpha$ et $s = \sin \alpha$.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{RR} \\ \sigma_{LR} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} c^2 & s^2 & 2sc \\ s^2 & c^2 & -2sc \\ -sc & sc & c^2 - s^2 \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{C-88})$$

Cependant, la sollicitation est effectuée selon l'axe X (cf. Figure C-137). Le critère peut donc être simplifié selon l'équation (C-89).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{RR} \\ \sigma_{LR} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} c^2 \\ s^2 \\ -sC \end{Bmatrix} \cdot \sigma_x \quad (\text{C-89})$$

Si l'on remplace termes à termes, l'équation (C-87) devient l'équation (C-90).

$$\frac{\sigma_x^2 \cdot c^4}{X^2} + \frac{\sigma_x^2 \cdot s^4}{Y^2} + \frac{\sigma_x^2 \cdot c^2 \cdot s^2}{S^2} - \frac{\sigma_x^2 \cdot c^2 \cdot s^2}{X^2} = 1 \quad (\text{C-90})$$

On factorise par σ_x donnant ainsi l'équation (C-91).

$$\sigma_x = \frac{1}{\sqrt{\frac{c^4}{X^2} + \frac{s^4}{Y^2} + \frac{c^2 \cdot s^2}{S^2} - \frac{c^2 \cdot s^2}{X^2}}} \quad (\text{C-91})$$

Si l'on remplace X, Y et S par les résistances des propriétés mécaniques respectives, on obtient l'équation (C-92), rappelée dans le rapport par l'équation (I-2).

$$f_{c,\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\sin^4 \alpha}{f_{c,90}^2} + \frac{\cos^4 \alpha}{f_{c,0}^2} + \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{f_v^2} - \frac{\cos^2 \alpha \cdot \sin^2 \alpha}{f_{c,0}^2}}} \quad (\text{C-92})$$

ANNEXE D. **TABLEAU DES ESSAIS NON
RENFORCES**

Résumé des essais de compression non renforcé

Bibliographie	Configuration	$f_{c,90,mean}$ (MPa)	ℓ (mm)	h (mm)	b (mm)	ℓ_{le} (mm)	ℓ_{re} (mm)	$F_{c,90,mean}$ (kN)
Bléron [49]	B	3,01	100	300	78	350	350	63,02
	D		100	150	78	350	350	42,90
	D		100	300	78	350	350	49,45
	E		100	300	78	0	700	40,01
	D		100	300	78	30	30	39,39
	D		600	810	160	500	500	408,00
Augustin [50]	F	3,31	150	200	160	0	115	106,08
	B		150	200	160	100	100	136,80
	B		150	200	160	115	100	144,72
	F	2,87	150	480	160	0	115	111,84
	B		150	480	160	100	100	138,24
	B		150	480	160	115	100	152,40
Reichegger [51]	B	3,19	80	200	120	20	20	38,11
			80	200	120	60	60	55,78
			80	200	120	110	110	60,29
			80	200	120	160	160	71,90
Ed [52]	G	3,50	60	270	90	0	500	33,83
			90	270	90	0	500	39,46
			120	270	90	0	500	49,80
			60	360	90	0	500	32,89
			90	360	90	0	500	42,28
			120	360	90	0	500	58,26
			60	630	115	0	500	48,02
			90	630	115	0	500	61,23
SFS intec	B	3,30	200	400	200	200	200	195,60
Mark [53]	B	3,30	140	280	140	280	280	110,15
Nilsson [57]	B	3,00	150	315	90	175	175	76,01

Bbliographie	Configuration	$f_{c,90,mean}$ (MPa)	ℓ (mm)	h (mm)	b (mm)	ℓ_{le} (mm)	ℓ_{re} (mm)	$F_{c,90,mean}$ (kN)
	G		120	320	120	0	375	68,40
	G		240	630	120	0	375	115,20
	G		280	700	220	0	375	238,39
Bejtka [58]–[60]	G	3,30	90	540	120	0	375	57,10
	D		90	240	120	250	250	56,40
	D		100	200	120	100	100	72,96
	B		100	200	120	100	100	75,00

ANNEXE E. FACTEUR MATERIAU

De par l'aspect ductile du comportement en compression perpendiculaire du matériau bois, la norme européenne autorise l'intégration de la plasticité du phénomène. Pour ce faire, l'EC5 se base sur un critère de dimensionnement à l'état limite ultime (ELU), mais celui de la compression perpendiculaire est un problème de déformation excessive à l'appui traduit par l'état limite de service (ELS). Le modèle proposé par Madsen en est la démonstration. Cependant, le critère de dimensionnement de la compression perpendiculaire au fil est régi en contrainte selon l'équation (E-93) et non en déformation, il faut par conséquent trouver un artifice pour passer du calcul en déformation au calcul en contrainte.

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \geq \frac{F_{c,90,d(ELU)}}{A_{ef}} \quad (\text{E-93})$$

C'est ainsi que Blass [17] propose l'intégration du facteur ($k_{c,90}$) dans le critère. Il se caractérise par le passage de l'ELS c'est-à-dire l'état de déformation à l'ELU qui correspond à l'état d'effondrement. Les combinaisons d'actions ELS et ELU peuvent chacune d'elles s'écrire respectivement selon l'équation (E-94) et l'équation (E-95).

$$E_{d\ ELS} = \sum G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i>1} \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \quad (\text{E-94})$$

$$E_{d\ ELU} = 1.35 \sum G_{k,j} + 1.5 Q_{k,1} + 1.5 \sum_{i>1} \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \approx 1.35 E_{d\ ELS} \quad (\text{E-95})$$

De plus, le critère à l'ELS admet le coefficient partiel pour les propriétés du matériau à 1 par rapport 1,25 du BLC pour l'ELU.

Ainsi, le critère de dimensionnement de la compression perpendiculaire au fil admet le format selon l'équation (E-96).

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \geq \frac{F_{c,90,d\ ELU}}{\gamma_M \cdot 1.35 \cdot A_{ef}} \quad (\text{E-96})$$

Pour revenir à l'équation (E-93), le facteur ($k_{c,90}$) pondère la résistance en compression perpendiculaire au fil. On peut donc écrire l'exprimer selon l'équation (E-97).

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot k_{c,90} \geq \frac{F_{c,90,d}}{A_{ef}} \quad (\text{E-97})$$

Cette expression a fait l'objet de l'Amendement A1 de l'EC5 en 2008 et est actuellement en vigueur.

ANNEXE F. TABLEAU DES ESSAIS RENFORCES

Résumé des essais de compression renforcé

Bibliographie	$f_{c90mean}$ (MPa)	Conf	ℓ_{le} (mm)	ℓ_{re} (mm)	ℓ (mm)	h (mm)	b (mm)	ℓ_{ax} (mm)	ℓ_{vis} (mm)	d_{int} (mm)	d_{ext} (mm)	f_{yk} (MPa)	n_t	n_l	n	$F_{c,90,mean}$ (kN)
Reichegger [51]	3,5	B	160	160	80	200	120	97,5	130	4	6,5	990	2	2	4	98,88
			160	160	80	200	120	118,8	160	4	6,5	990	2	2	4	124,8
			160	160	80	200	120	123,5	160	5,4	8,2	870	2	2	4	144
			240	240	120	400	120	184	220	5,4	8,2	870	2	2	4	172,8
			240	240	120	400	120	190	200	5,7	8	1000	2	2	4	175,8
Märh [53]	3,5	D	280	280	140	280	140	153,5	190	5,4	8,2	870	2	1,5	3	183,3
			280	280	140	280	140	153,5	190	5,4	8,2	870	4	2,5	10	318,6
			280	280	140	280	140	153,5	190	5,4	8,2	870	6	3	18	426,2
			280	280	140	280	140	101,5	108	5,7	8,9	870	2	1,5	3	160,3
			280	280	140	280	140	101,5	108	5,7	8,9	870	4	2,5	10	268,9
			280	280	140	280	140	101,5	108	5,7	8,9	870	6	3	18	275,8
			280	280	140	280	140	108	180	5,7	8	1000	2	1,5	3	168,5
			280	280	140	280	140	108	180	5,7	8	1000	4	2,5	10	276,5
Formolo [56]	3	D	315	315	200	900	215	290	300	6,8	10	1000	2	2	4	326,4
			315	315	200	900	215	290	300	6,8	10	1000	2	2	4	380
			315	315	200	900	215	290	300	8,5	12	1000	2	2	4	400
			315	315	200	900	215	290	300	8,5	12	1000	2	2	4	456,8

Bibliographie	$f_{c90mean}$ (MPa)	Conf	ℓ_{le} (mm)	ℓ_{re} (mm)	ℓ (mm)	h (mm)	b (mm)	ℓ_{ax} (mm)	ℓ_{vis} (mm)	d_{int} (mm)	d_{ext} (mm)	f_{yk} (MPa)	n_t	n_l	n	$F_{c,90,mean}$ (kN)
Nilsson [57]	3	B	175	175	150	315	90	183,5	220	5,4	8,2	870	2	2	4	141
			175	175	150	315	90	183,5	220	5,4	8,2	870	3	2	6	159
			175	175	150	315	90	183,5	220	5,4	8,2	870	3	2,67	8	140
Bejtka [58]– [60]	3	G	0	300	80	540	100	174	180	5,79	7,5	1245	1	2	2	77,5
			0	300	80	540	100	334	340	6,17	8	1095	1	2	2	92
			0	300	80	540	100	194	200	7,71	10	1110	1	2	2	104
			0	300	120	540	100	174	180	5,79	7,5	1243	2	2	4	126
			0	300	120	540	100	194	200	7,71	10	1110	2	2	4	133
			0	300	90	540	120	115	160	5,02	6,5	1138	2	3	6	132
		500	500	80	240	100	174	180	5,78	7,5	1302	2	1	2	96,1	
		500	500	80	240	100	334	340	6,17	8	1095	2	1	2	98	
		500	500	80	240	100	194	200	7,71	10	1110	2	1	2	104	
		500	500	120	240	100	174	180	5,78	7,5	1302	2	2	4	127	
		500	500	120	240	100	334	340	6,17	8	1095	2	2	4	169	
		500	500	120	240	100	194	200	7,71	10	1110	2	2	4	173	
		500	500	90	220	120	174	180	5,79	7,5	1302	2	3	6	195	
500	500	90	300	120	254	260	6,17	8	1308	2	3	6	228			
500	500	90	480	120	394	400	6,17	8	1254	2	3	6	242			

Bibliographie	$f_{c90mean}$ (MPa)	Conf	ℓ_{le} (mm)	ℓ_{re} (mm)	ℓ (mm)	h (mm)	b (mm)	ℓ_{ax} (mm)	ℓ_{vis} (mm)	d_{int} (mm)	d_{ext} (mm)	f_{yk} (MPa)	n_t	n_l	n	$F_{c,90,mean}$ (kN)
			400	400	200	400	200	183,5	220	5,4	8,2	870	2	2	4	301,4
SFS	3,3	B	400	400	200	400	200	183,5	220	5,4	8,2	870	3	2,67	8	386,3
			400	400	200	400	200	183,5	220	5,4	8,2	870	3	4	12	434,1
			400	400	200	400	200	183,5	220	5,4	8,2	870	4	4	16	511,6

ANNEXE G. **FLAMBEMENT D'UN ELEMENT**
SELON L'EUROCODE 3

Le critère de calcul pour le flambement d'un profilé métallique est écrit selon l'équation (G-98) :

$$F_{c,k} = \kappa_c \cdot A \cdot \frac{f_{y,k}}{\gamma_M} \quad \text{avec} \quad \gamma_M = 1,1 \quad (\text{G-98})$$

Le coefficient de réduction pour le flambement (κ_c) est calculé suivant les conditions de l'élanement réduit (λ_k) :

$$\kappa_c = 1 \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k \leq 0,2 \quad (\text{G-99})$$

$$\kappa_c = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}_k^2}} \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k > 0,2 \quad (\text{G-100})$$

Le calcul du défaut initial global d'aplomb (k) est calculé suivant l'équation (G-101) :

$$k = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (\bar{\lambda}_k - 0,2) + \bar{\lambda}_k^2 \right] \quad (\text{G-101})$$

L'élanement réduit se calcule par la racine carré du rapport de l'effort plastique calculé sur la section de la vis et de l'effort normal critique de flambement élastique avec l'équation (G-102) :

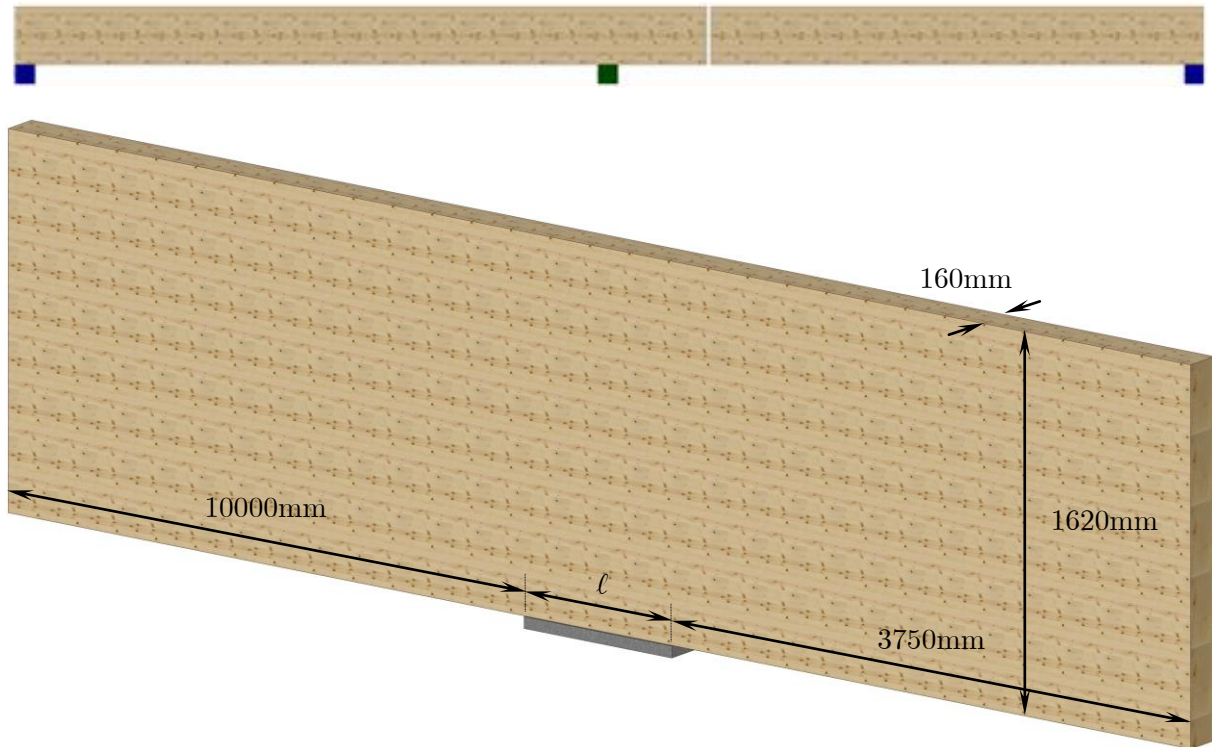
$$\bar{\lambda}_k = \sqrt{\frac{A \cdot f_{y,k}}{N_{ki,k}}} \quad (\text{G-102})$$

Ce dernier est calculé détaillé dans le présent rapport avec une distinction entre la proposition de Bejtka et SFS intec.

ANNEXE H. DIMENSIONNEMENT DES
LONGUEURS D'APPUI SELON LE CRITERE PROPOSE
SANS ET AVEC RENFORCEMENT

Cas d'étude de l'usine MALERBA

✓ Mode constructif



Dimensionnement d'une longueur d'appui à l'EC5 en intégrant la proposition de l'effet de diffusion

✓ Hypothèses de calculs

Conditions environnementales de la construction

Classe de service 2

La combinaison dimensionnante est la suivante :

$$F_{c,90} = 1,35 \cdot G + 1,5 \cdot N = 1,35 \cdot 216000 + 1,5 \cdot 371000 = 848100N$$

Le coefficient matériau utilisés pour les applications numériques est :

$$\gamma_{M(CB71)} = 1,25$$

La valeur retenue de la résistance en compression perpendiculaire pour BLC de classe GL 28h est :

$$f_{c,90 \text{ EN14080}} = 2,5 \text{ MPa}$$

La longueur de diffusion est :

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,90} \\ \ell_{li}/2 \\ \ell_{le} \end{array} \right\} + \min \left\{ \begin{array}{l} \ell_{dif,c,90} \\ \ell_{ri}/2 \\ \ell_{re} \end{array} \right\}$$

$$\text{avec } \ell_{dif,c,90} = \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot k_{h,c,90} \cdot h_t \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90}$$

$$\ell_{dif,c,90} = \frac{3,5}{2,5} \cdot \frac{1}{3} \cdot 1620 \cdot \frac{2}{3} \cdot 160^{-0,325} \cdot 1,51 = 146 \text{ mm}$$

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \left\{ \begin{array}{l} 146 \\ 3750 \end{array} \right\} + \min \left\{ \begin{array}{l} 146 \\ 10000 \end{array} \right\} = \ell + 292$$

✓ Verification de la compression perpendiculaire au fil

$$\frac{f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_M} \cdot k_{c,90} \geq \frac{F_{c,90,d(ELU)}}{b \cdot \ell_{ef,c,90}}$$

$$\ell \geq \frac{F_{c,90,d} \cdot \gamma_M}{b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod} \cdot k_{c,90}} - 2 \cdot \ell_{dif,c,90}$$

$$\ell \geq \frac{1,35 \cdot 216000 + 1,5 \cdot 371000 \cdot 1,25}{160 \cdot 2,5 \cdot 0,9 \cdot 1,68} - 2 \cdot 146$$

$$\ell \geq 1461 \text{ mm}$$

Dimensionnement d'une longueur d'appui renforcé, équivalente aux CB71

✓ Hypothèses de calculs

Conditions environnementales de la construction

Classe de service 2

La combinaison dimensionnant est la suivante :

$$F_{c,90} = 1,35 \cdot G + 1,5 \cdot N = 1,35 \cdot 216000 + 1,5 \cdot 371000 = 848100N$$

Le coefficient matériau utilisés pour les applications numériques est :

$$\gamma_M = 1,3$$

Les valeurs retenues des résistances pour BLC de classe GL 28h sont :

$$f_{c,90,k \text{ EN14080}} = 2,5MPa$$

$$f_{v,k \text{ EN14080}} = 3,5MPa$$

Vis utilisée : WR-13-400

$$\ell_{vis} = 400mm$$

$$\ell_{filetée} = 365mm$$

$$\ell_{pointe} = 15mm$$

$$\ell_{pas} = 3mm$$

$$d_{ext} = 13mm$$

$$d_{int} = 8,5mm$$

$$f_{y,k} = 930MPa$$

Tête supposée encastrer au contact de l'appui

✓ Longueur efficace

La longueur de diffusion est :

$$\ell_{ef,c,90} = \ell + \min \begin{cases} \ell_{dif,c,90} \\ \ell_{li}/2 \\ \ell_{le} \end{cases} + \min \begin{cases} \ell_{dif,c,90} \\ \ell_{ri}/2 \\ \ell_{re} \end{cases}$$

$$avec \quad \ell_{dif,c,90} = \frac{f_{v,mean}}{f_{c,90,mean}} \cdot k_{h,c,90} \cdot h_t \cdot \frac{2}{3} \cdot k_{b,c,90} \cdot k_{c,c,90}$$

$$\ell_{dif,c,90} = \frac{3,5}{2,5} \cdot \frac{1}{3} \cdot 1620 \cdot \frac{2}{3} \cdot 160^{-0,325} \cdot 1,51 = 146mm$$

$$\ell_{ef,c,90} = 750 + \min \begin{cases} 146 \\ 3750 \end{cases} + \min \begin{cases} 146 \\ 10000 \end{cases} = 1042mm$$

✓ Détermination de la longueur de flambement ℓ_{red} d'une vis avec filetage toute longueur

Hypothèse :

$$\ell_{ax,s} = \ell_{red}$$

Critère à vérifier :

$$F_{ax,90,k} \cdot 1,25 \cdot \ell_{red} \geq N_{b,k} \cdot \ell_{red}$$

Effort de flambement

$$N_{b,k} = \kappa_c \cdot A \cdot f_{y,k}$$

$$\kappa_c = 1 \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k \leq 0,2$$

$$\kappa_c = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}_k^2}} \quad \text{pour} \quad \bar{\lambda}_k \leq 0,2$$

$$k = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (\bar{\lambda}_k - 0,2) + \bar{\lambda}_k^2 \right]$$

$$\bar{\lambda}_k = \sqrt{\frac{A \cdot f_{y,k}}{N_{ki,k}}}$$

$$N_{ki,k} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}^2}$$

$$L_{cr} = 0,5 \cdot \ell_{red}$$

Effort de portance

$$F_{ax,90} = p_{ef,ax,90} \cdot 1,25 \cdot \ell_{red} \cdot f_{v,k}$$

$$p_{ef,ax,90} = \pi \cdot d_{ext} \cdot k_{dif,ax,90} \quad \text{avec} \quad k_{dif,ax,90} = \left(1 + \frac{4 \cdot \ell_{pas}}{\pi \cdot d_{ext}} \right)$$

Après un calcul itératif, la longueur de flambement ℓ_{red} mesure 153mm pour ces différentes propriétés et données géométriques.

✓ **Détermination du mode de rupture d'une vis avec filetage toute longueur**

Critère à vérifier pour garantir le flambement des vis :

$$\ell_{vis} > \ell_{red} + \ell_{ax,s} + \ell_{pointe}$$

Calcul :

$$\ell_{vis} = 400mm$$

$$\ell_{red} + \ell_{ax,s} + \ell_{pointe} = 153 + 153 + 15 = 321mm$$

La condition est remplie, ainsi le mode de rupture de ces vis avec ces conditions est le flambement des vis avec un effort de flambement de 36,18kN.

✓ **Dimensionnement du nombre de renforcement**

Critère à vérifier :

$$F_{c,90,d} < \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{N_{b,k} \cdot n}{\gamma_{M(Assemblage)}} + \frac{\ell_{ef,c,90} \cdot b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod} \cdot k_{c,90}}{\gamma_{M(Bois)}} \\ \frac{\ell + \ell_{le} + \ell_{re} \cdot b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_{M(Bois)}} \end{array} \right.$$

Application :

$$F_{c,90,d} = \frac{\ell + \ell_{le} + \ell_{re} \cdot b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_{M(Bois)}}$$

$$F_{c,90,d} = \frac{750 + 10000 + 1875 \cdot 160 \cdot 2,5 \cdot 0,9}{1,25}$$

$$F_{c,90,d} = 3636kN > 831kN \quad OK$$

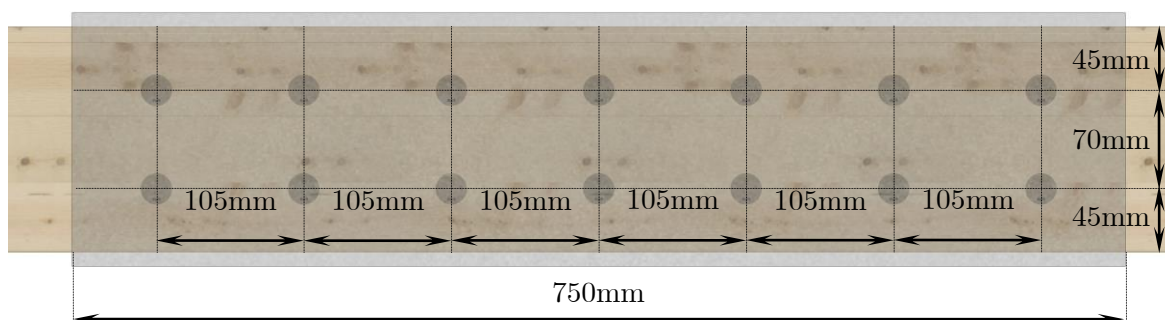
$$F_{c,90,d} < \frac{R_{c,90} + \ell_{ef,c,90} \cdot b \cdot f_{c,90,k} \cdot k_{mod} \cdot k_{c,90}}{\gamma_{M(Assemblage)}}$$

$$848100 < \frac{36180 \cdot n}{1,3} + \frac{1042 \cdot 160 \cdot 2,5 \cdot 0,9 \cdot 1,68}{1,25}$$

$$n > 12,36$$

Pour renforcer l'appui, 14 vis sont nécessaires.

✓ Vérification des pinces de positionnements



$$a_1 = 5 \cdot d_{eat} = 65mm \text{ min} < 105mm$$

$$a_2 = 5 \cdot d_{eat} = 65mm \text{ min} < 70mm$$

$$a_{2,c} = 3 \cdot d_{eat} = 39mm \text{ min} < 45mm$$

RESUME

L'objectif de cette étude est de comprendre le comportement d'éléments en bois lamellé-collé sollicités en compression selon un angle donné incluant le renforcement par frettage de vis.

Les résultats expérimentaux montrent que le critère en absence de renforcement fonctionne sur l'association de la résistance de compression et de la résistance de cisaillement associée à trois facteurs fonction des données géométriques. Cette association est par la suite traduite par un calcul géométrique d'une longueur efficace tenant compte des longueurs de débord et zones d'interaction. En présence de renforcement, le critère fonctionne sur l'association de cette longueur efficace traduisant un effet de diffusion de l'effort et de l'effort repris par les vis de renforcement. Une démarche est proposée pour choisir entre les deux modes de rupture dits unitaires observés sur une vis ; la portance de la vis et le flambement de la vis. Cependant, l'effort apporté par les vis peut être traduit par un calcul géométrique d'une longueur efficace permettant d'intégrer le troisième mode de rupture, appelé « Compression en pointe de vis ». Cet objectif a donc permis au final d'élaborer une règle de dimensionnement pour les éléments sollicités en compression selon un angle donné avec ou sans renforcements.

ABSTRACT

The objective of this study is to understand and model the behaviour of glulam beam solicit compression at given angle to the grain including reinforcement of self-tapping screw.

Experimental results show that the tests in the absence of reinforcement operate on the association between the compression strength and the shear strength associated with three factors based on geometric data. This association is translated by a geometric calculation of effective length taking into account the lengths of overhang and interactions. In the presence of reinforcement, the test works on the association of the effective length reflecting a spreading effect and the effort takes by reinforcing screws. An approach is proposed to choose between the two failures modes observed on a screw called; the withdrawal of the screw and the buckling of the screw. However, the effort made by the screws can be translated by a geometric calculation of effective length for integrating third failure mode called "Compression in a plane formed by the screw tips". This objective has therefore enabled the development of a final dimensioning rule for the elements under compression at a given angle with or without reinforcements.