



**HAL**  
open science

# Valorisation d'une ressource pin maritime par des composites bois lamellé-collé (BLC)

Raoul Adjovi Loko

► **To cite this version:**

Raoul Adjovi Loko. Valorisation d'une ressource pin maritime par des composites bois lamellé-collé (BLC). Mécanique [physics]. Université de Bordeaux, 2023. Français. NNT : 2023BORD0128 . tel-04228287

**HAL Id: tel-04228287**

**<https://theses.hal.science/tel-04228287>**

Submitted on 4 Oct 2023

**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.

THÈSE PRÉSENTÉE  
POUR OBTENIR LE GRADE DE

# DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

École doctorale des Sciences Physiques et de l'Ingénieur  
Spécialité "Mécanique"

*par*

**Raoul Spéro ADJOVI LOKO**

## **Valorisation d'une ressource pin maritime par des composites bois lamellé-collé (BLC)**

Sous la direction de : **COUREAU Jean-Luc**

Soutenue le 12 Juin 2023

Membres du jury :

<b>DUBOIS Frédéric</b>	Professeur	Univ. de Limoges	Président du jury
<b>CHARRIER Bertrand</b>	Professeur	UPPA	Rapporteur
<b>MOUTOU PITTI Rostand</b>	MCF (HDR)	Univ. de Clermont Auvergne	Rapporteur
<b>COUREAU Jean-Luc</b>	MCF (HDR)	Univ. de Bordeaux	Directeur de thèse
<b>LE ROY Robert</b>	Professeur	ENSA Paris Malaquais	Examineur
<b>GBAGUIDI AÏSSE Gérard</b>	Professeur	UAC, Bénin	Examineur
<b>GRAZIDE Cécile</b>	MCF	Univ. de Lyon 1	Examinatrice
<b>MOREAU Jérôme</b>	MCF	ESB, Nantes	Examineur

Membres invités :

<b>GALIMARD Philippe</b>	MCF	Univ. de Bordeaux	Encadrant
<b>LAFARGUE Sylvain</b>	Ingénieur	Lamecol   Groupe DL	Invité

**Titre :** Valorisation d'une ressource pin maritime par des composites bois lamellé-collé (BLC)

**Résumé :** L'élaboration de composites structuraux BLC de Pin maritime de performances mécaniques égales à celles du GL28c, représente un enjeu majeur pour une meilleure valorisation de la ressource. L'essai de référence pour la caractérisation des lamelles constitutives des poutres BLC est l'essai de flexion 4 points défini dans la norme EN408. Cependant, plusieurs études montrent des difficultés de mesure des modules d'élasticité des bois structuraux par la configuration normative. Dans ce travail, nous avons proposé un essai de flexion 4 points modifié que nous avons comparé à l'essai normalisé. La méthode de caractérisation proposée est plus représentative des conditions d'usage des solives et des poutres BLC structurales dans les planchers en bois. Les rigidités déterminées sur l'échantillonnage de cette thèse par l'essai proposé, montrent une augmentation de la rigidité flexionnelle de 15% par rapport à l'essai de référence, ce qui se répercute sur le dimensionnement aux ELS dans les notes de calcul des poutres des planchers en bois. D'autre part, lorsque nous avons associé divers critères de nodosités aux rigidités des bois de l'échantillonnage, nous remarquons que les nœuds discriminants pour la résistance en flexion ne sont pas forcément discriminants pour la rigidité flexionnelle du bois de pin maritime, ce qui est en accord avec la bibliographie pour d'autres essences de bois. De plus, l'évaluation des déformations après séchage montre une bonne stabilité dimensionnelle après séchage, des bois de l'échantillonnage. Par-ailleurs, pour la majorité des poutres en bois travaillant en flexion, le critère ELS est souvent le critère dimensionnant et dans ces cas, le critère de résistance devient secondaire par rapport au critère de rigidité ; particulièrement pour les poutres de planchers tertiaires pour lesquelles l'on peut s'affranchir des critères vibro-acoustiques de l'Eurocode 5. Sur cette base, nous avons développé numériquement par une méthode éléments finis grâce à des techniques probabilistes (méthode des moindres carrés), des jumeaux numériques de poutres BLC de portée 4,5 m. Nous montrons que l'utilisation de lots tout-venant, sans tri en amont du processus de fabrication permet de fabriquer des poutres BLC en bois de pin maritime de performances mécaniques égales à celles du GL28c, voire du GL32c. Plusieurs longueurs d'aboutages ont été développées pour évaluer l'influence de la longueur d'aboutage sur les performances mécaniques. L'étude montre que la présence d'un nombre élevé d'aboutages dans le composite BLC, dégrade son module apparent. Dans le cadre de la détermination des rigidités des poutres BLC générées numériquement, nous avons également comparé les résultats fournis par l'essai standard de flexion 4 points à l'essai de flexion proposé dans ce travail. Les résultats montrent que l'essai proposé valorise mieux la ressource. Ainsi, la valorisation de la ressource pin maritime de l'étude par son emploi dans les poutres BLC repose sur le continuum entre la méthode de caractérisation des lamelles constitutives des composites et l'essai de reconnaissance du produit fini.

**Mots clefs :** Valorisation, critères de dimensionnement, flexion 4 points, norme EN408, composites structuraux, caractérisation, lamellé-collé, pin maritime

---

**Title :** Valorization of a maritime pine resource using glued laminated timber (GLT) composites

**Abstract :** The development of maritime pine GLT structural composites with mechanical performances equal to those of GL28c represents a major challenge for a better valorization

of the resource. The reference test for the characterisation of the necessary lamella for the GLT beams production, is the 4-point bending test defined in standard EN408. However, several studies show difficulties in measuring the moduli of elasticity of structural timber by the EN408 standard test arrangement. In this work, we proposed a modified 4-point bending test that we compared to the standard EN408 test. The proposed characterisation method is more representative of the using conditions of structural joists and GLT beams in timber floors. The stiffnesses determined on the sample of this thesis by this proposed test, show an increase in flexural stiffness of 15% compared to the standard test, which is reflected in the serviceability limit state (SLS) design in the calculation notes of the wooden floor beams. On the other hand, when we associated various nodosity criteria to the stiffnesses of the sampled lamellae, we noticed that the discriminating knots for the bending strength are not necessarily discriminating for the flexural stiffness of maritime pine timber, which is in agreement with the bibliography for other wood species. Moreover, the evaluation of the deformations after drying, shows a good dimensional stability after drying of the sampled lamellae. In addition, for the majority of timber beams working in bending, the SLS criterion is often the dimensioning criterion and in these cases the strength criterion becomes secondary to the stiffness criterion; particularly for tertiary floor beams for which the vibro-acoustic criteria of Eurocode 5 can be dispensed with. On this basis, we developed digital twins of GLT beams with a span of 4.5m using a finite element method and probabilistic techniques (least squares method). We show that the use of a raw batch, without sorting upstream of the manufacturing process, allows the production of maritime pine GLT beams with mechanical performances equal to those of GL28c, or even GL32c. Several finger-joint lengths were developed to evaluate the influence of finger-joint length on the mechanical performance. The study shows that the presence of a high number of joints in the GLT composite degrades its apparent modulus. In order to determine the stiffnesses of the numerically generated GLT beams, we also compared their stiffnesses provided by the standard 4-point bending test compared with the bending test proposed in this work. The results show that the proposed test provides better valorize the sample. Thus, the valorization of the maritime pine resource of the study through its use in GLT beams is based on the continuum between the method of characterisation of the lamellae constituting the composites and the recognition test of the GLT finished product.

**Keywords** : Valorization, dimensioning criteria, 4 points bending, EN408 standard, structural composites, characterisation, glued laminated, maritime pine

## Unité de recherche

Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux (I2M) / Département GCE,

UMR 5295 , 351 cours de la Libération, bâtiment A11, 33405 Talence



*À mon feu Père*  
*À toute ma famille*  
*À Erina*

*Je dédie ce travail*

## Remerciements

J'exprime toute ma reconnaissance aux personnes grâce à qui, ce travail a pu aboutir.

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude à mon équipe encadrante. J'exprime ainsi mes chaleureux remerciements à COUREAU Jean-Luc, responsable adjoint du département GCE (Génie Civil et Environnemental) de l'i2m Bordeaux qui a dirigé ce travail ; m'a toujours prodigué un encadrement judicieux et dont la pertinence des remarques et les contributions ont été un atout important dans l'aboutissement de chaque phase de ce travail. Je le remercie pour ses qualités humaines, je le remercie d'avoir cru en moi et également pour son soutien et sa résilience malgré les nombreuses difficultés rencontrées dans le projet.

Je tiens tout aussi à remercier très sincèrement mon encadreur GALIMARD Philippe, maître de conférences à l'i2m Bordeaux par qui tout ceci a été possible. De concert avec l'ESGC Verechaguine A.K. du Bénin et son directeur GBAGUIDI AÏSSE Gérard, il a été à l'initiative de la cotutelle de thèse dont ce travail faisait initialement l'objet. Je lui dis toute ma reconnaissance pour son encadrement, sa volonté de partager et d'expliquer lors des échanges scientifiques et pour la vision différente qu'il a su apporter sur certaines actions de recherches en ne manquant pas de me rappeler que ce travail de thèse était avant tout le mien.

Je remercie également COINTE Alain, maître de conférences à l'i2m Bordeaux pour son importante aide lors des grandes campagnes expérimentales et son encadrement et son expertise sur certains sujets.

Ensuite, je tiens à remercier l'ensemble des membres du jury pour le temps consacré pour évaluer, apprécier et échanger sur mes travaux de thèse. Je remercie messieurs MOUTOU PITTI Rostand et CHARRIER Bertrand, d'avoir accepté d'être rapporteurs du présent manuscrit et je les remercie surtout pour la qualité et la précision de leurs rapports. Je remercie également les professeurs LE ROY Robert et GBAGUIDI AÏSSE Gérard, ainsi que les autres examinateurs : GRAZIDE Cécile, MOREAU Jérôme,

LAFARGUE Sylvain pour l'intérêt porté à ce travail de thèse, ainsi que leurs remarques constructives lors de la soutenance. Enfin, je remercie sincèrement le professeur DUBOIS Frédéric d'avoir accepté de présider ce jury. Je le remercie également d'avoir supervisé mon PFE ainsi que mon stage de fin d'études en master 2 recherche IMRO à la FST d'Egletons, sur le sujet : « *Fissuration des éléments en bois sous sollicitations hydriques* ». Avec Madame YOTTE Sylvie, ils m'ont introduit dans le monde de la recherche. Je les en remercie profondément.

Je tiens également à remercier l'ensemble des membres du département GCE de l'I2M présents au bâtiment A11bis pour leur accueil. Je remercie particulièrement SOLBES Bernard, responsable du plateau technique du département GCE de l'i2m, pour son aide et sa disponibilité lors des 3 grandes campagnes expérimentales que j'ai mené dans le cadre de ce travail de thèse. Je le remercie pour ses remarques pertinentes. Je remercie également MATEO Sylvain pour son aide pour la prise en main des machines Xyloprofil et Xyloclass. Je remercie également TARIS Philippe pour sa bonne humeur permanente, ainsi que pour la réalisation des prototypes expérimentaux. Enfin, je remercie LAGARDERE Olivier.

Je remercie particulièrement le professeur GBAGUIDI AÏSSE Gérard Léopold, enseignant à l'EPAC (Université d'Abomey-Calavi, Bénin) et fondateur de l'ESCG Verechaguine AK, d'avoir accepté de codiriger et cofinancé ce travail de thèse. Je le remercie pour sa confiance et ses conseils. Je le remercie chaleureusement pour son important effort financier durant ces années, même si la cotutelle de thèse n'a pas abouti.

Je tiens également à remercier les différents doctorants et docteurs du département GCE de l'I2M avec qui j'ai eu à collaborer. A ce titre, je remercie particulièrement MAKOMRA Valentin dont j'ai partagé le bureau au bâtiment A11bis lors de ma première année de thèse, pour ses conseils et assistances lors de mes premiers essais. Je le remercie également pour nos matches de tennis qui nous ont permis de décompresser. Je remercie Jamik pour son aide pour les démarches à Cotonou

concernant mon inscription à l'UAC, dans le cadre de la cotutelle dont faisait initialement l'objet, ce travail de thèse.

Je remercie également tous mes amis pour leur encouragement et leur soutien. A ce titre, je remercie Narcisse pour sa bonne humeur contagieuse et sa disponibilité pour aider. Je le remercie particulièrement pour les diverses soirées avec nos compagnes respectives ou avec d'autres amis, à Bordeaux, Langon et au Lège-Cap-Ferret. Ces moments m'ont véritablement permis de décompresser pendant les périodes d'angoisse.

Je remercie particulièrement Judicaël Rimnaya NGAR pour son accueil à Saint-Maur-des-fossés. Je le remercie également pour sa bienveillance permanente.

Il y a également des amis que vous pouvez appeler *frère* ; ceux toujours présents dans les bons comme les moments difficiles, toujours prêts à aider sans condition et qui savent vous prouver leur amitié. Je veux nommer à ce titre, Allan-César SAGBOHAN et DAVO Froeujuce. Merci Allan-César pour cette amitié qui nous lie. Je te remercie pour ta bienveillance permanente, ta confiance, tes encouragements, tes conseils et assistances. Je te remercie particulièrement toi et Camille pour votre accueil à Sucy-en-Brie. Je te remercie pour ton soutien après le décès de mon père.

Merci également à Froeujuce pour son soutien et ses encouragements malgré la distance qui nous sépare. Je ne saurais relater tout ce qui nous lie. Je ne te dirai donc que ceci : « merci ».

Je finis ces remerciements en pensant aux personnes qui sont inestimables à mes yeux. Je veux nommer ma famille : Parents, tantes, oncles, cousins et cousines. Je remercie tout particulièrement mes oncles Janvier, Timoléon et Félix pour leur aide et accompagnement pendant la période la plus difficile de ma vie : « après le décès de mon feu père ». Je les remercie pour leurs précieuses aides lors des démarches de désignation de la succession de mon feu père. Un merci sincère à « dada Ida » et tous les autres de la famille, également. A vous tous, je dis « merci ».

Merci à ma soeur Estelle et à ma cousine Bernice pour leur soutien, leurs encouragements et leurs conseils. Merci également à ma mère pour son amour et ses prières. Et je tiens à remercier chaleureusement mon feu père, ADJOVI LOKO François, qui m'a conduit par son éducation, sa rigueur, sa bienveillance, son amour infini mais également ses sacrifices à la réalisation de tout ceci. Je sais papa que de là-haut tu veilles sur nous et que tu nous accompagnes et nous protèges, Estelle et moi, dans la gestion de la tâche qui est la nôtre.

Enfin, merci à toi Carine, ma compagne pour les bons moments que l'on a vécus ensemble, et pour ceux que l'on passera dans le futur. Merci pour ton soutien, ton aide, tes encouragements, tes conseils et ta présence pendant les moments difficiles et les périodes de stress. Merci de m'avoir encouragé dans tout ce que j'ai entrepris. Merci pour Erina. Je ne saurai relater tout ce que je ressens pour toi. Je ne peux que te dire «Merci ».

## Sommaire

Liste des abréviations.....	XIII
Liste des photos .....	XIII
Liste des figures .....	XIV
Introduction générale.....	1
Chapitre 1 : Etude bibliographique .....	5
1.1    Revue bibliographique.....	6
1.1.1    Propriétés élastiques du matériau bois sans défaut .....	6
1.1.2    Variabilités du bois de construction .....	8
1.1.3    Eléments structurels en bois : le bois reconstitué par collage .....	20
1.1.4    Bois de structure et produits reconstitués par collage : normes d'essais et de fabrication.....	23
1.1.5    Caractérisation mécanique des bois de structure .....	26
1.1.6    Limites de l'essai de flexion 4 points EN408.....	31
1.1.7    Qualité du bois de pin maritime .....	32
1.2    Critères de dimensionnement des planchers en bois suivant les règles de l'Eurocode 5	35
1.2.1    Dimensionnement et justification des poutres en bois des planchers en bois massif ou des planchers mixtes bois-béton.....	35
1.2.2    Etude paramétrique des critères de dimensionnement des poutres en bois .....	39
1.2.3    Synthèse .....	43
Chapitre 2 : Caractérisation physique et mécanique de la variabilité spatiale de bois sciés de pin maritime issus d'arbres sur pied .....	44
2.1    Introduction.....	45
2.2    Constitution de la population d'étude .....	46
2.3    Protocole d'essais.....	50
2.4    Humidité des bois .....	50
2.5    Mesure des sections et pesée des sciages .....	51
2.6    Estimation de la rigidité des poutres par méthodes vibratoires.....	52
2.6.1    Estimation de la rigidité flexionnelle à plat par méthode vibratoire .....	52
2.6.2    Classement mécanique par méthode vibratoire en traction-compression .....	54
2.7    Estimation de la rigidité des sciages, grâce à des essais de flexion 4 points statique : comparaison de l'essai normalisé à un nouveau protocole.....	58

2.7.1	Mise en place d'un nouveau protocole de flexion 4 points .....	68
2.7.2	Estimation des propriétés mécaniques .....	73
2.8	Résultats des essais de caractérisation et corrélations entre les grandeurs mesurées 79	
2.8.1	Qualification générale de l'échantillonnage à l'état vert .....	79
2.9	Etat vert : Relation entre MOE local et MOE global pour l'essai de flexion 4 points étendue à plat .....	87
2.9.1	Qualification générale de l'échantillonnage à l'état sec .....	88
2.10	Relation entre MOE local et MOE global pour les essais de flexion 4 points : .....	96
2.11	Vérification des protocoles de mesure sur un matériau homogène et isotrope .....	101
2.12	Classe de résistance <i>probable</i> du lot à l'état sec, sur la base des résultats de caractérisation .....	102
2.12.1	Facteurs influençant la relation entre MOE local et MOE global pour le pin maritime .....	105
2.13	Variation intra-lamelles du MOE local à l'état sec .....	106
2.14	Influence des défauts sur la relation entre MOE local et MOE global .....	109
2.15	Influence de la hauteur sur les mesures de MOE locaux et MOE globaux pour la population d'étude .....	114
2.16	Synthèse .....	116
Chapitre 3 : Qualité du bois de pin maritime : nodosité, déformation au séchage et effet des vents dominants sur les propriétés mécaniques .....		118
3.1	Introduction .....	119
3.2	Masses volumiques à l'état vert fonction de la position du sciage dans les sections d'arbres .....	121
3.2.1	Variation intra-arbre de l'humidité à l'état vert .....	122
3.3	Propriétés élastiques du bois de pin maritime à l'état vert .....	124
3.4	Masses volumiques après séchage, en fonction de la position du sciage dans les sections d'arbres .....	126
3.5	Variabilités intra-arbres du MOE du bois de pin maritime à l'état sec .....	127
3.6	Analyse en composantes principales sur la base de données à l'état sec .....	130
3.7	Nodosités sur la population de pin maritime étudiée et critères de rigidités associés : .....	134
3.8	Variabilité du MOE en fonction de la nodosité et de la nature du bois .....	140
3.8.1	Variabilité du MOE en fonction de la position intra-arbre et de la nodosité ...	140
3.8.2	Nodosité en fonction de la hauteur et de la position dans les arbres .....	143

3.9	Déformations au séchage de la population de pin maritime étudiée : .....	145
3.9.1	Déformations après séchage des lamelles : flèche de face, flèche de chant et tuilage	148
3.9.2	Synthèse .....	154
Chapitre 4 : Approche numérique de fabrication de BLC optimisés de pin maritime de fortes performances mécaniques .....		155
4.1	Introduction.....	156
4.2	Valorisation en usage structural du bois de pin maritime dans les poutres BLC, suivant les critères d'élasticité .....	157
4.2.1	Géométrie de l'étude.....	158
4.2.2	Procédure de génération numérique des modules d'élasticité des composites 159	
4.2.3	Modélisation par éléments finis des propriétés d'élasticité en flexion des poutres BLC de pin maritime .....	162
4.2.4	Relation entre MOE local et MOE global sur les poutres BLC générées sur la base du calepinage de lamelles de 2,5m.....	173
4.2.5	Elaboration de composites structuraux BLC de pin maritime : résultats de simulations numériques .....	177
4.3	Exploitation des résultats avec une note de calcul associée .....	184
4.4	Résistance à la rupture en flexion (MOR) des poutres BLC générées.....	185
4.5	Effet du tri des modules d'élasticité des lamelles sur les performances des poutres BLC élaborées.....	188
Conclusion générale et perspectives.....		192
BIBLIOGRAPHIE .....		196
Annexes.....		206



## Liste des abréviations

ACP : Analyse en composantes principales

ANR : Agence Nationale de la Recherche

EN : Norme Européenne

NF : Norme Française

i2m Bordeaux : Institut de Mécanique et d'Ingénierie (université de Bordeaux)

GCE : Génie-civil et environnemental

FCBA : Institut technologique Forêt Cellulose Bois-construction Ameublement

BLC : Bois Lamellé-Collé (Glued Laminated Timber)

BMR : Bois Massif Reconstitué (Glued Solid Timber)

CLT : Bois Lamellé Croisé (Cross Laminated Timber)

LVL : Lamibois (Laminated Veneer Lumber)

MOE : Module d'élasticité, MPa

MOR : Module de résistance à la flexion (MPa)

CIRAD : Centre de Coopération Internationale en Recherche Agronomique pour le Développement

## Liste des photos

Photo n° 1: Bois massifs abouté [38] .....	21
Photo n° 2 : Bois massif reconstitué .....	21
Photo n° 3 : Bois lamellé collé .....	22
Photo n° 4 : Panneaux massifs à pli contre collés .....	22
Photo n° 5 : Mise en œuvre des essais vibratoires de flexion à plat.....	53
Photo n° 6 : Machine de classement xyloclass.....	55
Photo n° 7 : Mise en œuvre des essais de flexion étendue proposés : disposition à plat .....	71
Photo n° 8 : Essai de vérification des mesures de déplacements .....	78
Photo n° 9 : Dispositif de vérification des mesures de déplacements .....	78
Photo n° 10 : Sciages référencés suivant l'orientation en hauteur dans les arbres ....	106
Photo n° 11 : Lamelle de qualité 1 (nodosité 1).....	136
Photo n° 12 : Lamelle de qualité 2 (nodosité 2).....	136
Photo n° 13 : Lamelle de qualité 3 (nodosité 3).....	137

## Liste des figures

Figure n° 1: Influence du taux d'humidité sur les propriétés de résistance du bois. A : résistance en traction dans le sens des fibres ; B : résistance en flexion ; C : résistance en compression dans le sens des fibres ; D : résistance en compression perpendiculaire aux fibres ; E : résistance en traction perpendiculaire aux fibres [11]. .....	10
Figure n° 2: Relation entre la largeur des cernes annuels et la masse volumique pour un échantillonnage de 585 poutres de sapin et d'épicéa suisse [14] .....	12
Figure n° 3 : Différentes positions du nœud pour la modélisation de la flexion [23] .	14
Figure n° 4 : Evolution de la contrainte équivalente en fonction de la position y et du diamètre du nœud .....	15
Figure n° 5: Variation de la résistance relative en flexion, en fonction de la pente de fil pour différentes valeurs de paramètres de la formule de Hankinson [11] cité par [3]17	17
Figure n° 6 : Répartition quasi cylindrique du bois juvénile dans la hauteur d'arbres de pins (loblolly and slash pine) [29].....	18
Figure n° 7 : Masse volumique en fonction de l'âge cambial pour 9 bois résineux de l'ouest (tiré des travaux de [31]).....	19
Figure n° 8 : Lamellé collé horizontal.....	23
Figure n° 9 : Lamellé collé vertical.....	23
Figure n° 10 : Comparaison entre classement visuel et classement optimal sur 2000 sciages de chêne [49] .....	29
Figure n° 11 : Sous-estimation des qualités structurelles de poutres de Pin Maritime par les deux méthodes de classement [9].....	30
Figure n° 12 : Flèches mesurées pour la détermination du MOE local et du MOE global.....	31
Figure n°13: Effet de la hauteur de prélèvement des planches sur la résistance mécanique en flexion du bois de pin maritime[34] .....	34
Figure n° 14 : Critères de flèches – Annexe de la NF EN1995-1-1 (Figure 1).....	36
Figure n° 15 : Valeurs et ratios recommandés pour a et b (EN 1995-1-1, figure 7.2) ...	38
Figure n° 16 : Cas du plancher résidentiel de 60 x 180 mm <sup>2</sup> : taux de travail fonction du rapport L/h.....	41
Figure n° 17 : Cas du plancher tertiaire : taux de travail fonction du rapport L/h .....	42
Figure n° 18 : Portée pour un taux de travail égal à 100% pour chaque critère de dimensionnement pour les 2 planchers étudiés .....	42
Figure n° 19 : Débits et couleurs de référence des sciages suivant la position dans l'arbre et la direction face au vent.....	46
Figure n° 20 : Hauteurs de tranchage des grumes en billons .....	47

Figure n° 21 : Méthode de mesure d'une section moyenne sur la portée de chaque sciage .....	51
Figure n° 22 : Allure des différents types de vibrations [57].....	52
Figure n° 23 : Traitement des signaux. A gauche : Signal vibratoire correct. A droite : Mauvais signal vibratoire.....	54
Figure n° 24 : Configurations d'essais pour (a) flexion 4 points et (b) torsion (c) les 5 tronçons testés en flexion [68].....	64
Figure n° 25 : Configuration (en mm) des essais de flexion étendue proposés .....	69
Figure n° 26 : Configuration de l'essai normatif (en mm) pour les poutres de l'étude .....	72
Figure n° 27 : Flexion étendue proposée (schéma mécanique).....	73
Figure n° 28 : Mise en œuvre des essais de flexion étendue .....	75
Figure n° 29 : Schéma mécanique de l'IPE 200, lors de l'essai de flexion étendue .....	76
Figure n° 30 : Distributions des masses volumiques et rappel de l'humidité des bois sur la population à l'état vert.....	79
Figure n° 31 : Distributions des MOE mesurés à l'état vert pour 157 résultats exploités dans l'échantillonnage .....	80
Figure n° 32 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques sur l'échantillonnage à l'état vert (flexion étendue à plat) pour 157 résultats exploités dans l'échantillonnage .....	82
Figure n° 33 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur blanche (flexion étendue à plat) .....	84
Figure n° 34 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur bleu (flexion étendue à plat) .....	85
Figure n° 35 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur rouge.....	86
Figure n° 36 : Etat vert : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue à plat sur l'échantillonnage total.....	87
Figure n° 37 : Distributions des masses volumiques et rappel des taux d'humidité sur la population à l'état sec .....	88
Figure n° 38 : Comparaison entre les MOE locaux déterminés en flexion 4 points et le MOE déterminé par classement vibratoire.....	92
Figure n° 39 : Comparaison entre les MOE globaux déterminés en flexion 4 points et le MOE déterminé par classement vibratoire.....	93
Figure n° 40 : Corrélations entre les MOE locaux déterminés par les 3 essais de flexion et les MOE déterminés par le classement vibratoire.....	94
Figure n° 41 : Corrélations entre les MOE globaux déterminés par les 3 essais de flexion et les MOE déterminés par le classement vibratoire.....	95
Figure n° 42 : Etat sec : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion EN408 .....	97

Figure n° 43 : Etat sec : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue à plat.....	97
Figure n° 44 : Etat sec : MOElocal fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue sur chant .....	98
Figure n° 45 : Distribution des MOE déterminés en flexion 4 points à l'état sec.....	99
Figure n° 46 : EN408 : Rapport des raideurs k1/k3 suivant la hauteur dans l'arbre .	108
Figure n° 47 : FCS : rapport des raideurs k1/k3 suivant la hauteur dans l'arbre .....	108
Figure n° 48 : EN408 : ordonnancement entre MOEloc et MOEglob.....	110
Figure n° 49 : FPS : Ordonnancement entre MOEloc et MOEglob.....	111
Figure n° 50 : Mise en évidence de positions critiques de nœuds.....	112
Figure n° 51 : FCS : Ordonnancement entre MOEloc et MOEglob .....	112
Figure n° 52 : Ordonnancement entre MOEglob et MOEloc avec plage de tolérance pour l'essai de flexion sur chant.....	113
Figure n° 53 : Ordonnancement du MOEloc entre la flexion étendue sur chant et à plat.....	115
Figure n° 54 : Variations du MOE intra-arbre sur une section transversale d'une grume d'épicéa norvégien [85] .....	120
Figure n° 55 : MOE en flexion fonction de la hauteur dans l'arbre et de l'âge cambial[86] .....	120
Figure n° 56 : Distribution de la masse volumique à l'état vert suivant la position dans les sections d'arbre.....	122
Figure n° 57 : Variabilité de l'humidité en fonction de la localisation dans les sections d'arbre .....	123
Figure n° 58 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre à l'état vert (effet radial) .....	124
Figure n° 59 : Répartition du MOE local FPH en fonction de la hauteur de prélèvement dans les arbres à l'état vert.....	125
Figure n° 60 : Distribution de la masse volumique après séchage à 12% d'humidité, suivant la position dans les sections d'arbre .....	126
Figure n° 61 : Répartition du MOE local FPS suivant la position dans l'arbre à l'état sec.....	127
Figure n° 62 : Répartition du MOE local FPS en fonction de la hauteur dans les arbres à l'état sec.....	128
Figure n° 63 : ACP sur la base de données : cercle de corrélations.....	131
Figure n° 64 : Diagramme des éboulis de valeurs propres .....	132
Figure n° 65 : Contribution des variables à l'axe 1 .....	133
Figure n° 66 : Contribution des variables à l'axe 2 .....	133
Figure n° 67 : Contribution des variables à l'axe 3 .....	134
Figure n° 68 : Lamelle de qualité 4 (nodosité 4).....	137

Figure n° 69 : Fréquences cumulées des MOE local en fonction de la nodosité : configuration sur chant (FCS).....	139
Figure n° 70 : MOE local FCS fonction de la nodosité et de la position dans l'arbre (configuration sur chant).....	141
Figure n° 71 : Déformations du bois suite au retrait .....	145
Figure n° 72 : Déformations dues au retrait au cours du séchage selon la localisation du sciage .....	146
Figure n° 73 : Sens du retrait.....	146
Figure n° 74 : Courbure et flèche mesurées après séchage sur une pièce (déformations amplifiées sur la figure).....	147
Figure n° 75 : Flèches de face : distributions et variabilités.....	148
Figure n° 76 : Loi de distribution suivie par les courbures sur les sciages de coeur .	149
Figure n° 77 : Flèches de face en fonction de la hauteur dans l'arbre.....	149
Figure n° 78: Variabilités des flèches de chant.....	150
Figure n° 79 : Distribution des flèches de tuilage .....	151
Figure n° 80 Flèches de tuilage suivant la hauteur dans les arbres .....	152
Figure n° 81 : Corrélations entre tuilage et cintrage sur la population ; puis en fonction de la position dans la section .....	153
Figure n° 82 : Classes de résistance des BLC et classes de résistance des lamelles suivant la norme NF EN 14080.....	157
Figure n° 83 : Géométrie des poutres BLC 4 lames à élaborer.....	158
Figure n° 84 : Test de normalité sur les valeurs de MOE FCS local expérimental.....	161
Figure n° 85 : Configuration de flexion EN408 (en mm) sur les poutres BLC sans aboutages.....	163
Figure n° 86 : Configuration de flexion étendue (en mm) sur les poutres BLC sans aboutages.....	164
Figure n° 87 : Convergence du maillage .....	165
Figure n° 88 : Convergence du maillage normalisé.....	165
Figure n° 89 : Configuration d'essai de flexion EN408 sur les poutres massives .....	169
Figure n° 90 : Fabrication des BLC sans aboutages (en mm) .....	171
Figure n° 91 : Technique de calepinage des lamelles de 2,5m pour la fabrication des composites avec aboutages .....	172
Figure n° 92 : Plan de fabrication des composites à partir de lamelles de 1,25m .....	173
Figure n° 93 : Plan de fabrication des composites à partir de lamelles de 0,60m .....	173
Figure n° 94 : Distribution des MOE pour la configuration de flexion EN408 (cas des BLC sans aboutages) .....	174
Figure n° 95 : Distribution des MOE pour la configuration de flexion étendue (cas des BLC sans aboutages) .....	175
Figure n° 96 : Fréquences cumulées des 2 types de mesure du MOE pour les 2 types d'essais de flexion (cas des BLC sans aboutages) .....	176

Figure n° 97 : Corrélation entre MOE local et MOE global pour les essais de flexion étendue (cas des BLC sans aboutages) .....	177
Figure n° 98 : Performance en rigidité des poutres BLC générés à partir de la loi de distribution expérimentale MOE local FCS .....	179
Figure n° 99 : Distributions en fréquences cumulées des MOE' des BLC générés par calepinage de lamelles de 0,60 m de longueurs d'aboutages .....	180
Figure n° 100 : Distributions des MOE' apparents de 1020 poutres BLC générées sur la base des lois expérimentales EN408 local et FCS local .....	183
Figure n° 101 : Distribution du MOR pour 225 poutres de pin maritime (Morphoméca, 2014).....	185
Figure n° 102 : MOR fonction du MOE flexion EN408 sur 225 poutres de pin maritime (Morphoméca, 2014) .....	186
Figure n° 103 : Distributions des MOE' apparents des poutres générées après selections dans le lot tout venant .....	190
Figure n° 104: Solives à dimensionner .....	218
Figure n° 105 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 1 à l'état vert..	225
Figure n° 106 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 1 à l'état vert.....	225
Figure n° 107 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 2 à l'état vert..	226
Figure n° 108 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 2 à l'état vert.....	226
Figure n° 109 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 3 à l'état vert..	227
Figure n° 110 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 3 à l'état vert.....	227
Figure n° 111 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 4 à l'état vert..	228
Figure n° 112 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 4 à l'état vert.....	228
Figure n° 113 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 5 à l'état vert..	229
Figure n° 114 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 5 à l'état vert.....	229
Figure n° 115 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 6 à l'état vert..	230
Figure n° 116 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 6 à l'état vert.....	230



## Introduction générale

Les préoccupations environnementales et le changement climatique font que la construction bois et la ressource forestière représentent des atouts pour la gestion durable des projets de bâtiments dans les secteurs tertiaires et résidentiels. En termes de sécurité des constructions, la valorisation des performances mécaniques de produits biosourcés est un enjeu majeur. De plus, les circuits courts d'approvisionnement en matériaux sont des questionnements primordiaux qui placent les gisements forestiers dans les préoccupations des ingénieries de la construction respectueuse de l'environnement. Il convient donc de s'intéresser au continuum ressources forestières et produits de la construction. Cela passe par de nouvelles connaissances sur le matériau qui pourraient s'agréger aux processus de fabrication de produits pour le bâtiment par exemple. Ce travail de thèse vise à établir des relations entre les données d'entrée des performances mécaniques des bois issus de la récolte, en fonction des critères d'usage des produits de la construction : composites bois, bois massifs par exemple.

Dans ce contexte, le Pin maritime, ressource majeure pour la région Nouvelle-Aquitaine et plus largement à l'échelle nationale, couvrant 10% de la surface forestière française, est sujet à diverses études, comme le projet QUALIPIN : <<Qualité du bois de pin maritime, 2016>> dont a fait partie le travail de thèse et plus particulièrement les campagnes expérimentales. Dans cette optique, l'hétérogénéité du matériau, due à la présence de défauts (nœuds, pente de fil, etc.), doit être explorée plus en détail pour favoriser l'optimisation des produits finaux. Cela nécessite la caractérisation individuelle de chaque pièce d'une population. Le classement mécanique à des cadences industrielles est une réponse à cette problématique. Trois caractéristiques du bois sont identifiées (la densité, le module d'élasticité ( $E$  / MOE) et le module de rupture (MOR) en flexion) dans les normes européennes pour définir différentes classes de résistance : EN 338 (2016) ; EN

384(2016). L'essai de référence est un essai de flexion quatre points selon la norme EN 408 (2012). Les propriétés peuvent être déterminées de manière non destructive dans le cadre du classement en termes de résistance mécanique (EN 14081 (2016)). Pour ce faire, les machines de classement des bois peuvent être basées sur des méthodes vibratoires, également appelées méthodes dynamiques [1],[2]. Le pouvoir prédictif et l'efficacité des machines de classement peuvent être évalués par le coefficient de détermination  $R^2$ , entre les propriétés estimées par les machines et les propriétés mécaniques réelles obtenues par des essais destructifs. Cependant, des écarts importants sont souvent obtenus entre les critères de classement et l'essai de référence de flexion 4 points. Plusieurs études telles que Viguière, 2015 [3] et Faydi, 2017 [4] ont eu pour objectif, l'amélioration des méthodes de classement des machines, cependant l'essai statique standard de référence (EN408), n'est que très peu souvent remis en cause en fonction des essences, malgré ses limites.

Dans ce travail, une confrontation de la configuration de l'essai normalisé est faite avec un nouveau protocole de flexion 4 points modifié, afin d'annuler les effets de l'effort tranchant dans la zone de mesure des déplacements sur une plus grande portée ; à travers deux campagnes expérimentales à l'état vert, puis à l'état sec sur une population de pin maritime. Un protocole de caractérisation physique et mécanique est réalisé avec pour objectif de qualifier mécaniquement la ressource à chaque étape de sa transformation depuis l'arbre sur pied jusqu'au produit d'usage, de façon à en optimiser l'emploi et mieux valoriser cette essence. L'accent est porté sur la rigidité, critère souvent dimensionnant de l'emploi du bois en structure dans le cadre d'un usage en plancher de bâtiments résidentiel et tertiaire où les ELS sont dimensionnants. Les critères de résistance deviennent donc secondaires dans ce cas précis d'utilisation.

Par-ailleurs, l'évolution des produits de construction exige des éléments structuraux de plus en plus performants en termes de rigidité et de résistance sur des périodes fixées au minimum à 50 ans (contexte des Eurocodes). L'élaboration d'éléments

structuraux doit, de plus en plus, prendre en compte les préoccupations de rendement de matière et de rentabilité économique et intégrer des notions de performance et d'optimisation mécanique. Dans ce sens, l'élaboration de composites structuraux et particulièrement le bois lamellé-collé (BLC) couplé à un jumeau numérique (réplique / double numérique d'une poutre BLC) apporte une solution innovante dans la mesure où il favorise la recombinaison optimale de sections, permettant d'obtenir des performances intéressantes en fonction de la qualité des bois. La finalité du présent travail est de fournir des critères de suivi de la qualité mécanique du bois de pin maritime en amont du processus de fabrication, pour la réalisation de composites structuraux biosourcés, par rapport à des critères d'usage ciblés tout en intervenant à minima dans les processus de fabrication.

La première partie du travail présente une étude bibliographique sur : les variabilités des bois de structure ; les composites structuraux et la caractérisation mécanique des bois de structure. Elle se termine par une étude paramétrique par laquelle, nous démontrons sur la base de notes de calcul de poutres structurales en bois, que lorsqu'on s'affranchit des critères vibro-acoustiques de l'Eurocode 5 ; les critères de rigidité (ELS) sont les critères le plus souvent dimensionnants des poutres en bois de grande portée travaillant en flexion. Les destinations visées dans ce travail sont l'emploi dans des bâtiments tertiaires collectifs et résidentiels.

Dans le deuxième chapitre, nous présentons un protocole de caractérisation physique et mécanique de la population de pin maritime étudiée. Un essai de flexion 4 points est proposé et comparé à celui de la norme EN408. Les caractéristiques physiques et mécaniques de la population d'étude sont analysées. Les relations entre les deux méthodes de mesure du module d'élasticité (MOE local et MOE global) sont établies et discutées, en comparaison avec la bibliographie et à la norme EN384 [5].

Le chapitre 3 étudie la qualité du bois de pin maritime. Les variabilités intra-arbres et inter-arbres du module d'élasticité dans la population d'étude sont établies et discutées, ainsi que l'effet des vents dominants sur la rigidité du bois de pin

maritime. La nodosité est étudiée en fonction de la position et de la hauteur dans les arbres, ainsi que son influence sur les caractéristiques mécaniques des lamelles. Enfin, la déformation au séchage des lamelles de l'échantillonnage étudié est quantifiée.

Dans le quatrième chapitre, sur la base des performances mécaniques déterminées par la caractérisation dans les chapitres 2 et 3 des lamelles constituant la ressource pin maritime de ce travail ; une approche numérique de fabrication de composites BLC en bois de pin maritime à partir de bois tout-venant, non classé structurellement est faite. Une modélisation par éléments finis permet de caractériser des milliers de poutres BLC générées statistiquement. Les performances mécaniques des composites virtuels sont évaluées en tenant compte de l'effet du nombre d'aboutages. Les résultats permettent une rétro-analyse de la qualité de l'approvisionnement en fonction des performances structurales souhaitées des BLC.

**Chapitre 1 : Etude bibliographique**

## 1.1 Revue bibliographique

Elaborer des éléments structuraux en bois de fortes performances mécaniques à partir de lots de bois tout-venant, représente un challenge.

La production de composites en bois a recours dans certains cas au collage structural. Les pièces de bois nécessaires sont forcément choisies ou triées dans une population à fortes variabilités. En vue d'un usage en construction bois, chaque pièce d'une population de bois doit être estampillée conformément au marquage CE (Conformité européenne). Le classement en termes de résistance permet d'aboutir au marquage CE nécessaire et peut être fait de deux manières : le classement visuel ou le classement mécanique.

Par ailleurs, à l'échelle structurale (volume  $> 0,01\text{m}^3$  [6] ) le bois est un matériau composite naturel, très hétérogène, poreux et hygroscopique. Son comportement mécanique est très anisotrope, dépendant considérablement de l'essence, de son âge, de sa teneur en eau, des variations dimensionnelles et enfin de sa densité.

Avant d'aborder une étude sur l'élaboration de composites structuraux, il convient de rappeler les propriétés physiques et mécaniques du bois, qui influencent son comportement mécanique pour l'usage en structure.

### 1.1.1 Propriétés élastiques du matériau bois sans défaut

Dû à son mode de croissance, le matériau bois peut être caractérisé selon ses trois directions anatomiques : longitudinale,  $l$  (axe de l'arbre), radiale,  $r$ , (axe diamétrale) et tangentielle,  $t$ , (axe concentrique) et de ses trois plans d'orthotropie : radial ( $lr$ ), tangentiel ( $lt$ ), et transversal ( $rt$ ).

La direction longitudinale du bois est celle que suit l'orientation des fibres (ODF), la direction radiale est parallèle à l'axe des rayons ligneux, allant de la moëlle à l'écorce, et la direction tangentielle est orthogonale aux deux autres et tangente aux cernes

d'accroissement. L'axe longitudinal présente les meilleures performances mécaniques.

Le bois sans défaut : (échelle < 10cm), qualifie l'essence. Dans le repère local d'anisotropie RTL, la relation entre déformations et contraintes, exprimée via la loi de Hooke généralisée, fait apparaître un tenseur d'ordre 4 appelé tenseur de souplesse élastique [7].

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_L \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{RL} \\ \gamma_{RT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_R} & \frac{-\nu_{TR}}{E_T} & \frac{-\nu_{LR}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & \frac{-\nu_{LT}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{RL}}{E_R} & \frac{-\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TL}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_L \\ \tau_{TL} \\ \tau_{RL} \\ \tau_{RT} \end{bmatrix}$$

Avec :

$\varepsilon_R, \varepsilon_T, \varepsilon_L$  : déformations axiales suivant les directions R, T et L

$\sigma_R, \sigma_T, \sigma_L$  : contraintes normales suivant les directions R, T et L

$\gamma_{TL}, \gamma_{RL}, \gamma_{RT}$  : déformations angulaires par rapport aux axes, R, T et L

$\tau_{TL}, \tau_{RL}, \tau_{RT}$  : contraintes de cisaillement dans les plans TL, RL et RT

$\nu_{TR}, \nu_{LR}, \nu_{TL}, \nu_{RT}, \nu_{RL}, \nu_{LT}$  : les six coefficients de poisson

$G_{TL}, G_{RL}, G_{RT}$  : les trois modules de cisaillement

A noter que les modules de Young  $E_R, E_L, E_T$  suivent l'ordre :  $E_L \gg E_R > E_T$  [7]. Les rapports trouvés pour un résineux standard entre ces trois modules de Young par D.

Guitard dans son livre « Mécaniques du matériau bois et composites », sont les suivants :

$$\frac{E_L}{E_R} = 13, \quad \frac{E_R}{E_T} = 1,6 \quad \text{et} \quad \frac{E_L}{E_T} = 21$$

En effet, les fibres sont orientées dans le sens longitudinal et constituent des éléments naturels de renforcement, majoritairement orientés dans l'axe principal des poutres fléchies, ce qui implique les valeurs très élevées du module dans le sens longitudinal en comparaison aux deux autres directions. Le module  $E_R$  est légèrement supérieur au module  $E_T$ , à cause de la présence de rayons ligneux dans le sens radial.

### 1.1.2 Variabilités du bois de construction

En dimension d'emploi, contrairement au bois sans défaut, le bois intègre inévitablement des défauts de croissance, notamment : les nœuds, le bois juvénile, le bois de compression, la pente de fil etc.

Scientifiquement, les études menées sur le bois de structure, montrent davantage de dispersions des propriétés mécaniques, en comparaison au bois dépourvu de singularités. Ces dernières, trouvent leurs origines principalement dans la distribution des défauts, leur taille et la perturbation du fil qui en résulte ; et tout ceci contribue à accentuer les variabilités des bois de structure. Ces variabilités sont donc principalement dues à son hétérogénéité, causé par la présence de singularités dans le matériau. Au titre des défauts, figurent principalement : les nœuds, la distorsion des fils, qui sont les plus préjudiciables [8], [9]. Ces défauts conditionnent le comportement mécanique, au même titre que les propriétés physiques du bois et d'autres facteurs que sont : l'humidité, la masse volumique, la largeur des cernes, la nodosité, la pente de fil, la présence de bois juvénile et du bois de réaction.

### 1.1.2.1 L'humidité du bois et son influence sur le comportement mécanique

Le bois est un matériau hygroscopique ; il est susceptible de perdre ou de prendre de l'humidité, en fonction de la température et surtout de l'humidité relative de l'air ambiant.

Lorsque le bois :

- perd de l'humidité, ses dimensions diminuent à cause du retrait.
- absorbe de l'humidité, ce phénomène provoque le gonflement du bois.

Le retrait / gonflement du bois est en rapport avec :

- la densité. Un bois dur peut connaître un retrait important.
- la largeur des cernes. Par exemple, un chêne avec des cernes larges est plus nerveux et présente un retrait plus important qu'un chêne à accroissement faible.

Le retrait normal du bois est de l'ordre de 0,2 à 0,8%.

Plus un bois est humide, moins il est résistant et plus sa rigidité est faible [10]. Au-delà de 30% d'humidité (point de saturation des fibres) les variations dimensionnelles sont minimales.

La connaissance de l'humidité des bois est capitale et doit toujours être déterminée et précisée. Les variations de l'humidité du bois peuvent causer :

- des variations de masse volumique ;
- des variations dimensionnelles des ouvrages ou des pièces en bois ;
- des variations de la résistance mécanique.

Dans l'Eurocode 5, afin de prendre en compte ces particularités du bois, cinq classes d'emploi sont définies selon les conditions finales d'utilisation du bois :

**Classe d'emploi 1**, pour les bois avec un taux d'humidité inférieur à 12 %, dans un intérieur chauffé par exemple.

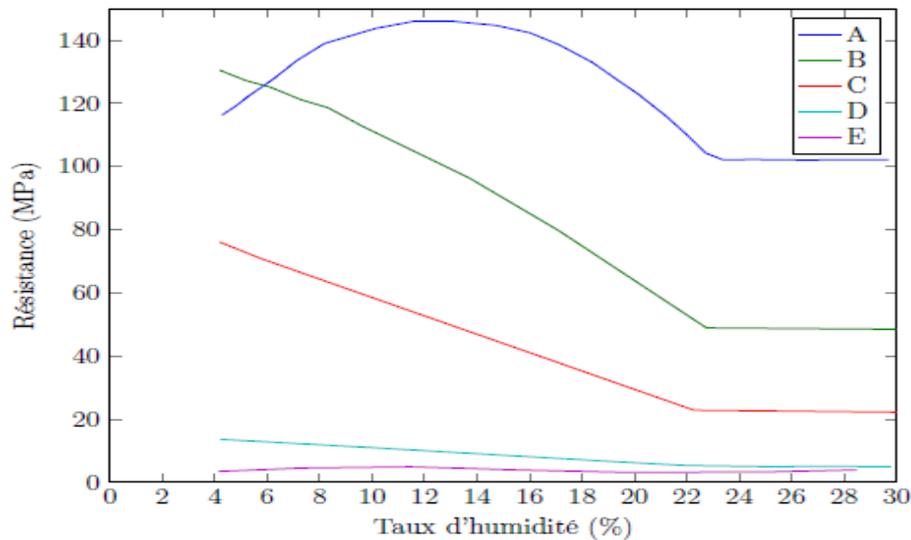
**Classe d'emploi 2**, pour les bois avec un taux d'humidité compris entre 12 et 20%, pour les combles d'un bâtiment non chauffé, hangar et toute construction abritée.

**Classe d'emploi 3**, pour les bois avec un taux d'humidité supérieur à 20% notamment les pièces de menuiserie ou de construction verticale soumise à la pluie : bardage, fenêtre pièces abritées mais en atmosphère condensante.

**Classe d'emploi 4**, pour les bois avec un taux d'humidité supérieur à 20% notamment les bois horizontaux en extérieur, en contact permanent avec le sol ou une source d'humidification prolongée : balcons, terrasses, coursives, etc.

**Classe d'emploi 5**, pour les bois en contact permanent avec de l'eau de mer (piliers, pontons, bois immergés).

L'influence de l'humidité sur les résistances mécaniques du bois de structure est illustrée sur la Figure n° 1.



*Figure n° 1: Influence du taux d'humidité sur les propriétés de résistance du bois. A : résistance en traction dans le sens des fibres ; B : résistance en flexion ; C : résistance en compression dans le sens des fibres ; D : résistance en compression perpendiculaire aux fibres ; E : résistance en traction perpendiculaire aux fibres [11].*

Selon Blaß et Sandhaas [12], pour une variation de 1% d'humidité du bois, la résistance en flexion  $f_m$  baisse de 4 % et le module d'élasticité parallèle au fil,  $E_{m,0}$  baisse de 1,5 % .

Guitard [7] a proposé des formules de correction des modules d'élasticité selon les directions (L, R et T) en fonction des variations d'humidité pour corriger les

propriétés mécaniques à un taux d'humidité de référence de 12%. La correction du module de Young parallèle au sens du fil, a pour formule :

$$E_{L,H\%} = E_{L,12\%} [1 - 0,015(H\% - 12)] \quad ( 1.1 )$$

### 1.1.2.2 La masse volumique et son influence sur le comportement mécanique

La masse volumique est l'un des paramètres physiques les plus importants pour le bois, et c'est l'un des trois paramètres essentiels pour classer mécaniquement le bois suivant l'Eurocode 5. En effet, elle influence fortement les propriétés mécaniques. La valeur caractéristique prise en compte dans la classification pour le cas de la masse volumique est le fractile à 5% et sa méthode de détermination est définie dans la norme EN384, en classe de service 1 [5].

En raison des modes et des conditions de croissance de l'arbre, notamment : les conditions climatiques, le type de sol, le mode de sylviculture, etc ; la masse volumique diffère d'un arbre à l'autre au sein d'une même essence, ce qui constitue une variabilité inter-arbres, elle diffère également d'un sciage à l'autre au sein d'un même arbre ce qui constitue une variabilité intra-arbre. Elle est souvent plus importante dans le bas de l'arbre que vers le houppier.

Les travaux de Guitard [7] sur du bois sans défaut, montrent que l'augmentation de la masse volumique améliore les modules d'élasticité du bois dans les trois directions d'orthotropie, autant pour les feuillus que pour les résineux.

### 1.1.2.3 La largeur des cernes

En industrie bois, dans le cas des résineux, la largeur des cernes est un indicateur de la qualité du bois. Les sciages de résineux ayant des cernes fins (étroits) sont supposés avoir des performances mécaniques élevées [13], [14], [15]. La largeur des cernes a un effet direct sur la masse volumique du bois (Figure n° 2). Pour le cas des résineux, la Figure n° 2 [14] illustre la relation entre la largeur des cernes et la

masse volumique pour 585 poutres de sapin et d'épicéa. Malgré une faible corrélation  $r^2=0,15$  ; on peut remarquer que plus les cernes sont fins, plus la masse volumique est importante. Dans le cas des feuillus, Polge et Keller [13] ont également démontré pour des bois de chêne que la densité est d'autant plus forte que la largeur moyenne des cernes sont plus faibles.

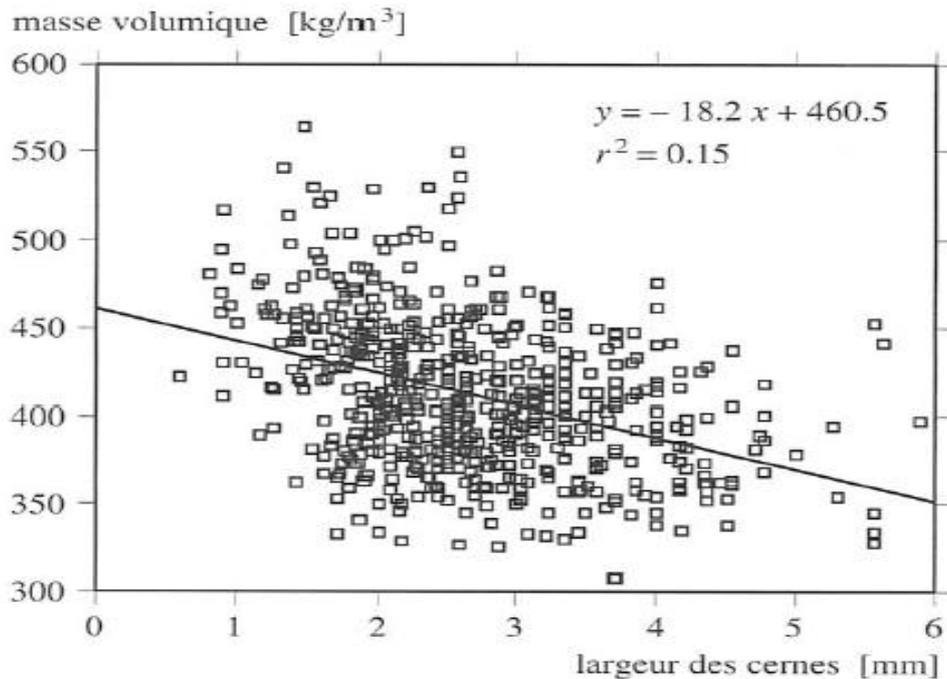


Figure n° 2: Relation entre la largeur des cernes annuels et la masse volumique pour un échantillonnage de 585 poutres de sapin et d'épicéa suisse [14]

#### 1.1.2.4 La nodosité et son influence sur le comportement mécanique

Les nœuds sont des inclusions qui se forment au niveau de la jonction entre les branches et le tronc de l'arbre au cours de sa croissance.

L'influence des nœuds sur la résistance du bois a été étudiée par plusieurs auteurs : [16], [17]. Ils ont démontré que les prémices de la ruine des sciages ont souvent lieu dans les zones de fortes nodosités ou autour du nœud le plus important. D'autres auteurs, notamment, Johansson *et al.* [18] ont relevé le fait qu'au cours d'essais de rupture en flexion, la ruine est due dans 90% des cas à la présence des nœuds ou à la déviation de la pente de fil autour des nœuds.

La taille, la forme, la position du nœud dans la section et le type de nœuds présents sur un sciage, influencent significativement ses performances mécaniques. Afin de comprendre le comportement mécanique autour des nœuds, certains auteurs se sont intéressés aux champs de contraintes et aux concentrations de contraintes en flexion au niveau de ces singularités. En partant de modèles éléments finis, validés par des essais de flexion 4 points, ils ont évalué l'influence des nœuds sur la résistance mécanique du bois de structure, en étudiant différentes configurations de leur présence sur des sciages en bois.

A ce titre, on peut citer les travaux de [8], [19], [20], [21] et [9], [22], [23]. Guindos et Guaita [21] ont basé leurs travaux sur des bois de pin sylvestre de section 50 x 150 mm<sup>2</sup> tandis que Grazide *et al.* [23] ont basé leurs travaux sur des sciages de pin maritimes de section 100 x 200 mm<sup>2</sup>. Il ressort que : la taille, la forme des nœuds et leurs positions dans la section du bois, ont une influence capitale sur la résistance mécanique des sciages. Ainsi, les auteurs ont fait varier la position du nœud suivant la hauteur des sciages et ont déterminé les performances mécaniques associées. Ils sont parvenus à des conclusions assez proches, même s'ils ont travaillé sur des essences de bois différentes. En effet, leurs travaux démontrent que :

- le module à la rupture en flexion (MOR) peut varier jusqu'à 65% en fonction de la position du nœud.
- plus le nœud est proche du centre de la face latérale (proche de la ligne neutre), plus la résistance en flexion du bois est meilleure.
- l'augmentation du diamètre des nœuds, peut faire abaisser la résistance à la rupture jusqu'à 72% de la résistance du bois sans défaut.

De plus, [19], [21], [9], [23] etc., démontrent qu'il est possible de déterminer les classes de résistance des poutres de grandes sections, en identifiant uniquement les propriétés géométriques des nœuds, leurs positions dans la section, et la rigidité de la poutre. Des diminutions locales de la rigidité et de la résistance sont générées en zone pré-nodale (autour des nœuds). La forme, la taille des nœuds ainsi que la

position dans la section, influencent les performances mécaniques. Les nœuds situés sur le chant tendu, sont discriminants selon un critère de résistance en traction [24].

Plus un nœud en tension est éloigné de la fibre neutre, plus la résistance résultante de l'élément se réduit [19], [25], [24], [23].

Grazide et al. [23] dans leurs travaux ont établi des indicateurs de performance mécanique de tronçons de poutres de section  $100 \times 200 \text{ mm}^2$  sollicités en flexion et comportant un nœud. En partant d'une hypothèse d'un comportement parfaitement élastique et fragile du matériau bois en traction et sur la base d'un critère de ruine de Tsai-Hill adapté aux matériaux composites anisotropes à fibres longues, ils ont pu établir des courbes de performance en traction et en flexion, en fonction des positions et des diamètres des nœuds situés en partie tendue dans le cadre d'un essai de flexion 4 points. La Figure n° 3 ci-dessous montre les différentes positions du nœud sur le chant tendu en flexion (en dessous de la ligne moyenne), qui ont fait l'objet d'investigations. Le nœud situé à la position  $Y = 0$ , correspond à un nœud situé sur la fibre neutre. Le nœud situé à la position  $Y = -89 \text{ mm}$  correspond à un nœud tangent au bord, tandis que le nœud situé à la position  $y = -105 \text{ mm}$  correspond à un nœud coupé au  $\frac{3}{4}$  de sa hauteur (nœud sécant au bord). Trois diamètres de nœuds ont été testés :  $\phi_k = 10 \text{ mm}$ ,  $\phi_k = 20 \text{ mm}$  et  $\phi_k = 40 \text{ mm}$  pour tenir compte de l'effet de géométrie.

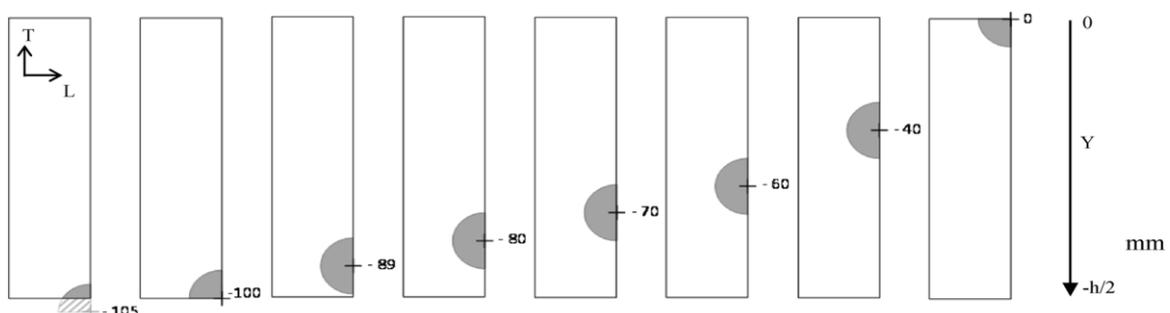


Figure n° 3 : Différentes positions du nœud pour la modélisation de la flexion [23]

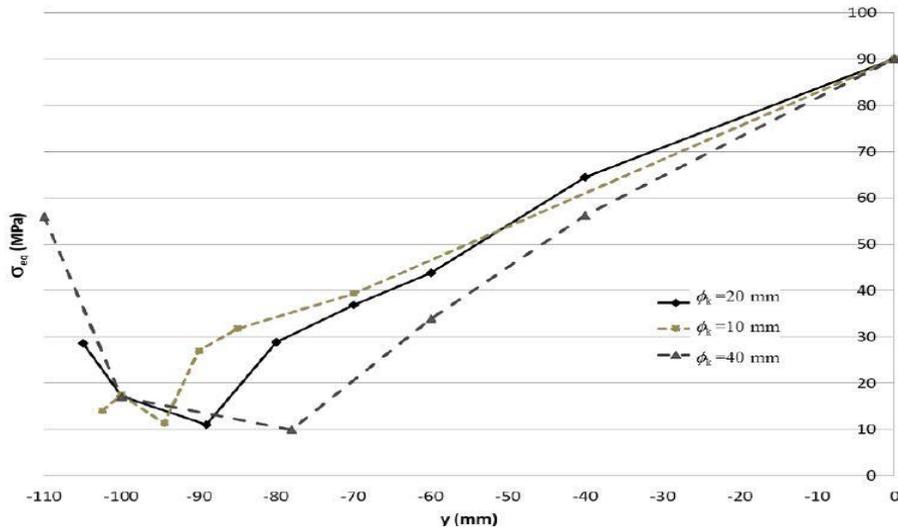


Figure n° 4 : Evolution de la contrainte équivalente en fonction de la position  $y$  et du diamètre du nœud

La Figure n° 4 ci-dessus, tirée de leurs travaux, présente l'évolution de la contrainte équivalente,  $\sigma_{eq}$  en flexion, correspondant à l'initiation de l'endommagement en zone pré-nodale pour chaque position des nœuds dans la partie tendue et pour les 3 diamètres de nœud étudiés.

On peut constater que pour des nœuds de 10 et 20 mm de diamètres, les contraintes sont carrément identiques pour des positions au-dessus de  $y = -70$  mm, ce qui n'est pas le cas pour le nœud de 40 mm de diamètre. La résistance équivalente  $\sigma_{eq}$  a une valeur approchant 10 MPa pour les 3 configurations dans lesquelles le nœud est tangent à la fibre inférieure, et correspond à la plus faible résistance lors de l'initiation de l'endommagement en zone pré-nodale, parmi toutes les positions étudiées. La seconde configuration la plus discriminante pour la contrainte équivalente  $\sigma_{eq}$  est la configuration dans laquelle le nœud est sécant au bord inférieur (coupé de moitié :  $y = -100$  mm ; ou au  $3/4$ ).

Ces résultats sont similaires aux résultats obtenus par Baño *et al.* [19] et par Guindos et Guaita [21] même si ces auteurs ont travaillé sur d'autres essences de bois avec des sections différentes.

Aussi, il est largement démontré une dépendance entre la résistance et la rigidité. Généralement, la résistance augmente dans le même sens que la densité et le MOE [26].

### 1.1.2.5 La pente de fil et son influence sur le comportement mécanique

La pente de fil est liée à la présence de nœuds et impacte fortement la résistance mécanique. En effet, les propriétés mécaniques du bois sont plus fortes dans la direction du fil.

Les propriétés mécaniques du bois dans les autres directions que sa pente de fil naturelle, peuvent être estimées à partir de la formule de Hankinson [27] :

$$R_{\theta} = \frac{R_0 R_{90}}{R_0 \sin^n \theta + R_{90} \cos^n \theta} \text{ où :}$$

$R_{\theta}$ : Propriété pour un angle  $\theta$ ,

$R_0$  : Propriété dans la direction des fibres,

$R_{90}$  : Propriété dans la direction perpendiculaire aux fibres,

$n$  : constante déterminée empiriquement et dépendant de la propriété (voir tableau n°1)

Tableau n° 1: Valeur de  $n$  suivant les différents modes de sollicitation [11]

Propriétés	n	$R_{90}/R_0$
Résistance en traction	1,5 - 2	0,04 – 0,07
Résistance en compression	2 - 2,5	0,03 – 0,40
Résistance en flexion	1,5 - 2	0,04 – 0,10
Module d'élasticité	2	0,04 – 0,12
Dureté	1,5 - 2	0,06 – 0,10

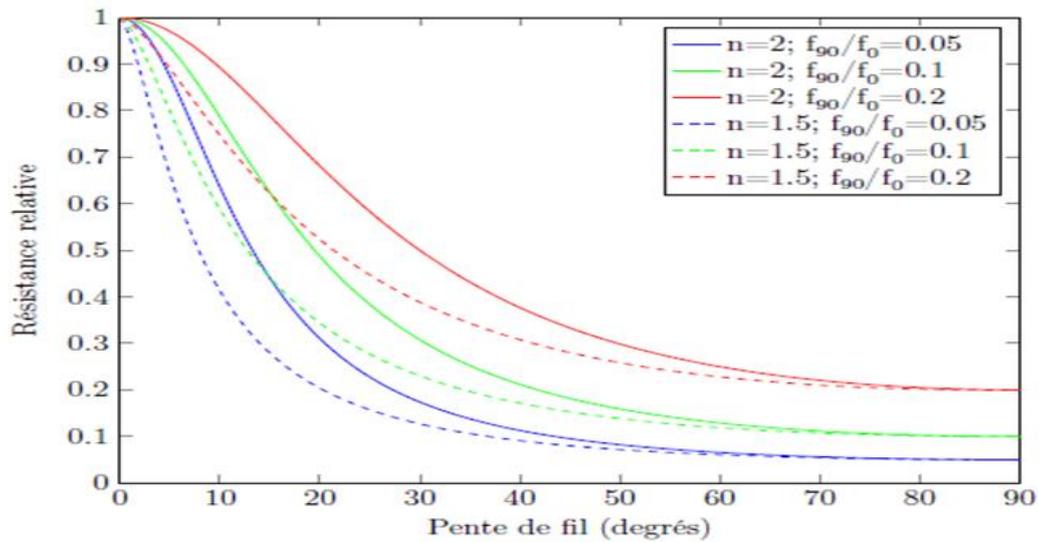


Figure n° 5: Variation de la résistance relative en flexion, en fonction de la pente de fil pour différentes valeurs de paramètres de la formule de Hankinson [11] cité par [3]

La Figure n° 5 [11] montre la variation de la résistance relative en flexion (rapport de la résistance à l'angle considéré sur la résistance connue dans la direction des fibres) en fonction de l'angle de la pente de fil. On note que pour un angle de fil de 20 °, la résistance est déjà diminuée de 50%.

### 1.1.2.6 Le bois juvénile

Tout au long de la croissance et de la maturation d'un arbre, les cellules générées par le cambium évoluent en qualité. Le bois juvénile est le bois formé lors des premières années de croissance cambiale ; il se retrouve au niveau des cernes proches de la moëlle et se différencie du bois adulte (ou mature) [28].

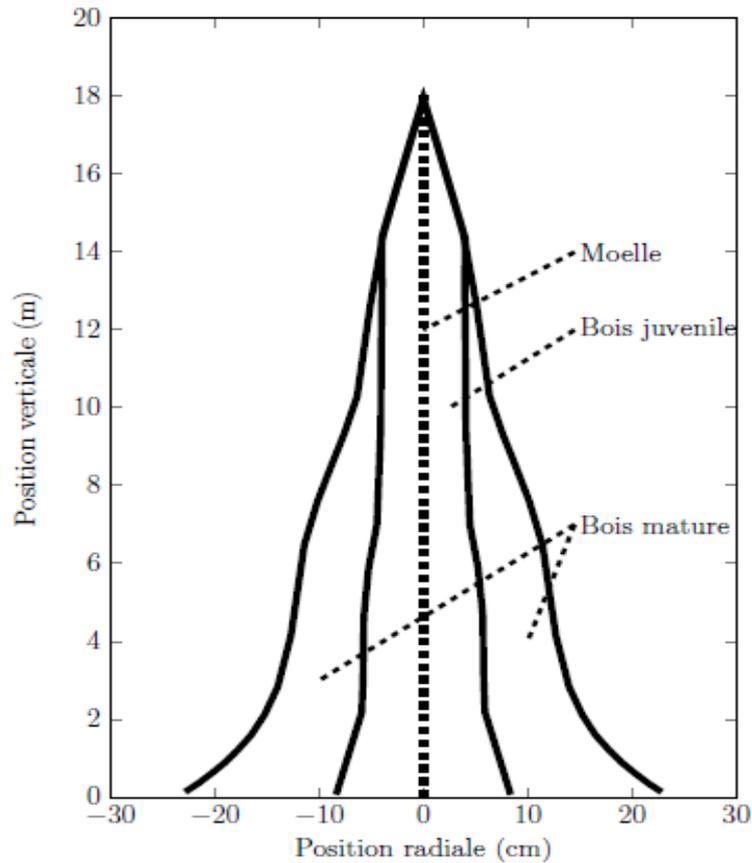


Figure n° 6 : Répartition quasi cylindrique du bois juvénile dans la hauteur d'arbres de pins (loblolly and slash pine) [29]

La section d'un tronc dans la direction radiale, peut être divisée en trois zones : une zone composée de bois juvénile, une zone de transition entre le bois juvénile et le bois adulte et enfin une zone composée de bois adulte [30]. Cependant, il est difficile d'établir les frontières exactes entre ces régions.

Zobel *et al.* [29] ont montré que la zone de bois juvénile pour des pins de 17 ans est quasiment cylindrique. Ils ont démontré que plus l'arbre est vieux et possède un diamètre important, plus la proportion du bois juvénile est faible, la taille du cœur de bois juvénile restant inchangée avec le temps. Le bois juvénile se forme à toutes les hauteurs de l'arbre. Chez les résineux, les trachéides du bois juvénile ont une paroi plus fine et sont plus courtes que dans le bois formé ultérieurement (bois adulte). Malgré une structure anatomique différente, les propriétés physiques et mécaniques du bois juvénile de pin maritime se rapprochent de celles du bois de compression. La

transition du bois juvénile au bois adulte est le phénomène qui affecte le plus la qualité technologique du bois.

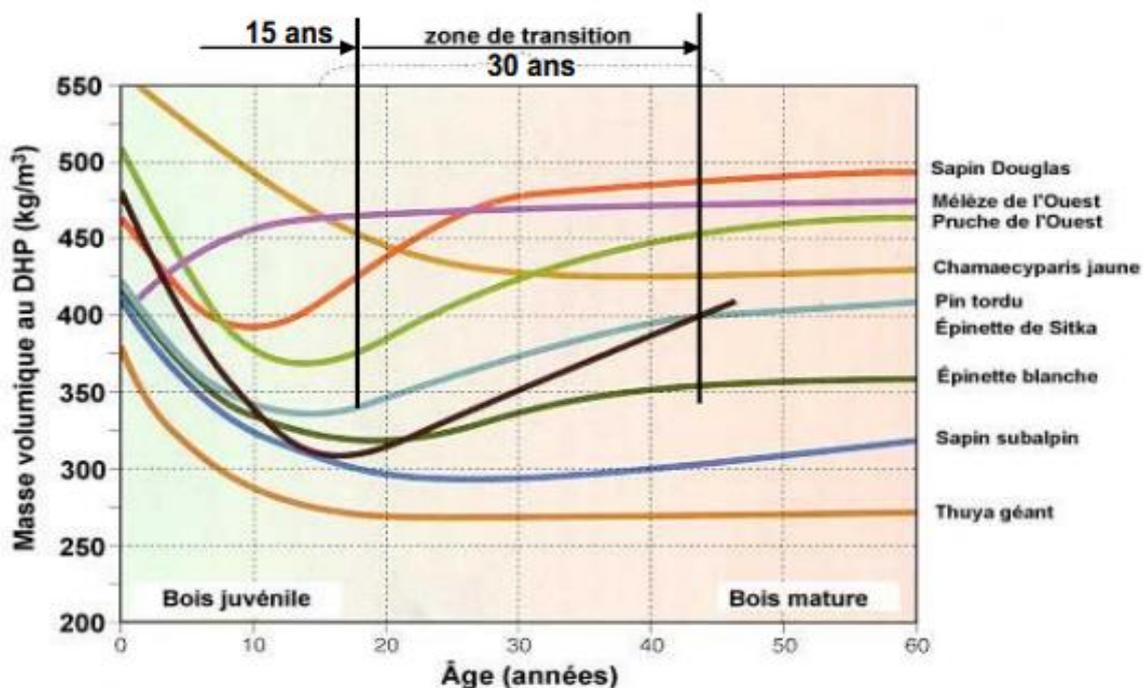


Figure n° 7 : Masse volumique en fonction de l'âge cambial pour 9 bois résineux de l'ouest (tiré des travaux de [31])

Les caractéristiques typiques du bois juvénile sont : l'abondance des nœuds (croissance de branches initiées au niveau de la moelle), la faible densité, un retrait longitudinal plus faible, une plus faible résistance mécanique, un plus faible module d'élasticité [32], [33], une instabilité dimensionnelle au séchage plus importante [34]. Il est communément admis que le bois juvénile présente une résistance deux fois plus faible [35] et une rigidité trois fois moins importante [36], que le bois adulte.

Chez le pin maritime, la limite du bois juvénile se situe entre 12 et 15 cernes depuis la moelle, selon les propriétés mesurées [34]. Selon cette hypothèse, un arbre adulte contient de l'ordre de 20 à 30% de bois juvénile à la base de son tronc en fonction de sa vitesse de croissance et les pratiques sylvicoles, mais cette proportion augmente drastiquement au-delà de 10 mètres.

### 1.1.2.7 Le bois de réaction

Tout au long de sa croissance, l'arbre produit son bois avec une légère contrainte de tension périphérique (comme des ressorts tendus tout autour de l'arbre). En tirant plus ou moins fort d'un côté ou de l'autre, l'arbre ajuste sa forme et maintient sa verticalité. Lorsque l'arbre subit un déséquilibre important (terrain en pente, vent unidirectionnel, léger déchaussement suite à une tempête...) ou doit supporter une branche inclinée, il crée un bois avec une précontrainte très différente du bois opposé pour générer un moment de flexion équilibrant les efforts. Il produit pour cela un bois de nature différente du bois dit « normal », c'est le « bois de réaction » [37]. Pour cette même particularité, les résineux et les feuillus adoptent différentes stratégies. En effet, chez les feuillus, la flexion est produite en tirant plus fort sur la face supérieure de l'axe incliné que sur la face opposée. Ce bois en très forte précontrainte de tension est appelé <<bois de tension>>. Chez les résineux, la flexion est générée en poussant sur la face inférieure et en générant ensuite, du bois en précontrainte de compression, appelé <<bois de compression>>.

Les caractéristiques anatomiques, chimiques, physiques et mécaniques des bois de réaction sont différentes de celles du bois normal. Comparativement au bois normal, le retrait, la densité, et la dureté du bois de tension sont plus importants et on observe une diminution du module d'élasticité. Les différences de propriétés pour le cas du bois de compression sont : un retrait plus important, un module d'élasticité plus faible et une moins bonne résistance en traction. Aussi, typiquement, le bois de compression est généralement plus dense (réduction des vides cellulaires) et plus coloré (forte présence de lignine).

### 1.1.3 Eléments structurels en bois : le bois reconstitué par collage

Dans cette partie, on se limitera volontairement aux composites constructifs reconstitués par collage destinés à reprendre de fortes sollicitations mécaniques, de types poteaux, poutres.

Les performances mécaniques des composites bois reconstitués par collage dépendent principalement de deux paramètres directement liés à leur fabrication : la classe mécanique des lamelles de bois et la résistance des aboutages par entures multiples.

Au titre de ces éléments structurels en bois, on peut distinguer :

- **Les bois massifs aboutés** : Bois de structure à section rectangulaire avec aboutage (collage bout à bout) à entures multiples, collées.



Photo n° 1: Bois massifs aboutés [38]

- **Bois massif reconstitués (BMR) ou contre-collés** : éléments linéaires reconstitués par collage de lames de bois de grande épaisseur aboutées, ou non. Les éléments se composent de 2 à 5 lames d'épaisseur de 45 à 80 mm. Les dimensions de sections transversales des BMR ne doivent pas excéder 260 x 320 mm<sup>2</sup>.

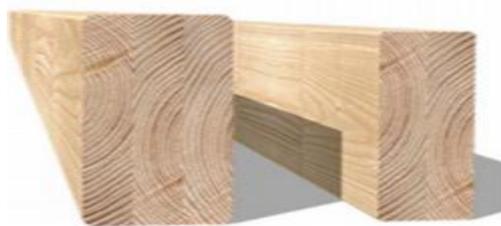


Photo n° 2 : Bois massif reconstitué

- **Les bois lamellé-collé** : Élément de structure, formé par l'aboutage et le collage de lamelles de bois dont l'épaisseur est inférieure ou égale à 45 mm, avec fil parallèle.



Photo n° 3 : Bois lamellé collé

- **Panneaux massifs à plis croisés (contre-collés ou contre-cloués) :** Composés de planches collées ou clouées entre elles en couches croisées à angle droit. Les panneaux comptent 3, 5 ou 7 couches de planches de bois massif.

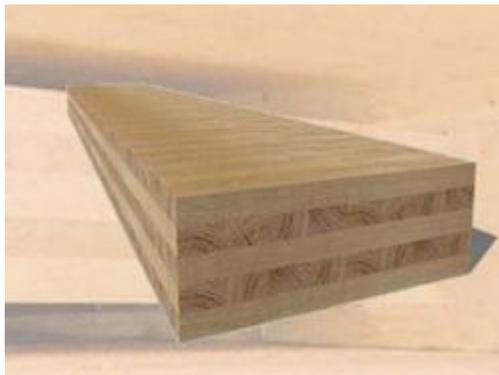


Photo n° 4 : Panneaux massifs à pli contre collés

### 1.1.3.1 Bois lamellés collés (BLC) : généralités

Le bois lamellé collé est un élément structurel obtenu par l'aboutage et le collage de lamelles de bois, dont le fil est généralement parallèle. L'épaisseur des lamelles est limitée à 45mm pour les classes d'emploi 1 et 2, et à 33mm pour les classes d'emploi 3 et 4. Au-delà, il s'agit notamment de BMR : bois massifs reconstitués [39].

On distingue :

**-Le lamellé-collé horizontal :**

Les plans de collage sont perpendiculaires à la plus grande des dimensions de la section transversale.

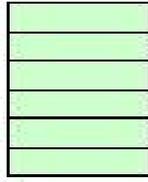


Figure n° 8 : Lamellé collé horizontal

**-Le lamellé-collé vertical :**

Les plans de collage sont perpendiculaires à la plus petite des dimensions de la même section.

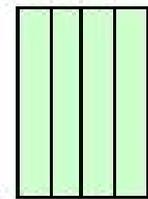


Figure n° 9 : Lamellé collé vertical

Par ailleurs, les poutres en bois lamellé-collé peuvent être composées soit de lamelles de bois massif de classes mécaniques identiques : on parlera dans ce cas de *lamellé collés (LC) homogène* (notation **GLxxh** au sens de l'Eurocode 5) ; soit de lamelles de bois massif de classes mécaniques différentes : on parlera de lamellés collés (LC) *panaché (GLxxc)*.

#### 1.1.4 Bois de structure et produits reconstitués par collage : normes d'essais et de fabrication

Dans la réglementation européenne, le classement des bois de structure est régi par cinq normes :

- la norme EN408 [6] : elle définit les méthodes d'essais permettant de déterminer différentes propriétés mécaniques du bois. Cette norme est applicable aussi bien pour des pièces rectangulaires ou cylindriques, aboutées ou non, ainsi que pour du bois lamellé-collé.
- la norme EN 384 [5] : elle permet de déterminer les valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques et de la densité. Elle contient les dispositions nécessaires pour l'échantillonnage, l'analyse et l'ajustement des données si la géométrie ou les conditions d'essais sont différentes de celles préconisées par la norme EN408. Le calcul du fractile à 5% en fonction du nombre de pièces dans un lot  $y$  est précisé. Toutefois, une méthode alternative de calcul des valeurs caractéristiques (fractile à 5%) est aussi décrite dans la norme EN 14358 [40].
- la norme EN 338 [41] : elle spécifie les différentes classes de résistance, afin d'attribuer une classe à un lot de bois.
- les normes NF B52-001 [42] et EN 14081-1 [43] : elles permettent d'effectuer le classement visuel des essences françaises.
- la norme EN 14081 (parties 1, 2, 3 et 4) : elle régit le classement par machine.

Pour appartenir à une classe, la norme NF EN 338 [41], exige la connaissance des trois propriétés de détermination de la classe caractérisant l'ensemble d'un lot et non pas sciage par sciage. On détermine alors, les valeurs des fractiles à 5 % de la masse volumique et de la résistance à la flexion (MOR), ainsi que la valeur moyenne du module d'élasticité axial (MOE). Ces valeurs doivent être corrigées en fonction de l'humidité, des dimensions et du nombre d'échantillons avec les formules de la norme NF EN 384 [5], et calculées selon la norme NF EN 14358 [40]. Elles sont ensuite comparées aux valeurs caractéristiques de la classe ciblée qui représentent les valeurs minimales permises pour un lot pour adhérer à la classe. Du fait des différentes combinaisons de classes possibles et des trois critères à vérifier pour chaque classe, la

norme EN 14081 [43] propose une démarche à suivre dans l’objectif de maximiser la proportion de sciages dans les hautes classes.

Concernant l’usage structural des éléments constructifs de type BLC et BMR, les exigences de performance et de fabrication sont spécifiées dans la norme européenne harmonisée NF EN 14080 [44]. L’application de cette norme, moyennant la mise en place d’un système de contrôle de fabrication, permet le marquage CE de ces produits bois et donc leur mise sur le marché européen.

Lorsque les lamelles constituant les contre-collés ne sont pas préalablement classées, les composites doivent satisfaire à des valeurs mécaniques caractéristiques pour l’usage en structure. Le tableau ci-après, montre les relations entre les classes de résistances des poutres lamellés collés et les caractéristiques mécaniques à satisfaire pour un usage structural.

Tableau n° 2 : Quelques propriétés mécaniques des composites BLC

		BLC homogènes		BLC panachés	
Classe du bois lamellé-collé		GL24h	GL28h	GL24c	GL28c
Caractéristique	Symbole	Propriétés de résistance (MPa)			
Flexion	$f_{m,g,k}$	24	28	24	28
Traction axiale	$f_{t,0,g,k}$	19,2	22,3	17	19,5
Traction perpendiculaire	$f_{t,90,g,k}$	0,5	0,5	0,5	0,5
Compression axiale	$f_{c,0,g,k}$	24	26	21,5	24
Compression perpendiculaire	$f_{c,90,g,k}$	2,5	3,5	2,5	2,5
Cisaillement	$f_{v,g,k}$	3,5	3,5	3,5	3,5
Propriétés élastiques (GPa)					
Module moyen d’élasticité axial	$E_{0,g,mean}$	11,5	12,6	11	12,5
Module d’élasticité axial au fractile à 5%	$E_{0,g,05}$	9,6	10,5	9,1	10,4
Module moyen d’élasticité transversal	$E_{90,g,mean}$	0,3	0,3	0,3	0,3
Module moyen de cisaillement	$G_{g,mean}$	0,65	0,65	0,65	0,65
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )					
Masse volumique au fractile à 5%	$\rho_{g,k}$	385	425	365	390

Les composites contre-collés sont fabriqués à partir des lamelles mises à longueur. Si nécessaire, les lamelles sont jointes dans la longueur par des aboutages. L’aboutage permet de fabriquer des produits de grande longueur et de purger des défauts tels

que les nœuds. Plusieurs auteurs ont démontré une rupture brutale au niveau des aboutages lors des tests expérimentaux [45], [46], [47] etc. La performance mécanique des aboutages est donc essentielle et est déterminante dans la résistance globale des composites.

### 1.1.5 Caractérisation mécanique des bois de structure

Caractériser une population de bois suivant l'Eurocode 5, revient principalement à déterminer sa classe mécanique (NF EN 338). Pour identifier une classe mécanique, il faut approcher la contrainte de rupture (MOR) au moyen de :

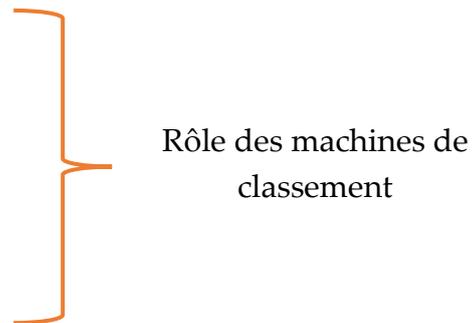
-la contrainte  $f_m$  (mais c'est destructif)

-la masse volumique au fractile à 5% du lot

-le module d'élasticité moyen axial

-la résistance à la rupture en flexion

-.....



La détermination de la classe mécanique d'un lot de bois peut se faire sur la base d'un classement visuel ou d'un classement mécanique.

Dans la normalisation européenne, on arrive à prédire toutes les résistances mécaniques du bois dans n'importe quel sens, que ce soit en compression, en traction, en cisaillement, à partir de 3 valeurs : la valeur de la résistance en flexion, de la masse volumique et celle de la rigidité. En effet, il existe des relations dans la norme NF EN 338 permettant de déterminer les différentes propriétés mécaniques à partir de ces 3 propriétés. Il suffit donc de déterminer ces trois paramètres pour pouvoir classer le bois [48].

Le classement par machine a pour objet de mesurer directement ou indirectement ces propriétés à l'aide de moyens non-destructifs. Ainsi, le classement machine est basé

sur lesdites caractéristiques mécaniques et physiques qui se révèlent être les plus importantes [3].

La norme NF EN 338 [41], relative aux classes de résistance des bois de structure, met bien en avant ces trois propriétés. Ces dernières, permettent in fine, de dimensionner les structures en bois, selon les règles de calcul de l’Eurocode 5.

### 1.1.5.1 Classement visuel

Le principe du classement visuel est défini par la norme NF-B-52-001 [42]. Elle fixe dans le cas des résineux, 5 classes de résistance, en partant de la meilleure à la moins bonne qualité de bois (STI, STII, STIII, STIV et Rejet). Le classement est basé sur les défauts visibles du bois, qui ont un impact sur les caractéristiques mécaniques des sciages (nœuds, fentes...etc). Ladite norme définit les valeurs seuils qu’un défaut peut avoir pour que le sciage appartienne à une classe. Ces valeurs diffèrent d’une essence à l’autre.

Il existe une correspondance entre les classes visuelles et les classes de résistance de la norme NF -EN-338 [41] usuellement utilisées dans le dimensionnement des structures en bois.

*Tableau n° 3 : Equivalence entre les classes visuelles et mécaniques pour les résineux*

Classes visuelles NF-B52-001	Classes mécaniques NF-EN-338
STI	C30
STII	C24
STIII	C18
STIV	C14
Rejet	Rejet

Pour les résineux, le tri visuel attribue comme classe de résistance maximale du C30. Seul un classement par machine peut attribuer des classes supérieures.

Il est à noter que dans le cas du pin maritime, la classe visuelle maximale autorisée est du STII parce-que, selon la norme NF-B-52-001 : « *pour le Pin Maritime, les pièces STI sont reclassées en STII, car certaines singularités de cette essence nuisant à sa résistance mécanique ne sont pas visibles sur les faces extérieures* ». Seul un classement par machine peut identifier des classes de résistances supérieures.

En effet, le classement visuel est très imprécis et plusieurs études ont démontré qu'il conduit à une forte sous-estimation des qualités mécaniques des sciages [49],[50],[9]. Aussi, il présente l'inconvénient d'être limitée en cadence avec une faible répétabilité et une subjectivité en fonction de l'opérateur.

L'un des objectifs principaux du classement mécanique des bois est de réduire les sous estimations des caractéristiques mécaniques observées lors d'un classement visuel.

#### **1.1.5.2 Classement par machine**

Le classement par machine pour définir la résistance des bois est traité dans la partie 1 de la norme NF-EN-14081 [43]. Il s'agit d'une méthode par laquelle une pièce de bois peut être traitée par une machine détectant de façon non destructive une ou plusieurs propriétés du bois en fonction de leurs caractéristiques et résistance [51]. Comme vu précédemment, pour estimer au mieux la contrainte à la rupture des pièces de bois, les machines de classement déterminent les trois propriétés physiques et mécaniques nécessaires que sont : la densité ( $d$ ), le module d'élasticité (MOE) et la résistance à la rupture (MOR). Pour ce faire, les machines de classement identifient en premier, la densité ( $d$ ) et le module d'élasticité (MOE). Le module de résistance à la rupture qui ne peut être mesuré est ensuite prédit à partir d'une régression linéaire simple en fonction de l'une de ces 2 propriétés ou par régression linéaire multiple par association de ces deux variables. Le rendement et le coût des machines de classement sont donc tributaires du nombre de variables non destructives évaluées pour prédire la résistance à la rupture (MOR). Cela implique de rechercher les meilleures corrélations possibles entre les propriétés mesurables par contrôles non

destructifs et la résistance à la rupture (MOR). Pour estimer au mieux le MOR, en plus de la densité et du MOE, les machines de classement peuvent prendre en compte les défauts du bois que sont la nodosité et la pente de fil. On distingue alors, deux grands types de machines de classement : les machines basées sur la mesure globale du MOE et les machines basées sur des cartographies.

Le fonctionnement des machines de classement repose sur des estimations faites, de la résistance à la rupture (MOR) à partir des propriétés du bois, mesurables par contrôle non destructifs. L'évaluation de la qualité de prédiction des machines de classement est donc l'indicateur concret de la qualité du classement qui sera obtenu.

### 1.1.5.3 Classement optimal

Le classement optimal constitue le classement de référence permettant d'évaluer les 2 méthodes non destructives de classement (visuel et mécanique). Il est réalisé à partir d'essais destructifs de flexion 4 points conformément à la norme EN408.

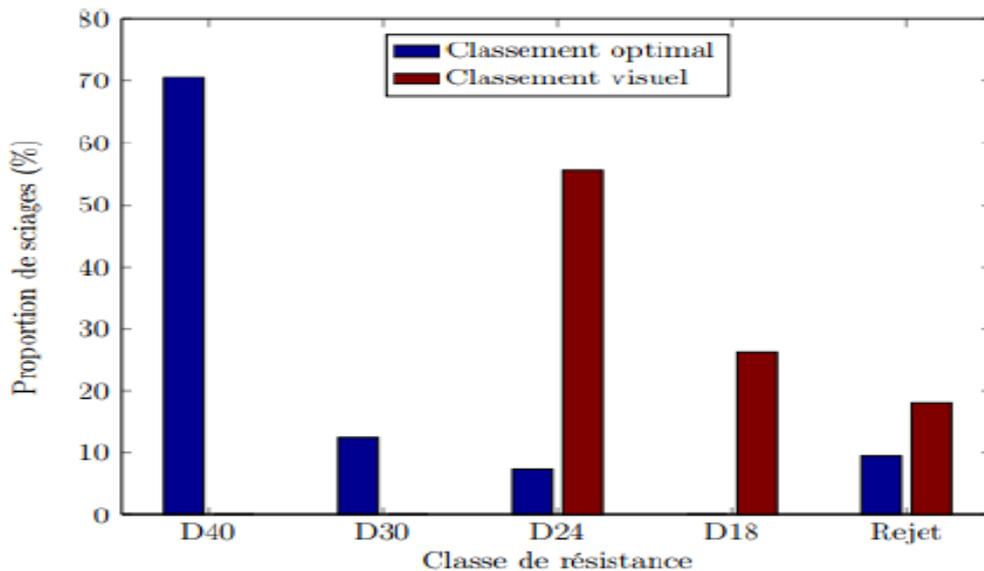


Figure n° 10 : Comparaison entre classement visuel et classement optimal sur 2000 sciages de chêne [49]

Lanvin *et al.* [49] ont pu comparer le classement visuel et le classement optimal en effectuant ces deux types de classement sur une population de 2000 sciages de chêne. De la comparaison entre le classement visuel et le classement optimal, il ressort que

le classement visuel sous-estime très largement les performances mécaniques du lot étudié.

Dans ses travaux de thèse, *C. Grazide* [9] a déterminé sur une population de 225 poutres de pin maritime de longueur 4,5 m et de section 100 x 200 mm<sup>2</sup>, la quantité de poutres dont la résistance en flexion a été sous estimée par les 2 méthodes de classement. Cela a consisté à comparer les résultats des deux méthodes de classement (visuel et mécanique) avec des résultats d'essais de flexion 4 points (essai de référence : norme EN 408). Les résultats comparatifs figurent sur le graphe suivant :

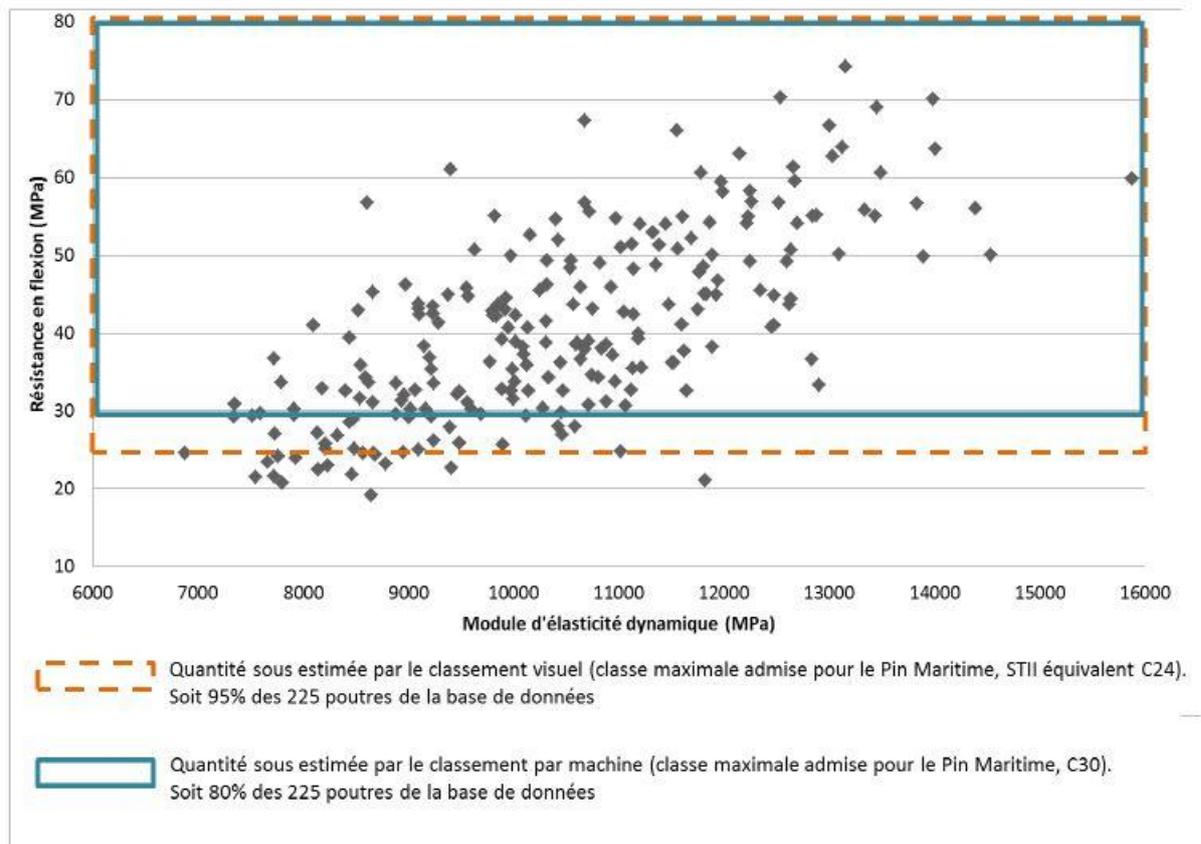


Figure n° 11 : Sous-estimation des qualités structurelles de poutres de Pin Maritime par les deux méthodes de classement [9]

On remarque que la résistance en flexion est sous-estimée pour 95% des poutres du lot, dans le cas du classement visuel et pour 80% des poutres, dans le cas du classement machine. **Même dans le cas du classement machine, la prédiction de la résistance est loin d'être optimale.**

En effet, les machines de classement sont trop sécuritaires et le gain de classe de résistance par rapport au classement visuel reste limité. Ces limitations sont instaurées du fait : des variabilités du matériau bois, des précisions des machines de classement et de leur degré d'investigation.

Comme dans le cas des essais de C. Grazide (Figure n° 11), seul un classement optimal donnera l'information *vraie* sur les résistances et les rigidités des bois. Ainsi, l'on remarque souvent des écarts importants entre le classement mécanique et le classement optimal.

### 1.1.6 Limites de l'essai de flexion 4 points EN408

Afin de déterminer le module global d'élasticité en flexion pure  $E_0$  des bois de structure conformément à la norme EN 408, on peut mesurer la flexion circulaire sur une zone inférieure au tiers de l'échantillon (Figure n° 12, ci-après). Le module d'élasticité déterminé est appelé le MOE local et représente la moyenne de modules locaux de cette zone considérée comme représentative de l'ensemble de l'échantillon testé.

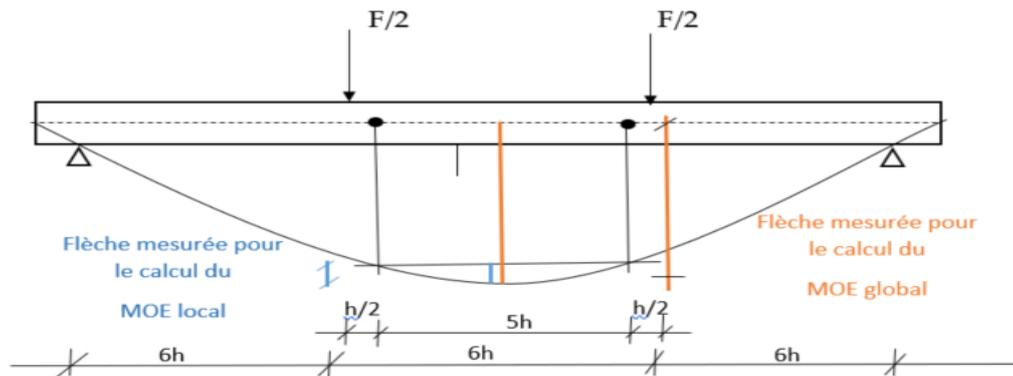


Figure n° 12 : Flèches mesurées pour la détermination du MOE local et du MOE global

L'alternative prévue par la norme consiste à déterminer le module d'élasticité à partir de la mesure de flèche globale incluant les déformations de cisaillement qui peuvent influencer les résultats de mesure. Ce second type de module d'élasticité est appelé MOE global.

Plusieurs études que nous énumérerons plus tard dans ce travail, montrent des difficultés de détermination des rigidités des poutres en bois suivant la configuration de chargement préconisée par la norme EN408 qui engendre une répartition complexe des contraintes. D'autre part, la configuration de chargement préconisée par les dispositions normatives n'est pas assez représentative des conditions d'usage des poutres en bois en tant qu'éléments structuraux.

Par-ailleurs, les essais dynamiques sont souvent corrélés à l'essai statique de flexion EN408, et des écarts sont souvent rencontrés entre les valeurs de modules dynamiques et celles des modules statiques. La capacité de classement des méthodes dynamiques reste satisfaisante et plusieurs études telles que [3] et [4] ont eu pour objectif l'amélioration des méthodes de classement vibratoire par machines. Contrairement, l'essai de référence de flexion EN408 est très peu remis en cause, malgré que le volume sollicité par sa configuration de chargement, est relativement faible par rapport au volume total sollicité par les méthodes dynamiques.

Il se pose alors le problème de savoir si une configuration d'essai de flexion limitant les effets du cisaillement et couvrant un volume plus représentatif des conditions d'usage des poutres, ne permettrait pas de mieux approcher leurs modules d'élasticité. Pour cette raison, en alternative aux dispositions normatives, nous proposerons dans ce travail, une configuration d'essai de flexion plus représentative des conditions d'usage des poutres structurales. Des essais réalisés suivant la configuration normative seront comparés aux essais effectués suivant la configuration proposée.

#### 1.1.7 Qualité du bois de pin maritime

La notion de qualité du bois de pin maritime est relative, les critères n'étant pas les mêmes pour une lame de parquet, une palette ou une poutre de charpente [34].

Dans son travail, intitulé « La Qualité du bois de Pin maritime », Castéra [34] a détaillé quelques éléments fondamentaux qui déterminent la qualité du bois de pin maritime, en comparaison à celle d'autres essences résineuses. Ce travail fait une synthèse de ces éléments de qualité et de leur déterminisme biologique. Au titre de ces éléments fondamentaux, on distingue :

**-La forme de l'arbre** : le tronc du pin maritime est flexueux.

**-Le bois juvénile du pin maritime** : le bois juvénile du pin maritime se caractérise par une instabilité au séchage plus importante et des caractéristiques mécaniques plus faibles, comme vu précédemment. Un arbre de pin maritime adulte contient dans l'ordre de 20 à 30 % de bois juvénile à la base de son tronc et cette proportion, augmente drastiquement au-delà de 10 mètres.

**-Les caractéristiques mécaniques du bois de pin maritime** : en dehors de la présence de bois juvénile ou de bois de compression, ce sont les nœuds qui affectent la qualité mécanique du bois de pin maritime. La présence de nœuds dans les sciages, affecte plus la résistance mécanique en flexion (MOR) que la flexibilité (MOE). Les nœuds sont prédominants dans les billons proches du houppier. Des résultats d'essais de flexion sur plus de 3000 pièces de bois de pin maritime, **il ressort qu'il existe un effet de hauteur important dans l'arbre, qui se traduit par une diminution importante du MOE et de la résistance. Ceci est dû à l'augmentation de la nodosité avec la hauteur qui s'accompagne d'une augmentation de la proportion du bois juvénile.**

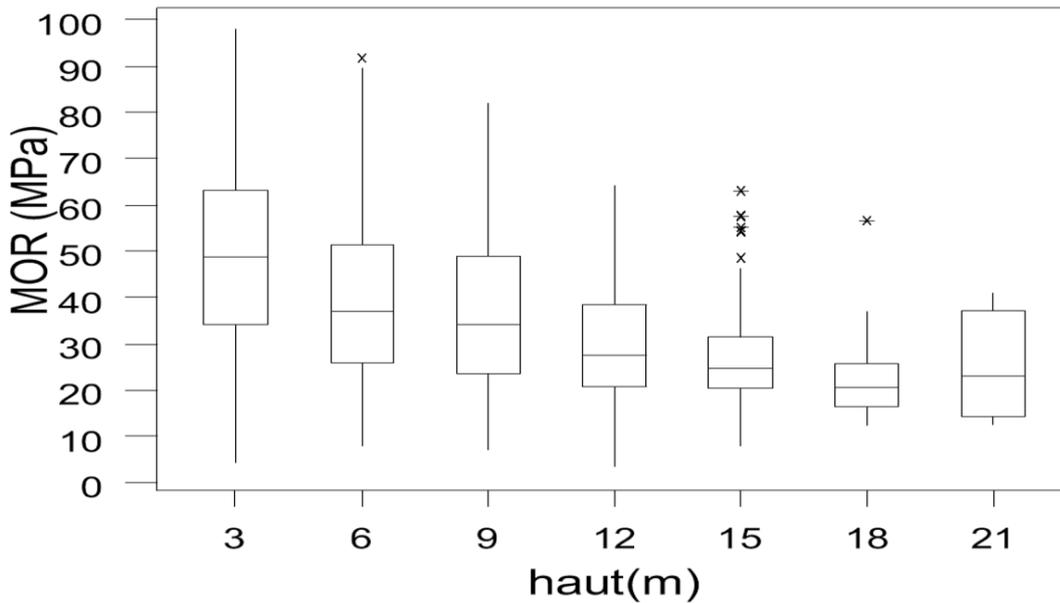


Figure n°13: Effet de la hauteur de prélèvement des planches sur la résistance mécanique en flexion du bois de pin maritime[34]

Sur la Figure n°13, on peut remarquer que la résistance moyenne en dessous de 3 mètres est de l'ordre de 50 MPa, elle n'excède pas 30 MPa au-delà de 15 mètres, soit une réduction de 40%. Les barres verticales indiquent la variabilité observée. **C'est à la base du tronc que la variabilité est plus prononcée, ce qui est logique, vu la présence simultanée de bois juvénile et de bois adulte, du bois sain (sans nœuds) ou noueux et souvent également du bois de compression, du fait de la courbure basale du tronc.**

Concernant les caractéristiques mécaniques du bois de Pin maritime, Patrick Castéra conclut sur la base de ce travail, que le pin maritime suivant les valeurs de MOE comme de résistances (MOR) obtenues peut aisément être utilisé en charpente traditionnelle (qualité C18 selon les standards européens). Il souligne également que *si l'on réalise un classement préalable efficace, une proportion non négligeable des bois de pin maritime sciés peut être utilisée en charpente industrielle ou en lamellé collé et que, de plus avec les technologies actuelles (2005) d'aboutage, on peut réaliser de grandes longueurs sur des sections structurales, ce qui résoudra le problème de la flexuosité.*

## 1.2 Critères de dimensionnement des planchers en bois suivant les règles de l’Eurocode 5

Cette partie du travail a pour objectif de démontrer que les critères de service (ELS), sont souvent dimensionnant en comparaison aux critères de résistance (ELU), pour les éléments structuraux en bois de grande portée utilisés dans les planchers bois ou mixte bois-béton.

### 1.2.1 Dimensionnement et justification des poutres en bois des planchers en bois massif ou des planchers mixtes bois-béton

Le principe de dimensionnement des poutres structurales en bois des planchers en bois massifs ou planchers mixtes bois-béton suit les étapes ci-après :

- a- **Vérification de la contrainte de flexion aux ELU des solives**
- b- **Vérification de la contrainte de cisaillement au droit des appuis aux ELU**
- c- **Vérification des déformations (critères de flèches : ELS)**

Il s’agit ici de vérifier que la flèche générée par les actions appliquées à la structure est inférieure à la flèche limite tolérable ( $W_{tot,2}$  sur la figure ci-après).

$$\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}} \leq 1 \quad \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} \leq 1$$

avec :  $W_{net,fin} = W_{inst} + W_{creep} - W_c$  et  $W_{inst} = W_{inst}(G) + W_{inst}(Q)$

$W_{inst}(Q)$  : flèche instantanée générée par les charges d’exploitation

$W_{inst}$  : flèche instantanée, provoquée par l’ensemble des charges (charges permanentes incluses) sans tenir compte de l’influence de la durée de la charge et de l’humidité du bois sur la flèche

$W_{creep}$  : flèche différée provoquée par la durée de la charge et l'humidité du bois.

$W_c$  : contre-flèche fabriquée

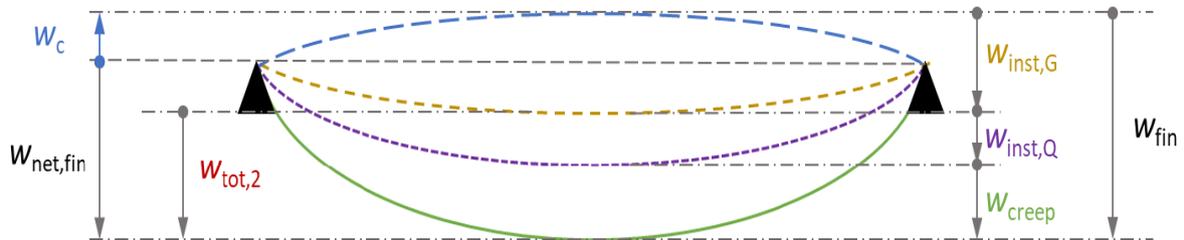


Figure n° 14 : Critères de flèches – Annexe de la NF EN1995-1-1 (Figure 1)

Le critère de service (ELS) est dimensionnant, si :

$$\frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} > 1$$

Dans le cas des planchers tertiaires, la vérification peut s'arrêter à ce stade. Contrairement, dans le cas des planchers résidentiels, un critère vibratoire est à vérifier.

#### d- Vérification des solives à la vibration (planchers résidentiels)

Le critère vibratoire de l'Eurocode 5, applicable aux planchers résidentiels, est un critère souvent dimensionnant [52], [53].

Les solives de plancher d'un ouvrage résidentiel doivent faire l'objet d'une vérification du critère vibratoire défini au § 7.3.3 de l'EN1995-1-1. Il a été proposé par S. Ohlsson à l'issue de ses travaux : [54], [55].

Ce critère couplé statique et dynamique, se décompose en 3 étapes de vérification :

- le calcul de la fréquence fondamentale  $f_1$  (Hz)
- le calcul de la déformation du plancher sous charge unitaire d'1 kN :  $w_{1kN}$
- le calcul de la vitesse de réponse impulsionnelle unitaire :  $v$  (m/N.s<sup>2</sup>)

Lorsque  $f_1 \leq 8$  Hz, une analyse spécifique est requise et les deux vérifications suivantes ne s'appliquent pas. Ni l'EN 1995-1-1, ni l'annexe nationale ne donnent d'indication précise sur la manière de mener cette analyse spécifique.

On doit donc d'abord vérifier que  $f_1 > 8$  Hz, et si c'est le cas, on procède aux deux étapes suivantes.

- **Calcul de la fréquence fondamentale  $f_1$  :**

Pour un plancher de forme rectangulaire simplement appuyé sur ses 4 côtés, comme dans le cas du présent exercice,  $f_1$  peut être calculée comme suit :

$$f_1 = \frac{\pi}{2.L^2} \cdot \sqrt{\frac{(EI)_L}{m}} \text{ avec : } (EI)_L : \text{ rigidité longitudinale du plancher (N.m}^2/\text{m)}$$

L : la portée des solives (m)

m : masse du plancher (kg/m<sup>2</sup>)

- **Calcul de la déformation du plancher sous charge unitaire (vérification statique) :**

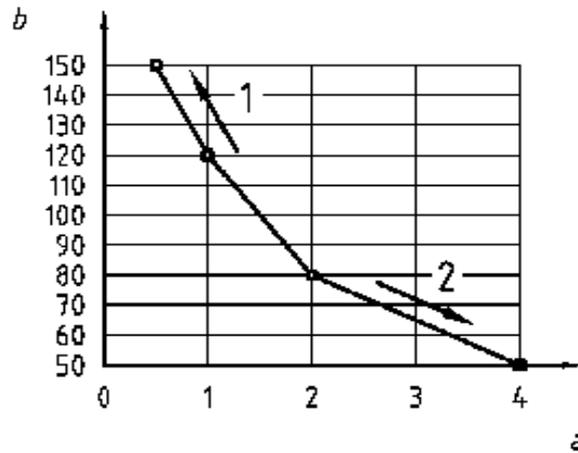
L'EN 1995-1-1 préconise que soit vérifié :  $\frac{w}{F} \leq a$  mm/kN

Où  $w$  est la déformation instantanée maximale causée par une charge concentrée  $F$  appliquée en tout point du plancher et tenant compte de la redistribution de la charge au sein du plancher. Il s'agit de la rigidité (ou à l'inverse, de la souplesse) du plancher.

Avec  $F = 1$  kN, et, la déformation du plancher sous une charge unitaire de 1kN ;

$$\frac{w}{F} \leq a \text{ mm/kN} \Leftrightarrow w_{1kN} \leq a \text{ mm}$$

La figure 7.2 de l'EN 1995-1-1, donne le diagramme de relation entre la limite  $a$  et la valeur  $b$ , utilisée pour déterminer la limite de la vérification dynamique :



Ici : (1) = Meilleure performance et (2) = Performance plus faible

Figure n° 15 : Valeurs et ratios recommandés pour a et b (EN 1995-1-1, figure 7.2)

S. Ohlsson, sur la base de ses travaux de recherche (limités à des planchers de portée simple inférieure à 4,50m) avait initialement suggéré de fixer une limite unique de a = 1,5mm (⇒ b= 100).

- **Vitesse de réponse impulsionnelle unitaire (vérification dynamique)**

L'EN 1995-1-1 recommande que soit vérifié :

$$v \leq b^{(f_1 \cdot \zeta - 1)} \quad \text{avec : } v : \text{vitesse de réponse impulsionnelle (mm/s)}$$

b : valeur lue sur la figure 7.2 de l'EN 1995-1-1, en fonction de la limite a

f<sub>1</sub> : fréquence fondamentale (Hz)

ζ : coefficient d'amortissement modal

La vitesse de réponse impulsionnelle v est déterminée comme suit :

$$v = \frac{4 \cdot (0,4 + 0,6 \cdot n_{40})}{m \cdot L \cdot B + 200} \quad , \text{ avec : } m : \text{masse surfacique du plancher (kg/m}^2\text{)}$$

L : longueur du plancher (m)

B : largeur du plancher (m)

n<sub>40</sub> : nombre de modes propres à moins de 40 Hz

$n_{40}$  est calculé comme suit :

$$n_{40} = \left\{ \left[ \left( \frac{40}{f_1} \right)^2 - 1 \right] \cdot \left( \frac{L_b}{L_a} \right)^4 \cdot \frac{(EI)_L}{(EI)_B} \right\}^{0.25} \quad \text{où } (EI)_B \text{ est la rigidité transversale du plancher}$$

(N.m<sup>2</sup>/m) et où l'on prendra le coefficient d'amortissement modal  $\zeta = 1\%$ , si celui-ci n'est pas connu avec plus de précision.

L'annexe nationale de la NF EN 1995-1-1, précise qu'un confort normal pour un plancher résidentiel d'usage courant correspond à une valeur de la limite  $a$ , de la déformation  $W_{1kN}$  de  $(1,3 \pm 0,3)$  mm/kN.

Par-ailleurs, en France, la masse du plancher  $m$  est calculée à partir de la charge permanente uniformément répartie du plancher, et en tenant compte de la fonction quasi-permanente des charges d'exploitation, conformément aux prescriptions de l'annexe nationale de la NF EN 1990 qui ne sont pas rappelées dans l'annexe de la NF 1995-1-1.

*Deux exercices de dimensionnement de planchers en bois, résidentiels puis tertiaires, figurent dans les annexes A (page 206) et B (page 218) de ce document et présentent les détails du dimensionnement et de la justification des planchers bois.*

### 1.2.2 Etude paramétrique des critères de dimensionnement des poutres en bois

Deux études paramétriques de dimensionnement de poutres en bois de pin maritime, sont présentées dans cette partie. Des critères d'usage des planchers sont ciblés par deux niveaux de confort vibro-acoustiques :

-Un **niveau de confort optimal**, correspondant à un plancher résidentiel avec des solives non apparentes, respectant les exigences d'isolation aux bruits de choc.

En effet, pour respecter les exigences d'isolation acoustique et de confort, le DTU 26.2 (NF DTU 26.2), préconise une chape d'épaisseur minimal de 3 cm pour les planchers bois à usage *résidentiel*

-Un **niveau de confort minimal**, correspondant à un plancher tertiaire, avec des solives apparentes ; sans aucune exigence d'isolation aux bruits de choc.

L'étude paramétrique est basée sur les précédents exercices. Les données fixes et les données variables de l'étude, figurent dans le tableau suivant :

Tableau n° 4 : Données de l'étude paramétrique

Données fixes	Plancher résidentiel	Plancher tertiaire	Donnée variable
b : épaisseur des solives (mm)	60	75	L : portée des solives
h : hauteur des solives (mm)	180	225	
Q : charge d'exploitation du plancher (daN/m <sup>2</sup> )	150	350	
G : Charge permanente (daN/m <sup>2</sup> )	40	250	
Entraxe des solives (m)	0,5		
Largeur du plancher (mm)	3000		
Résistance caractéristiques des solives	C24		

Les figures suivantes, présentent pour chacun des 2 planchers étudiés, le taux de travail en fonction du rapport entre la portée (L) et la hauteur (h) des solives.

Dans le cas du plancher résidentiel (Figure n° 16, ci-dessous), on remarque que : quelque soit la portée des solives, le critère de cisaillement conserve un taux de travail  $T < 50\%$  et n'est pas un critère dimensionnant.

Pour un rapport  $L/h < 11,11$  correspondant à des solives de portée  $L < 2$  m, c'est la vérification dynamique du critère vibratoire qui a le taux de travail le plus élevé parmi tous les critères de vérification, mais n'est toutefois pas un critère dimensionnant (taux de travail inférieur au seuil critique de 100%).

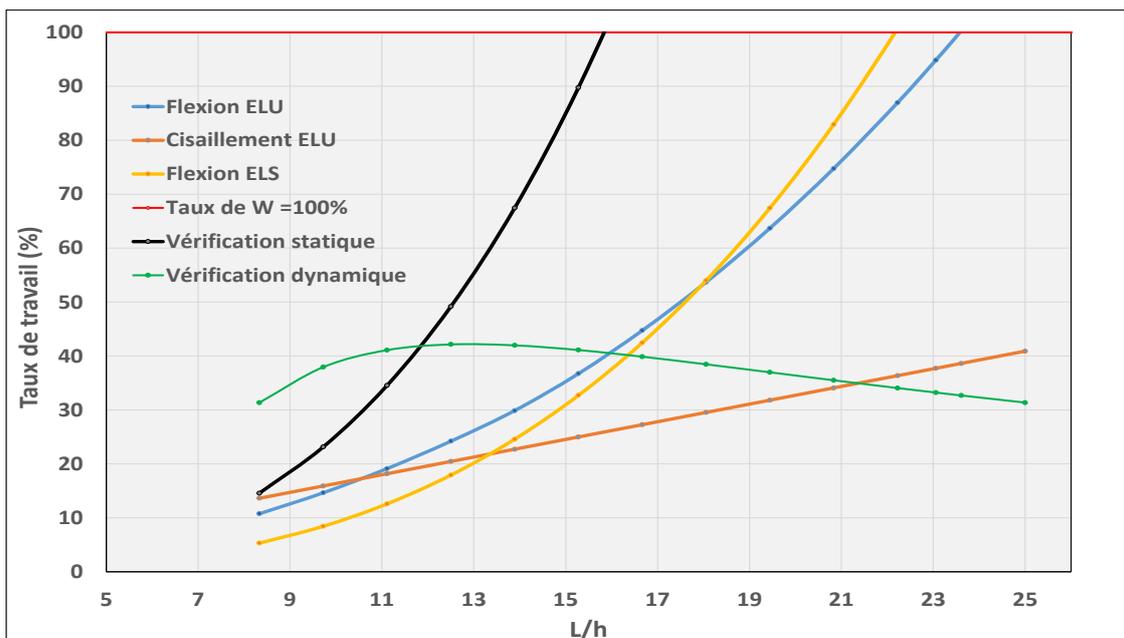


Figure n° 16 : Cas du plancher résidentiel de 60 x 180 mm<sup>2</sup> : taux de travail fonction du rapport L/h

Au-delà de 2 m de portée ( $L/h = 15,83$ ), c'est plutôt la vérification statique du critère vibratoire qui a le taux de travail le plus élevé (Figure n° 16). Ainsi, dans le cas du plancher résidentiel, pour les poutres de plus de 2,85 m de portée, la vérification statique du critère vibratoire est le critère dimensionnant (Figure n° 18). Par-ailleurs, les critères vibratoires sont en relation avec la rigidité et à l'inertie ( $EI$ ) du plancher.

Lorsqu'on compare les taux de travail entre les critères de résistance en flexion (ELU) et de rigidité en flexion (ELS), on remarque que : pour un élancement  $L/h \leq 17,92$ , le critère de résistance (ELU flexion) a un taux de travail supérieur au taux de travail du critère de rigidité (ELS flexion). Cependant, pour un élancement  $L/h > 17,92$  le critère de rigidité ELS possède un taux de travail toujours supérieur à celui du critère de résistance. Par-ailleurs, les portées pour un taux de travail de valeur 100% sont :  $L = 3991$  mm pour le critère de flèche (rigidité en flexion) et  $L = 4244$  mm pour le critère de résistance en flexion (ELU) (Figure n° 18).

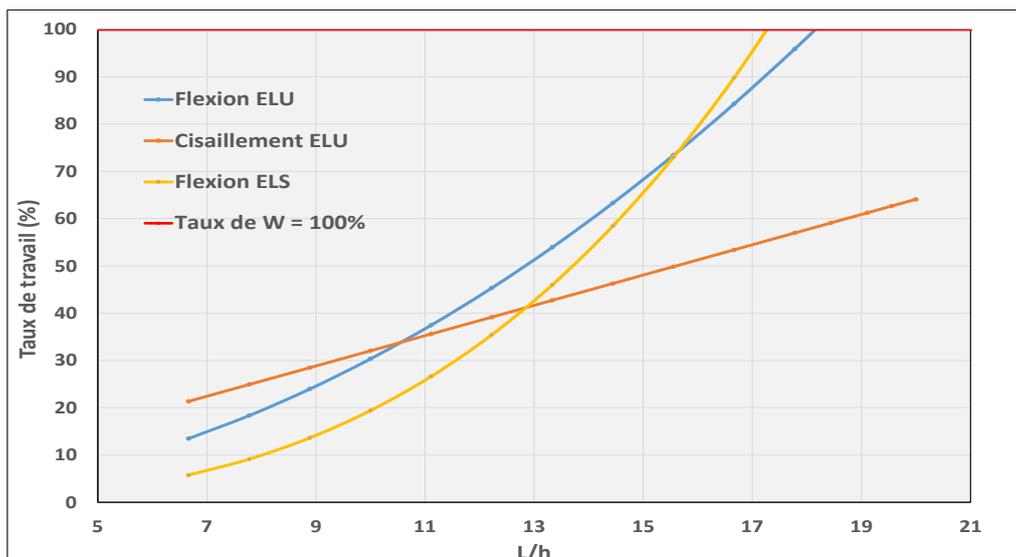


Figure n° 17 : Cas du plancher tertiaire : taux de travail fonction du rapport L/h

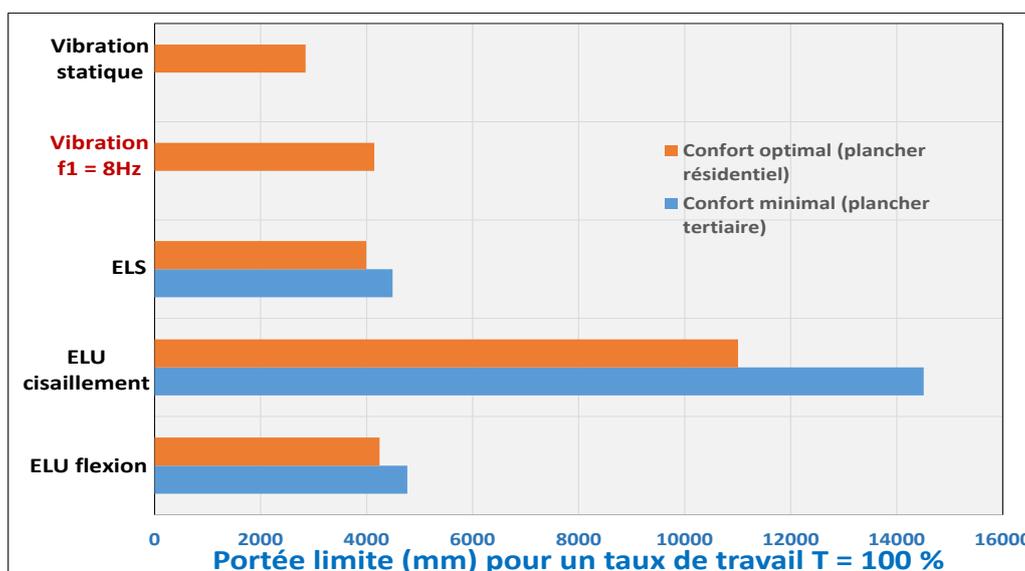


Figure n° 18 : Portée pour un taux de travail égal à 100% pour chaque critère de dimensionnement pour les 2 planchers étudiés

Pour le cas du plancher tertiaire (Figure n° 17), on remarque que le critère de cisaillement (ELU), n'atteint pas le seuil critique des 100% de taux de travail et n'est pas dimensionnant. Pour un rapport  $L/h \leq 19,95$  correspondant à des poutres de portée  $L < 4489$  mm (Figure n° 18), le critère de résistance ELU est le critère dimensionnant avec un taux de travail supérieur au taux de travail aux ELS (critère de rigidité). Cependant, lorsque la portée devient importante ( $L/h \geq 19,95$  et  $L \geq 4489$ mm), le critère de rigidité ELS possède le taux de travail le plus élevé.

### 1.2.3 Synthèse

De ce qui précède, le critère vibratoire de l'Eurocode 5, applicable aux planchers résidentiels, est un critère souvent dimensionnant, conditionné par la rigidité des planchers et donc du module d'élasticité du composant.

Pour des conditions d'usage pour lesquelles, on s'affranchit du confort vibro-acoustique (plancher tertiaire, par-exemple) le critère ELS conditionne la portée maximale des éléments. En effet, pour la majorité des poutres en bois travaillant en flexion, l'ELS est souvent le critère dimensionnant [56].

L'étude paramétrique pour des sections d'emploi de poutres structurales, ainsi que les exemples présentés dans les annexes de ce document pour des solives en bois de résistance caractéristique C24, le démontrent. Au vu de ceci, dans ce travail, le critère dimensionnant des composites BLC générés de portée 4,5 m sera le critère ELS : mobilisant la rigidité des poutres et donc le module d'élasticité longitudinal des bois. D'où les intérêts d'investir et d'explorer les standards de qualification des bois au sens des normes et de réaliser un screening plus adapté en fonction des essences en lien avec la ressource, lors des phases de fabrication des composites.

On se propose dans la suite de cette étude de proposer des approches de prédiction des performances mécaniques des bois issus de pin maritime dans le but de mieux valoriser cette essence pour un emploi en construction. L'analyse bibliographique précédente montre deux voies d'investigation que sont les méthodes expérimentales de qualification des bois pour un emploi structural et la considération des fonctions mécaniques (tenue mécanique, déformations sous charges) de produits dédiés à la construction. L'amalgame de ces approches couplé à de la simulation numérique des comportements du bois est une voie que l'on cherche à développer dans cette thèse.

**Chapitre 2 : Caractérisation physique et mécanique de la variabilité spatiale de  
bois sciés de pin maritime issus d'arbres sur pied**

## **2.1 Introduction**

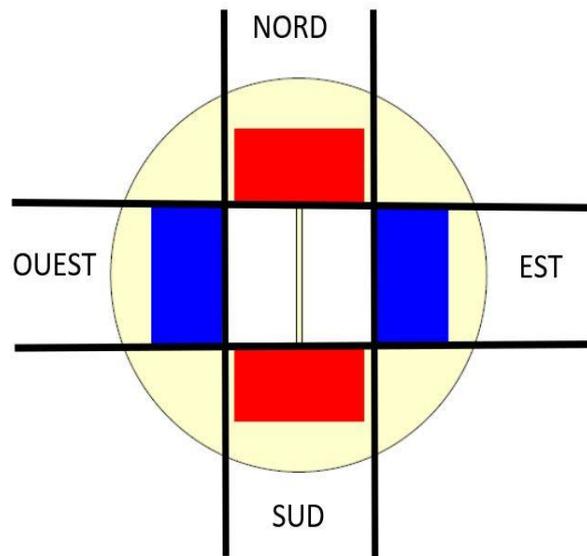
Le présent travail de thèse dont l'une des finalités est d'élaborer des composites structuraux en bois de pin maritime fait partie intégrante d'un projet région, intitulé QUALIPIN : « Qualité du bois de pin maritime », dont l'objectif principal est de qualifier mécaniquement la ressource à chaque étape de son processus de transformation, depuis l'arbre sur pied, jusqu'au produit d'usage. Pour ce faire, en amont de cette thèse, un travail de caractérisation sur pied de 6 arbres de pin maritime a été mené in situ au centre Bordeaux INRA-Aquitaine, sis au domaine de l'Hermitage à Cestas-Pierroton en Gironde pendant l'année 2018 ; dans une population d'arbres de pins maritimes vivants, âgés de 39 ans (plantés en 1979). Les 6 arbres ont été choisis pour la rectitude de leurs troncs et de façon à ce que l'on ait une répartition presque homogène des diamètres. Ainsi, des essais statiques ont été réalisés sur ces 6 arbres écimés qui ont ensuite été abattus et sciés. Les sciages obtenus constituent la population d'étude de ce travail.

Une première campagne de caractérisation a été menée sur la population à l'état vert (bois sortant de forêt). Les sciages ont ensuite été convoyés vers le FCBA, où ils ont été séchés à environ 12% d'humidité, et une seconde campagne d'essais a été menée sur la même population à l'état sec. Ensuite, le retrait et les déformations au séchage des débits ont été quantifiés.

## 2.2 Constitution de la population d'étude

Après l'abattage des 6 arbres mentionnés, chaque grume a été billonnée puis sciée ; en prenant soin de référencer la hauteur dans les arbres d'origine de chaque sciage. Le plan de débit des avivés correspond à la *Figure n° 19*.

Le lot était initialement composé de 173 sciages de section moyenne (60 x 110) mm<sup>2</sup> à l'état vert, dont 169 sciages de longueur moyenne 2,50 m et 4 sciages de longueur moyenne 2,20 m. En plus d'avoir référencé la hauteur dans les arbres des sciages, leur position initiale dans la section des 6 arbres d'origine a été localisée en fonction de la grume d'origine et référencée suivant les couleurs blanc, bleu et rouge ; en relation avec la direction des vents dominants (sud-ouest à nord-ouest et, sud-est), par rapport à l'arbre sur pied en vue de quantifier les variabilités intra-arbres des propriétés mécaniques.



*Figure n° 19 : Débits et couleurs de référence des sciages suivant la position dans l'arbre et la direction face au vent*

La Figure n° 20 présente les hauteurs de billonnage des grumes, tandis que le Tableau n° 5, présente les dimensions à l'état vert des sciages constituant l'échantillonnage.

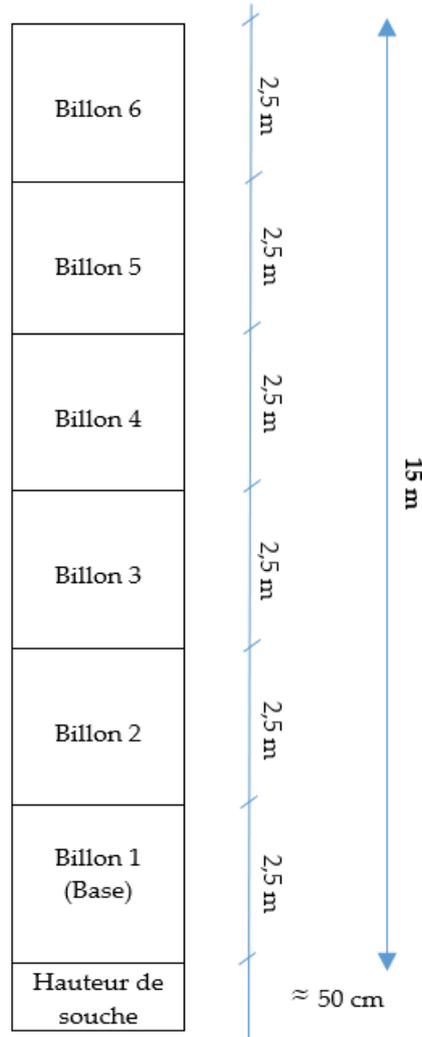


Figure n° 20 : Hauteurs de tranchage des grumes en billons

Tableau n° 5 : Composition de la population d'étude : sections et longueurs

Section (mm <sup>2</sup> )	Longueur moyenne(mm)	Nombre de sciages
60 x 110	2500	169
60 x 110	2200	4

Les hauteurs de prélèvement des sciages mentionnés dans le *Tableau n° 6* ci-dessous, ne tiennent pas compte de la hauteur de souche dont la moyenne en général est située à 50cm du sol.

Tableau n° 6 : Constitution de la population d'étude pour tous les arbres

Population	Couleur	Hauteur dans les arbres						Total couleur
		Base (1,25m)	3,75m	6,25m	8,75m	11,25m	13,75m	
Tous les Billons/arbres	<b>Blanc (bois juvéniles)</b>	15	11	11	10	11	6	<b>64 (37%)</b>
	<b>Bleu (Est-Ouest)</b>	12	12	10	6	6	4	<b>50 (28,9%)</b>
	<b>Rouge (Nord-Sud)</b>	17	14	10	9	5	4	<b>59 (34,1%)</b>
<b>Total hauteur</b>		44 (25,4%)	37 (21,4 %)	31 (17,9%)	25 (14,4 %)	22 (12,7%)	14 (8%)	173

Les sciages prélevés à la base du tronc et en dessous de 7,5 m, constituent 46,8% des sciages de la population d'étude. Au-delà de 12,5 m ; proche de l'houppier, très peu de sciages sont prélevés (8%). Les sciages localisés dans la section intérieure des arbres, autour de la zone de bois juvénile (conformément à la bibliographie, Figure n° 6 ) et référencés par la couleur blanche, sont très présents dans le lot global d'étude (37%). Le tableau suivant présente pour chaque arbre et suivant la localisation dans la section du billon, la quantité de sciages prélevés. L'arbre 1 totalise le plus grand nombre de sciages (43), tandis que 3 arbres (codifiés 4, 5 et 6) pour lesquels des fins bouts se sont fendus en tombant lors du billonnage, fournissent beaucoup moins de sciages.

Le tableau ci-après, présente la composition du lot d'étude suivant les divers référencements pour chaque arbre. La présence de cases vides dans ce tableau, correspond aux fins bouts de billons s'étant fendus lors du billonnage.

Tableau n° 7 : Constitution de la population d'étude par arbre

Grume / Arbre	Couleur	Hauteur de prélèvement dans l'arbre						Total couleur
		Base (1,25m)	3,75m	6,25m	8,75m	11,25m	13,75m	
1	Blanc	3	3	2	2	2	1	13
	Bleu	2	2	2	2	2	2	12
	Rouge	5	4	3	3	1	2	18
	<b>Sous total</b>	<b>10</b>	<b>9</b>	<b>7</b>	<b>7</b>	<b>5</b>	<b>5</b>	<b>43</b>
2	Blanc	3	2	2	2	1	2	12
	Bleu	2	2	2	2	2		10
	Rouge	3	2	2	2	1	1	11
	<b>Sous total</b>	<b>8</b>	<b>6</b>	<b>6</b>	<b>6</b>	<b>4</b>	<b>3</b>	<b>33</b>
3	Blanc	1	1	2	2	2		8
	Bleu	2	2					4
	Rouge	1	1		1			3
	<b>Sous total</b>	<b>4</b>	<b>4</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>2</b>		<b>15</b>
4	Blanc	3	2	2	2			9
	Bleu	2	2	2				6
	Rouge	2	2	2	1			7
	<b>Sous total</b>	<b>7</b>	<b>6</b>	<b>6</b>	<b>3</b>			<b>22</b>
5	Blanc	3	2	2	2	2	1	12
	Bleu	2	2	2	2	2	2	12
	Rouge	4	3	2	2	2	1	14
	<b>Sous total</b>	<b>9</b>	<b>7</b>	<b>6</b>	<b>6</b>	<b>6</b>	<b>4</b>	<b>38</b>
6	Blanc	2	1	1	2	2	2	10
	Bleu	2	2	2				6
	Rouge	2	2	1	1			6
	<b>Sous total</b>	<b>6</b>	<b>5</b>	<b>4</b>	<b>3</b>	<b>2</b>	<b>2</b>	<b>22</b>

### 2.3 Protocole d'essais

Différents essais non-destructifs ont été menés sur les sciages à l'état vert puis à l'état sec, par 2 campagnes expérimentales :

- mesure de l'humidité de chaque pièce de la population à l'aide d'un humidimètre à pointe de marque GANN et de précision 0,5%,
- mesure des sections sur 3 travées pour chaque sciage à l'aide d'un pied à coulisse de précision  $\pm 0,01$  mm sur 100 mm lues,
- pesée des sciages en vue du calcul de la masse volumique,
- classement mécanique suivant la rigidité dynamique en traction compression, à l'aide de la machine de classement Xyloclass,
- estimation de la rigidité dynamique flexionnelle par méthode vibratoire sur la population, *seulement à l'état vert*,
- estimation de la rigidité des sciages, grâce à des essais de flexion 4 points statique.

### 2.4 Humidité des bois

Comme vu précédemment, l'humidité des bois est un facteur capital qui influence son comportement mécanique. Plus un bois est humide, moins il est résistant et plus il est souple [10].

Le taux d'humidité de chaque lamelle de l'échantillonnage a été mesuré au début de chaque essai.

La variabilité de l'humidité des bois constituant la population d'étude au cours des 2 campagnes expérimentales, à l'état humide, puis à l'état sec se résume ci-après :

Tableau n° 8 : Variabilité de l'humidité des bois sur la population d'étude

Variations de l'humidité des bois (%)		
	Etat vert	Etat sec
Minimum	19	6,5
Quartile 1	26	8
<b>Moyenne</b>	<b>36</b>	<b>9</b>
Quartile 3	45,2	9,4
Maximum	67	12,8

## 2.5 Mesure des sections et pesée des sciages

Soit  $l_i$  la longueur de chaque sciage. Afin d'obtenir une section moyenne sur la portée des sciages, nous effectuons trois mesures de sections à l'aide d'un pied à coulisse de précision 0,01 mm sur 100 mm, suivant le schéma de la Figure n° 21. Les sections (dimensions  $h$  et  $b$ ) sont relevées pour chaque sciage à 33% de la portée, 50% de la portée puis à 75% de la portée.

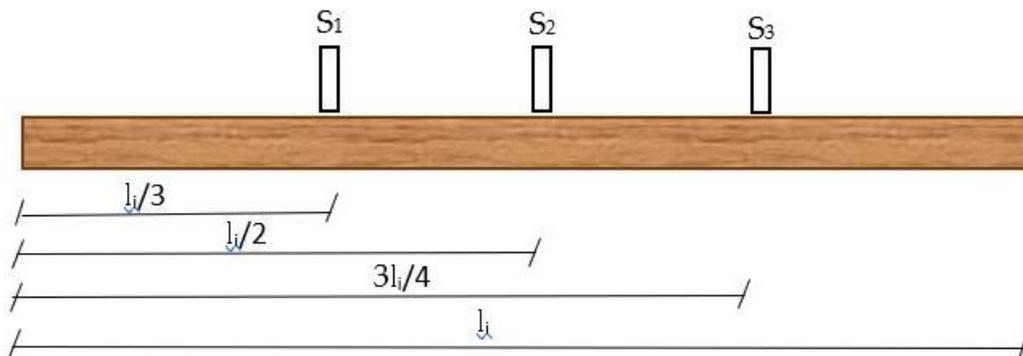


Figure n° 21 : Méthode de mesure d'une section moyenne sur la portée de chaque sciage

La section moyenne retenue est la moyenne des 3 mesures  $S_1$ ,  $S_2$  et  $S_3$ .

La pesée manuelle de chaque sciage a été effectuée à l'aide d'une balance de capacité 30 kg et de précision  $\pm 0,1$  kg.

## 2.6 Estimation de la rigidité des poutres par méthodes vibratoires

Le module d'élasticité longitudinal dynamique a été déterminé par deux méthodes vibratoires : l'une en flexion à plat, et la seconde en traction compression.

La mesure du module élastique s'effectue par l'analyse du spectre de vibrations des poutres soumises à une excitation mécanique [4], [57], [58].

Les différentes allures des vibrations figurent dans la figure suivante :

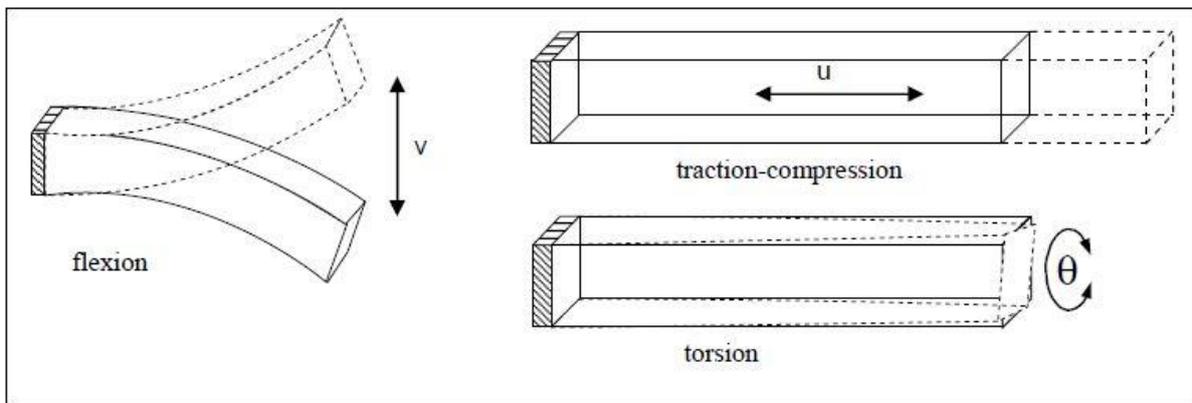


Figure n° 22 : Allure des différents types de vibrations [57]

### 2.6.1 Estimation de la rigidité flexionnelle à plat par méthode vibratoire

Le module d'élasticité est estimé suivant la formulation de Bernoulli négligeant la déformation de cisaillement dû à l'effort tranchant, et qui est habituellement utilisée pour les vibrations de flexion des poutres longues ( $L/h \gg 1$ ).

Des supports élastiques (Photo n° 5) sont utilisés pour se rapprocher au mieux de l'hypothèse de poutre flottante [57], [59]. Le sciage subit une impulsion sur sa face latérale engendrant une vibration flexionnelle à plat.



Photo n° 5 : Mise en œuvre des essais vibratoires de flexion à plat

L'acquisition du signal temporel est faite à partir d'un accéléromètre piézo-électrique relié à un oscilloscope de marque PICO (boîtier d'acquisition des fréquences vibrationnels) relié à un PC d'acquisition. Le signal temporel capté est ensuite traité par décomposition en série de Fourier.

La formule de calcul du module d'élasticité dynamique en flexion (MOEf) est :

$$MOE_f = \varphi S \frac{(2\pi L^2 f_k)^2}{IX_k} \text{ où :}$$

$\varphi$ : est la masse volumique de la poutre testée (kg/m<sup>3</sup>),

S : l'aire de la section transversale (mm<sup>2</sup>)

L : la longueur de la poutre (mm),

$f_k$  : la fréquence du kième mode de vibration longitudinale (Hz)

I : le moment d'inertie de la section transversale (mm<sup>4</sup>)

$$X_k = \left[ (2k + 1) \frac{\pi}{2} \right]^2$$

Notons que sur les 173 sciages testés, nous n'avons exploité que 157 résultats de mesure de rigidité vibratoire flexionnelle, car lors du traitement des signaux fréquentiels, 16 résultats de mesures ont fourni des mauvais signaux vibratoires que nous avons écarté. La figure ci-dessous, montre un exemple d'acquisition d'un bon et d'un mauvais signal vibratoire. Ces mauvais signaux trouvent leurs sources dans un

probable décollement de l'accéléromètre servant à la transmission des fréquences à l'oscilloscope au cours de l'essai ou à une perturbation liée à la présence de singularités.

Pour tous les sciages, le MOE en flexion vibratoire a été calculé à partir de la première fréquence de résonance.

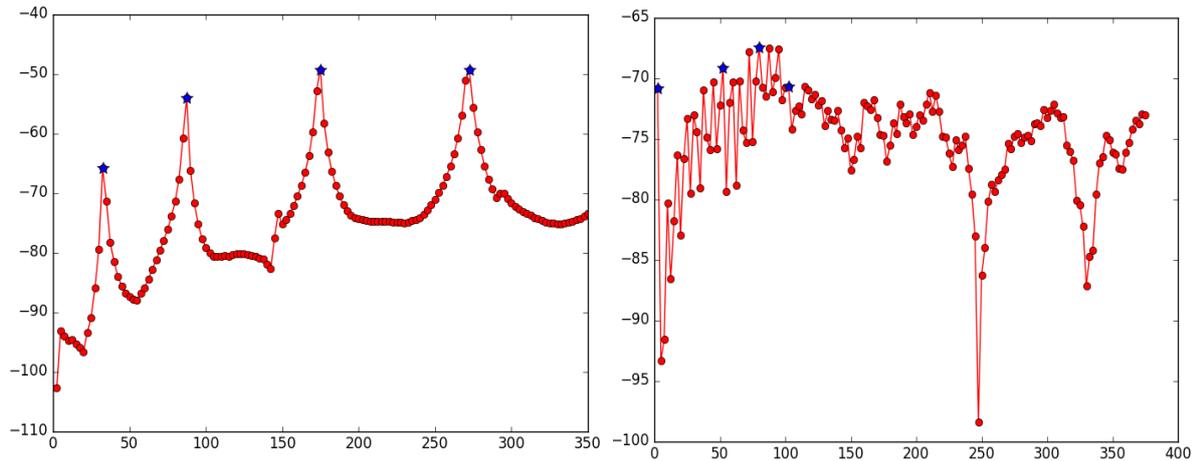


Figure n° 23 : Traitement des signaux. A gauche : Signal vibratoire correct. A droite : Mauvais signal vibratoire

## 2.6.2 Classement mécanique par méthode vibratoire en traction-compression

Le classement mécanique a été réalisé sur la base d'essais vibratoires en traction/ compression, sur une machine de classement : la machine Xyloclass®.

Homologuée au niveau européen pour le classement des bois à l'état vert ou sec, cette machine est un dispositif de classement des bois de structure à partir d'une vibration longitudinale en traction ou en flexion, certifié pour le pin maritime [60]. Elle mesure le module d'élasticité de manière à prédire la contrainte à la rupture. Elle fait partie du plateau de recherche *Xyloplate* (ANR-10-EQPX-16) du laboratoire GCE de l'i2m à Bordeaux.



Photo n° 6 : Machine de classement xyloclass

La machine dispose de convoyeurs à taquets qui soulèvent la pièce testée, la pèse et permet de mesurer par lasers, les dimensions des sciages lors de leur convoyage dans la chaîne de production. Elle peut donc estimer leur masse volumique.

Comme dit précédemment, le mode de vibration choisi pour classer le lot d'étude est la traction. Il est caractérisé par la fréquence propre du sciage de rang  $k$  et de fréquence  $f_k$ , son allure caractéristique, ses amplitudes et son coefficient d'amortissement. Le module d'élasticité dynamique est alors estimé par la formulation utilisée pour l'étude des vibrations axiales [57]. L'équation obtenue pour définir cette propriété mécanique est la suivante :

$$MOE_{\text{dyn}} = \frac{4 \cdot \varphi \cdot l^2 \cdot f_k^2}{k^2} \cdot 10^{-6}$$

Avec :

$l$  : la longueur de la poutre en m (mesurée par des lasers),

$\varphi$  : la masse volumique en  $\text{kg}/\text{m}^3$  (obtenue par système de pesée intégrée dans la machine),

$f_k$  : la fréquence propre de rang  $k$  en Hz.

Le rang de la fréquence propre étant égal à 1, il est possible de simplifier l'équation, ce qui donne :

$$MOE_{dyn} = 4 \cdot \varphi \cdot l^2 \cdot f_k^2 \cdot 10^{-6}$$

Les incertitudes sur les mesures de dimensions effectuées par la Xyloclass figurent dans la fiche signalétique ci-après :

Tableau n° 9 : Fiche signalétique de la machine Xyloclass

Défilement des produits	Transversal	
Vitesse	< 50 produits /minute	
Couplage possible avec autre machine	NON	
Longueur maxi des produits	< 10 m	
Epaisseur des produits	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 24 à 110 mm</li> </ul>	
Largeur des produits	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 72 à 220 mm</li> </ul>	
Plage de température	-10 à 40°C	
Mesure de la dimension des produits	Longueur	+/- 20mm
	Epaisseur	+/- 1.5 mm
	Largeur	+/- 1.5 mm
Mesure de la vibration par	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Laser ou</li> </ul>	XYLOCLASS T
	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Accéléromètre</li> </ul>	XYLOCLASS F
Fréquence		+/- 2 Hz
Masse	OUI	
Essences françaises accréditées et combinaison de classes homologuées	<b>XYLOCLASS T Pin maritime (fév. 2009)</b>	<b>XYLOCLASS T Pin maritime (fév. 2009)</b>
	Bois sec	Bois vert
	C30-C18	C30-C18
	C24	C24

Ainsi, pour les mesures de dimensions par lasers faites par la xyloclass, les incertitudes sur la mesure de la longueur de la pièce sont de l'ordre de +/- 20mm, celles sur l'épaisseur et la largeur sont de +/- 1,5mm.

Un calcul pour estimer l'incertitude sur la détermination du module d'élasticité peut donc être fait, connaissant les incertitudes résiduelles ( $\Delta$ ) sur chacun des paramètres entrant en compte pour la détermination du  $MOE_{dyn}$  :

$$MOE_{dyn} = 4 \cdot \varphi \cdot l^2 \cdot f_k^2 \cdot 10^{-6}$$

$$\frac{\Delta MOE}{MOE} = \frac{\Delta \varphi}{\varphi} + 2 \frac{\Delta l}{l} + 2 \frac{\Delta f_k}{f_k} \quad (1)$$

$$\varphi = \frac{m}{V} = \frac{m}{b.h.l} \text{ avec : } m : \text{ masse du bois classé,}$$

b : son épaisseur

h : sa hauteur

l : sa longueur

$$\frac{\Delta \varphi}{\varphi} = \frac{\Delta m}{m} + \frac{\Delta b}{b} + \frac{\Delta h}{h} + \frac{\Delta l}{l} \quad (2)$$

En remplaçant l'équation (2) dans l'équation (1), on a :

$$\frac{\Delta MOE}{MOE} = \frac{\Delta m}{m} + \frac{\Delta b}{b} + \frac{\Delta h}{h} + \frac{\Delta l}{l} + 2 \frac{\Delta l}{l} + 2 \frac{\Delta f_k}{f_k}$$

La fiche signalétique de la xyloclass ne renseigne pas sur l'incertitude de mesure sur une masse pesée en dynamique par la xyloclass.

Pour déterminer cette incertitude, une planche initialement pesée en statique sur une balance, a été testée plusieurs fois en dynamique sur la machine xyloclass.

Le traitement statistique des mesures de masse relevées à chaque passage ont permis de noter une imprécision de 1% pour une mesure de masse effectuée avec la xyloclass.

$$\text{Soit : } \frac{\Delta MOE}{MOE} = \frac{\Delta m}{m} + \frac{\Delta b}{b} + \frac{\Delta h}{h} + 3 \frac{\Delta l}{l} + 2 \frac{\Delta f_k}{f_k}$$

En prenant le MOE moyen sur une de population de 4 m<sup>3</sup> de bois de pin maritime issu d'un précédent travail de recherche (projet MORPHOMECHANIQUE du bois de construction), en amont du classement du lot de l'étude, nous avons obtenu le  $\Delta MOE = \pm 863 MPa$ . Retenons :  $\Delta MOE = \pm 860 MPa$ .

La valeur exacte d'un module dynamique  $\overline{MOE}_{dyn}$  estimée par la xyloclass se trouve dans la plage :  $[\overline{MOE}_{dyn} - 860 ; \overline{MOE}_{dyn} + 860]$ .

## 2.7 Estimation de la rigidité des sciages, grâce à des essais de flexion 4 points statique : comparaison de l'essai normalisé à un nouveau protocole

Les essais dynamiques sont souvent corrélés aux essais statiques de la réglementation (norme EN408). L'essai dynamique étant beaucoup plus simple à mettre en œuvre, il est commode pour l'ingénieur. Cependant, des écarts sont rencontrés entre les valeurs de modules dynamiques et celles des modules statiques. La capacité de classement des méthodes dynamiques reste satisfaisante mais perfectible ; toutefois, l'essai statique de référence de flexion 4 points n'est que très peu souvent remis en cause.

Conformément à la norme NF EN 408 [6], pour déterminer le module d'élasticité d'un sciage en bois, il faut évaluer la flèche entre deux points de chargement, distants d'une valeur égale à 5 fois la hauteur du sciage lors d'un essai de flexion 4 points (Figure n° 12). Ce module est alors désigné « module d'élasticité local (*MOE local*) », parce-qu'il dépend des caractéristiques et performances locales du sciage dans la zone de chargement en flexion pure. La seconde méthode pour déterminer le module d'élasticité en flexion conformément à la norme NF EN 408 est de mesurer la flèche totale à mi-portée entre les appuis (Figure n° 12). Ce second type de module d'élasticité est désigné « module d'élasticité global (*MOE global*) », parce qu'il dépend des caractéristiques et performances du sciage le long de la portée du sciage. Le *MOE global* est sujet à l'interaction du cisaillement (effort tranchant) avec le moment fléchissant.

En effet, lors de la rédaction des premières normes de caractérisation, le *MOE local* qui ne prend pas en compte les déformations de cisaillement puisque mesuré dans la zone de flexion pure, était considéré comme la valeur la plus appropriée du module d'élasticité  $E_0$ . Ainsi, les valeurs caractéristiques des MOE indiquées dans la norme EN 338 et dans l'Eurocode 5 sont définies comme étant celles de *MOE locaux*. Cependant, plusieurs études : [61], [62], [63], ont prouvé que le MOE local n'est pas forcément pertinent pour décrire le comportement en déformation des structures en

bois. Il existe de fortes probabilités de commettre des erreurs de mesures lorsqu'on détermine le MOE local, à cause de la distance entre les points de référence pour la mesure de la flèche, des phénomènes de torsion initiale en début d'essai et surtout, en raison de la petite taille de la flèche mesurée [64],[65],[66],[67],[61],[62]. De plus, le MOE local est fortement sensible à la présence de défauts critiques dans le tiers-central en flexion pure [68], [69], [70].

Le *MOE global* est plus facile à déterminer, avec des amplitudes de déplacement limitant les erreurs de mesures, mais il est sujet à l'interaction du cisaillement et il inclut aussi une composante de déformation en compression au niveau des appuis extérieurs et des points de chargement, ce qui peut considérablement influencer les valeurs des propriétés mécaniques déterminées. Néanmoins, il est communément admis que les avantages conférés par l'utilisation du *MOE global* sont supérieurs aux inconvénients. Ainsi, le *MOE global* a été introduit dans la version de l'année 2003 de la norme EN408 [68], [71] et il a été préconisé de déterminer le *MOE global* au lieu du *MOE local*. C'est la raison pour laquelle une équation pour convertir le *MOE global* en *MOE local* est définie dans la norme européenne EN 384 :

$$MOE_{local} = \left[ \sum_{i=1}^n MOE_{global} / n \right] \cdot 1,3 - 2690 \quad (1.2)$$

Avec : n le nombre d'échantillons composant le lot.

Par ailleurs, la norme EN384 a été élaborée à partir d'études basées sur des bois résineux du nord comme l'épicéa. L'équation ( 1.2 ) est donc sujette à divers débats pour son emploi ; notamment pour les bois de qualité mécanique différente, comme le pin maritime.

La vérification de cette équation pour d'autres essences de bois (effet d'essence) a fait l'objet de plusieurs articles. Denzler *et al.* [71] ont établi les relations entre *MOE locaux* et *MOE globaux* sur plusieurs essences de bois, en déterminant par des essais de flexion 4 points EN408, les 2 paramètres. Les relations entre *MOE locaux* et *MOE*

globaux déterminées pour chaque essence sur la base de leurs travaux se résument dans le tableau suivant :

Tableau n° 10 : Comparaison des relations entre MOE local et MOE global [71]

Essences	Nombre d'échantillons	Relation entre MOE local et global	r <sup>2</sup>
Epicéa	3325	$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,224 - 1584$	0,95
Pin	202	$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,197 - 1191$	0,97
Mélèze	152	$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,142 - 452$	0,96
Douglas	268	$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,180 - 1245$	0,97
Toutes les essences	4113	$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,206 - 1421$	Pas mentionné

Les coefficients dans ces équations sont inférieurs à ceux figurant dans la norme EN384 ( $< 1,3$ ). Les moyennes sur la population globale des 2 paramètres mesurés sont :  $MOE_{loc} = 12400$  MPa et  $MOE_{glob} = 11400$  MPa. L'utilisation de l'équation normative ( 1.2 ) pénaliserait la rigidité des bois ayant un  $MOE_{global} < 13500$  MPa dans cette population (respectivement,  $MOE_{local} < 14860$  MPa en utilisant l'équation déterminée sur toutes les essences). Une sous-estimation de la rigidité des bois a un effet important sur le choix des bois structuraux lors du dimensionnement aux ELS et peut se répercuter sur des changements de classes de résistances inférieures. Les auteurs ont conclu sur la base de leurs travaux que **la relation fournie par la norme EN384 tend à sous-estimer « normativement » les MOE locaux pour des essences de bois de faible qualité**. De ce fait, cette prédiction du MOE est aussi pénalisante dans les notes de calcul où la rigidité est dimensionnante (vibration ; flèche finale).

Ils précisent qu'une équation du type :  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,2 - 1400$  (relation obtenue sur toutes les 4 essences de bois de leur travail), conviendrait mieux aux bois d'origine allemande que l'équation figurant dans la norme EN384, mais en raison de la variabilité entre les diverses essences étudiées, que la différence n'est pas

forcément significative et qu'ils ne recommandent pas de changer l'équation de la norme EN384 par celle qu'ils ont déterminé.

D'autres études ont trouvé des résultats similaires, avec le coefficient de corrélation ( $r^2$ ) proche de 0,85 et le coefficient directeur du modèle linéaire assez similaires à ceux du Tableau n° 10 : [71], variant entre **1,13** et **1,28** :

-  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,13 - 800$  ( $r^2 = 0,82$ ,  $n = 800$  échantillons) sur des bois d'épicéa norvégien [72] ;  **$MOE_{loc} = 11,4$  GPa et  $MOE_{glob} = 10,8$  GPa**

-  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,18 - 856$  ( $r^2 = 0,89$ ,  $n = 200$  échantillons) sur des bois d'épicéa norvégien [62] ;  **$MOE_{loc} = 10,8$  GPa et  $MOE_{glob} = 9,8$  GPa**

-  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,1 - 225$  ( $r^2 = 0,63$ ,  $n = 395$  échantillons) sur des bois de pin radiata, pin sylvestre et pin laricio [73] ;  **$MOE_{loc} = 8,9$  GPa et  $MOE_{glob} = 8,1$  GPa**

-  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,16 - 257$  ( $r^2 = 0,88$ ,  $n = 1354$  échantillons) sur des bois d'épicéa, de châtaignier, de cumaru, de massaranduba, d'amarante et d'azobé [74]

-  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,28 - 2287$  ( $r^2 = 0,88$ ,  $n = 1939$  échantillons) sur des bois de sapin blanc, de châtaignier, de pin corse et de douglas [69],  **$MOE_{loc} = 12,3$  à  $15,4$  GPa et  $MOE_{glob} = 11,5$  à  $14$  GPa.**

L'ordonnée à l'origine semble plus tributaire de l'essence ; approchant les 800 MPa pour l'épicéa seul [62], [72], tandis que Nocetti *et al.* [69], ont trouvé des valeurs pouvant atteindre 2287 MPa pour des modèles inter essences (sapin blanc, châtaignier, pin corse et douglas). On remarque que le mélange de feuillus avec des bois résineux peut également modifier cette valeur à 257 MPa pour le mélange épicéa, châtaignier, cumaru, massaranduba, amarante et azobé [74].

Par-ailleurs, sur des bois d'épicéa Norvégien et de pins sylvestres Suédois, Boström, 1999 [61] démontre que les déformations de cisaillement, la hauteur et la qualité du bois (défauts) ont une influence sur la relation entre MOE local et MOE global. Une régression non linéaire déterminée par l'auteur sur la base d'une hauteur de

référence  $h = 150$  mm, sur un échantillonnage de 1825 poutres de diverses sections (10 différentes sections) montre l'effet de la hauteur sur la relation entre MOE local et MOE global :

$$E_{loc} = 0,319 \cdot (h / 150)^{0,062} \cdot E_{glob}^{1,126} \quad (1.3)$$

Pour les échantillons ayant de fortes valeurs de module d'élasticité, le MOE local est supérieur au MOE global. Pour des valeurs faibles de module d'élasticité, le MOE local est inférieur au MOE global.

D'autres auteurs ont étudié la pertinence du type de régression (linéaire) que propose la norme EN384. Bogensperger *et al.* [75] démontrent par une analyse basée sur la théorie des poutres, que pour une valeur de  $MOE_{glob} \leq 8967$  N/mm<sup>2</sup>, l'équation de la norme EN384 fournit une valeur de MOE local inférieure au MOE global, ce qui est mécaniquement incohérent. Sur la base des résultats de leurs travaux, ils ont proposé une fonction hyperbolique pour remplacer la relation de la norme EN384 :

$$MOE_{loc} = 1,018 \left( \frac{MOE_{glob}}{1 - \frac{1}{345} \cdot \frac{MOE_{glob}}{G}} \right) + 26 \quad (1.4)$$

A défaut d'utiliser l'équation (1.4), ils recommandent d'effectuer directement la mesure du *MOE local*, plutôt que du *MOE global*.

Pour des bois de sapin blanc, châtaignier, pin corse et douglas de provenance italienne, Nocetti *et al.* [69] par approximation grâce aux séries de Taylor ont démontré que la relation entre le *MOE local* et le *MOE global* n'est pas linéaire. Ils ont plutôt montré que la relation est de type polynomial avec un seul coefficient fonction du module de cisaillement :

$$\frac{1}{E_{local}} \approx E_{global} + \frac{1}{414G_{yx}} E_{global}^2 \quad (1.5)$$

Toutefois, en faisant l'hypothèse que le module de cisaillement  $G_{xy}$  est constant (hypothèse également faite par l'équation de la norme EN384) et indépendant du module d'élasticité longitudinal  $E_{global}$ , la comparaison à la régression linéaire établie :

$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,28 - 2287$ , montre que l'équation polynomiale fournie les mêmes résultats que la régression linéaire et que les 2 types d'équations sont équivalentes. Ils démontrent également que le rapport  $MOE_{local} / MOE_{global}$  est principalement piloté par les déformations de cisaillement pour les poutres de grandes sections, tandis que pour les poutres de petites sections, les défauts critiques ont plus d'influence sur le MOE local que sur le MOE global. Aussi, ils ont trouvé que le type de bois (l'essence) détermine la linéarité ou non de la relation entre MOE local et MOE global, tandis que la section a une influence significative sur les résineux étudiés, mais pas sur le châtaignier. Ils expliquent l'influence de la section sur la relation par la nodosité au niveau des tiers centraux des sciages testés, lieu où le MOE local est mesuré par l'essai de flexion EN408.

De manière générale, il est admis que la relation entre  $MOE_{local}$  et  $MOE_{global}$  est principalement pilotée par la déformation en cisaillement pour les poutres de grandes hauteurs fléchies. Pour les poutres de plus petites dimensions, cette relation est plutôt pilotée par la variation de la rigidité au sein des poutres ; en lien à la nature et aux positions des défauts qui deviennent plus critique dans la section (nodosité).

Pour prendre en compte ces différents facteurs qui régissent la relation entre  $MOE_{local}$  et  $MOE_{global}$ , des dispositions ont été introduites dans la norme EN384 [70]. Ainsi, le paragraphe 5.2 de la norme EN384 stipule que le défaut critique doit être déterminé par un examen visuel et doit se situer entre les points d'application de charges internes pour un essai de flexion ; et au paragraphe 5.3.3.2 de cette norme, la condition de référence pour l'essai de flexion a été fixée à une hauteur de 150 mm et une portée totale entre les supports égale à 18 fois la hauteur de l'éprouvette. Cependant, une étude espagnole [73] sur 3 essences de pins : pin radiata, pin sylvestre et pin laricio de section 150 x 200 mm<sup>2</sup> (n = 395 échantillons) a remis en question l'applicabilité de l'équation ( 1.2 ) qui tend à sous-estimer les MOE sur la majorité des bois des 3 essences étudiées. L'équation trouvée par les auteurs pour ces 3 essences est :  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,1 - 225$  avec un  $R^2 = 0,63$ . Compte tenu des

variabilités entre les essences étudiées, les auteurs ont conclu que la différence entre l'équation obtenue par leurs essais et l'équation (1.2) n'est pas significative et que la sous-estimation des rigidités  $E_0$  par l'utilisation de l'équation normative (1.2) est sécuritaire pour l'emploi en structure de ces 3 essences.

Ridley-Ellis *et al.* [68] ont étudié la rigidité torsionnelle, la variation du MOE en flexion et la contribution du cisaillement dans le plan longitudinal radial, le long des portées de 24 poutres de sitka de 3,6 m de long et de section 50 x 100 mm<sup>2</sup>, en déterminant le MOE local sur 5 tronçons de 600 mm le long des portées des poutres (Figure n° 24, ci-dessous).

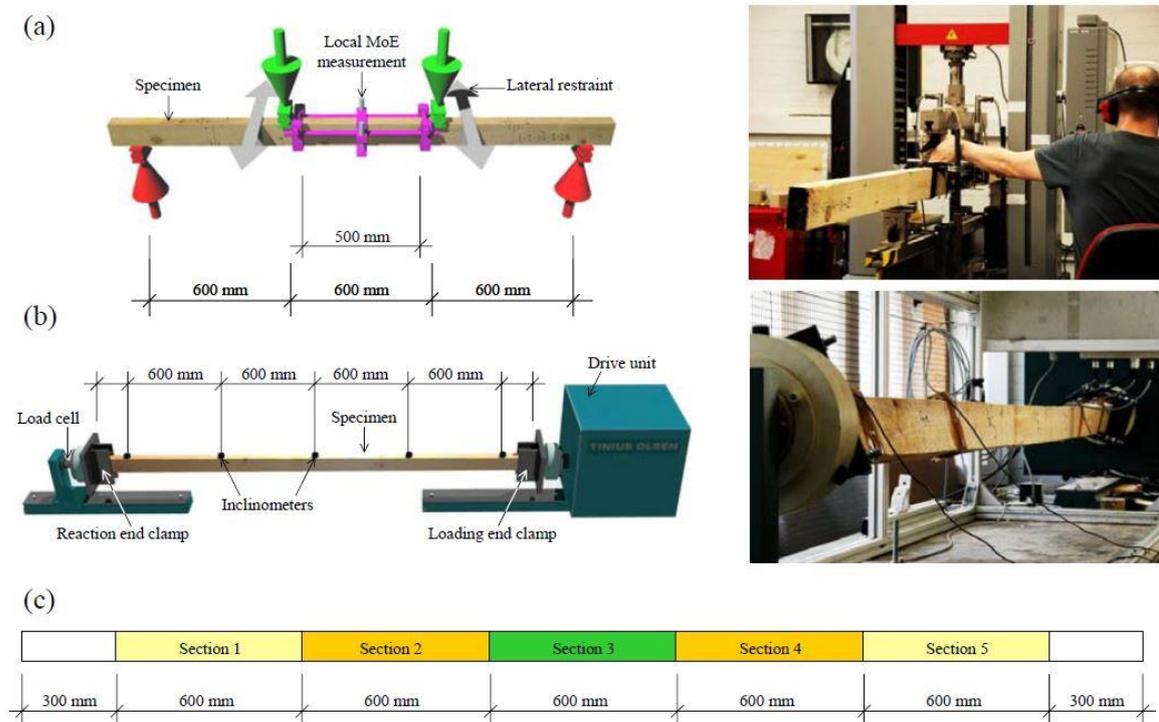


Figure n° 24 : Configurations d'essais pour (a) flexion 4 points et (b) torsion (c) les 5 tronçons testés en flexion [68]

Ils ont obtenu une relation entre MOE local et MOE global, similaire aux équations précédentes avec un  $R^2 = 0,5$ . Le MOE local varie considérablement au sein des poutres qu'ils ont testé, les corrélations entre les MOE locaux de la section 3 et des sections 2 et 4 (Figure n° 24) n'étant pas corrélés ( $R^2 < 0,1$ ). Les MOE globaux mesurés sur les sections 2 et 4 sont cependant très bien corrélés avec un  $R^2 = 0,8$ . De plus,

globalement les valeurs de *MOE locaux* sont supérieures aux valeurs de *MOE globaux*. Les auteurs ont aussi étudié l'influence du module de cisaillement  $G_{LR}$ , mais il impacte très peu les valeurs des MOE déterminés.

Par-ailleurs, les valeurs de MOE globaux mesurés par leurs essais de flexion sont 30% en dessous des valeurs calculées par les hypothèses de la théorie des poutres. Ils ont donc vérifié l'appareillage utilisé en menant des essais de flexion 4 points sur une poutre en acier tubulaire, et ont obtenu des valeurs similaires. Selon les auteurs, cet écart est vraisemblablement causé par la relative faible portée du tiers central, générant une **distribution complexe des contraintes** par rapport à celle supposée dans la configuration analytique de flexion EN408. Pour finir, ils ont conclu que **la principale cause des écarts entre le MOE local et le MOE global est la grande variabilité du MOE local tout au long des portées de poutres et non la contribution du cisaillement sur le MOE global.**

A la suite de ces différents résultats, dans la version de l'année 2016 de la norme EN 384, une alternative à l'équation ( 1.2 ) a été introduite dans une nouvelle disposition : « *Si une autre équation pertinente est disponible à partir de résultats d'essais, elle doit être utilisée à la place de l'équation (1.2)... Cette équation doit être établie sur au moins 450 échantillons représentatifs des dimensions, de la provenance, et de la qualité correspondante à l'utilisation prévue.* » De plus, l'équation ( 1.2 ) est maintenant limitée depuis cette version, aux bois résineux, partant du principe que les feuillus peuvent avoir des propriétés mécaniques spécifiques [70]. D'où l'intérêt d'explorer d'autres modes de qualification expérimentale des essences employées en construction.

Pour un mélange de mélèze, d'épicéa de sitka, de cèdre rouge, de sapin noble, de pruche de l'ouest et d'épicéa norvégien, ( $n = 252 + 194 + 138 + 127 + 150 + 233 = 1094$  échantillons) de sections  $50 \times 100 \text{ mm}^2$  Gil-Moreno *et al.* [70] ont déterminé la relation entre *MOE local* et *MOE global* pour les 6 essences qu'ils ont étudié qui sont les

principales essences de résineux au Royaume-Uni, et qui selon les auteurs sont de rigidité moyenne moins élevée par rapport aux bois des études citées précédemment. Le premier objectif de leur étude est d'explorer la nouvelle disposition introduite dans l'EN384 afin d'établir une équation alternative à l'équation ( 1.2 ) pour la ressource locale. Ils ont ensuite comparé le rendement du classement mécanique sur la base de l'équation établie à celui obtenue par l'utilisation de l'équation ( 1.2 ). De plus, par des techniques probabilistes, les auteurs ont exploré la fiabilité de l'utilisation d'un nombre moins élevé d'éprouvettes que les 450 spécifiées par la nouvelle disposition de la norme EN384.

Les relations entre  $MOE_{local}$  et  $MOE_{global}$  établies sur la base d'essais destructifs de flexion EN408, pour chacune des 6 essences étudiées par Gil-Moreno *et al.*, ont fourni des coefficients différents de celles de l'équation ( 1.2 ). Cinq relations établies, ont toutes des paramètres (coefficient directeur de la droite de régression, ordonnée à l'origine,  $R^2$ ) similaires une à une, tandis que pour la sous-population de cèdre rouge, l'ordonnée à l'origine est sensiblement plus élevée par rapport aux 5 autres équations ; ce qui inclut que pour les échantillons de cèdre rouge, le MOE local est systématiquement supérieur au MOE global. L'équation obtenue sur la population globale est :  $MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,131 - 0.873$  et les valeurs du MOE global sont supérieures aux valeurs de MOE local pour des échantillons ayant une rigidité en dessous de 6700 MPa et au-delà, c'est le contraire. Le coefficient de variation (COV) du MOE local sur la population globale est plus élevé que celui du MOE global, montrant la plus grande sensibilité du MOE local à la nature et à la position exacte du défaut critique, ainsi qu'aux risques d'erreurs de mesure. D'autre part, la comparaison entre les valeurs de MOE locaux déterminées par l'équation ( 1.2 ) et l'équation établie montre que pour presque tous les sciages du lot ( 90% ), de MOE global < 10700 MPa, l'utilisation de l'équation ( 1.2 ) sous-estime largement le MOE local déterminé par les essais de flexion EN408.

De surcroît, Gil-Moreno *et al.*, en utilisant une méthode de Monte Carlo ont prouvé dans la même étude, qu'il est possible d'utiliser moins de 450 échantillons pour établir une relation fiable en termes de sécurité, pour convertir le *MOE global* en *MOE local* pour les 6 essences étudiées. En effet des résultats de leur étude, lorsque la sous-population choisie pour établir la relation est représentative du lot, à partir de 100 échantillons, la relation établie est fiable et le classement pour la résistance mécanique est sécuritaire. Si la sous-population choisie n'est pas assez représentative du lot, cela mènerait à des sur-estimations de classe de résistance qui par-exemple dans leur étude conduirait à 30% du lot classé par erreur à une résistance C24, ce qui est dangereux. **Les auteurs recommandent vivement pour des raisons de rendement économique et de sécurité que la relation entre MOE global et MOE local ( $E_0$ ) soit établie empiriquement et documentée pour les populations de bois, sur une base de provenance régionale.**

L'hypothèse intrinsèque sur laquelle repose l'équation ( 1.2 ) est que la relation entre MOE local et MOE global est homoscedastique, c'est-à-dire que la variance des erreurs stochastiques de la régression est la même pour toutes les essences de résineux. Cette hypothèse est trop conservatrice pour deux raisons : tout d'abord, pour les essences de faibles rigidités, lorsque la rigidité diminue, le MOE local ne peut être négatif. Or, pour un MOE global < 2070 MPa, le MOE local, calculé par l'équation ( 1.2 ) est négatif. Par-exemple, l'utilisation de l'EN384 dans une étude sur l'épicéa britannique, a conduit à retirer 2 échantillons du lot, parce-que l'équation de la norme EN384 a calculé un MOE local négatif [70]. Deuxièmement, cette équation n'est pas mécaniquement cohérente, car une grande partie ( $\approx 62\%$ ) de la courbure mesurée pour le calcul du *MOE global* est issue de la flèche circulaire, servant au calcul du MOE local. Le Tableau n° 11 ci-dessous, tiré des travaux de Ridley-Ellis [76] montre les composantes de la flèche totale entre les supports, mesurée pour le calcul du MOE global dans le cas de la flexion normative (EN408) d'une poutre ayant un module d'élasticité uniforme le long de sa portée, et en faisant l'hypothèse qu'il n'y a

pas d'erreurs de mesures et que le module de cisaillement  $G = E / 16$ ; où E est le module d'élasticité de la poutre.

Tableau n° 11 : Composantes de la flèche centrale d'une poutre isotrope en flexion 4 points EN408 [76]

Origine de la flèche mesurée		≈% de la flèche centrale totale
Courbure du tiers central	Courbure du tiers-central ( $6 \times h$ ) en flexion pure	12 %
	Flèche additionnelle due à la flexion de la portée en interaction avec le cisaillement, causée par la courbure du tiers-central	50 %
Courbure de la portée en interaction avec l'effort tranchant	Flexion de la portée en cisaillement ( $6 \times h$ ) sous variation linéaire du moment de flexion	33 %
Déformations en cisaillement de la portée en interaction avec l'effort tranchant	Déformation en cisaillement de la portée en interaction avec le cisaillement, sous un effort tranchant uniforme	4 %
Total		100%

En effet, bien que la flèche circulaire servant au calcul du *MOE local* soit faible en comparaison à la flèche totale entre les supports ; environ 60 % de cette dernière est issue de la courbure du tiers-central en flexion pure. Le calcul du *MOE global* n'est pas indépendant de celui du *MOE local* et si le *MOE* est uniforme au sein d'un matériau, son *MOE global* ne peut être supérieur à son *MOE local*. Dans le cas d'une poutre en bois, la présence d'un défaut dans le tiers-central en flexion 4 points EN408, affectera davantage le *MOE local* que le *MOE global* et cette répartition des défauts, illustre les cas où le rapport *MOE local* / *MOE global* < 1.

### 2.7.1 Mise en place d'un nouveau protocole de flexion 4 points

De ce qui précède, les propositions de mesure des modules d'élasticité local ou global proposées par la norme EN408 sont très sensibles à la configuration de chargement (tiers central en flexion circulaire) et les capteurs de déplacement utilisés pour

l'estimation des courbures des poutres chargées. De plus, les biais introduits par les déplacements dus à l'effort tranchant et la mesure de faibles courbures, influencent l'estimation du module d'élasticité.

Dans ce travail, nous proposons une alternative à la configuration normative, qui est un essai de flexion 4 points étendue, présenté sur la *Figure n° 25*, ci-dessous.

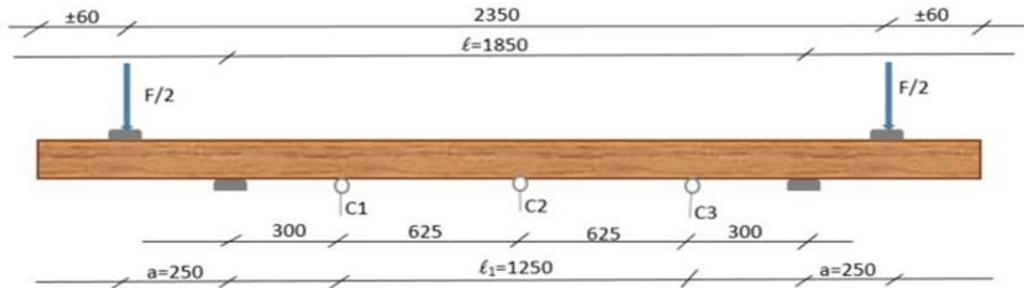


Figure n° 25 : Configuration (en mm) des essais de flexion étendue proposés

$a$  : distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche ;  $\ell$  : portée en flexion ;

$\ell_1$  : longueur de base de mesure du module d'élasticité ; C1, C2 et C3 : positions des capteurs de déplacements.

La zone d'influence en flexion pure pour cette configuration, couvre 75% de la longueur des lamelles de portée 2,5 m constituant l'échantillonnage de cette thèse.

Cette configuration a trois intérêts :

- le volume testé est plus représentatif de la poutre et de sa nodosité et permettra d'obtenir un module de flexion pure, pour une dimension plus représentative des conditions d'usage et du volume total sollicité par les méthodes dynamiques,
- la courbure plus prononcée permettra des mesures plus précises pour la détermination du MOE local,
- l'effort tranchant n'influence pas les déplacements enregistrés.

Cette configuration de flexion proposée est plus représentative en volume contraint pour des produits intermédiaires sujets à la construction bois. On évite ainsi de qualifier le matériau sur le seul tiers de sa portée (EN408).

Les 3 capteurs de déplacements sont placés à l'intérieur entre les appuis, dans la zone de flexion pure ou la courbure donnera des déplacements plus significatifs en termes d'évaluation du module local. Une étude comparative est menée entre les mesures de MOE effectuées par cet essai et l'essai normatif recommandé par la norme EN408 sur la population d'étude par des essais non destructifs.

En service ou en condition d'usage, les lamelles de bois constituant les composites contre-collés, sont le plus souvent, disposées à plat (lamellé-collé horizontal ; Figure n° 8 ). Pour cette raison, à l'état vert, des essais statiques de flexion ont été menés sur les lamelles disposées à plat. A l'état sec, nous avons choisi d'estimer les modules d'élasticité sur les lamelles disposées sur chant et à plat afin d'estimer les écarts de mesure entre les 2 types de dispositions.

Ainsi, à l'état vert, un seul protocole de flexion 4 points statique a été mené sur la population d'étude, notamment un essai de flexion 4 points étendu dans des dispositions à plat des lamelles.

A l'état sec, trois différents protocoles de flexion 4 points ont été effectués : un essai normalisé (EN408) ; un essai étendu dans la configuration *à plat* des lamelles, puis un essai étendu dans la configuration *sur chant* des lamelles.

Tous les essais de flexion statique ont été réalisés sur une presse électromécanique MTS de capacité 50 kN.



Photo n° 7 : Mise en œuvre des essais de flexion étendue proposés : **disposition à plat**

Dans le cadre du projet MORPHOMECA (morphomécanique du bois de construction), 900 poutres de Pin maritime, provenant des forêts du massif aquitain, et de différentes sections ( $80 \times 27 \text{ mm}^2$ ,  $180 \times 65 \text{ mm}^2$ ,  $100 \times 80 \text{ mm}^2$ ,  $200 \times 100 \text{ mm}^2$ ) ; séchés à environ 12% d'humidité, ont été caractérisés au laboratoire i2m de Bordeaux. Certains résultats de caractérisation de cette population, figurent dans le tableau suivant où on note que la résistance en flexion moyenne sur le lot, est d'environ 50 MPa.

Pour 225 poutres de section  $200 \times 100 \text{ mm}^2$ , faisant partie des 900 poutres précédentes, C. Grazide [9] trouve une résistance à la flexion moyenne, similaire (Figure n° 11).

Tableau n° 12 : Résultats de caractérisation de 900 poutres de pin maritime dans la bibliographie

	Classement machine xyloclass (traction dynamique)		Essais de flexion EN408 statiques	
	Densité à 12% d'humidité ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )	MOEt dynamique (MPa)	MOE (MPa)	Résistance $f_m$ (Mpa)
<b>Moyenne</b>	587	12010	13320	<b>46,9</b>
<b>Ecart-type</b>	47,8	2262	2983	16,7
<b>COV (%)</b>	8,1	37,5	22,4	35,6

Sur la base de ces résultats, les poutres de la population d'étude, ont été chargées en déplacement imposé en veillant de rester dans le domaine élastique, sans arriver à un endommagement quelconque modifiant leur rigidité. Pour ce faire, pour les essais de

flexion étendue à plat, le chargement est fait à environ 40% (disposition de la norme EN408 pour un essai sur chant) de la contrainte de rupture en flexion du bois de pin maritime, obtenue dans la littérature. Dans le cas des essais de flexion sur chant (EN408 et flexion étendue proposée), pour mieux explorer les rigidités des poutres, le chargement est fait à environ 60% de la contrainte à la rupture espérée.

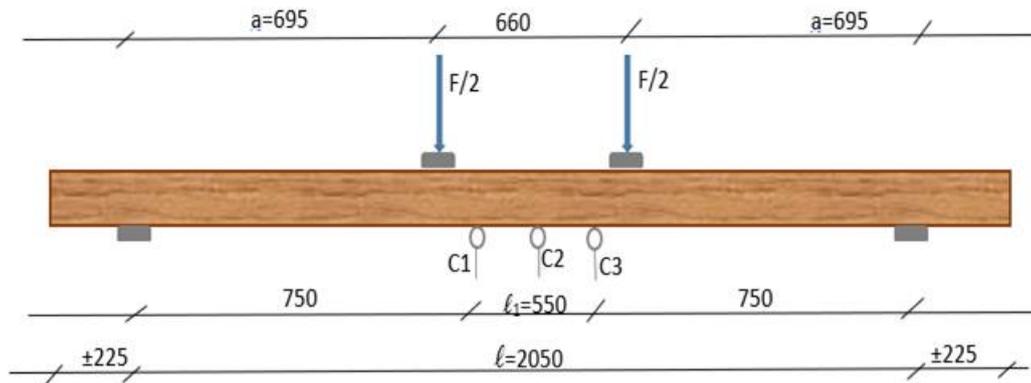


Figure n° 26 : Configuration de l'essai normatif (en mm) pour les poutres de l'étude

$a$  : distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche ;  $\ell$  : portée en flexion ;

$\ell_i$  : longueur de base de mesure du module d'élasticité ; C1, C2 et C3 : positions des capteurs de déplacements.

La flexion 4 points normative (EN408) correspond à la Figure n° 26 ci-dessus, pour les poutres testées (sur chant). Le chargement consiste en un cycle de charge-décharge entre 0 et 5500N. Les poutres sont chargées en déplacement imposé (8mm/mn) des points d'application des charges.

Dans le cas des essais de flexion 4 points étendue, le chargement est fait suivant un cycle de charge-décharge entre 0 et 3300 N pour la flexion *à plat*, à une vitesse imposée de 3 mm/mn, puis entre 0 et 8500 N pour la flexion *sur chant* (8 mm / mn). On reste ainsi dans le domaine élastique pour chaque composant, en veillant, par un système de cales, à la non indentation des appuis.

Les temps d'essai ont été volontairement réduits pour limiter tout comportement visqueux et pour augmenter la cadence des expériences. Le suivi des déplacements pour la mesure de trois flèches a été fait à l'aide de capteurs à fils *Ak industries CD50* de précision 1 %. On en déduit la flèche circulaire pour ensuite, estimer les modules d'élasticité des bois par l'analyse des rigidités.

## 2.7.2 Estimation des propriétés mécaniques

### 2.7.2.1 Cas de l'essai EN408

Les formules de calcul du MOE global et MOE local dans le cas de l'essai normalisé EN408 à partir des mesures de flèches global ( $w_{global}$ ) et local ( $w_{local}$ ), figurent dans la norme EN408 et leurs expressions sont :

$$MOE_{local} = \frac{al_1^2 F}{16Iw_{local}} \quad \text{et} \quad MOE_{global} = \frac{l^3 F}{bh^3 w_{global}} \left[ \left( \frac{3a}{4l} \right) - \left( \frac{a}{l} \right)^3 \right]$$

Avec :  $a$ ,  $l_1$ , et  $l$  définis sur la Figure n° 26.

### 2.7.2.2 Cas des essais de flexion étendue

Soit  $w'_{global}$  et  $w'_{local}$  les flèches mesurées respectivement pour le calcul du MOE global, puis du MOE local, pour l'essai de flexion étendue proposé.

En posant  $P = \frac{F}{2}$  sur la Figure n° 25, le schéma mécanique de l'essai de flexion proposé est :

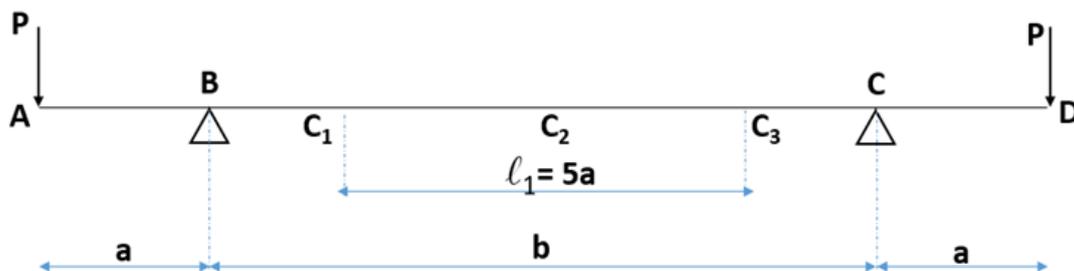


Figure n° 27 : Flexion étendue proposée (schéma mécanique)

Avec :  $C_2$ , le milieu de la poutre

$$w'_{global} \text{ étant la valeur de la flèche en } C_2 : \boxed{w'_{global} = -\frac{Pab^2}{8EI}} \quad (1a)$$

Dans le cas de la configuration d'essais expérimentaux présenté sur la Figure n° 25 ,

avec  $P = \frac{F}{2}$  , et  $b = \ell$  :

$$\boxed{w'_{global} = -\frac{Fal^2}{16EI}} \quad \text{et} \quad \boxed{w'_{local} = -\frac{al_1^2 F}{16EI}}$$

Les expressions du MOE local et du MOE global dans le cas des essais de flexion étendue sont :

$$\boxed{MOE'_{global} = -\frac{Fal^2}{16Iw'_{global}}} \quad \text{et} \quad \boxed{MOE'_{local} = -\frac{al_1^2 F}{16Iw'_{local}}}$$

Avec  $a$ ,  $\ell$  et  $\ell_1$  définis sur la Figure n° 25.

### 2.7.2.3 Vérification analytique des mesures de déplacements lors des essais de flexion étendue :

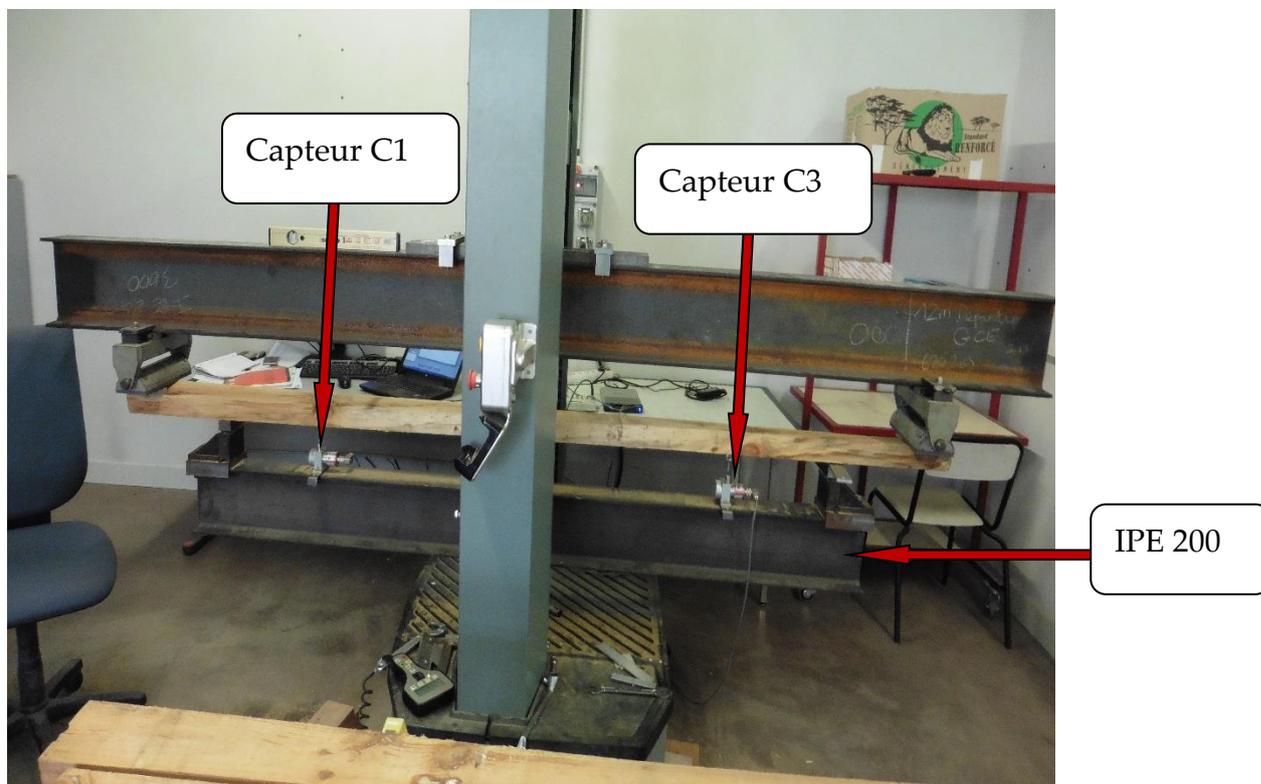


Figure n° 28 : Mise en œuvre des essais de flexion étendue

### 2.7.2.3.1 Calcul des déplacements des capteurs C<sub>1</sub> et C<sub>3</sub> lors des essais de flexion (déplacements du support IPE)

Découplage des schémas mécaniques :

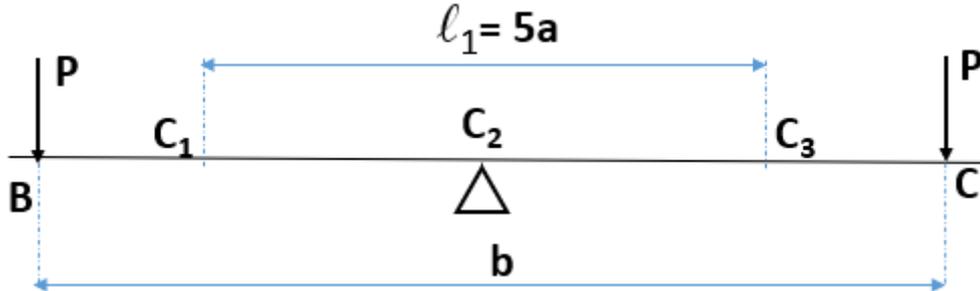


Figure n° 29 : Schéma mécanique de l'IPE 200, lors de l'essai de flexion étendue

Chargement maximal lors des essais sur chant étendue (FCS) : F<sub>max</sub> = 8500 N

Le déplacement du capteur central (C2) est nul (socle : appui)

Soit R<sub>s</sub> la réaction au niveau du socle (en C2):

Les équations de la statique permettent d'écrire :

$$\sum F_y = 0 \Rightarrow R_s = 2P$$

Suivant la méthode de Clebsch (méthode des paramètres initiaux), les expressions de l'équation de la déformée  $y(x)$  est :

$$EIy(x) = -\frac{Pb^3}{24} + \frac{Pb^2}{8}x - \frac{P}{6}x^3$$

Au point d'ordonnée  $x = \frac{b}{4}$  on a la valeur de la déformée :  $y\left(\frac{b}{4}\right) = -\frac{5Pb^3}{384EI}$

En C1 (position du capteur 1) :  $x = 300\text{mm} \Rightarrow$

$$EIy(C_1) = -\frac{Pb^3}{24} + \frac{Pb^2}{8} \cdot (300\text{mm}) - \frac{P \cdot (300\text{mm})^3}{6}$$

➤ Valeur de P :

P = Chargement maximum lors de l'essai + poids des lamelles de l'échantillonnage

$$P \approx 8500N + 100N = 8600N$$

➤ Barre en alliage aluminium 2024 de type IPE 200 ⇒

$$I_y = 19430000 \text{ mm}^4$$

$$E \approx 73100 \text{ MPa}$$

$$\text{A.N : } \boxed{y(C_1) \approx -0,85\text{mm}}$$

$$\text{On déduit } \boxed{y(C_3) \approx -0,85\text{mm}}$$

On peut conclure ici que les valeurs des flèches intégrées au niveau des capteurs C1 et C3 lors des calculs des rigidités des poutres de l'échantillonnage comportent une contribution additionnelle d'environ 0,85 mm due au déplacement de l'IPE. Ces contributions additionnelles n'ont toutefois aucune incidence significative sur les calculs effectués.

#### 2.7.2.4 Vérification expérimentale des mesures de déplacements lors des essais de flexion normalisés EN408 :

Afin de vérifier l'exactitude des rigidités déterminées lors des essais de flexion normalisés EN408, un dispositif composé d'une réglette et d'un capteur de déplacement LVDT ont été utilisés pour mesurer directement la flèche circulaire sans la contribution additionnelle due au déplacement de l'IPE200 (figure ci-dessous) lors des essais normalisés EN408. Quelques poutres ont été choisies dans l'échantillonnage pour mener cette vérification.



Photo n° 8 : Essai de vérification des mesures de déplacements



Photo n° 9 : Dispositif de vérification des mesures de déplacements

L'analyse des résultats montre que les rigidités vérifiées sont inférieures de moins de 1% aux rigidités déterminées sans la prise en compte de cette contribution additionnelle, ce qui permet de valider les rigidités déterminées.

## 2.8 Résultats des essais de caractérisation et corrélations entre les grandeurs mesurées

### 2.8.1 Qualification générale de l'échantillonnage à l'état vert

#### 2.8.1.1 Masse volumique sur la population à l'état vert

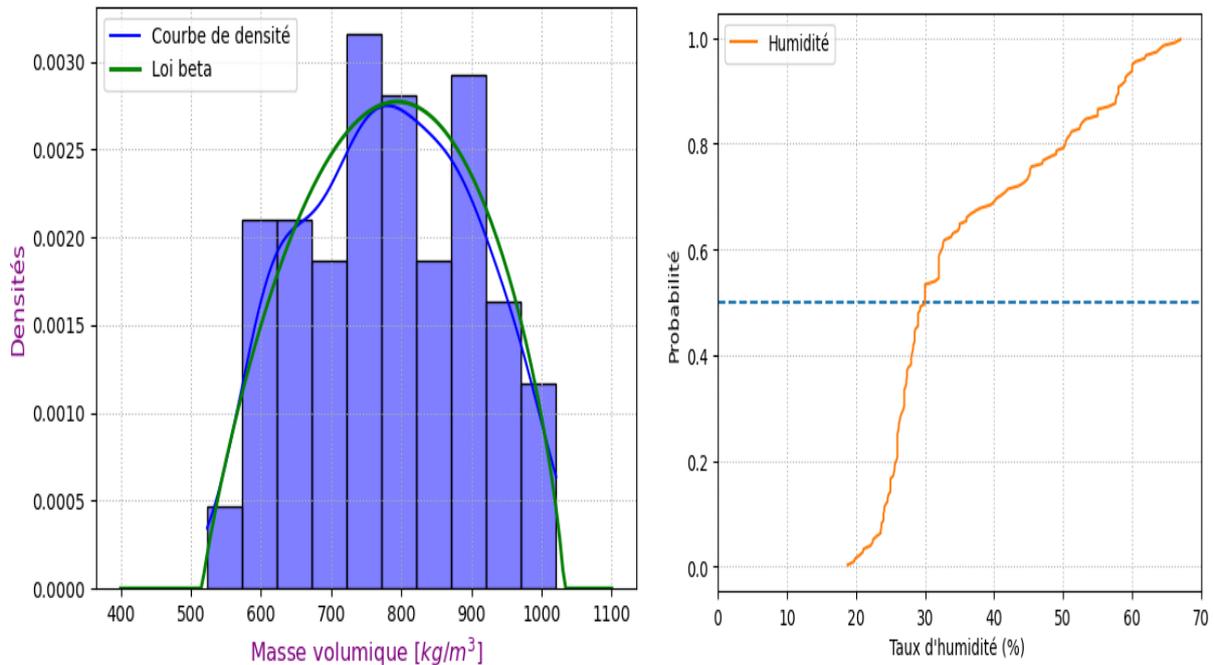


Figure n° 30 : Distributions des masses volumiques et rappel de l'humidité des bois sur la population à l'état vert

A l'état vert, la moyenne sur le lot des masses volumiques estimées par la machine de classement est de 782 kg/m<sup>3</sup>, avec un écart type de valeur 119 kg/m<sup>3</sup> et un coefficient de variation COV = 15,3 sur la distribution, montrant une dispersion relativement classique de la masse volumique humide sur le lot. La courbe de couleur verte sur la figure ci-dessus, représente la loi statistique la plus représentative de la courbe de densité des masses volumiques.

#### 2.8.1.2 Etat vert : rigidités comparées et corrélations

La figure suivante, montre la variabilité comparée, entre les MOE mesurés par les essais de flexion étendue à *plat* (FPH), le classement mécanique vibratoire en

traction-compression et les essais dynamiques en flexion, sur **157 résultats exploités** dans le lot d'étude à l'état vert. Avec :

**MOEt dynamique** : le MOE vibratoire en traction compression mesuré par la machine xyloclass,

**MOEf dynamique** : le MOE obtenu pour l'essai vibratoire en flexion à plat,

**MOE local FPH** : le MOE local obtenu pour l'essai de flexion statique étendue à plat proposé à l'état humide,

**MOE global FPH** : le MOE global obtenu pour l'essai de flexion statique étendue à plat proposé à l'état humide,

Nous rappelons que l'essai de flexion normalisé EN408 n'a pas été réalisé sur l'échantillonnage à l'état vert, ni l'essai de flexion étendue sur chant.

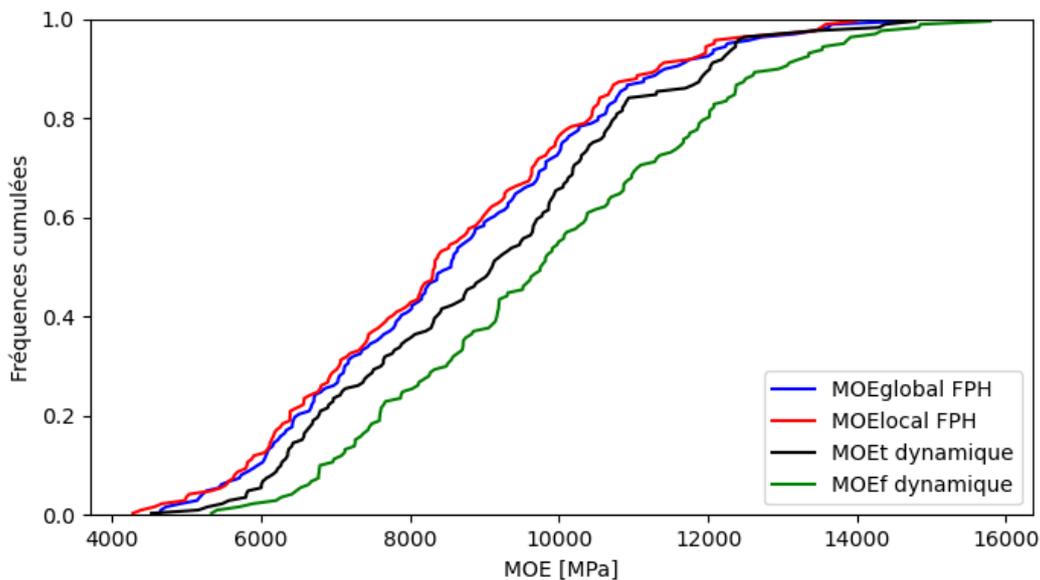


Figure n° 31 : Distributions des MOE mesurés à l'état vert pour 157 résultats exploités dans l'échantillonnage

Le Tableau n° 13, présente les moyennes et les dispersions sur toutes les mesures de MOE effectuées. Les fractiles à 5 % d'exclusion sont calculés conformément à la

norme NF EN 14358 [40]. On note une moyenne sur le lot de 8580 MPa pour le MOE global à plat et une moyenne de 8440 MPa pour le MOE local à plat.

Tableau n° 13 : Rigidités moyennes pour chaque essai à l'état vert, pour 157 résultats exploités dans l'échantillonnage

	<i>MOE global FPH (étendue à plat) (MPa)</i>	<i>MOE local FPH (étendue à plat) (MPa)</i>	<i>MOEt dynamique (MPa)</i>	<i>MOEf dynamique (MPa)</i>	$\varphi$ (kg/m <sup>3</sup> )
<i>Moyenne</i>	8587	8449	9014	9829	782
<i>Fractile 5%</i>	5312	5330	x	x	593
<i>Ecart- type</i>	2158	2136	2154	2276	119
<i>COV</i>	25,14	25,28	23,9	23,16	15,32

Du classement mécanique suivant la classe de résistance minimale C24 sur la machine xyloclass à l'état vert, il ressort que 7 sciages ont été rejetés dans le lot initial des 173 sciages, c'est-à-dire que la machine de classement a déterminé pour 7 sciages une résistance mécanique inférieure à 24 MPa. Ces sciages ont des rigidités avoisinants 5000 MPa et ont les masses volumiques les plus faibles du lot humide.

Les distributions en fréquences cumulées à l'état vert, du MOE local et du MOE global mesurés par l'essai de flexion étendue proposé (dans la configuration à plat), sont relativement similaires, avec très peu d'écart ; de plus les coefficients de variation des 2 types de mesure sont similaires, montrant que dans la configuration de flexion proposée, les défauts influencent de la même manière les 2 mesures.

Les distributions des 2 types de modules dynamiques présentent des écarts avec celles des modules obtenus par l'essai de flexion statique à plat proposé. En traction-compression dynamique, la moyenne des MOE mesurés par la machine de classement est supérieure de 6,3 % à la valeur moyenne obtenue pour le MOE local déterminé par l'essai de flexion étendue à plat, et est supérieure de 4,7 % à la valeur

moyenne du MOE global, ce qui est relativement négligeable et est fort probablement dû au fait que le volume sollicité par l'essai de flexion étendue proposé est très proche du volume total sollicité par les essais dynamiques.

La moyenne de la rigidité dynamique flexionnelle à plat est supérieure de 14 % à la valeur moyenne du MOE local déterminé par l'essai de flexion 4 points étendue à plat proposé et supérieure de 12,6 % à la valeur moyenne du MOE global. A l'état vert, malgré que l'essai de flexion proposé sollicite un volume proche du volume total testé par les méthodes dynamiques, les écarts entre modules dynamiques flexionnelles et modules statiques sont considérables. Cela serait probablement en lien avec l'influence des défauts sur les mesures de signaux vibratoires.

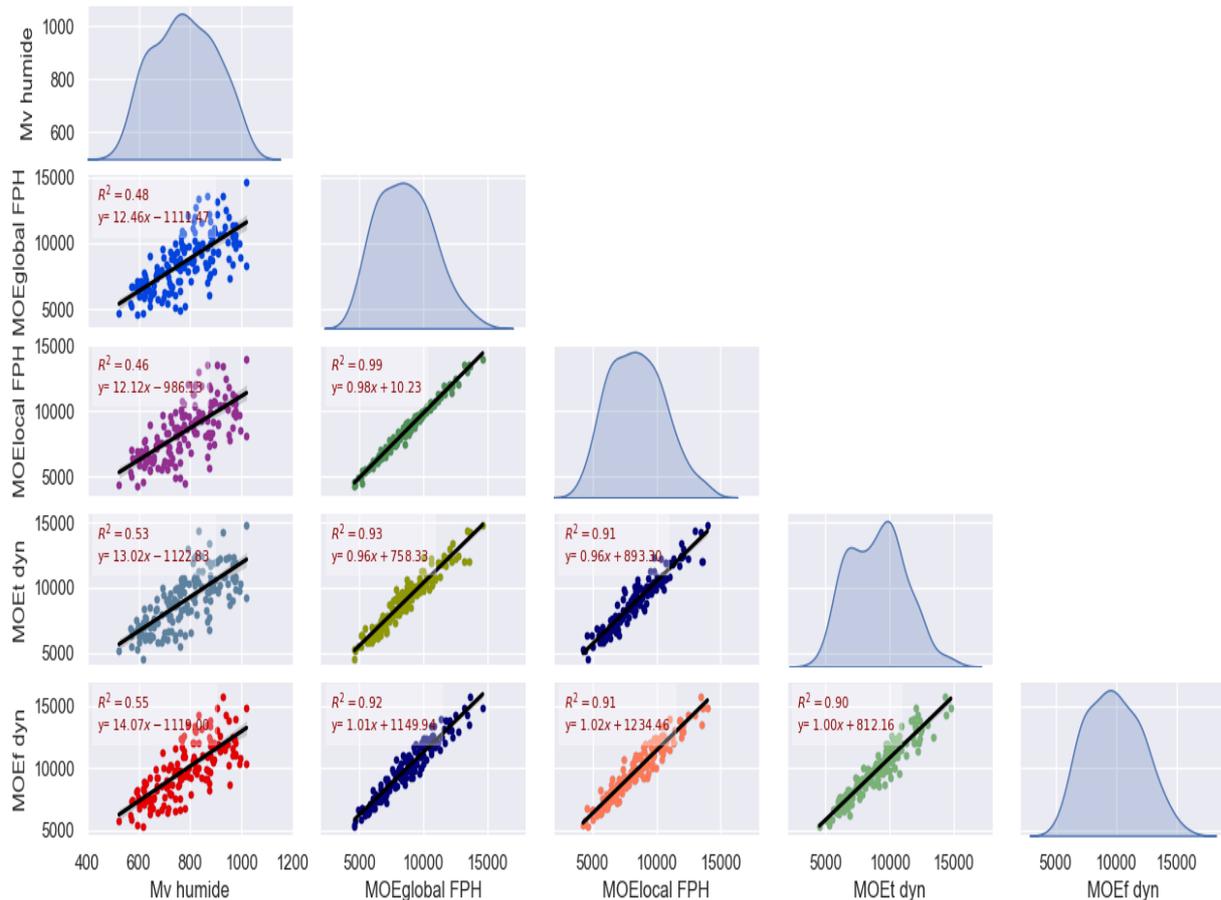


Figure n° 32 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques sur l'échantillonnage à l'état vert (flexion étendue à plat) pour 157 résultats exploités dans l'échantillonnage

La Figure n° 32 ci-dessus, présente les coefficients de détermination ( $R^2$ ) obtenus par corrélations entre les paramètres physiques et mécaniques déterminés sur la

population de sciages à l'état vert, avec la masse volumique  $M_v$  en ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) et les MOE en MPa.

La masse volumique reste un faible indicateur des 3 modules d'élasticité déterminés avec des coefficients de détermination,  $R^2$  de valeurs modestes : 0,55 ; 0,53 et 0,46. Ceci est en adéquation avec les résultats obtenus dans la littérature pour du bois sec, par des essais de flexion 4 points normalisés (EN408) et par classement mécanique. Par-exemple, Viguier [3] a déterminé pour des bois secs de douglas, un  $R^2= 0,53$  entre le MOE et la masse volumique ; et pour des bois d'épicéa, un  $R^2 = 0,52$ . Grazide [9] a déterminé pour des bois secs de pins maritimes de longueur 4,5 m et de sections  $200 \times 100 \text{ mm}^2$ , un  $R^2 = 0,32$  entre le MOE et la masse volumique. Pour du bois sans défaut, Foslie [77] a trouvé une corrélation de 0,66 entre le MOE et la masse volumique. Ces résultats montrent une dépendance à l'échelle des sections dans le sens où pour une taille de nœuds donnée la hauteur fléchie conditionne la résistance et le module.

Sur tout l'échantillonnage à l'état vert, les MOE vibratoires et les MOE local et MOE global, déterminés par l'essai de flexion statique proposé sont très bien corrélés avec des coefficients de détermination  $R^2$  avoisinant 0,9 et des pentes avoisinant l'unité, pour les droites de régression, ce qui montre l'intérêt du classement mécanique sur des poutres structurales.

Les figures suivantes (Figure n° 33, Figure n° 34 et Figure n° 35) présentent les corrélations entre les propriétés physiques et mécaniques par sous-population en relation avec la position des sciages dans les sections d'arbres (Figure n° 19) et le Tableau n° 14 ci-après, synthétise les corrélations obtenues entre tous les MOE déterminés pour chaque sous-population.

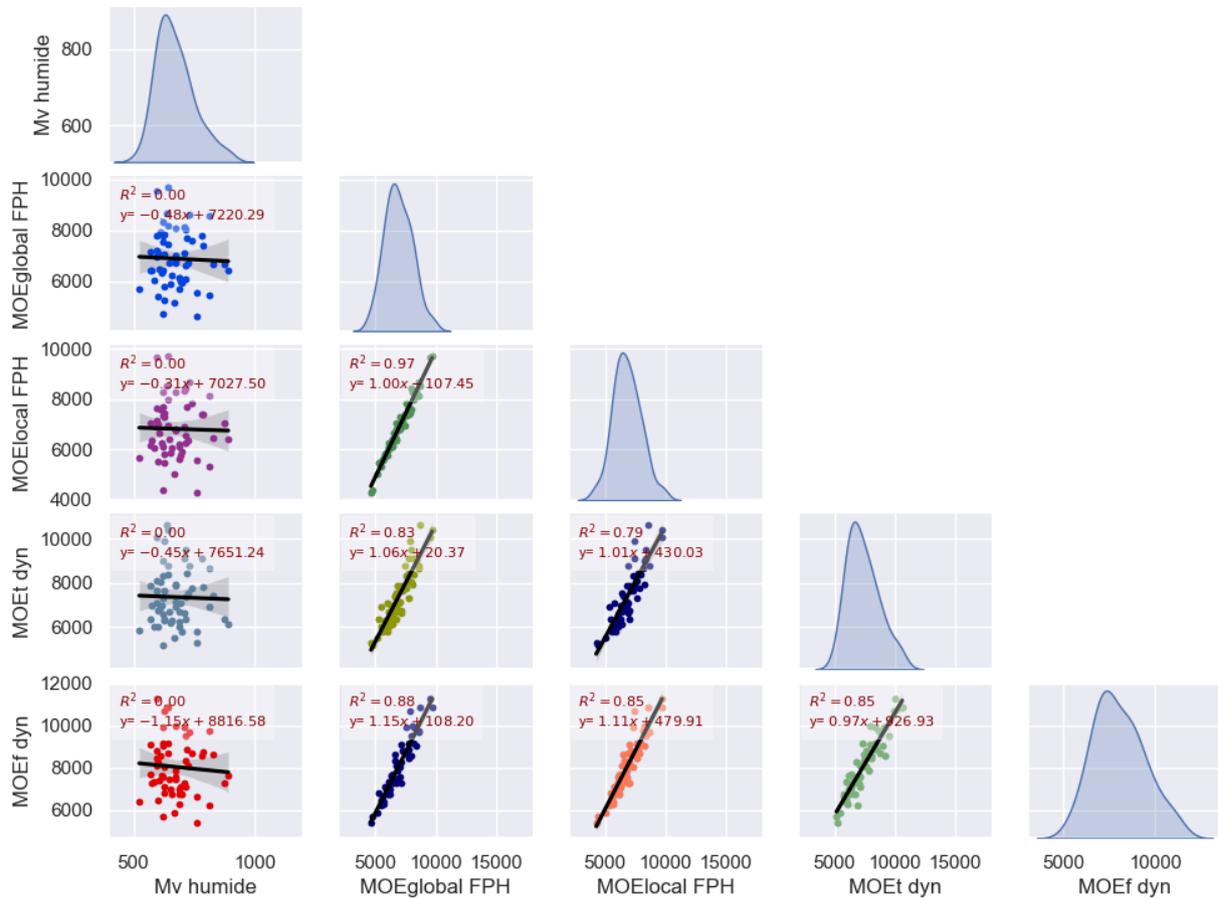


Figure n° 33 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur blanche (flexion étendue à plat)

Quelque soit la localisation des sciages dans les sections d'arbre, il n'y a pas de corrélation entre la masse volumique et les MOE déterminés ( $R^2 < 0,10$ ).

On obtient de très bonne corrélation entre les mesures de MOE effectuées par les méthodes dynamiques et les 2 types de MOE (local et global) déterminés par l'essai de flexion étendue que nous proposons, avec des coefficients de détermination  $R^2$  supérieurs ou égaux à 0,79 (Tableau n° 14, ci-après).

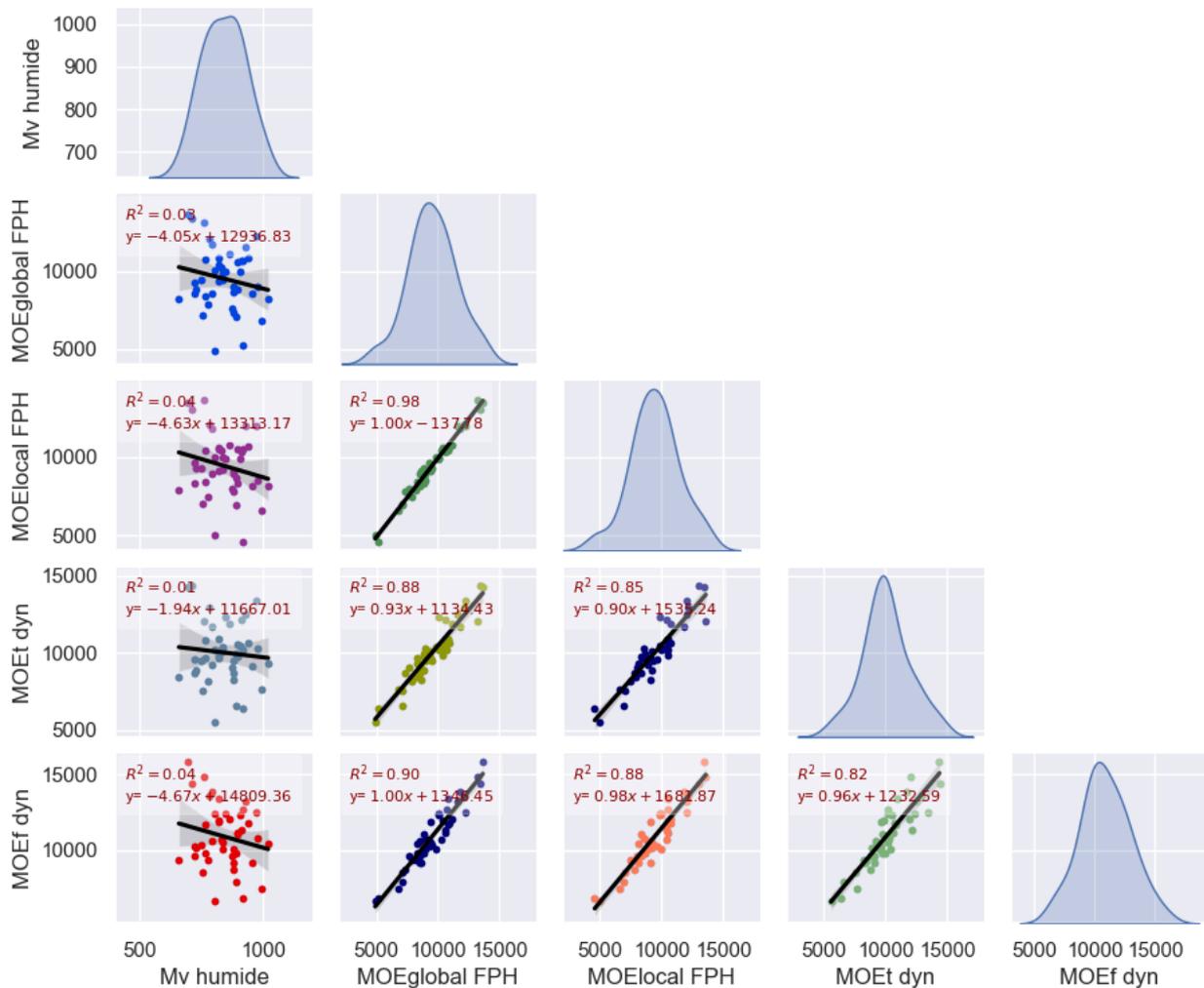


Figure n° 34 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur bleu (flexion étendue à plat)

Les sciages prélevés au cœur des arbres sont ceux présentant les coefficients de détermination les moins élevés, traduisant une plus grande présence du bois juvénile en comparaison aux sciages de rives. Ceci se remarque en particulier, dans le cas de la corrélation entre les MOE mesurés par la machine de classement en traction-compression (MOEt dyn) et le MOE local déterminé par l'essai de flexion étendue proposé (MOE local FPH) sur les sciages de cœur (code couleur Blanc) où le coefficient de détermination a une valeur de 0.79 qui est le coefficient de détermination le moins élevé figurant sur la matrice du Tableau n° 14.

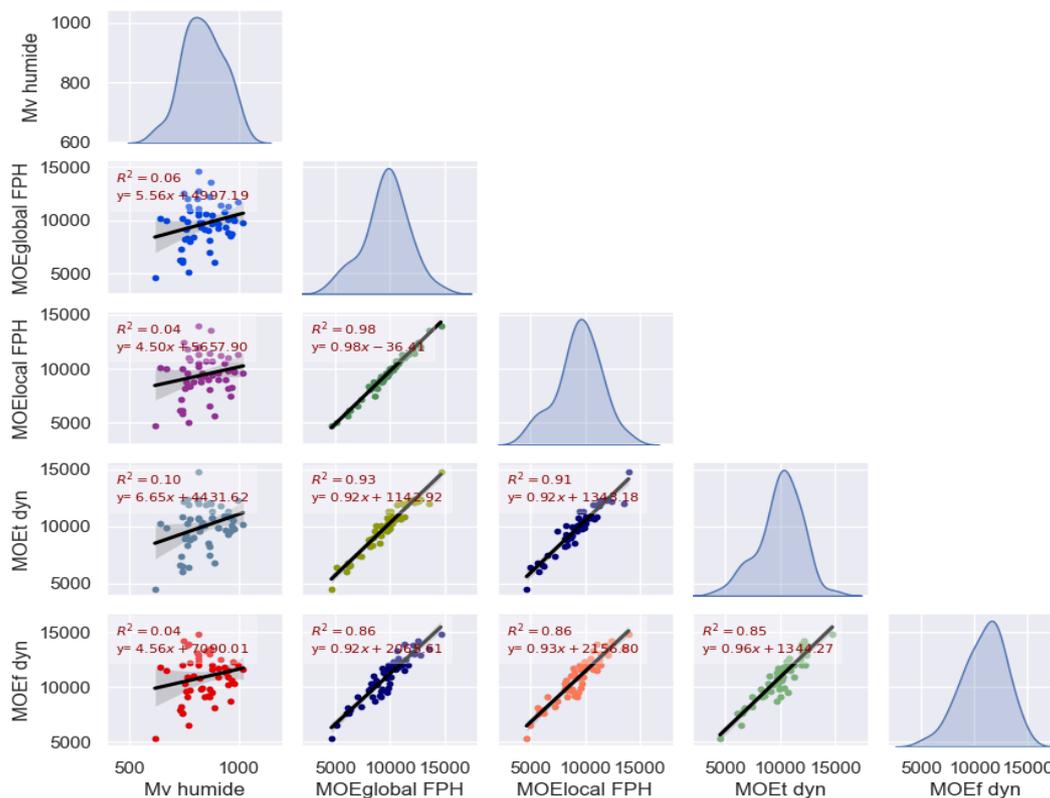


Figure n° 35 : Corrélations entre les caractéristiques physiques et mécaniques pour les sciages référencés par la couleur rouge

Tableau n° 14 : Synthèse des coefficients de détermination obtenus entre les diverses mesures de module d'élasticité, en fonction de la localisation dans les arbres

	Référence	MOE global FPH	MOE local FPH	MOEt dyn	MOEf dyn
MOE global FPH	Blanc	1	...	...	...
	Bleu	1			
	Rouge	1			
MOE local FPH	Blanc	0.97	1	...	...
	Bleu	0.98	1		
	Rouge	0.98	1		
MOEt dyn	Blanc	0.83	0.79	1	...
	Bleu	0.88	0.85	1	
	Rouge	0.93	0.91	1	
MOEf dyn	Blanc	0.88	0.85	0.85	1
	Bleu	0.90	0.88	0.82	1
	Rouge	0.86	0.86	0.85	1

## 2.9 Etat vert : Relation entre MOE local et MOE global pour l'essai de flexion 4 points étendue à plat

La figure suivante, présente la corrélation entre le MOE local et le MOE global déterminés par l'essai de flexion étendue dans la configuration à plat, sur l'échantillonnage à l'état vert :

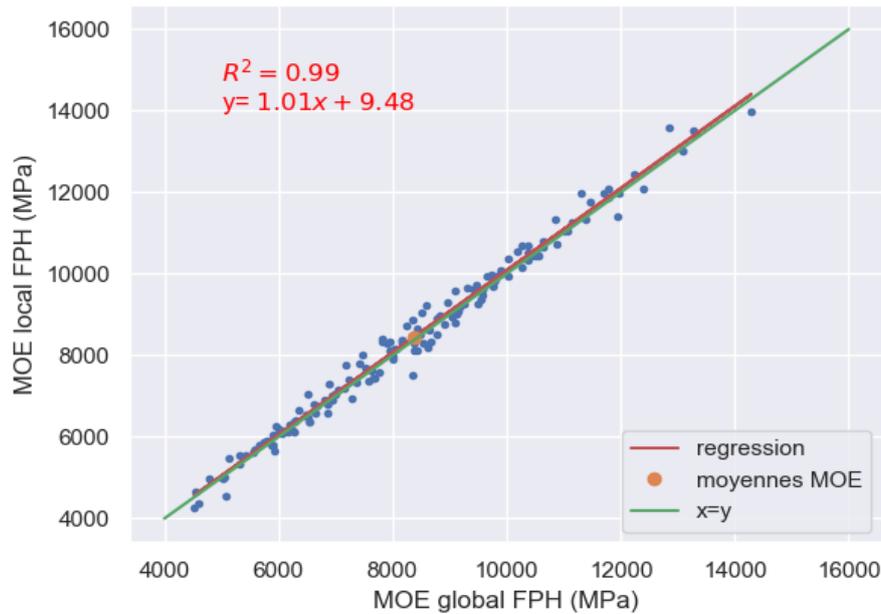


Figure n° 36 : Etat vert : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue à plat sur l'échantillonnage total

Sur la population de lamelles à l'état vert, la relation entre le MOE local et le MOE global, trouvée par l'essai de flexion étendue proposé se traduit par l'équation suivante :

$MOE_{loc} = MOE_{glob} \cdot 1,01 + 9,48$  , avec un excellent coefficient de détermination  $R^2=0,99$  et 29 % des points se retrouvant sur la droite d'équation  $x = y$  (MOE global = MOE local). Par ailleurs, à l'état vert, les distributions en fréquence cumulées des deux types de mesure du MOE en flexion, sont très similaires avec très peu d'écart (Figure n° 31).

On note donc à l'état vert, une bonne convergence des mesures entre les deux types de MOE pour l'essai de flexion proposé à plat, ceci sans doute du fait qu'il couvre

près de 75% de la portée des lamelles et que le MOE global n'est pas en interaction avec l'effort tranchant.

L'équation figurant dans la norme EN384 ne concerne que les bois à l'état sec. L'équation ci-dessus peut être explorée dans le but d'identifier la qualité des bois en amont de la phase de séchage inclut dans une chaîne de transformation.

## 2.9.1 Qualification générale de l'échantillonnage à l'état sec

### 2.9.1.1 Masse volumique sur la population à l'état sec

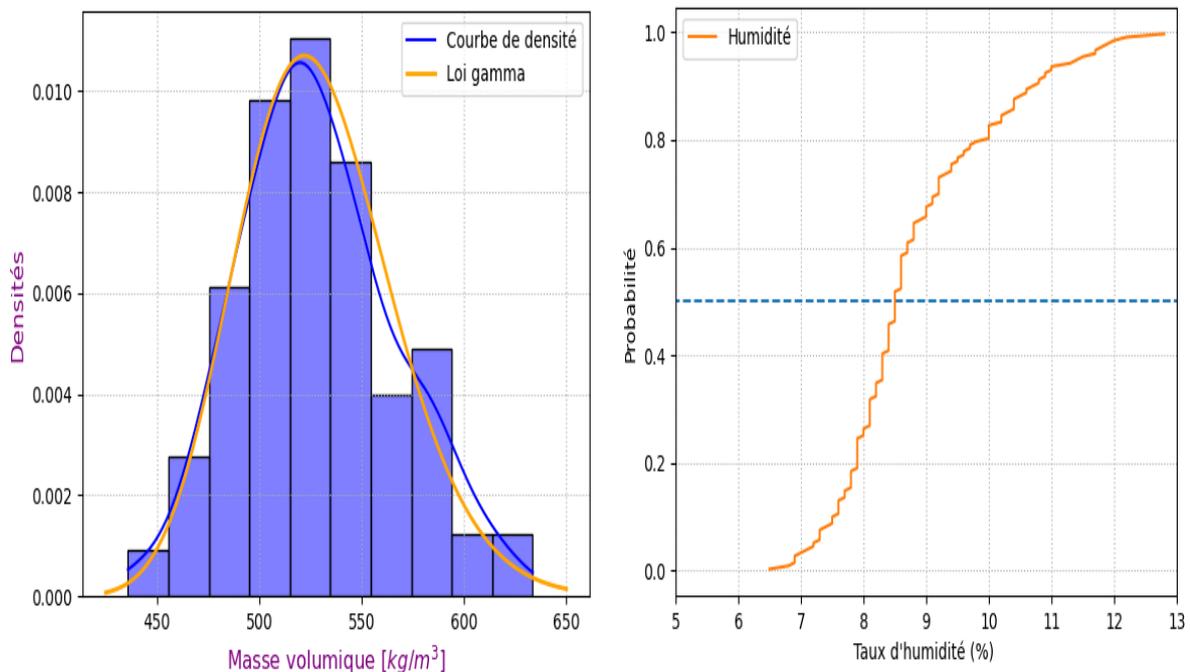


Figure n° 37 : Distributions des masses volumiques et rappel des taux d'humidité sur la population à l'état sec

La masse volumique moyenne après séchage à environ 12% d'humidité sur le lot, a une valeur de 528 kg/m<sup>3</sup>, avec un écart type de valeur 38 kg/m<sup>3</sup> et un coefficient de variation COV= 7,2 ; montrant une faible dispersion de la masse volumique sur les lamelles séchées.

### 2.9.1.2 Etat sec : rigidités comparées et corrélations

Trois essais de flexion 4 points différents ont été réalisés sur la population après séchage. Il s'agit :

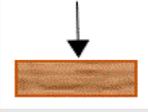
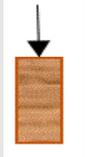
- d'un essai de flexion 4 points normalisé EN408 (sur chant) suivant la configuration présentée sur la Figure n° 26,
- d'un essai de flexion 4 points étendue à plat suivant la configuration présentée sur la Figure n° 25,
- d'un essai de flexion 4 points étendue sur chant, suivant la configuration présentée sur la Figure n° 25.

Du classement mécanique suivant la classe de résistance minimale C24 sur la machine xyloclass à l'état sec, il ressort que 13 sciages ont été rejetés dans le lot classé de 172 sciages (1 sciage en moins, cassée pendant la campagne expérimentale à l'état vert), c'est-à-dire que pour 13 poutres du lot, la machine de classement a déterminé une résistance en flexion, inférieure à 24 MPa. Dans ce groupe de poutres, on retrouve tous les 7 sciages rejetés lors du classement à l'état vert.

Le Tableau n° 15 ci-après, présente les caractéristiques physiques et mécaniques déterminées.

On remarque que contrairement à l'état vert, les MOE déterminés par les essais de flexion étendue proposés sont supérieurs aux MOE vibratoires par classement mécanique, et sont aussi supérieurs aux MOE obtenus pour l'essai normalisé EN408.

Tableau n° 15 : Caractéristiques physiques et mécaniques déterminées à l'état sec

	<i>Flexion étendue</i>		<i>Flexion étendue</i>		<i>Vibratoire</i> <i>(Xyloclass</i> <i>traction</i> <i>compression)</i>	<i>Flexion</i> <i>EN408</i>		<i>Masse</i> <i>volumique</i>
								
	<i>MOE</i> <i>local</i> <i>FCS</i> <i>(MPa)</i>	<i>MOE</i> <i>global</i> <i>FCS</i> <i>(MPa)</i>	<i>MOE</i> <i>local</i> <i>FPS</i> <i>(MPa)</i>	<i>MOE</i> <i>global</i> <i>FPS</i> <i>(MPa)</i>	<i>MOEt</i> <i>dyn</i> <i>xyloclass (MPa)</i>	<i>MOE</i> <i>local</i> <i>EN408</i> <i>(MPa)</i>	<i>MOE</i> <i>global</i> <i>EN408</i> <i>(MPa)</i>	$\varphi$ (kg/m <sup>3</sup> )
<i>Moyenne</i>	12740	13590	11190	11500	10280	10030	10300	528
<i>Fractile 5%</i>	8235	8816	7243	7488	6941	5500	7113	467
<i>Ecart-type</i>	2983	3177	2630	2666	2185	3283	2068	38
<i>COV</i>	23,4%	23,4%	23,5%	23,2%	21%	32,7%	20%	7,15
<i>Incertitude</i> <i>max</i>	893 (7%)	691 (5,2%)	684 (6,1%)	608 (5,4%)	800 (7,8%)	569 (5,6%)	522 (5%)	...
<i>Equation EN</i> <i>384 :</i> <i>1.3Eglob -2690</i>						10700 (+6 %)		

La moyenne des MOE locaux mesurés sur la population par les essais de flexion sur chant, est de 12700 MPa, et est supérieure de 21% à la valeur moyenne des MOE locaux sur le lot obtenu par l'essai normalisé EN408. Elle reste supérieure de 19% à la moyenne des MOE vibratoires en traction compression déterminés par le classement machine. Lorsqu'on compare les rigidités dynamiques par classement machine avec celles obtenues pour l'essai de flexion étendue à plat, l'écart moyen est supérieur de 8,1%.

Dans le cas de l'essai de flexion EN408, l'écart des incertitudes déterminées entre le MOE local et le MOE global est de moins de 1% (0,6%), ce qui implique que l'on

pourrait directement mesurer le MOE local. Cependant, le coefficient de variation du MOE local est plus important que celui du MOE global de 12,7 % ; et le fractile au 5<sup>e</sup> pourcentile du MOE global est plus élevé de 22,6 % que celui du MOE local, ce qui est en accord avec la plus grande sensibilité du MOE local à la nature et à la position des défauts critiques.

Dans le cas de l'essai de flexion étendue proposé, dans la configuration à plat, l'écart entre les incertitudes de mesures des 2 paramètres reste faible (0,7%) et l'on pourrait aussi directement mesurer le MOE local. Par-contre, dans la configuration sur chant, les écarts entre les 2 types de mesure du MOE sont de 1,8%, ce qui implique plus de précision sur la rigidité flexionnelle, en déterminant le MOE global.

On remarque qu'il n'y a pas d'écarts significatifs entre les coefficients de variation des 2 types de mesure du MOE en flexion étendue, du fait de l'absence de l'interaction de l'effort tranchant ; et également parce-que le volume sollicité est proche du volume total des échantillons.

Les valeurs moyennes des MOE indiquées dans la norme EN338 [41] pour le classement des bois de structure, sont définies comme étant celles de MOE locaux ( $E_0$ ) déterminés en flexion pure. Dans la suite de ce travail, nous allons comparer dans un premier temps, le MOE local déterminé par chacun des 3 essais de flexion 4 points réalisés, au MOE vibratoire en traction compression déterminé par la machine de classement. En suivant, le MOE global déterminé par chaque essai de flexion 4 points est comparé au MOE vibratoire. Ensuite, le MOE local sera comparé au MOE global pour chaque configuration de flexion et les relations entre les 2 méthodes de mesures du MOE seront discutées, en relation avec la bibliographie.

Ainsi, les rigidités sont comparées en fréquences cumulées entre les MOE locaux en flexion pure mesurés par tous les essais de flexion et le classement vibratoire en traction compression effectué sur la machine xyloclass sur la Figure n° 38 , tandis que sur la Figure n° 39, la comparaison est faite avec les MOE globaux.

Avec :

**MOE local FPS** : le MOE local déterminé par l'essai de flexion étendue à plat

**MOE global FPS** : le MOE global déterminé par l'essai de flexion étendue à plat

**MOE local FCS** : le MOE local déterminé par l'essai de flexion étendue sur chant

**MOE global FCS** : le MOE global déterminé par l'essai de flexion étendue sur chant

**MOE local EN408** : le MOE local déterminé par l'essai de flexion normalisé

**MOE global EN408** : le MOE global déterminé par l'essai de flexion normalisé

**MOEt dyn xyloclass** : le MOE vibratoire obtenu par classement machine, en traction compression

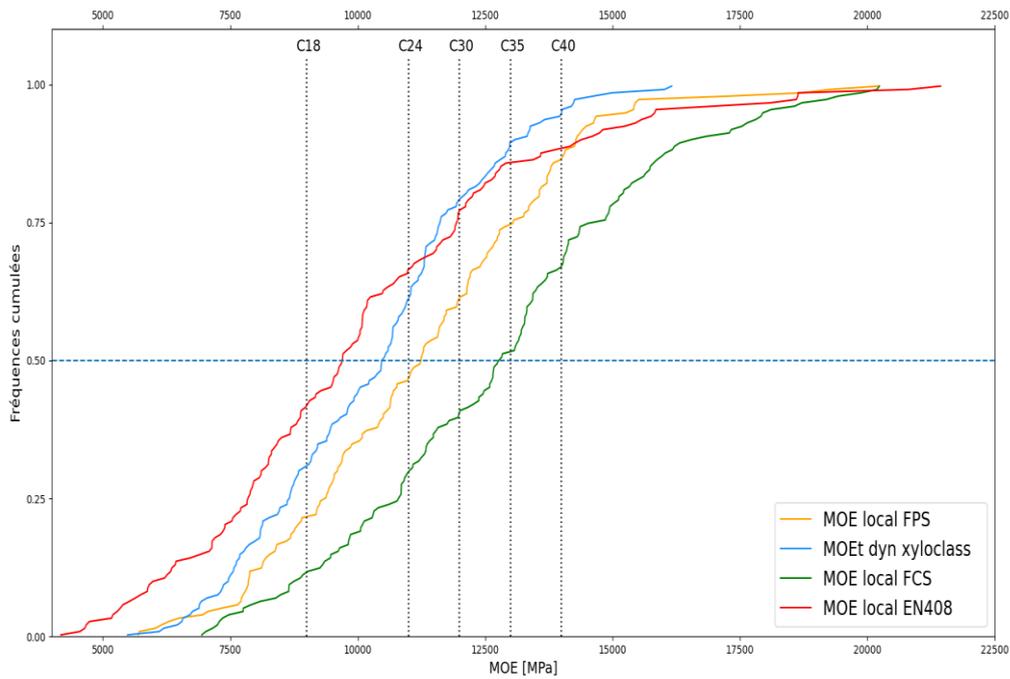


Figure n° 38 : Comparaison entre les MOE locaux déterminés en flexion 4 points et le MOE déterminé par classement vibratoire

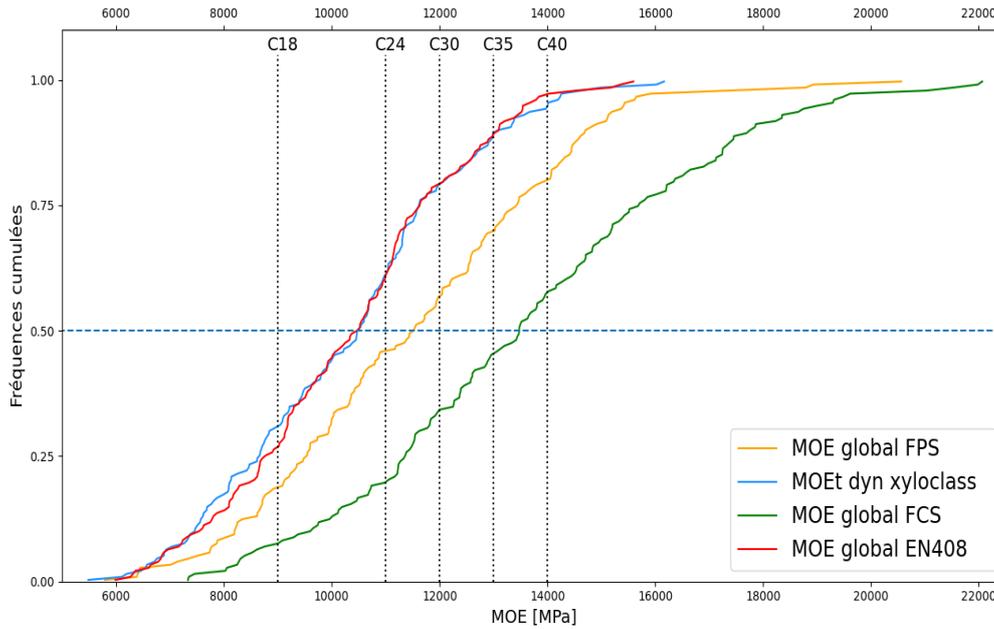


Figure n° 39 : Comparaison entre les MOE globaux déterminés en flexion 4 points et le MOE déterminé par classement vibratoire

On remarque des écarts importants entre la distribution en fréquences cumulées des MOE obtenus par flexion sur chant pour l'essai de flexion étendue proposé et celles des MOE vibratoires par classement machine, ainsi qu'avec les MOE déterminés par l'essai de flexion normalisé EN408.

La distribution du MOE local sur l'essai de flexion normalisé est la distribution présentant la plus grande dispersion, avec un écart type de 3283 MPa. Les dispersions observées sur les 3 autres types de mesures sont similaires avec des écarts types et des coefficients de variation proches.

Pour le cas des rigidités comparées avec les 3 MOE globaux déterminés en flexion 4 points (Figure n° 39), on remarque que plus les bois sont souples (bois juvéniles et / ou nouveaux), plus les méthodes de détermination du MOE convergent, ce qui n'est pas le cas pour les MOE locaux. Ainsi, l'on remarque l'effet discriminant de la nodosité, ainsi que la sensibilité des mesures aux défauts dans le cas du MOE local.

Le MOE moyen obtenu sur l'échantillonnage avec l'essai de flexion normalisé EN408 est proche du MOE moyen déterminé par le classement machine.

La rigidité moyenne sur le lot déterminée par le MOE local, obtenue pour la configuration à plat de l'essai proposé est inférieure de 12,6% à la rigidité moyenne obtenue pour l'essai de flexion sur chant (Tableau n° 15), tandis que pour le MOE global cet écart est de 15,4%. Les nœuds sont plus préjudiciables sur la hauteur fléchie dans la configuration à plat.

Les figures suivantes montrent les corrélations entre les 2 types de MOE déterminés par chacun des 3 essais de flexion expérimentés et le classement vibratoire effectué sur la machine xyloclass.

Avec les MOE en  $MPa$  et les masses volumiques en  $kg/m^3$ .

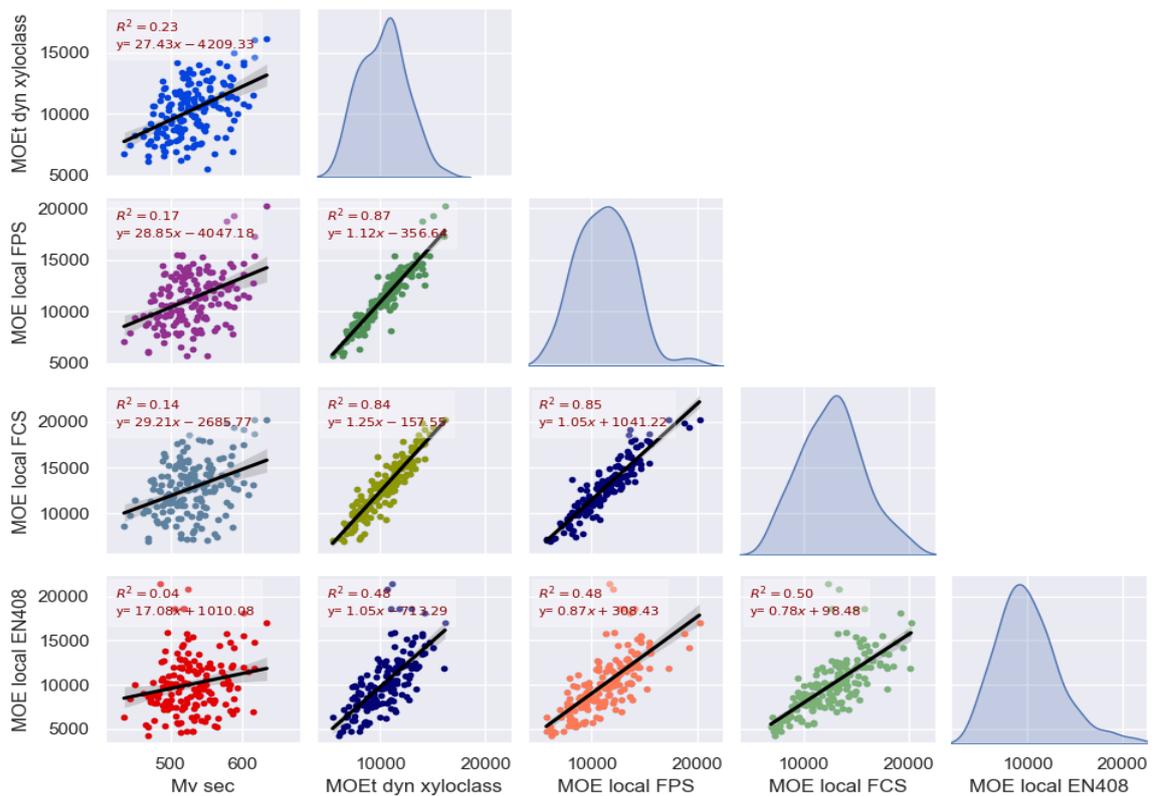


Figure n° 40 : Corrélations entre les MOE locaux déterminés par les 3 essais de flexion et les MOE déterminés par le classement vibratoire

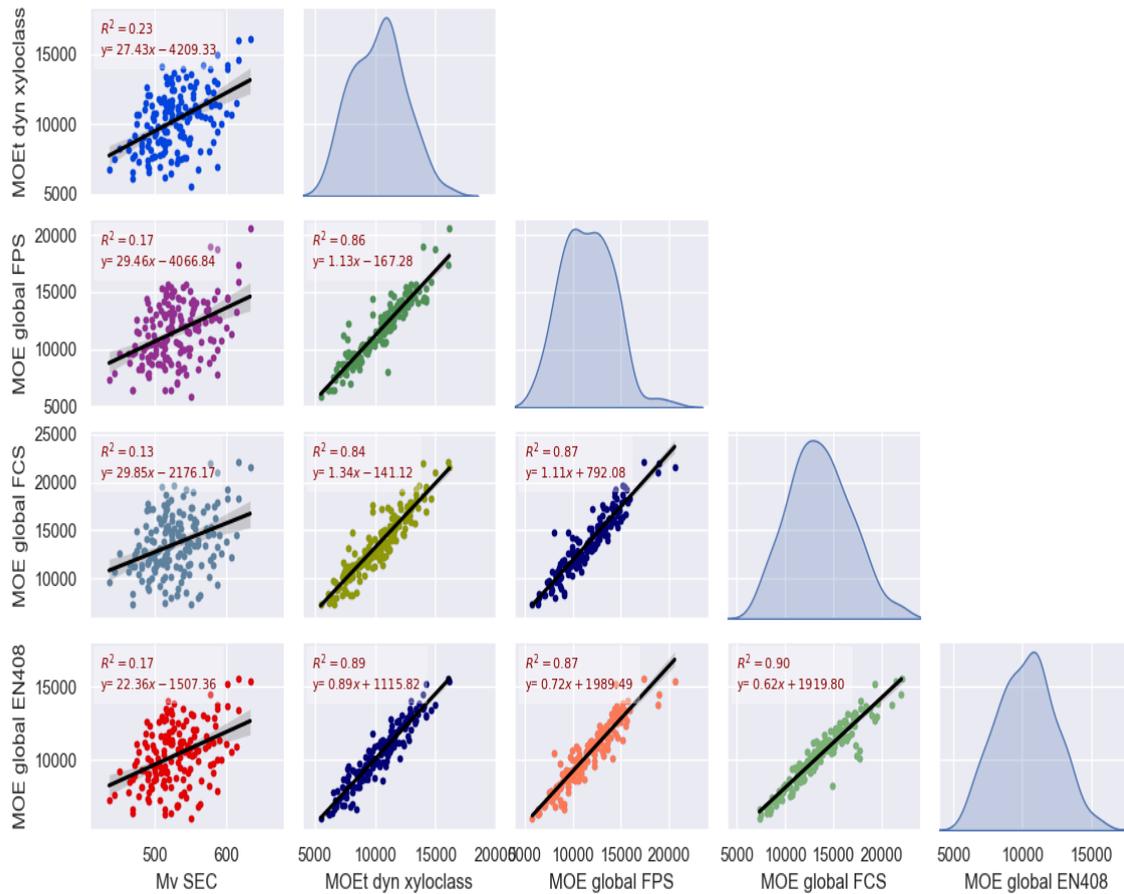


Figure n° 41 : Corrélations entre les MOE globaux déterminés par les 3 essais de flexion et les MOE déterminés par le classement vibratoire

La masse volumique reste un faible indicateur des modules d'élasticité déterminés avec des coefficients de détermination faibles. Ceci est en adéquation avec les résultats obtenus dans la littérature pour du bois sec sur des essais de flexion 4 points normalisés (EN408) ou par classement mécanique et montre que la masse volumique influence peu, les rigidités déterminées sur ce lot.

On remarque une faible corrélation  $r^2 = 0,48$ , entre les MOE locaux, déterminés par l'essai de flexion 4 points normalisé et les MOE obtenus par classement mécanique en traction dynamique (Figure n° 40). Les corrélations obtenues entre les MOE locaux EN408 et les 2 MOE locaux déterminés par les essais de flexion étendue sont similaires avec des  $R^2 = 0,48$  et  $R^2 = 0,50$ , cela peut s'expliquer par l'effet du volume sollicité des échantillons par l'essai proposé qui est proche du volume total des sciages, à contrario de l'essai normalisé.

Par-contre, pour l'essai de flexion étendue proposé, on obtient de très bonnes corrélations entre les MOE locaux déterminés et les MOE estimés par l'essai dynamique par classement machine en traction compression, avec un coefficient de détermination  $R^2 = 0,84$  entre l'essai étendu sur chant et la traction dynamique, et un  $R^2 = 0,88$  entre la flexion étendue à plat et la traction dynamique (Figure n° 40).

Le MOE local déterminé par l'essai normalisé EN408 est peu corrélé ( $R^2 = 0,48$ ) à la méthode dynamique utilisée pour le classement mécanique industriel, alors que la configuration de flexion étendue proposée, présente une très bonne corrélation ( $R^2 = 0,84$  et  $R^2 = 0,87$ ) avec cette dernière. Ceci est dû au fait que la méthode dynamique analyse la réponse de la fréquence des vibrations sur toute la portée des poutres, alors que le MOE local, déterminé par l'essai normalisé n'est mesuré que sur le tiers central de la portée, en flexion pure, ce qui n'intègre pas suffisamment l'hétérogénéité et les défauts sur la poutre entière.

Dans le cas des mesures de MOE globaux (Figure n° 41), on obtient de très bonnes corrélations entre les mesures des MOE globaux par les 3 essais de flexion, et l'estimation effectuée par le classement vibratoire par machine en traction compression ; avec des valeurs de coefficients de détermination  $R^2 = 0,89$  dans le cas de l'essai normalisé EN408 et des coefficients de détermination  $R^2 = 0,84$  et  $R^2 = 0,86$  respectivement, pour l'essai de flexion étendue sur chant, puis l'essai de flexion étendue à plat. En effet, dans le cas du MOE global déterminé par l'essai normalisé EN408, les courbures sont déterminées sur un volume plus significatif des poutres et la nodosité s'exprime davantage dans la réponse mécanique globale.

## **2.10 Relation entre MOE local et MOE global pour les essais de flexion 4 points :**

A l'état sec, les relations entre MOE local et MOE global, se distinguent comme suit pour les 3 configurations de flexion :

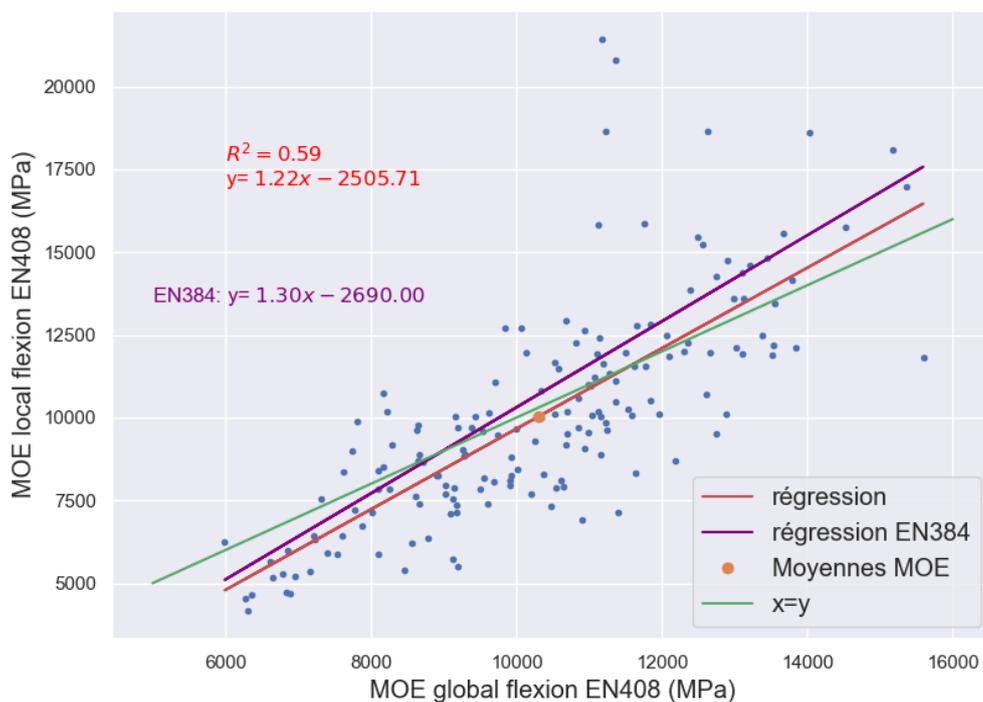


Figure n° 42 : Etat sec : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion EN408

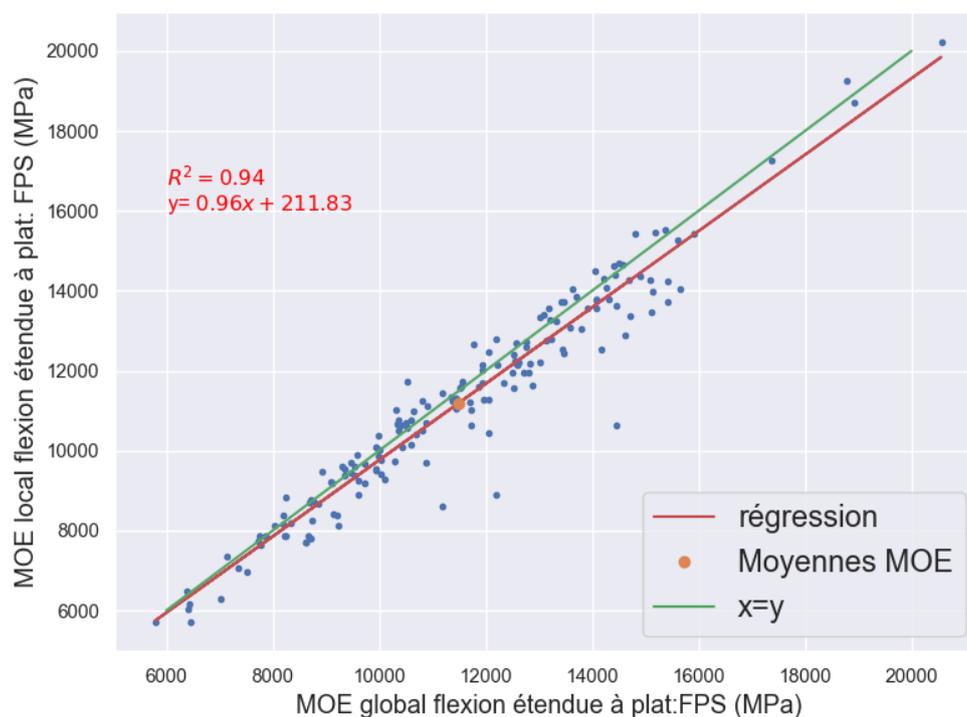


Figure n° 43 : Etat sec : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue à plat

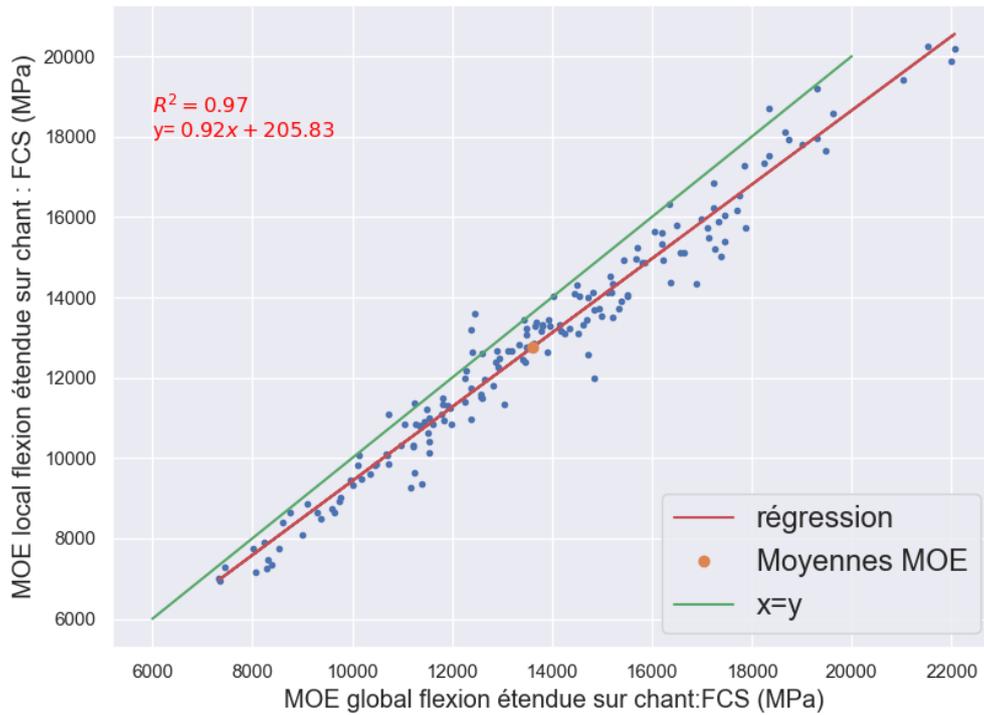


Figure n° 44 : Etat sec : MOE local fonction du MOE global pour l'essai de flexion étendue sur chant

Tableau n° 16 : Relation entre MOE local / global pour les 3 configurations de flexion

Essais pour 165 lamelles exploitées	Relation	r <sup>2</sup>
EN408 (flexion sur chant)	$MOE_{loc}=1,22 * MOE_{glob} - 2505$	r <sup>2</sup> =0,59
Flexion étendue sur chant (FCS)	$MOE_{loc}=0,92 * MOE_{glob} + 205$	r <sup>2</sup> =0,97
Flexion étendue à plat (FPS)	$MOE_{loc}=0,96 * MOE_{glob} + 211$	r <sup>2</sup> = 0,94

Les distributions en fréquences cumulées des MOE pour toutes les configurations d'essais de flexion 4 points sont présentées sur la figure suivante :

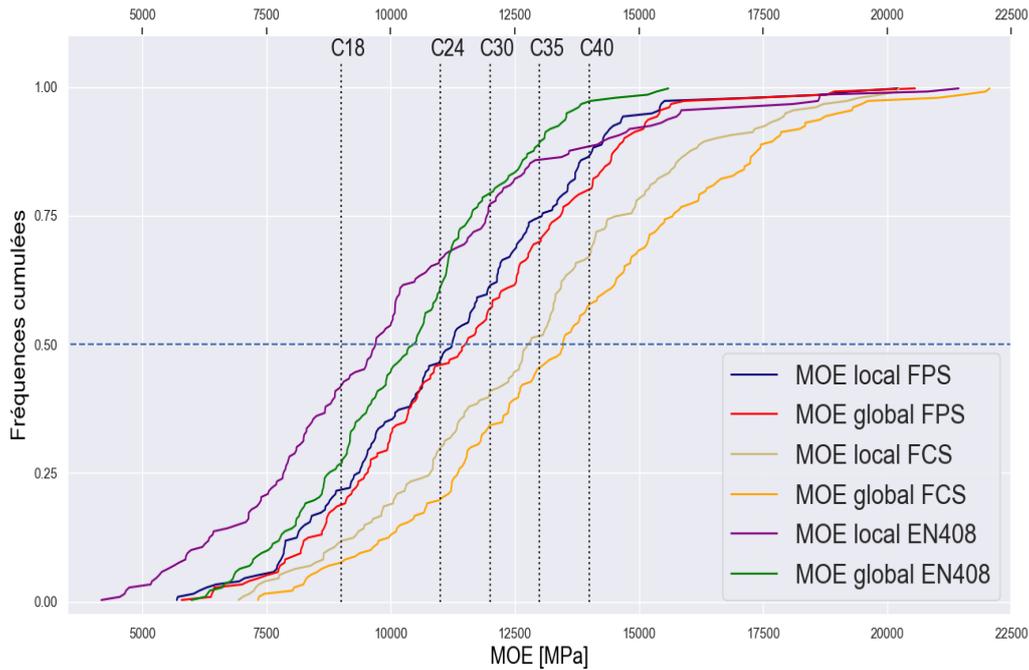


Figure n° 45 : Distribution des MOE déterminés en flexion 4 points à l'état sec

On obtient pour la configuration EN408, un coefficient de détermination  $R^2 = 0,59$ , entre les modules local et global. Le coefficient directeur de la droite de régression, reste similaire aux précédentes études basées sur des essais normalisés EN408, énoncés dans la bibliographie ([73],[71],[74] [69]) ; l'ordonnée à l'origine est plus marquée et certainement en lien avec la variabilité des bois. La valeur moyenne du MOE local des 165 poutres pour la flexion EN408 est de 10 000 MPa.

Sur la Figure n° 42 , on remarque que l'utilisation de l'équation normative surestime les MOE sur la population étudiée et que *si l'on se range dans les dispositions normatives* l'utilisation de l'équation de l'EN384, aurait surestimé les rigidités des lamelles du lot pour tous les bois de la population (+6 % en moyenne). Par conséquent, pour le pin maritime, l'estimation normative du MOE local n'est pas pertinente. De plus, l'interaction de l'effort tranchant et la nodosité, influencent l'évaluation du module global. De plus, les précisions de mesures biaisent les estimations par les faibles courbures générées par le chargement en flexion sur chant dans le tiers central.

Par-ailleurs, l'échantillonnage comporte une forte quantité de bois nouveaux avec une forte nodosité dans la zone de flexion pure (tiers-central) pour certains sciages, ceci peut justifier la faible corrélation entre MOE local et global (0,59) obtenue par l'essai EN408, en comparaison à la bibliographie, montrant que l'EN408 peut présenter un biais pour les bois de plus faible qualité. Toutefois, en lien avec la littérature, les dimensions et les sections testées (60 x 110 mm<sup>2</sup>) sont relativement faibles et dans ces conditions, les défauts influencent davantage la relation entre le MOE local et le MOE global.

Dans le cas des essais présentant une zone de moment circulaire proche de la longueur des poutres (75%), la moyenne atteinte pour le MOE local est de 12 700 MPa sur chant, valorisant ainsi l'essence. De plus, les résultats montrent la convergence des 2 types de mesures du MOE par la configuration de chargement entre le module local et le module global, qui présente un  $R^2 = 0,97$  sur chant et un  $R^2 = 0,94$  à plat, puisque l'effort tranchant n'influence pas la déformée de la poutre.

Par conséquent, la méthode proposée permet de mieux approcher le module de cette essence, où la nodosité est mieux intégrée par un volume significatif. Dans le cas du chargement à plat, la rigidité moyenne MOE local du lot est de 11100 MPa (inférieur de 12 % au MOE local FCS) montrant que les défauts sont plus discriminants sur la hauteur fléchie, et que le mode de débit influence le module d'élasticité résultant.

L'analyse en fréquences cumulées des MOE local / global (*Figure n° 45*) montre la bonne correspondance des valeurs obtenues par le nouveau protocole de flexion 4 points. Les bois de fortes rigidités sont mieux identifiés. On remarque les faibles valeurs des MOE obtenues avec l'EN408 ; probablement dues aux dimensions des sciages [61],[69] ; à l'interaction de l'effort tranchant avec le faible volume sollicité et à la répartition spatiale le long des portées de poutres des défauts, générant une variabilité de la rigidité sur la portée des sciages [68], particulièrement pour les bois juvéniles qui sont très présents dans le lot.

## 2.11 Vérification des protocoles de mesure sur un matériau homogène et isotrope

Afin de vérifier si l'écart entre les valeurs de MOE mesurées par l'essai de flexion étendue et l'essai de flexion EN408 pourrait être dû à une erreur expérimentale systématique dans la mesure des MOE local et global ; ou que cet écart est dû à un effet positif, similaire à un effet de corde en flexion ; le montage expérimental a été vérifié avec une poutre en aluminium de section carrée (50 x 50 mm<sup>2</sup>) et de même portée (2,5 m) que les lamelles de l'échantillonnage. La rigidité flexionnelle (EI) de cet élément est du même ordre de grandeur que celle des poutres de l'échantillonnage.

Tableau n° 17 : Comparaison des essais de flexion EN408 et étendue sur une barre en aluminium

Taux de charge	Flexion EN408		Flexion étendue	
	MOE local (GPa)	MOE global (GPa)	MOE local (GPa)	MOE global (GPa)
30% du MOR estimé	61,36	70,69	77,17	77,49
50% du MOR estimé	64,44	70,94	76,37	76,37
Moyenne	62,9	70,82	77,76	77,86
Ecart MOE local vs global pour chaque type de flexion		+12,6%		+0,13%
Ecart entre flexion étendue vs flexion EN408			19,11%	9,04%

La poutre en aluminium a été testée en flexion EN408 puis, selon la configuration de flexion étendue proposée. Pour les deux essais de flexion, l'éprouvette a été testée à 30% et 50% de sa résistance à la flexion estimée théoriquement. Le MOE retenu dans chaque cas se résume à la valeur moyenne des deux rigidités mesurées.

Sur le matériau isotrope et homogène testé, on remarque une convergence des deux types de mesure du MOE par l'essai de flexion étendue proposé. L'écart avec la valeur moyenne du MOE global EN408 est de 9%. Les faibles valeurs des modules

locaux EN408 montrent que la méthode EN408 est peu fiable. Par cet essai de vérification, on peut déduire que la flexion étendue permet d'obtenir des modules supérieurs de plus de 15 % pour la campagne expérimentale menée sur les bois. On attribue 8 % d'écart aux effets des conditions aux limites du protocole d'essai.

Pour la configuration EN408, la valeur du MOE local EN408 est inférieur d'environ 13% à la valeur du MOE global EN408.

## **2.12 Classe de résistance probable du lot à l'état sec, sur la base des résultats de caractérisation**

Selon l'Eurocode 5, pour classer un lot de bois, il suffit d'avoir les 3 propriétés de détermination des classes que sont : la masse volumique au 5<sup>ème</sup> pourcentile, la résistance à la flexion (MOR) au 5<sup>ème</sup> pourcentile et le MOE moyen axial longitudinal ( $E_{0, \text{mean}}$ ). La valeur moyenne  $E_0$  du lot doit être égale à la valeur indiquée dans la norme EN338 ou à 95% de cette valeur :  $E_{\text{mean,acc}}$  [41], [78] . Le coefficient 0,95 appliqué à la valeur moyenne du MOE nécessaire pour la classe de résistance, a pour but de compenser les effets générés par la présence de nœuds critiques dans le tiers-central lors de l'essai [78], par rapport à une disposition aléatoire dans la configuration de flexion EN408. Notons que nous nous limiterons volontairement dans cette partie du travail aux valeurs indiquées dans la norme EN338 (valeurs  $E_{0, \text{mean}}$ ).

Dans le présent travail, n'ayant fait que des essais non destructifs, nous n'avons pas déterminé le MOR. Cependant, nous avons déterminé les 2 autres propriétés. Pour attribuer une classe de résistance probable au lot étudié sur la base des valeurs normatives (Tableau n° 18), nous nous limitons aux valeurs de la masse volumique au 5<sup>ème</sup> pourcentile et de la valeur moyenne du MOE.

La masse volumique caractéristique au 5<sup>ème</sup> pourcentile sur le lot a été calculée conformément à la norme NF EN 14358 [40].

Tableau n° 18 : Propriétés mécaniques par classe de résistance pour les bois résineux[41]

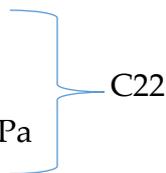
Symbole	Designation	Unité	C14	C16	C18	C22	C24	C27	C30	C35	C40
$f_{m,k11}$	Contrainte de flexion	N/mm <sup>2</sup>	14	16	18	22	24	27	30	35	40
$f_{t,0,k}$	Contrainte de traction axiale	N/mm <sup>2</sup>	8	10	11	13	14	16	18	21	24
$f_{t,90,k}$	Contrainte de traction perpendiculaire	N/mm <sup>2</sup>	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,6
$f_{c,0,k}$	Contrainte de compression axiale	N/mm <sup>2</sup>	16	17	18	20	21	22	23	25	26
$f_{c,90,k}$	Contrainte de compression perpendiculaire	N/mm <sup>2</sup>	2,0	2,2	2,2	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9
$f_{v,k}$	Contrainte de cisaillement	N/mm <sup>2</sup>	1,7	1,8	2,0	2,4	2,5	2,8	3,0	3,4	3,8
Symbole	Designation	Unité	C14	C16	C18	C22	C24	C27	C30	C35	C40
$E_{0,mean}$	Module moyen axial	kN/mm <sup>2</sup>	7	8	9	10	11	11,5	12	13	14
$E_{0,05}$	Module axial au 5 <sup>e</sup> pourcentile	kN/mm <sup>2</sup>	4,7	5,4	6,0	6,7	7,4	7,7	8,0	8,7	9,4
$E_{90,mean}$	Module moyen transversal	kN/mm <sup>2</sup>	0,23	0,27	0,30	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,47
$G_{mean}$	Module de cisaillement	kN/mm <sup>2</sup>	0,44	0,50	0,56	0,63	0,69	0,72	0,75	0,81	0,88
$\rho_k$	Masse volumique caractéristique	kg/m <sup>3</sup>	290	310	320	340	350	370	380	400	420
$\rho_{mean}$	Masse volumique moyenne	kg/m <sup>3</sup>	350	370	380	410	420	450	460	480	500

Ainsi, sur toute la population d'étude en utilisant les 2 paramètres cités ci-dessus, nous obtenons les classes de résistance **probables** suivantes :

➤ **Flexion normative EN408**

Masse volumique 5<sup>e</sup> pourcentile = 467 kg/m<sup>3</sup>

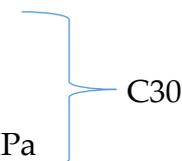
MOE local ( $E_0$ ) moyen du lot (flexion EN408) = 10036 MPa



➤ **Essais étendus proposés (sur chant)**

Masse volumique 5<sup>e</sup> pourcentile = 467 kg/m<sup>3</sup>

MOE local ( $E_0$ ) moyen du lot (flexion étendue) = 12740 MPa



Dans le cas des essais étendus proposés, le MOE global est déterminé en flexion pure, son utilisation pour le classement mécanique pour l'attribution d'une classe mécanique pourrait être le suivant :

Masse volumique 5<sup>e</sup> pourcentile = 467 kg/m<sup>3</sup>

MOE local (assimilé MOE global)  $E_0$  moyen du lot (flexion étendue) = 13590 MPa

C35

Sur l'échantillonnage, en faisant abstraction de la résistance à la flexion, la flexion étendue permettrait probablement de gagner 3 classes de résistances par rapport à l'essai normalisé EN408, et de mieux valoriser les sciages étudiés. L'utilisation du MOE global déterminé par l'essai de flexion étendue proposé permettrait de gagner 4 classes de résistance par rapport à la flexion EN408. Par-ailleurs, le classement machine étant limité à une résistance C30 pour le pin maritime, ce verrou conduirait à une sous-estimation de la classe mécanique du lot par la méthode vibratoire.

Comme dit précédemment, les valeurs caractéristiques requises pour le classement en termes de résistance sont : pour le module d'élasticité la moyenne, tandis que pour la résistance et la masse volumique, il s'agit du 5<sup>e</sup> pourcentile inférieur. On remarque sur le lot étudié, que les masses volumiques caractéristiques (au 5<sup>e</sup> pourcentile) sont beaucoup plus élevées que les valeurs requises pour les classes attribuées. Statistiquement, l'augmentation de la valeur moyenne de la rigidité ( $E_{0,mean}$ ) d'une population, nécessite le rejet d'un plus grand nombre d'échantillons, que l'augmentation du fractile à 5% sur la masse volumique ( $Mv$ , MOR) [70]. Ainsi, ce sont plutôt les rigidités  $E_0$  qui sont discriminantes pour l'attribution de classes de résistance au lot étudié. Les biais de détermination du module d'élasticité générés par la configuration d'essais proposé par la norme EN408 peuvent générer de fortes sous-estimations des classes de résistances et avoir des répercussions sur les notes de calcul pour lesquelles les ELS sont dimensionnants.

### 2.12.1 Facteurs influençant la relation entre MOE local et MOE global pour le pin maritime

En règle générale, dans le cas d'un essai de flexion EN408 sur un matériau *homogène et isotrope*, le MOE global devrait être inférieur au MOE local, car ce dernier est régi par des déformations en flexion pure, tandis que le MOE global est aussi influencé par les déformations en cisaillement.

Dans le cas de l'essai normalisé EN408 effectué sur la population d'étude, pour 63% (104 sciages) de la population, le MOE local est inférieur au MOE global (*points se retrouvant au-dessous de la droite  $MOE_{global} = MOE_{local}$  sur la Figure n° 42*). Parmi cette proportion (63%), on distingue 43% de sciages de cœur (correspondant à 27% de l'échantillonnage total), 27% de sciages référencés en bleu et 30% de sciages référencés par la couleur rouge (57 % de sciages périphériques).

Dans le cas des essais étendus sur chant où les 2 types de mesures du MOE sont effectuées en flexion pure ; pour la plupart des poutres, le MOE global est supérieur au MOE local.

Suivant les conclusions de l'étude de Ridley-Ellis [68] sur des poutres d'épicéa commun et d'épicéa de sitka, la principale cause des écarts entre le MOE local et le MOE global est la grande variabilité du MOE local tout au long des portées de poutres et non la déformation en cisaillement (résultats antérieurs à leur étude). Pour vérifier ce résultat pour le pin maritime, nous évaluerons dans la suite du travail, la variabilité du MOE local tout au long des portées des lamelles pour la population d'étude.

### 2.13 Variation intra-lamelles du MOE local à l'état sec

Lors du sciage, les lamelles ont été référencées de telle sorte que les fins bouts orientés vers la base des arbres et ceux orientés vers la cime soient distingués (*Photo n° 10*).

Pour tous les essais de flexion, au cours des deux campagnes expérimentales, nous avons veillé à ce que la disposition des lamelles suive la même orientation : courbure des cernes orienté vers le bas, et le bout situé vers le bas de l'arbre, toujours du même côté.

Soit  $l_i$  la portée de chaque sciage en mm. Lors des essais de flexion étendue, les capteurs C1 et C3 sont disposés respectivement aux positions  $\frac{l_i}{2} - 625$  mm et  $\frac{l_i}{2} + 625$  mm (*Figure n° 25*).



*Photo n° 10 : Sciages référencés suivant l'orientation en hauteur dans les arbres*

Pour l'essai normalisé, les deux capteurs C1 et C3 sont respectivement posés aux positions  $\frac{l_i}{2} \pm 225$  mm (Figure n° 26).

Les mesures locales de raideurs à chacune de ces positions au cours des divers essais de flexion, permettent d'évaluer les tendances de répartition de la rigidité le long de chaque élément fléchi. Les raideurs aux positions citées sont les rapports entre l'incrément de force lié au chargement et les déplacements enregistrés par les capteurs de déplacements C1 et C3.

Les figures suivantes montrent le rapport entre les raideurs locales  $k_1$  et  $k_3$  mesurées respectueusement aux positions des capteurs C1 et C3 (Figure n° 25, Figure n° 26), pour chaque configuration de flexion, en fonction de la hauteur dans les arbres.

Dans le cas de la flexion EN408, la moyenne sur le lot du rapport  $k_1 / k_3$  a une valeur de 1,02 avec un écart type de 0,05 et un COV = 4,43. Toutefois, pour la plupart des sciages (70% du lot), le rapport  $k_1 / k_3$  est supérieur à 1 (Figure n° 46), montrant que la rigidité est souvent plus élevée vers le bas de l'arbre, que vers la cime. Ceci peut aussi révéler que la nodosité est plus importante pour la plupart des sciages en progressant vers la cime. Ainsi, dans la zone de mesure des déplacements en flexion, la distribution des nœuds est très différente, étant souvent plus importante du côté du capteur C3 (en progressant en hauteur vers la cime des arbres).

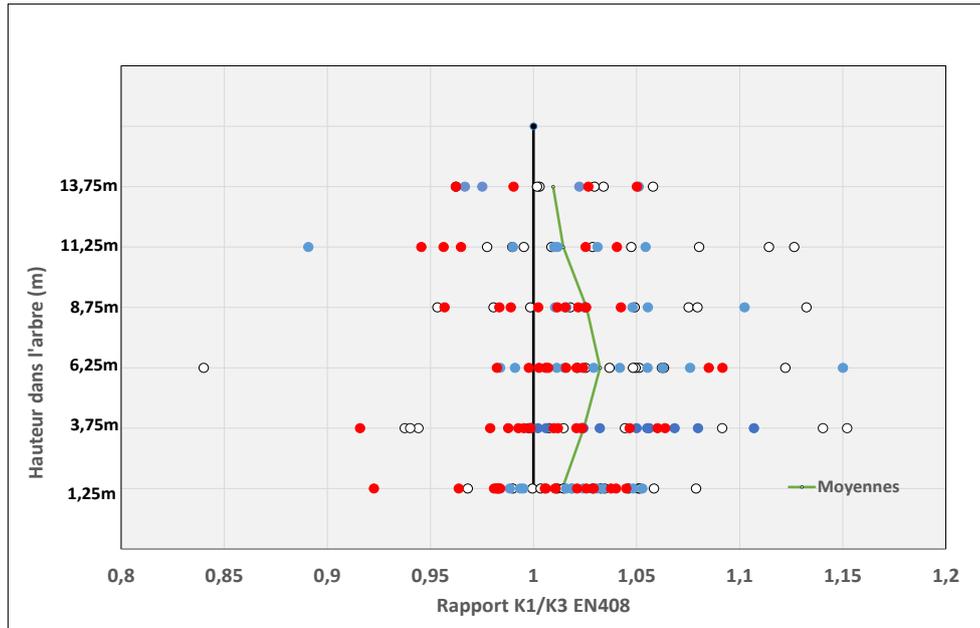


Figure n° 46 : EN408 : Rapport des raideurs  $k1/k3$  suivant la hauteur dans l'arbre

Par-ailleurs, l'analyse par hauteur fait distinguer deux comportements sensiblement différents. En effet, en dessous de 7,5 m, pour 72% des sciages prélevés, les raideurs vers la base de l'arbre ( $k1$ ) sont supérieures aux raideurs  $k3$ . Au-dessus de 7,5m cet écart se réduit sensiblement à 61%, sauf pour les sciages de cœur (bois juvénile). Ceci traduit la présence de bois de compression en périphérie.

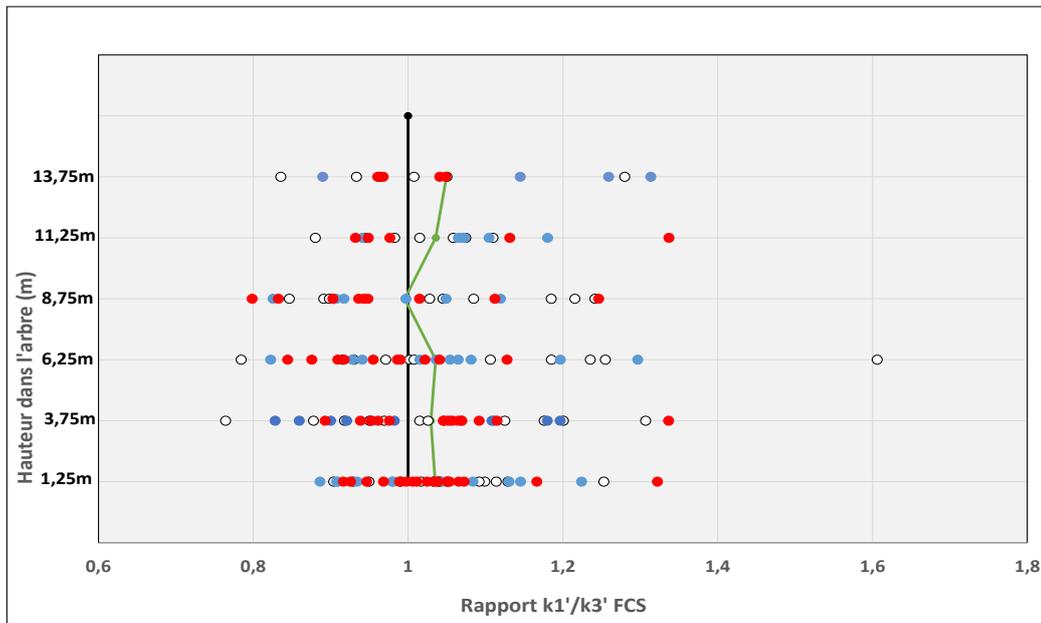


Figure n° 47 : FCS : rapport des raideurs  $k1'/k3'$  suivant la hauteur dans l'arbre

Concernant la flexion étendue sur chant et les raideurs  $k1'$  (capteur C1) et  $k3'$  (capteur C3) mesurées aux positions  $\frac{l_i}{2} - 625$  et  $\frac{l_i}{2} + 625$  (Figure n° 47), la moyenne sur le lot du rapport  $k1'/k3'$  est de 1,03 avec un écart type de 0,13 et un COV = 12,4. Pour 56% des sciages du lot, le rapport  $k1'/k3'$  est supérieur à 1, ce qui correspond à une rigidité sensiblement supérieure vers la base plutôt que vers la hauteur.

Les deux figures ci-dessus, montrent une variation moyenne de la raideur de 2% entre les 4 positions testées par ces 2 essais de flexion, avec des coefficients de variation relativement faibles. Ainsi, la répartition de la raideur le long des lamelles varie peu, malgré des fortes variabilités de la distribution des défauts le long des portées des sciages, ajouté à la présence de bois compression en périphérie à certaines hauteurs dans les arbres.

#### **2.14 Influence des défauts sur la relation entre MOElocal et MOEglobal**

L'ordonnement entre les valeurs des MOE locaux et globaux a aussi été étudié sur l'échantillonnage. Il s'agit, pour chaque configuration de flexion prise indépendamment, de vérifier si, sur la population de pin maritime étudiée, les deux valeurs de MOE sont classées de manière identique par les deux méthodes de mesure du MOE. Ceci consiste dans un premier temps à trier les 2 valeurs de MOE déterminées sur la population par ordre croissant et leur attribuer des rangs respectifs, puis pour chaque sciage de comparer dans un second temps, le rang occupé dans le lot par son MOE local à celui du MOE global.

En effet, si les lamelles étaient plutôt en matériau homogène et isotrope, les 2 types de MOE devraient être ordonnancés et avoir le même rang. Dans le cas du matériau bois, l'hétérogénéité et les variabilités peuvent affecter l'ordonnement.

Dans le cas des essais étendus proposés, l'absence d'effet du cisaillement sur la mesure des 2 types de MOE, permet d'écarter un probable effet de l'effort tranchant

(en lien avec certains résultats de la bibliographie) et de relever clairement l'influence des défauts sur la relation entre  $MOE_{local}$  et  $MOE_{global}$  pour le lot d'étude.

L'ordonnancement entre les deux types de mesure du MOE pour l'essai normalisé est présenté sur la, ci-dessous.

On remarque une dispersion significative des points autour de la droite d'équation  $x = y$ , et la corrélation entre les rangs obtenus pour les 2 valeurs du MOE sur l'échantillonnage, fournit un coefficient de détermination  $R^2 = 0,66$ , ce qui montre une variabilité importante entre le MOE local EN408 et le MOE global EN408 et ne permet pas d'apporter des conclusions significatives.

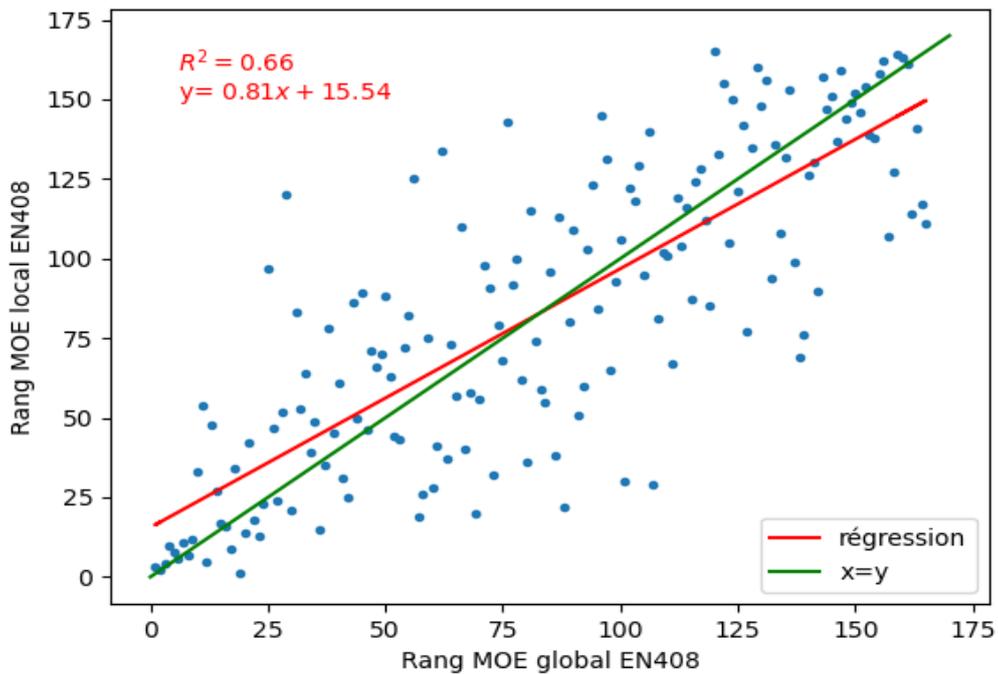


Figure n° 48 : EN408 : ordonnancement entre  $MOE_{loc}$  et  $MOE_{glob}$

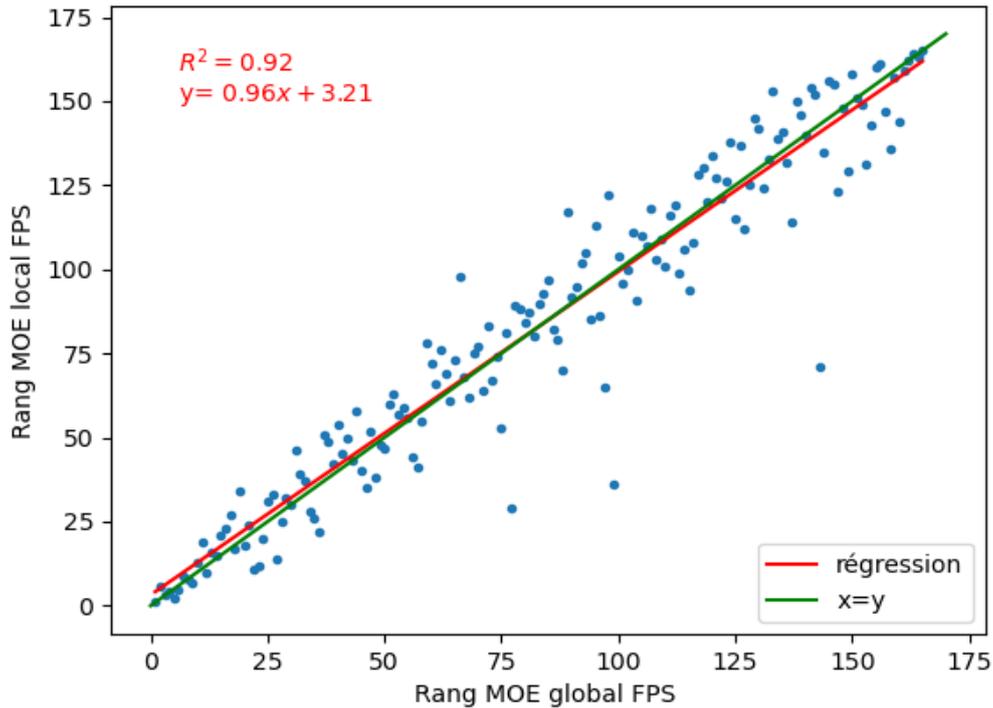


Figure n° 49 : FPS : Ordonnement entre MOEloc et MOEglob

Dans le cas de l'essai à plat pour la flexion étendue proposée (Figure n° 49), le nuage de points autour de la droite d'ordonnement  $x = y$  est beaucoup plus resserrée que dans le cas de l'essai EN408, avec encore plus de rigidités ordonnancées entre les 2 mesures du MOE. On obtient une très bonne corrélation sur l'ordonnement avec un coefficient de détermination  $R^2 = 0,92$  ce qui montre une bonne convergence entre les 2 méthodes de mesure du MOE. On distingue cependant 3 points particulièrement distants de la droite d'ordonnement et extérieurs au nuage de points. Les 3 sciages à l'origine de ces mesures de MOE ont tous été identifiés comme étant des sciages de cœur, avec des nœuds sur la face latérale, tangents au chant tendu en flexion et situés dans la zone proche du tiers central de la portée, comme le montre la figure ci-dessous issue de la reconstitution des faces sur la machine xyloprofil.



Figure n° 50 : Mise en évidence de positions critiques de nœuds

La Figure n° 51 ci-dessous, montre l'ordonnancement effectué dans le cas de l'essai de flexion étendue sur chant. Cette configuration est celle qui produit la meilleure relation d'ordonnancement entre les 2 types de mesure du MOE (local / global) avec un coefficient de détermination de la droite de régression  $R^2 = 0,96$ .

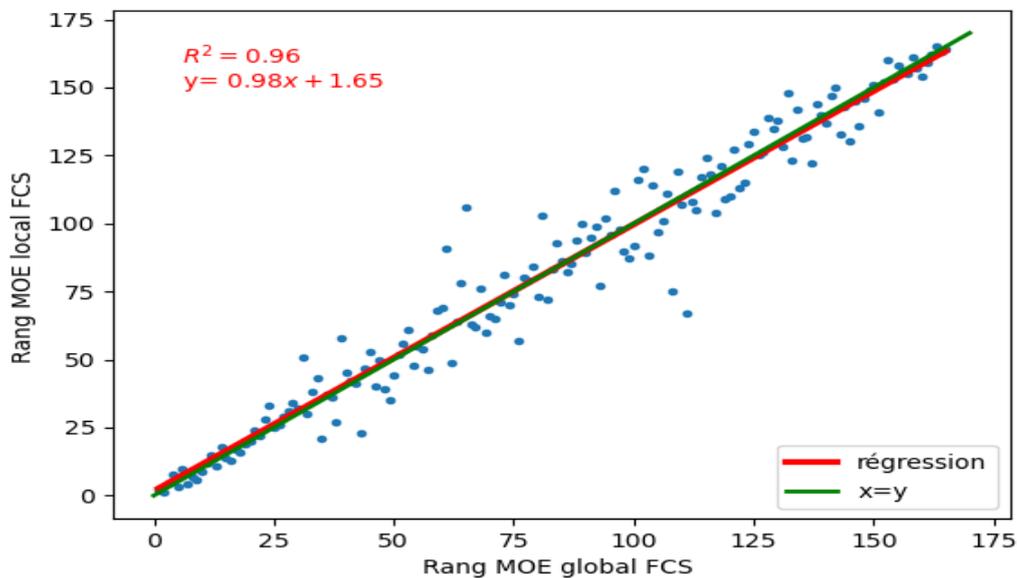


Figure n° 51 : FCS : Ordonnancement entre MOEloc et MOEglob

Nous avons intégré une plage de tolérance d'ordonnancement, sur la base des incertitudes de détermination des MOE. Pour chaque essai de flexion, la plage de tolérance est égale au rapport moyen entre les incertitudes de mesure des 2 types de MOE (local et global). Si l'écart entre le MOE local et le MOE global n'excède pas la valeur absolue de ce rapport alors nous considérons que les 2 mesures du MOE sont ordonnancées.

Tableau n° 19 : Ecart de tolérance pour l'ordonnancement des 3 essais de flexion

Essais de flexion	Incertitude max MOE loc (MPa)	Incertitude max MOE glob (MPa)	Ecart toléré MOEloc - MOEglob (MPa)
EN408	569	522	± 546
FPS	684	608	± 646
FCS	893	691	± 792

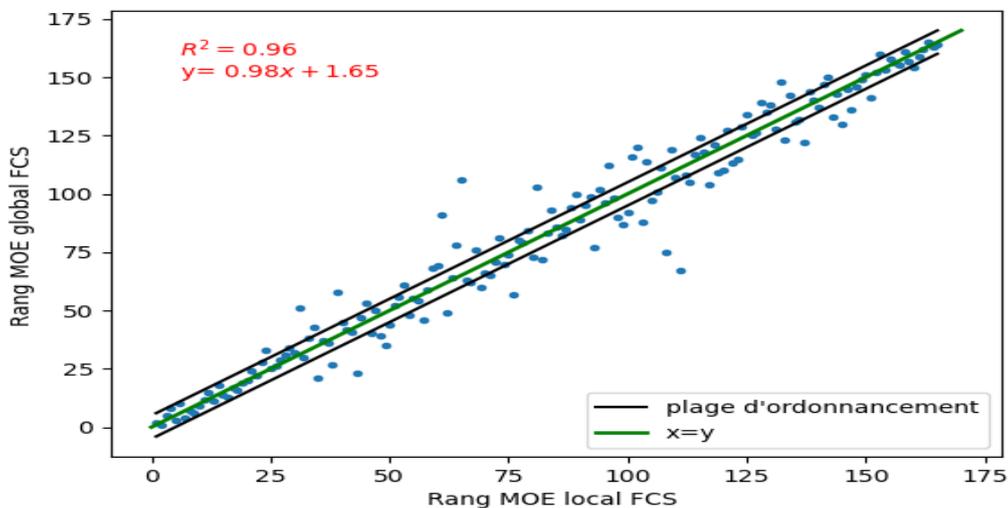


Figure n° 52 : Ordonnancement entre MOEglob et MOEloc avec plage de tolérance pour l'essai de flexion sur chant

Avec ces écarts de tolérance ; dans le cas de la flexion EN408, on obtient 31 résultats ordonnancés entre les 2 types de mesure du MOE, soit environ 19% du lot. Dans le cas de la flexion étendue à plat, 68 résultats sont ordonnancés, soit 41% des lamelles du lot, ce qui est encourageant. Pour la configuration de flexion étendue sur chant, 93 résultats sont ordonnancés, représentant 56% des lamelles du lot. Cette légère différence du nombre de résultats convergents entre les flexions étendue sur chant et à plat est probablement dû à la taille des défauts sur la hauteur fléchie.

En l'absence d'interaction de l'effort tranchant avec les résultats de mesures des MOE et lorsqu'un volume significatif des poutres est sollicité en flexion pure (cas des essais

de flexion étendue) ; les résultats de mesures des 2 types de MOE (local et global) convergent mieux et révèlent la fiabilité de l'approche.

### **2.15 Influence de la hauteur sur les mesures de MOE locaux et MOE globaux pour la population d'étude**

La Figure n° 53 montre l'ordonnement entre les valeurs du MOE local pour les 2 configurations (à plat et sur chant) de l'essai de flexion étendue, suivant la localisation initiale des sciages dans les sections d'arbre pour chaque lamelle du lot.

La différence majeure entre les 2 configurations étant la hauteur fléchie ainsi que la position et la taille des défauts sur la hauteur fléchie, l'objectif ici est de déterminer pour le lot d'étude, l'influence de ces 2 paramètres sur les 2 types de mesure du MOE.

Dans le cas du MOE local (Figure n° 53, ci-après), la corrélation sur l'ordonnement entre les 2 configurations (à plat et sur chant) de flexion étendue traduit une relation  $R^2 = 0,86$  sur toute la population d'étude, avec un nuage de points peu dispersé autour de la droite  $x=y$ , et une équation de la droite de régression, dont le coefficient directeur est proche de l'unité. Les résultats sont similaires dans le cas du MOE global.

En rapport avec les résultats précédents (Figure n° 46 , Figure n° 51) on peut conclure que la taille des nœuds par rapport à la hauteur fléchie perturbe sensiblement l'ordonnement.

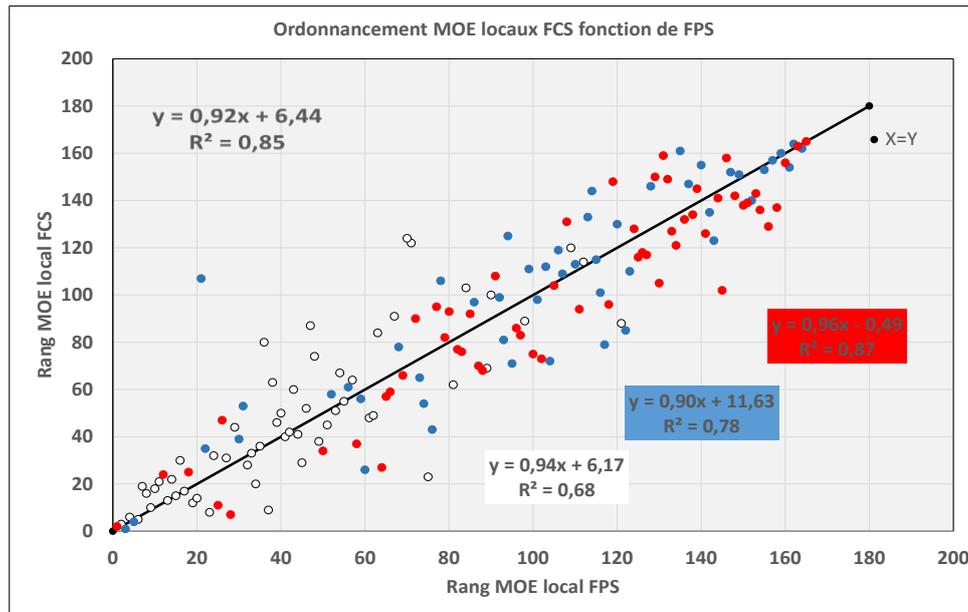


Figure n° 53 : Ordonnement du MOEloc entre la flexion étendue sur chant et à plat

Lorsqu'on analyse l'ordonnement en fonction de la position initiale des sciages dans la grume d'origine, on se rend compte que la qualité de l'ordonnement est variable suivant la localisation des sciages dans les arbres. Ainsi, pour les sciages de cœur, référencés en blanc, la qualité de l'ordonnement est moyenne avec un coefficient de corrélation  $R^2=0,68$ . Pour les sciages prélevés en périphérie et référencés en bleu, la qualité de l'ordonnement est bien meilleure, avec un  $R^2=0,78$ . Le meilleur ordonnancement est obtenu pour les sciages prélevés en périphérie et référencés en rouge avec un  $R^2=0,87$ . Les résultats déterminés pour le cas du MOE global sont similaires, ce qui est logique puisque dans le cas des essais de flexion étendue proposés les 2 mesures du MOE sont déterminées en flexion pure.

On conclut, qu'en fonction de la nature du bois (bois juvénile, bois mature, bois de compression) ainsi que de la qualité du bois (occurrence des défauts et leur position dans la section (1.1.2.4)), la hauteur fléchie influence différemment la mesure du MOE ; les bois de plus faibles qualités mécaniques (bois juvénile) étant ceux pour lesquels ces paramètres influencent plus les mesures de rigidités.

## 2.16 Synthèse

Après séchage, le matériau se rigidifie, avec une variation moyenne du MOE local de +24% pour la flexion étendue à plat.

A l'état vert, la variation moyenne entre le MOE obtenu par classement machine en traction-compression dynamique et le MOE obtenu pour l'essai de flexion étendue proposé à plat est de -5,65% ; les valeurs de MOE dynamiques étant supérieures aux valeurs obtenues pour la flexion statique proposée. Cet écart moyen sur le lot reste relativement faible.

A l'état sec, la variation moyenne du MOE entre le classement machine et les résultats pour l'essai de flexion étendue à plat est de 8,11%. En comparaison à l'essai normalisé, et sur la base des résultats de la bibliographie, les modules d'élasticité obtenus par l'essai de flexion étendue sont plus en adéquation avec ceux estimés par la machine de classement.

L'analyse des rigidités déterminées à l'état sec montre que les propositions de mesures des modules d'élasticité local ou global recommandées par l'EN408, sont très sensibles à la configuration de chargement (tiers central en flexion circulaire), aux capteurs de déplacement utilisés pour l'estimation des courbures des poutres chargées ; ainsi qu'à la présence de nœuds dans la zone de chargement en flexion. Pour ces raisons, la norme EN384 propose une équation d'ajustement, qui n'est pas toujours fiable car dépendante des essences. Les biais introduits par les déplacements dus à l'effort tranchant et l'estimation du module d'élasticité par la mesure de faibles courbures, ne permettent pas d'estimer correctement la rigidité flexionnelle des poutres. Le principe normatif dans ce cas peut dévaloriser les performances mécaniques de certaines essences comme le pin maritime. L'étude montre que dans le cadre de la caractérisation, un essai de flexion 4 points recouvrant près de 75% de la longueur des éléments permet de mieux évaluer le module  $E_0$  de flexion pure, nécessaire au classement structural des bois. Dans ce protocole expérimental

proposé, le champ de déplacement n'est généré que par un moment circulaire permettant une analyse par la théorie des poutres sans interaction avec l'effort tranchant. La rigidité flexionnelle du pin maritime est augmentée d'environ 20% par rapport à la valeur normative classique déterminée, ce qui se répercute sur des changements de classes de résistances supérieures (4 classes de résistances gagnées) et sur le dimensionnement des poutres aux états limites (ELS), si l'on s'intéresse à la rigidité.

Dans la suite de ce travail, nous allons évaluer avec ces nouvelles dispositions expérimentales, la qualité des bois dans l'arbre. On s'intéressera principalement à tracer la variation potentielle des rigidités flexionnelles et de déformations au séchage des bois extraits d'arbres de pin maritime. L'objectif est de voir si avec le nouveau protocole d'essais, on pourrait valoriser une grande partie du volume débité pour des produits techniques comme le lamellé collé qui sera abordé en fin de mémoire.

**Chapitre 3 : Qualité du bois de pin maritime : nodosité, déformation au séchage et effet des vents dominants sur les propriétés mécaniques**

### 3.1 Introduction

Dans la littérature, des ordres de grandeurs des propriétés élastiques du bois sans défauts de pin maritime à l'état sec peuvent être trouvés grâce aux travaux de : [79],[80] etc. (Tableau n° 20)

Tableau n° 20 : Ordre de grandeur des propriétés élastiques du bois de pin maritime (**bois sans défauts**)

	$E_L$ (MPa)	$E_R$ (MPa)	$E_T$ (MPa)	$\nu_{TL}$	$\nu_{LR}$	$\nu_{RT}$	$G_{LT}$ (MPa)	$G_{RT}$ (MPa)	$G_{LR}$ (MPa)
Cariou [79]	11369	944	703	0,03	0,32	0,58	1615	200	1350
Dourado <i>et al.</i> [81] Xavier <i>et al.</i> [80]	15133	1912	1010	0,051	0,47	0,59	1042	286	1115

Du fait de l'hétérogénéité du bois, ces valeurs pour le pin maritime peuvent fortement varier, en fonction de la provenance, du mode de croissance, et des défauts comme les nœuds ou la pente de fil.

Le module d'élasticité peut aussi varier au sein d'une population de sciages issus de la même grume. Plusieurs travaux démontrent que les caractéristiques du bois varient selon la position de prélèvement dans la grume [82], [83], [84]. Ainsi, pour un résineux standard, le MOE augmente significativement du cœur de l'arbre vers l'extérieur de la grume. Pour des grumes d'épicéa norvégien, Ormarsson [85] trouve comme relation entre la distance de la moëlle  $r$  et le MOE longitudinal :

$$E_l = 9700 + 100000 \frac{r}{r_r} \text{ MPa ; avec } r_r = 1.0 \text{ m (Figure n° 54)}$$

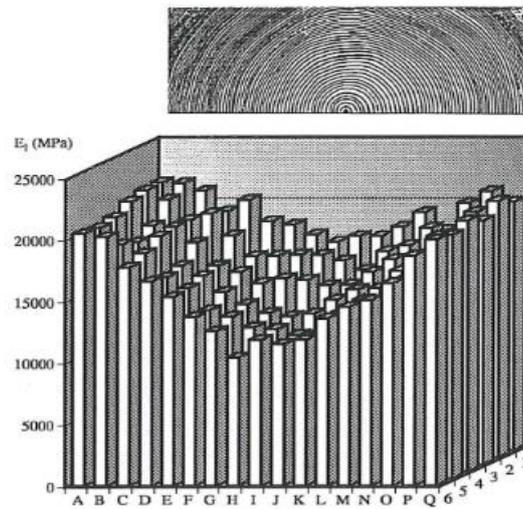


Figure n° 54 : Variations du MOE intra-arbre sur une section transversale d'une grume d'épicéa norvégien [85]

En plus de la distance par rapport à la moëlle, la hauteur de prélèvement a aussi une influence significative sur les qualités mécaniques des bois [34], [86].

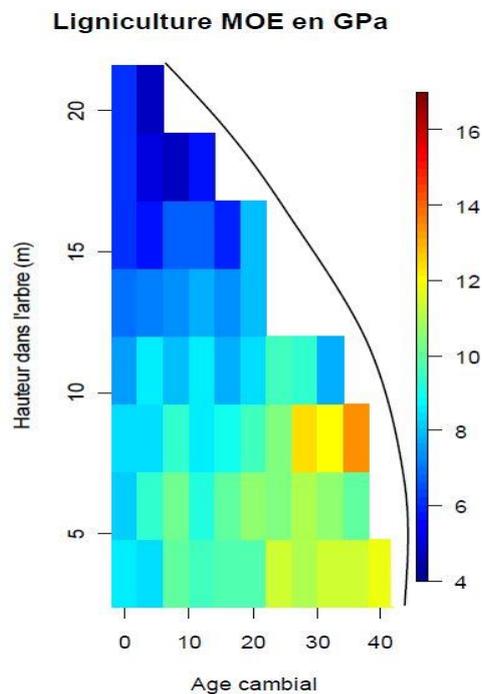


Figure n° 55 : MOE en flexion fonction de la hauteur dans l'arbre et de l'âge cambial[86]

Sur la Figure n° 55, issue des travaux de Moreau [86] pour des bois de pin maritime, on retrouve un effet positif de l'âge cambial associé à des valeurs du MOE en flexion

qui diminuent progressivement en fonction du prélèvement dans la hauteur de l'arbre.

Nous étudierons pour l'échantillonnage de notre étude, l'influence de la position dans la section des arbres ainsi que celle de la hauteur de prélèvement, sur les qualités physiques (masse volumique) et élastiques (MOE) du bois de pin maritime. Le MOE local déterminé par les essais de flexion étendue à plat, est le MOE que nous choisissons d'utiliser pour qualifier la ressource autant à l'état vert qu'à l'état sec. L'effet de l'exposition aux vents est aussi étudié et les propriétés sont comparées aux valeurs d'usage en construction.

### 3.2 Masses volumiques à l'état vert fonction de la position du sciage dans les sections d'arbres

Le tableau suivant présente sur l'échantillonnage, la variation de la masse volumique (Mv) en fonction de la position des sciages dans les sections d'arbres et la Figure n° 56, présente leurs distributions.

Tableau n° 21 : Masse volumique moyenne à l'état vert, fonction de la position dans la section

Code couleur	Blanc (bois juvénile)	Bleu (Est-Ouest)	Rouge (Nord-Sud)
Sous population	64 (37%)	50 (28,9%)	59 (34,1%)
<b>Mv moyenne (kg/m<sup>3</sup>)</b>	<b>673</b>	<b>847</b>	<b>843</b>
Ecart type (kg/m <sup>3</sup> )	79,3	85,5	94,8
COV	11,8	10,2	11,2

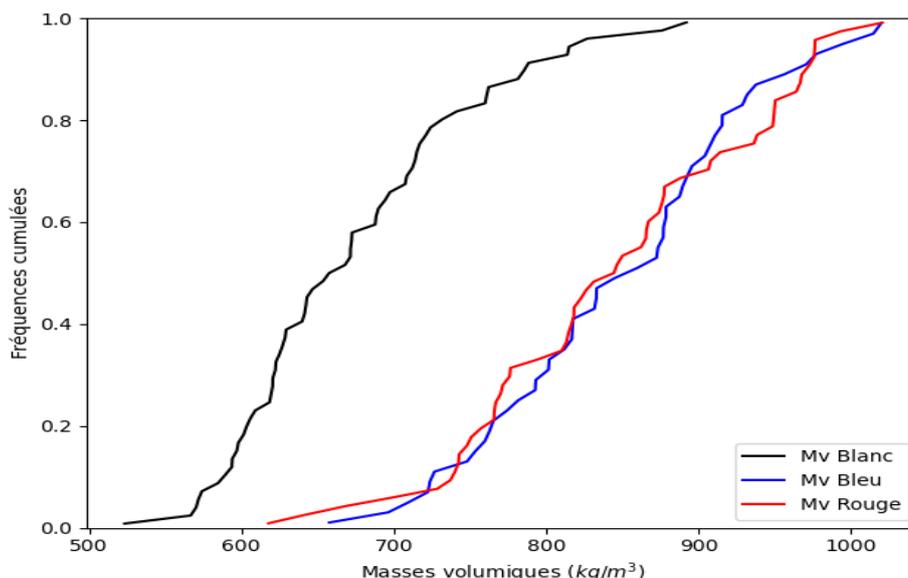


Figure n° 56 : Distribution de la masse volumique à l'état vert suivant la position dans les sections d'arbre

En moyenne, il n'y a pas d'écart significatif entre les masses volumiques des sciages référencés par les couleurs bleu et rouge (sciages de rive) et on note que leurs distributions en fréquences cumulées sont proches. Contrairement, les sciages de cœur, référencés par la couleur blanche ont une masse volumique moyenne plus faible d'environ 21%, par rapport aux moyennes des masses volumiques des autres sciages. Cette variabilité de la masse volumique est probablement liée à la variation intra-arbre de l'humidité.

### 3.2.1 Variation intra-arbre de l'humidité à l'état vert

Le tableau ci-dessous présente la variation à l'état vert, de l'humidité des sciages suivant leur localisation dans la section d'origine ; et la Figure n° 57 ci-dessous, présente la variabilité comparée de l'humidité des bois à l'état vert, en fonction de la localisation dans les sections d'arbres.

Tableau n° 22 : Humidité moyenne des sciages en fonction de la localisation dans la section d'arbres

Code couleur	Blanc (bois juvénile)	Bleu (Est – Ouest)	Rouge (Nord – Sud)
Sous population	64 (37%)	50 (28,9%)	59 (34,1%)
<b>Humidité moyenne (%)</b>	<b>29</b>	<b>40</b>	<b>39</b>
Ecart type (%)	8	6,7	13,4
COV	27,8	17	34,2

L'humidité moyenne sur les sciages prélevés au cœur des arbres est plus faible d'environ 27% par rapport à celle des sciages prélevés en périphérie.

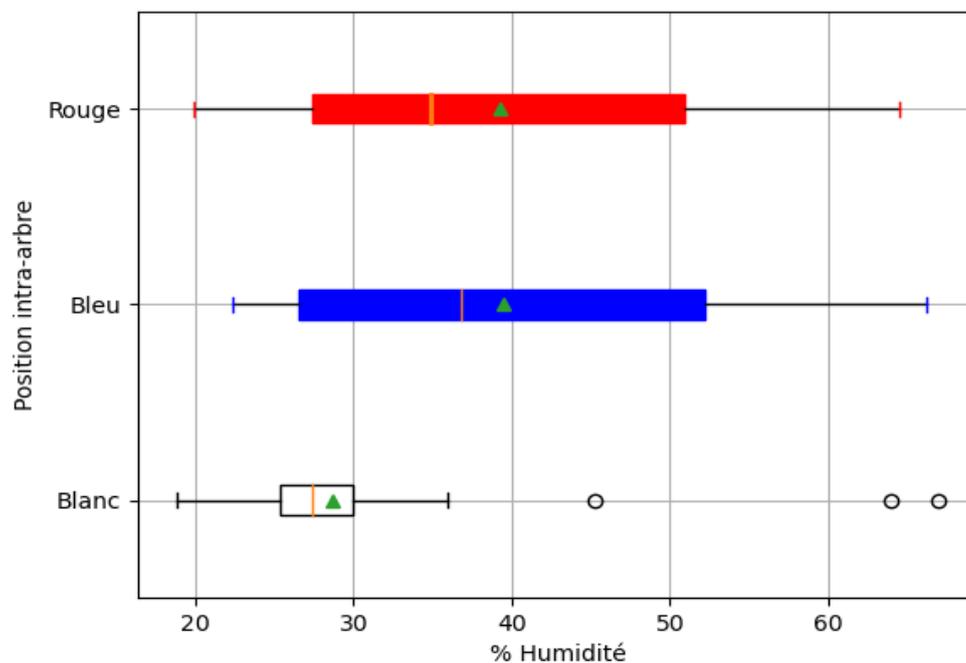


Figure n° 57 : Variabilité de l'humidité en fonction de la localisation dans les sections d'arbre

On note une très faible variabilité de l'humidité sur les sciages prélevés dans la zone de bois juvénile, ce qui n'est pas le cas pour les sciages de rives, prélevés dans la zone de bois mature. Ces valeurs sont conformes aux résultats trouvés dans la bibliographie. Par exemple, *Daya* [87] a étudié la variation radiale d'humidité et

d'infradensité sur des disques de bois verts issus de 6 arbres feuillus d'Eucalyptus grandis et de chêne vert. De ses résultats de mesure de profil d'humidité il note que l'humidité est quasiment constante au cœur de l'arbre (dans la zone de bois juvénile), tandis qu'elle augmente dans le bois adulte. Il souligne également une chute d'humidité à la périphérie qui est attribuée au séchage des surfaces. Les résultats de mesure de l'infradensité effectué dans la même étude, suivent des profils similaires, et l'on peut donc conclure que la forte variabilité de la masse volumique à l'état vert, est en lien avec la variation de l'humidité interne dans les arbres.

### 3.3 Propriétés élastiques du bois de pin maritime à l'état vert

La Figure n° 58 montre la variation intra-arbres du MOE local déterminé par l'essai de flexion à plat sur l'échantillonnage à l'état vert (172 sciages), en fonction de la position des sciages dans la section des arbres et en fonction de l'exposition aux vents dominants.

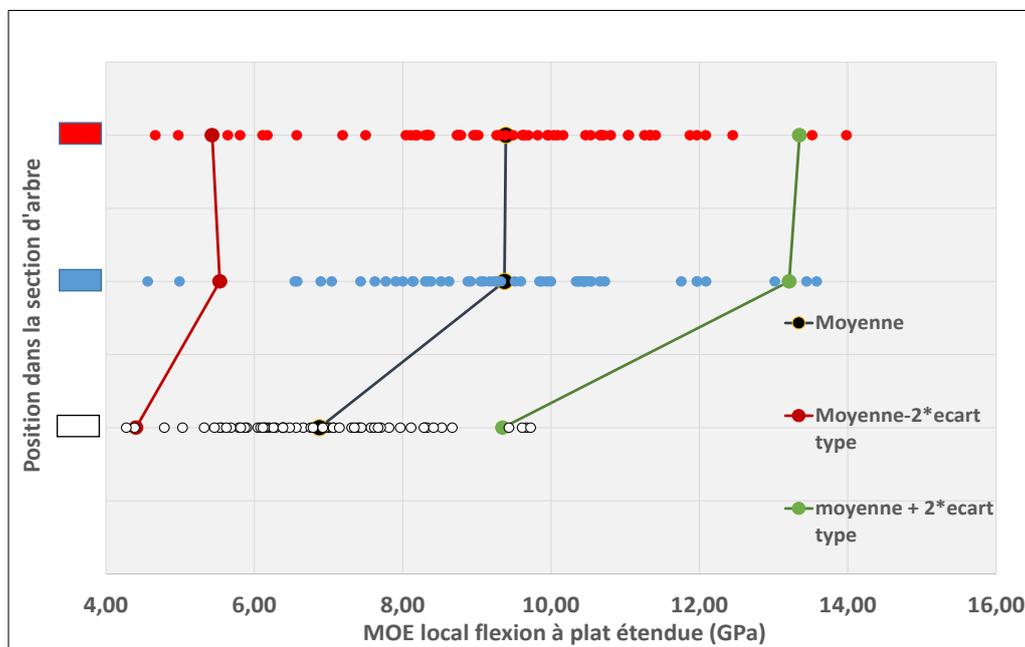


Figure n° 58 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre à l'état vert (effet radial)

Pour tous les arbres, les lamelles prélevées au cœur et référencées par la couleur blanche ont les rigidités les plus faibles et se distinguent clairement comme du bois

juvénile. En revanche, dans le cas des lamelles référencées par les couleurs bleu et rouge, les modules d'élasticité ne semblent pas être en relation avec un effet des vents dominants.

La Figure n° 59 montre la répartition par hauteur du MOE local FPH sur l'échantillonnage à l'état vert (172 sciages).

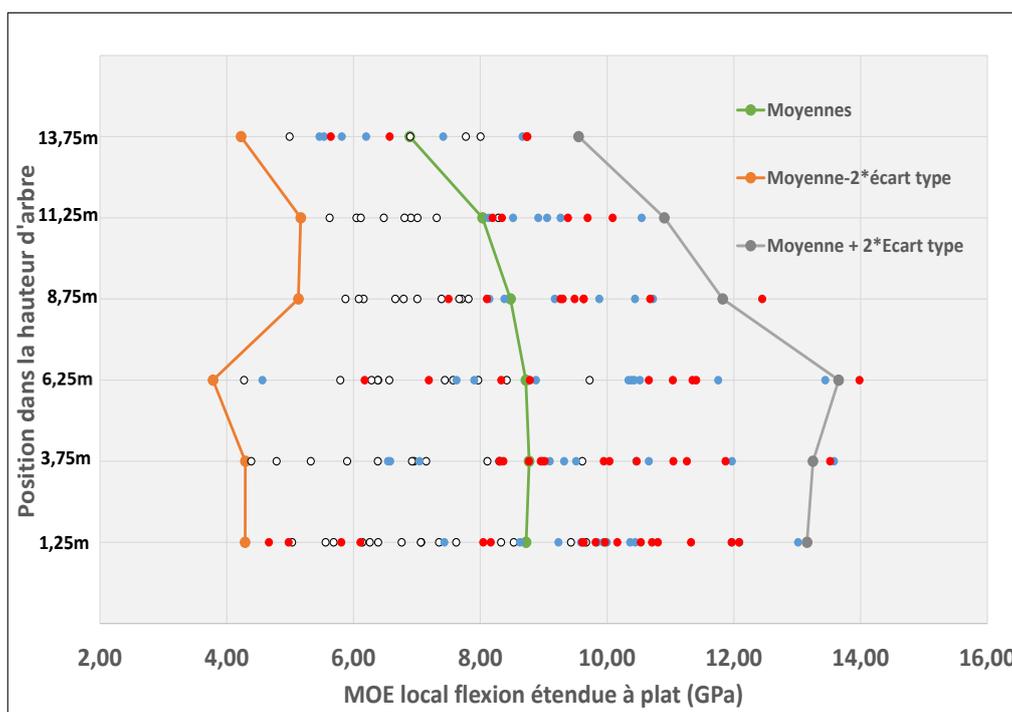


Figure n° 59 : Répartition du MOE local FPH en fonction de la hauteur de prélèvement dans les arbres à l'état vert

L'analyse de la rigidité suivant la hauteur dans l'arbre (Figure n° 59), sur toute la population d'étude fait remarquer qu'en dessous de 7,5m, la rigidité moyenne à l'état vert avoisine 8700 MPa. Entre 7,5m et 10m de hauteur, elle baisse sensiblement, avoisinant 8400 Mpa, cet écart n'étant pas significatif. Au-dessus de 10m de hauteur, elle baisse significativement, avoisinant 6890 MPa entre 12,5m et 15 m de hauteur.

A l'état vert sur la population étudiée, les bois de meilleures rigidités peuvent être prélevés en dessous de 8m de hauteur dans les arbres.

### 3.4 Masses volumiques après séchage, en fonction de la position du sciage dans les sections d'arbres

Le Tableau n° 23 présente la variabilité de la masse volumique après séchage, en fonction de la localisation des sciages dans les sections d'arbres.

Tableau n° 23 : Masse volumique moyenne après séchage, fonction de la position dans la section

Code couleur	Blanc (bois juvénile)	Bleu (Est – Ouest)	Rouge (Nord-Sud)
Sous population	62 (37%)	50 (28,9%)	59 (34,1%)
Mv moyenne (kg/m <sup>3</sup> )	518	532	533
Ecart type	39,6	40,9	33,3
COV	7,6	7,7	6,2

Après séchage, les sciages prélevés au cœur de l'arbre, dans la zone de bois juvénile (couleur blanche), ont une masse volumique moyenne plus faible de 2,8 % par rapport aux sciages prélevés en périphérie dans la zone de bois adulte ; ce qui n'est pas significatif.

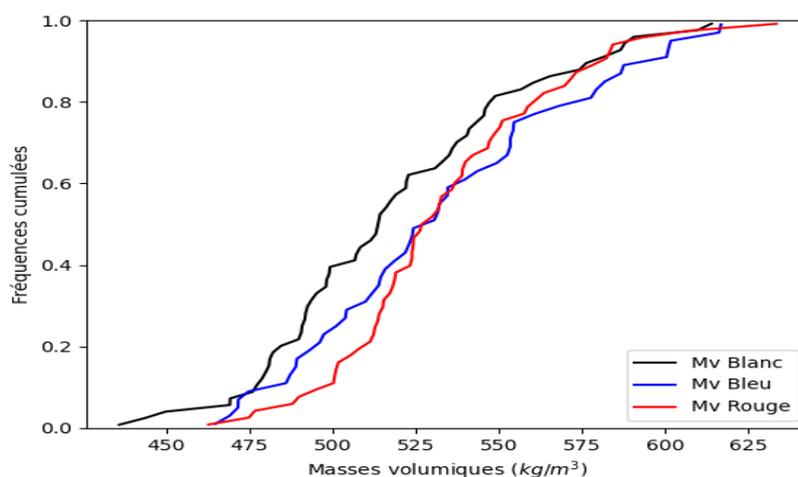


Figure n° 60 : Distribution de la masse volumique après séchage à 12% d'humidité, suivant la position dans les sections d'arbre

Contrairement à l'état vert, les sciages de cœur séchés ont des masses volumiques proches de celles des sciages de rive. Les deux sous-population de sciages prélevés

en périphérie et référencés par les couleurs bleue et rouge (vents dominants), ont des masses volumiques moyennes similaires après séchage (Tableau n° 23).

La Figure n° 60 ci-dessus, présente la variabilité de la masse volumique après séchage, suivant la localisation des sciages dans les sections d'arbres. On remarque que les sciages référencés par la couleur bleue ont une variabilité plus marquée que celle des sciages référencés par la couleur rouge, ce qui se révèle être contraire aux observations faites sur la variabilité de la masse volumique à l'état vert entre ces 2 sous populations (Figure n° 56). Ceci semble traduire la présence de bois de compression parmi les sciages référencés par la couleur rouge, en référence à la bibliographie.

### 3.5 Variabilités intra-arbres du MOE du bois de pin maritime à l'état sec

La Figure n° 61 ci-après, présente la répartition intra-arbre du MOE local déterminé par l'essai de flexion à plat étendue après séchage des lamelles (*MOE local FPS*), suivant la position dans la section de l'arbre pour toute la population d'étude.

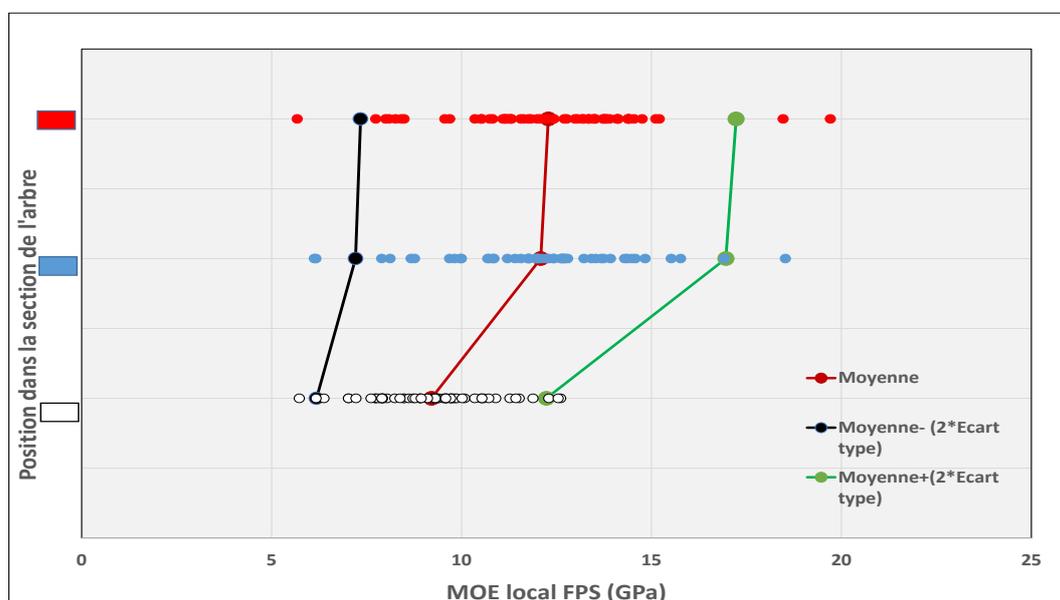


Figure n° 61 : Répartition du MOE local FPS suivant la position dans l'arbre à l'état sec

Après séchage, les lamelles référencées en bleu ont pour leur part, un MOE moyen de 12080 MPa, tandis que celles référencées en rouge ont un MOE moyen de 12290 MPa.

La rigidité moyenne sur la population des lamelles référencées par la couleur blanche est de 9210 MPa (écarts de 23,7% avec lamelles bleues et 25% avec les lamelles rouges).

Contrairement à l'état vert, après séchage, les lamelles de plus faibles qualités et les plus noueuses (fractiles à 5% sur la Figure n° 61 ci-dessus) ont des rigidités similaires quelque soit leur localisation intra-arbre avec un écart moyen de 14% entre les bois juvéniles et les sciages de rive.

Comme à l'état vert, il n'y a pas un écart significatif entre les MOE des lamelles référencées en bleu et celles référencées en rouge, ce qui traduit qu'il n'y a pas un effet probant des vents dominants sur la rigidité intra-arbre.

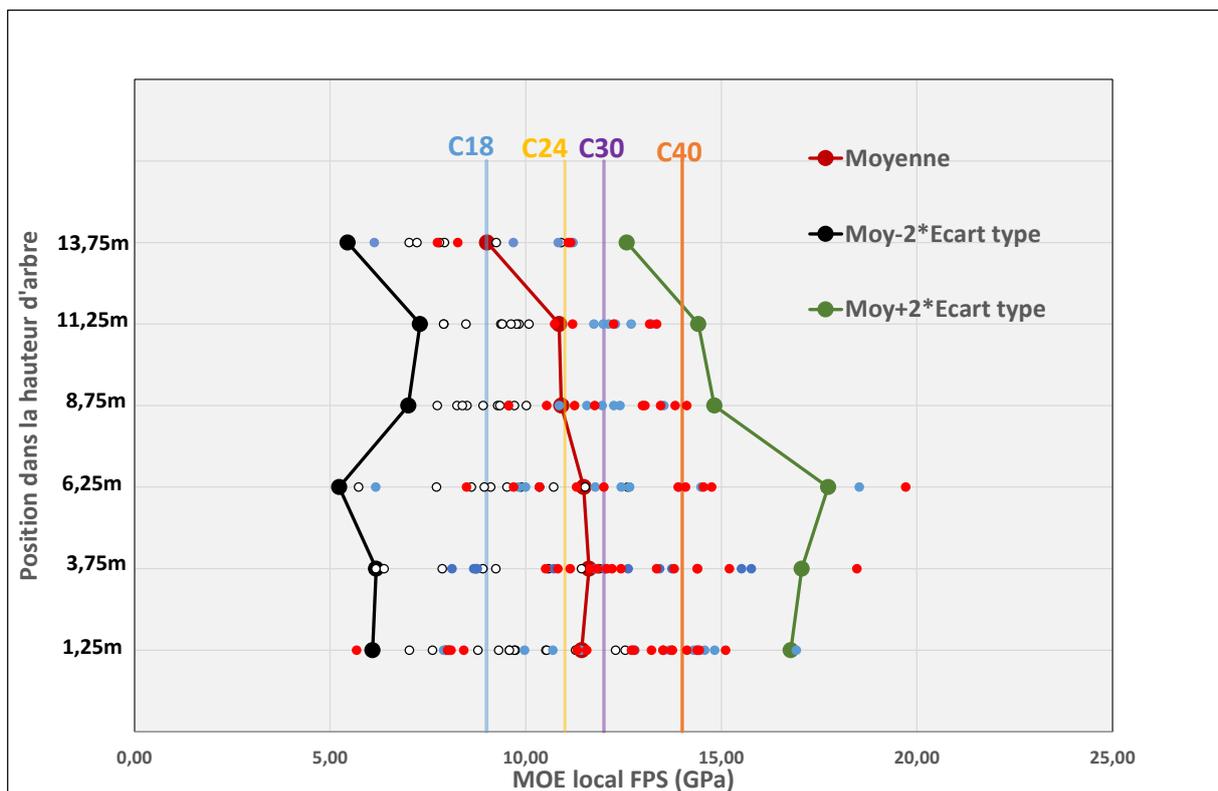


Figure n° 62 : Répartition du MOE local FPS en fonction de la hauteur dans les arbres à l'état sec

On remarque la prépondérance de bois de bonnes rigidités ( $E_0$  requis pour C18 à C30) à toutes les hauteurs dans l'arbre, ce qui est encourageant pour le prélèvement des lamelles pour la fabrication de composites structuraux.

La rigidité moyenne en dessous de 7,5 m de hauteur, est comprise entre 11430 MPa (1,25 m), 11620 MPa (3,75 m) et 11480 MPa (6,25 m). Elle baisse de 5% (10850 MPa) entre 7,5 m et 12,5m. Au-dessus de 12,5 m, elle baisse considérablement de 20%.

On note donc un effet visible de la hauteur sur le prélèvement des planches pour la rigidité. Cependant, la variabilité est plus prononcée à la base du tronc en dessous de 7,5 m, due à la présence simultanée de bois juvénile, de bois adulte, de bois sain et également du bois compression du fait de la courbure basale du tronc. Sur plus de 3000 avivés de bois de pins maritimes, Castéra [34] en 2005 s'était plutôt intéressé à la variabilité suivant la hauteur dans les arbres de la résistance mécanique en flexion EN408 et trouve des résultats similaires pour le MOR (Figure n°13).

Le Tableau n° 24 ci-après, compare les résultats de notre étude aux résultats obtenus grâce à des essais de flexion EN408 (sur chant) par *Moreau, 2010* [86] sur 389 avivés de pin maritime de 2,2 m de portée et de sections 40 x 100 mm<sup>2</sup>, séchés à environ 12% d'humidité. Les valeurs de MOE indiquées pour les sciages de rive sont des valeurs moyennes pour les sciages référencés en bleu et en rouge dans notre étude.

Les travaux de *Moreau* [86] ont été basés sur un lot plus important que le nôtre, avec des portées relativement similaires. On retrouve un effet similaire de la hauteur intra-arbres sur le prélèvement des sciages pour la rigidité. Lorsque l'on compare les résultats de ce travail aux résultats de nos essais (Tableau n° 24, ci-dessous) uniquement sur la base des essais de flexion normalisés EN408, on remarque que malgré des sections de poutres sensiblement plus grandes dans le cas de la présente étude, il n'y a pas d'écarts significatifs (+ 5 % en moyenne de MOE obtenu dans notre étude) entre les variabilités intra-arbre suivant la hauteur dans les arbres, des MOE déterminés par les 2 études. Ces écarts deviennent conséquents lorsque l'on s'intéresse aux résultats obtenus par les essais de flexion étendue proposés dans ce travail (+13 % pour la flexion à plat et +26 %, pour la flexion sur chant), montrant que

la configuration d'essai de l'EN408 peut dévaloriser les résultats de mesure de MOE sur l'essence de pin maritime.

Tableau n° 24 : Comparaison des résultats de l'étude aux résultats de Moreau,2010 [86]

		Etat sec			
Hauteur dans les arbres Moyenne MOE (Ecart type) ± Variation	Zone de prélèvement	Etude MOREAU 2010 (EN 408) (GPa) 2200 x 40 x 100 mm <sup>3</sup>	Echantillonnage de notre étude 2500 x 60 x 110 mm <sup>3</sup>		
			EN 408 (GPa)	FPS (GPa)	FCS (GPa)
Base de l'arbre (< 3m)	Sciages de cœur	8,6 (2,8)	9 (1,5) + 4,4 %	9,9 (1,9) + 13,1 %	11,5 (2,2) + 25,2 %
	Sciages de rive	10,4 (2,5)	11,5 (2,4) + 9,5 %	12,7 (2,8) + 18,1 %	15,1 (3,6) + 31 %
7,2 m	Sciages de cœur	9,4 (2,3)	9 (1,8) - 4,4 %	10,1 (2,3) + 6,9 %	12 (2,8) + 21,7 %
	Sciages de rive	9,4 (2,3)	11,1 (2,2) + 15,3 %	12,8 (3,1) + 26,5 %	14,8 (3,4) + 36,4 %
≈ 15 m de hauteur	Sciages de cœur	≈7,5 (----)	7,9 (1,1) + 5 %	8,4 (1,5) + 10,7 %	10,3 (1,6) + 27 %
	Sciages de rive	≈ 9 (----)	9,1 (1,3) + 1 %	9,7 (1,7) + 7,2 %	11,3 (2,2) + 20 %

### 3.6 Analyse en composantes principales sur la base de données à l'état sec

Nous avons mené une analyse en composante principale sur une base de données constituée : des 6 mesures du MOE effectuées par les 3 essais de flexion à l'état sec, du MOE dynamique déterminé par la machine de classement, de la première fréquence de résonance déterminé par la machine de classement, de la masse

volumique des lamelles, du billon (arbre d'origine des lamelles), de la hauteur de prélèvement et enfin du taux d'humidité des lamelles.

L'objectif est d'identifier les indicateurs des principales sources de variabilités, d'étudier les liaisons entre les variables et les origines des variabilités, et la corrélation entre les variables initiales et les composantes principales.

Les deux composantes principales déterminées sont le module d'élasticité E et la masse volumique. Le cercle de corrélations (Figure n° 63 ci-après) montre que la dispersion des données expérimentales est caractérisée à 61% par les modules d'élasticité (dimension 1) et à 12% par la masse volumique (dimension 2). La hauteur de prélèvement des lamelles et l'arbre d'origine (billon) expriment l'autre source de variabilités à hauteur de 27 %.

Il n'y a pas de corrélation entre les MOE et les billons.

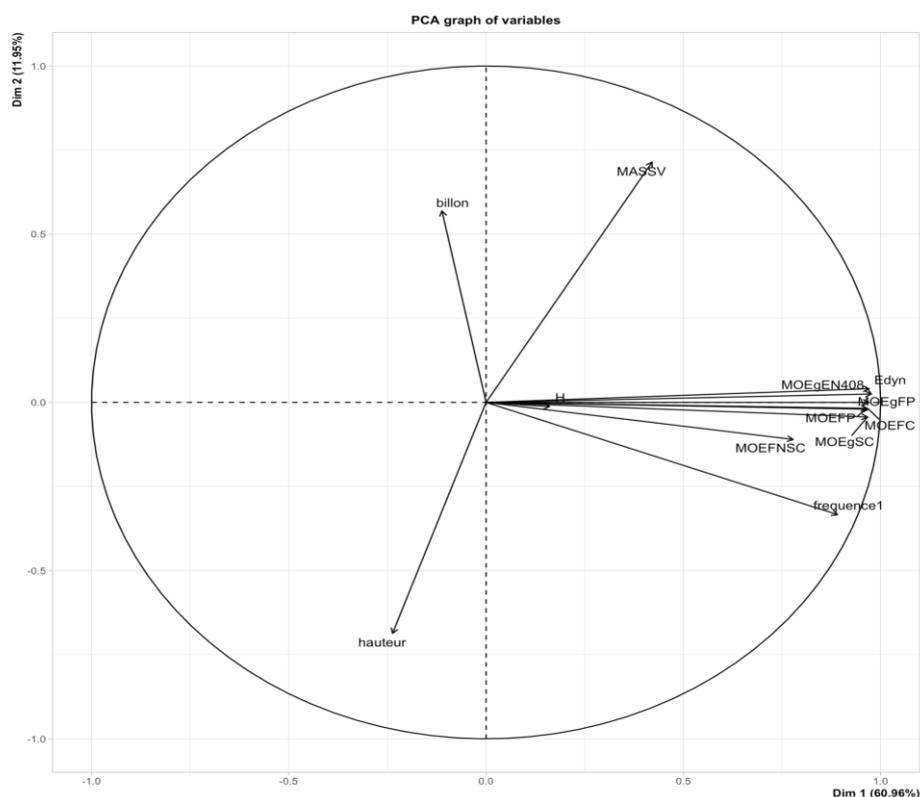


Figure n° 63 : ACP sur la base de données : cercle de corrélations

La masse volumique et la hauteur de prélèvement des sciages sont anticorrélées ( $R^2 = -0,57$ ) et lorsque l'on progresse dans la hauteur des arbres, la masse volumique diminue sensiblement dû à la plus importante proportion de bois juvénile.

La Figure n° 64 ci-après montre les indicateurs gouvernant les axes principaux de la variabilité expérimentale ; avec 73% de la base de données expliquées par les axes 1 (MOE) et 2 (masses volumiques). Si on fait une analyse avec 3 axes, on arrive à 82% de la dispersion de la base de données expliquée.

L'axe 1 (MOE) présentant le plus de dispersion montre que le module longitudinal est explicatif, quelle que soit la méthode de mesure, sauf pour le MOE local déterminé par l'essai de flexion EN408 qui a un seuil de représentativité en dessous des autres mesures du MOE.

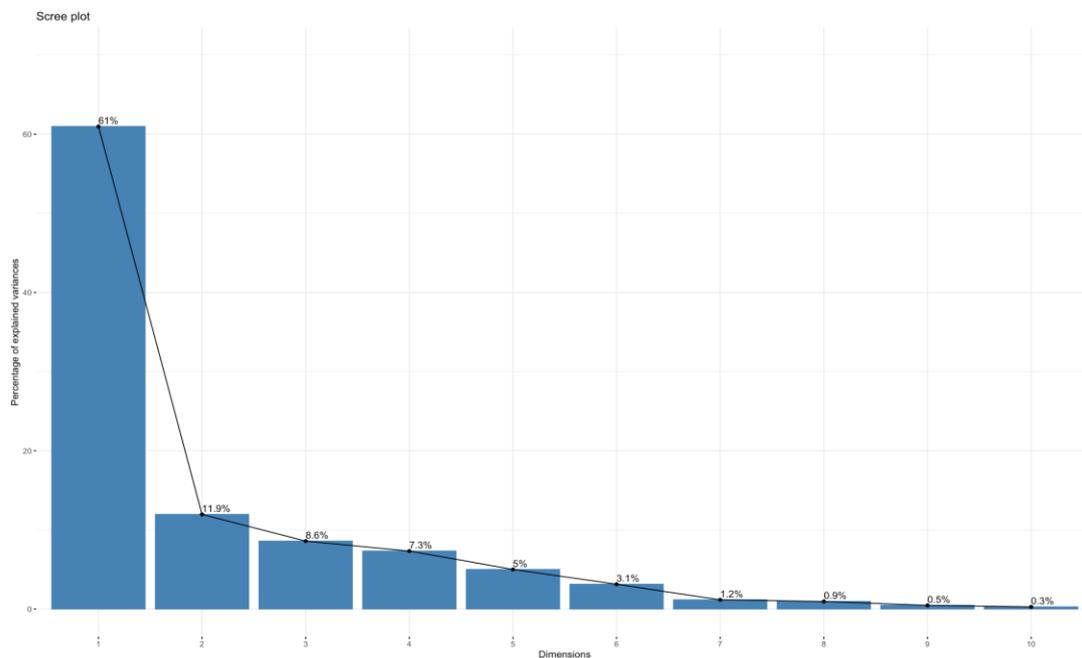


Figure n° 64 : Diagramme des éboulis de valeurs propres

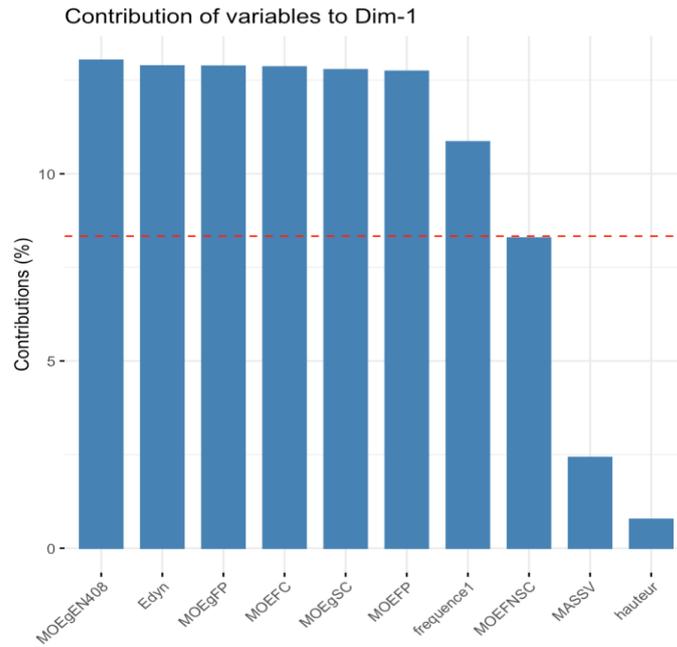


Figure n° 65 : Contribution des variables à l'axe 1

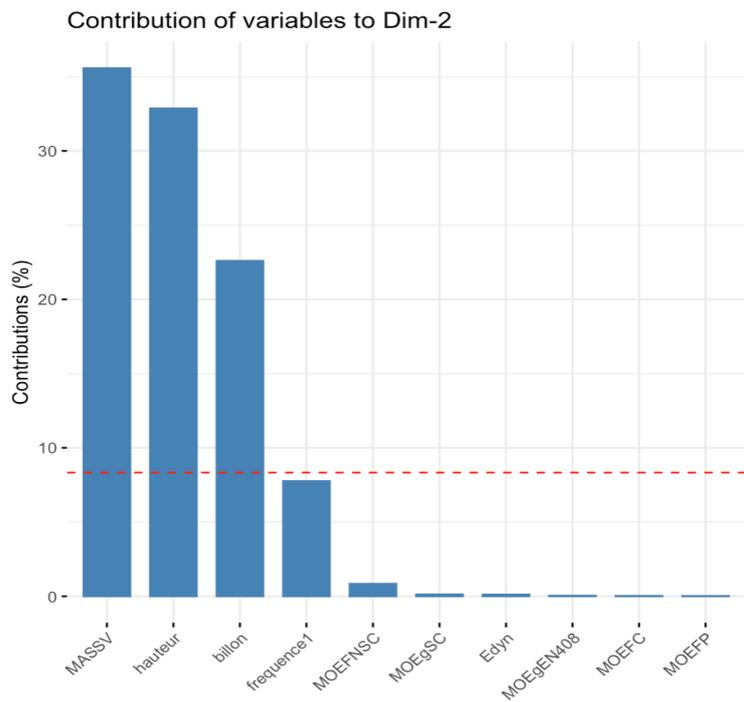


Figure n° 66 : Contribution des variables à l'axe 2

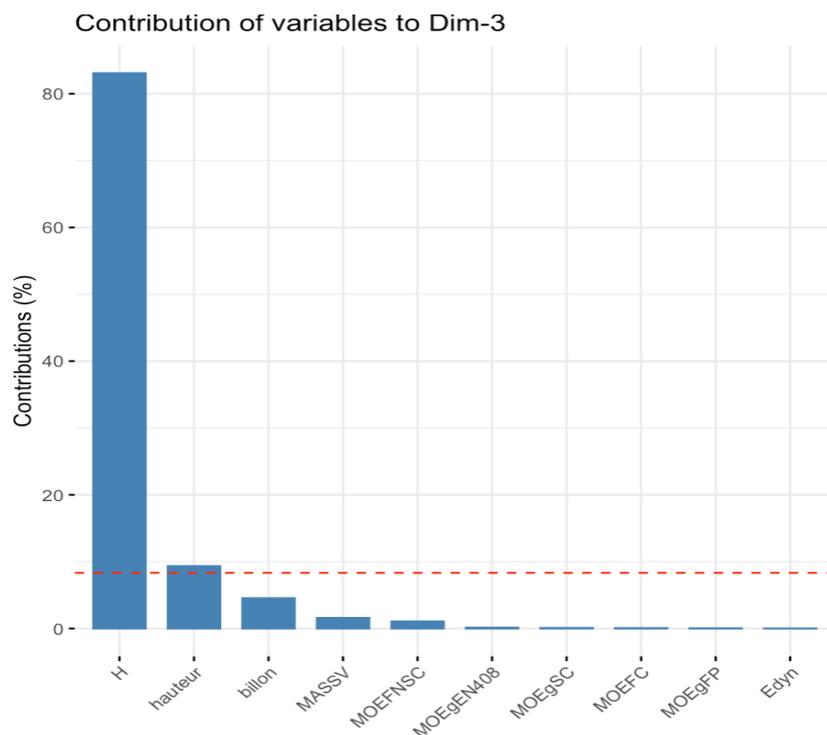


Figure n° 67 : Contribution des variables à l'axe 3

L'axe 2 montre que la masse volumique et la hauteur de prélèvement des lamelles sont bien explicatifs, tandis que le billon l'est dans une moindre mesure. La masse volumique dépend du billon (variabilité intra-arbre) et la hauteur est négativement corrélée (qualité décroissante des lamelles du bas vers la cime).

Dans le traitement spatial des données (3D) le 3<sup>ème</sup> axe est la hauteur de prélèvement.

En conclusion, l'analyse en composantes principales montre que c'est principalement le MOE qui pilote les variabilités.

### 3.7 Nodosités sur la population de pin maritime étudiée et critères de rigidités associés :

Cette partie du travail a pour objectif de faire une corrélation entre les critères de nodosité des sciages de l'étude et leurs rigidités. Pour ce faire, nous avons procédé à un tri suivant des critères de nodosité, dans la population d'étude et constituer des

sous populations par critères. Ensuite, les rigidités déterminées par les essais statiques de flexion, seront analysées en fonction de chaque sous population.

Le tri effectué n'a pas été réalisé suivant la norme NF B52 001, car conformément à la bibliographie, il a été démontré par plusieurs études que le classement visuel peut conduire à des sous estimations de qualités mécaniques des poutres en bois (Roblot *et al.* [50], Figure n° 11 de *Grazide* [9], etc.), et il ne permet pas de valoriser les bois de fortes propriétés mécaniques, particulièrement dans le cas du pin maritime où la classe maximale autorisée pour le classement visuel est du STII (C24).

*Baño et al.* [19] et *Grazide et al.* [23] ont démontré qu'il est possible de déterminer les classes de résistance des poutres de grandes sections à partir des propriétés géométriques des nœuds, de leurs positions dans les sections de poutres, et de la rigidité des poutres. En nous basant sur les résultats de leurs études dont certains figurent dans la bibliographie (1.1.2.4), nous avons classé visuellement le lot étudié par critères de nodosités. Les paramètres définissant ces critères de nodosité sont principalement, la taille et la position des nœuds dans les sections transversales de poutres, pour les 2 configurations (à plat, puis sur chant) des essais de flexion étendue proposés dans ce travail de thèse. Nous avons ensuite mis en regard ces critères de nodosité et les rigidités des poutres, afin d'évaluer l'influence des nœuds sur la rigidité de l'échantillonnage.

La démarche a consisté dans un premier temps à déterminer la forme des nœuds : elliptiques ou circulaires. Un nœud est classé elliptique si la différence entre son grand axe et son axe secondaire est supérieur à 5 mm, il s'agit d'un écart choisi de façon arbitraire pour distinguer les 2 formes de nœuds. Dans le cas des nœuds elliptiques, le diamètre considéré est celui du plus grand axe. Il est à noter que Guidos et Guaita [21], [88] ont démontré que les nœuds elliptiques influencent de façon générale de la même manière les propriétés mécaniques, que les nœuds cylindriques.

Les 4 types de nodosité suivant lesquels le classement pour la qualité est effectué, figurent dans le tableau suivant :

Tableau n° 25 : Critères de nodosité (GRAZIDE)

	Position des nœuds de plus de 20 mm de diamètre
<b>Nodosité 1</b>	Aucun nœud visible sur l'enveloppe de la poutre (bois sain sans nœud apparent)
<b>Nodosité 2</b>	Aucun nœud sur le chant : présence de nœud(s), ni tangent, ni sécant au bord inférieur (nœud(s) proche(s) ou sur la ligne moyenne uniquement) et de moins de 20 mm de diamètre
<b>Nodosité 3</b>	Aucun nœud sur la face latérale. Le(s) nœud(s) présent(s) sur le chant n'est ni sécant, ni tangent au bord mais de moins de 20mm de diamètres et en décalage par rapport à la ligne moyenne
<b>Nodosité 4</b>	Présence de nœuds sécants et/ou tangents sur l'une ou les 2 faces (latérale et sur chant)

Au total 165 poutres restantes parmi les 173 du lot initial sont classées. Les photos ci-après illustrent les critères de nodosité.

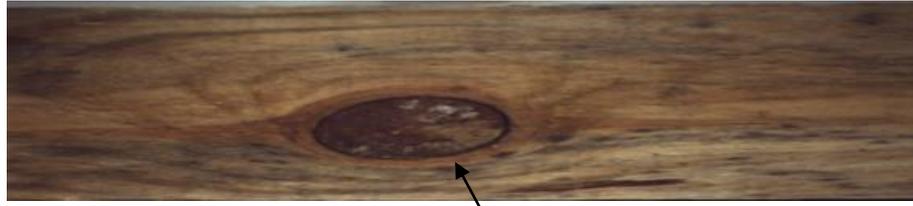


Photo n° 11 : Lamelle de qualité 1 (nodosité 1)



Nœud sur chant, situé sur la ligne neutre

Photo n° 12 : Lamelle de qualité 2 (nodosité 2)



Nœud sur chant, pas sur la ligne moyenne mais pas tangent au bord

Photo n° 13 : Lamelle de qualité 3 (nodosité 3)



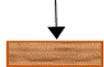
Nœud sécant à gauche et nœud tangent à droite

Figure n° 68 : Lamelle de qualité 4 (nodosité 4)

Le Tableau n° 26 ci-après présente la rigidité moyenne des 4 sous-populations distinguées après le tri suivant les critères de nodosité établis.

Sur chant, les valeurs de MOE figurant dans ce tableau, correspondent aux MOE locaux ( $E_0$ ) obtenus par les essais de flexion étendue sur chant à l'état sec (FCS), tandis qu'à plat, il s'agit des MOE locaux déterminés par les essais étendus à plat (FPS).

Tableau n° 26 : Rigidité moyenne suivant la nodosité sur le lot

Sur chant 				
	Nodosité 1	Nodosité 2	Nodosité 3	Nodosité 4
Moyenne MOE local FCS (MPa)	16072	16382	16079	12237
Ecart type	3287	2106	5596	2642
Nombre de lamelles	6	12	3	144
%	3,64	7,27	1,82	87,27
A Plat 				
Moyenne MOE local FPS (MPa)	13637	14678	14326	10740
Ecart type	2415	6488	2543	2302
Nombre de lamelles	6	2	14	143
%	3,64	1,21	8,48	86,67
Ecart entre flexion sur chant et à plat	15,15 %	10,4%	10,9%	12,23%

On remarque sur le Tableau n° 26 que pour la configuration de flexion sur chant (FCS), lorsque les nœuds ne sont présents que sur une face et ne sont ni sécants, ni tangents (nodosité 2 et nodosité 3), en comparaison avec les poutres sans nœuds (nodosité 1) il existe très peu d'écart (moins de 2%) entre les moyennes des MOE de

ces 3 sous-populations. La rigidité moyenne n'est donc pas affectée par les critères de nodosité 2 et 3, et l'ensemble de ces 3 sous-population pourraient être regroupées en une seule, dont la rigidité moyenne approche 16170 MPa.

Ceci va dans le sens des résultats de la bibliographie. Par-exemple, à l'échelle du bois sans défaut ( $100 \times 25 \times 25 \text{ mm}^3$ ) sur des bois d'eucalyptus, et grâce à des essais normalisés suivant la norme D143-94 (ASTM,1997), Rocha *et al.* [89] démontrent que les échantillons avec des petits nœuds (moins de  $8,31\text{mm}^2$  de section et par conséquent, avec un faible Knot area ratio (KAR) dans leur étude) ont une rigidité et une résistance statistiquement correspondante aux échantillons dépourvus de singularités.

Lorsque les nœuds sont présents sur les 2 faces et sont sécants ou tangents au bord, (nodosité 4) le MOE diminue en moyenne de 24%, approchant 12237 MPa.

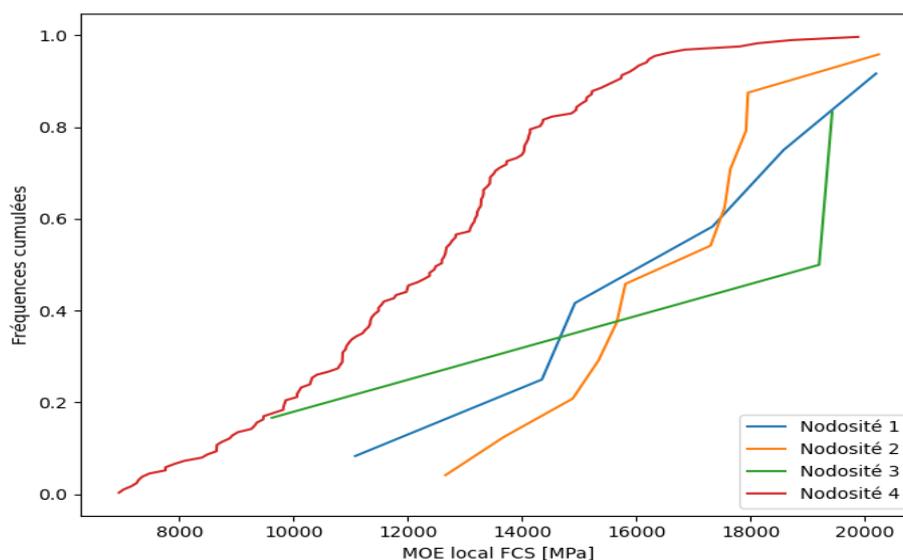


Figure n° 69 : Fréquences cumulées des MOE local en fonction de la nodosité : configuration sur chant (FCS)

Dans la configuration à plat (FPS) sur le Tableau n° 26, lorsque les nœuds ne sont présents que sur une face et ne sont ni sécants, ni tangents (nodosité 2 et nodosité 3), la rigidité moyenne n'est pas affectée en comparaison avec les poutres sans nœuds (nodosité 1) approchant en moyenne, 14200 MPa. Lorsque les nœuds sont présents

sur les 2 faces et sont sécants ou tangents (nodosité 4) le MOE diminue en moyenne de 24% en comparaison aux lamelles sans nœuds, approchant 10740 MPa.

Pour la configuration de flexion à plat (FPS), la rigidité moyenne baisse considérablement en comparaison aux essais sur chant (FCS), pour tous les critères de nodosité étudiés. Concernant les variations moyennes de MOE obtenues entre les dispositions sur chant et à plat lorsqu'on prend le seul cas des 6 poutres sans nœuds (nodosité 1), le MOE moyen diminue entre les 2 configurations de 15 %, ce qui est normal et est en relation avec la hauteur fléchie pour chaque configuration. De plus, la comparaison entre les 2 configurations (à plat et sur chant) de flexion étendue montre des écarts moyens de rigidité similaires pour tous les 4 critères de nodosité.

L'analyse en fréquence cumulée (Figure n° 69, ci-dessus) des MOE sur les bois les plus noueux (nodosité 4), nous renseigne sur la présence de plusieurs lamelles à forte rigidité malgré l'abondance de nœuds, montrant que les nœuds ne sont pas si discriminants pour la rigidité.

Ainsi, la variabilité du MOE sur la population globale pourrait être causée par d'autres paramètres comme la nature du bois (bois juvénile, bois de réaction, aubier...).

### **3.8 Variabilité du MOE en fonction de la nodosité et de la nature du bois**

#### **3.8.1 Variabilité du MOE en fonction de la position intra-arbre et de la nodosité**

La Figure n° 70, présente les variabilités du *MOE local* déterminé par la flexion étendue sur chant sur l'échantillonnage à l'état sec, en fonction de la nodosité et de la localisation initiale des lamelles dans les sections des arbres d'origine.

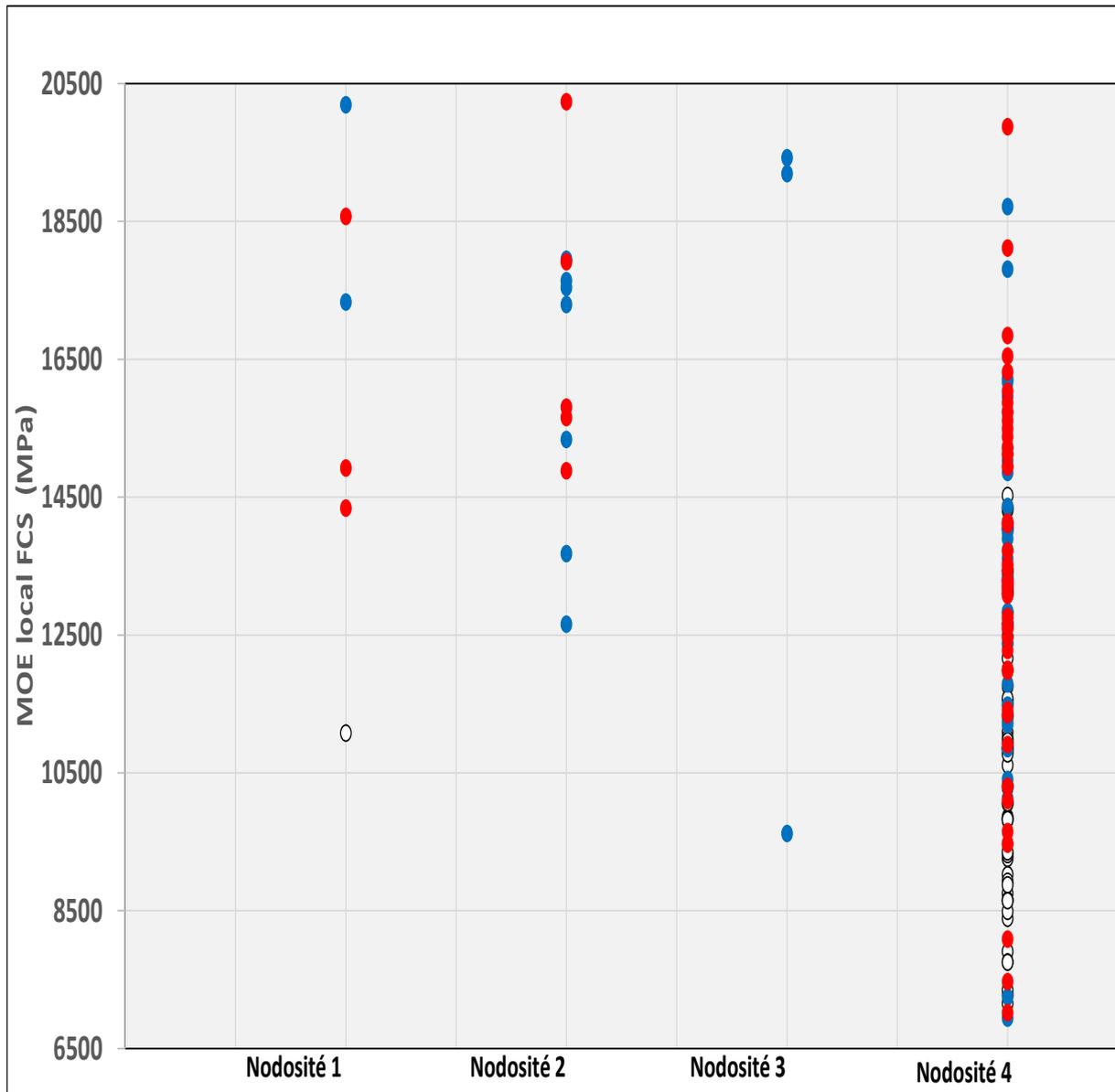


Figure n° 70 : MOE local FCS fonction de la nodosité et de la position dans l'arbre (configuration sur chant)

Les lamelles référencées par les couleurs blanches, identifiées comme étant des bois juvéniles au vu de leur localisation dans la section des arbres et en rapport avec la bibliographie, sont pratiquement toutes noueuses avec une prépondérance de nœuds sur les 2 faces. Leurs rigidités sont statistiquement les plus faibles, avoisinant en moyenne 10600 MPa en flexion étendue sur chant et 9200 MPa en flexion étendue à plat.

On remarque également une prépondérance de nœuds critiques sur la plupart des lamelles noueuses référencées par les couleurs bleu et rouge qui sont classées dans le critère de nodosité 4. Malgré l'abondance de nœuds, ces dernières ont une rigidité moyenne d'environ 20%, au-dessus des MOE des bois de cœur référencés par la couleur blanche (bois juvénile).

Par-ailleurs, les masses volumiques des lamelles comportant des nœuds critiques pour la résistance (toutes les lamelles de critère de nodosité 4), varie très peu ( $\approx 2\%$ ) en fonction de leur localisation dans les arbres et on peut conclure que la masse volumique n'influence pas la variabilité de la rigidité sur cette sous-population de 143 lamelles.

Sur la population étudiée, au vu de ce qui précède, nous pouvons conclure que la nodosité n'est pas discriminante pour les propriétés d'élasticité des bois structuraux constituant l'échantillonnage de ce travail, ce qui est encourageant pour leur emploi dans le dimensionnement aux ELS des poutres structurales.

Notons que Rocha *et al.* [89] qui ont trouvé les mêmes conclusions que nous concernant les nœuds de petites dimensions, trouvent des résultats différents pour les nœuds de tailles importantes (Knot Area Ratio, élevé) sur des échantillons d'eucalyptus de dimensions  $(100 \times 25 \times 25) \text{ mm}^3$  (à l'échelle du bois sans défauts). Les auteurs ont mené des essais normalisés suivant la norme D143-94 (ASTM, 1997) et ont conclu que la rigidité du bois d'eucalyptus à l'échelle macroscopique est plus sensible à la présence et à la taille des gros nœuds en comparaison à la résistance (MOR). Ce résultat semble plus être en relation avec la faible hauteur du bois à l'échelle macroscopique ; au vu de l'influence de la hauteur fléchie sur la rigidité flexionnelle observée dans ce travail.

D'autre part, à l'échelle structurale  $(1200 \times 140 \times 21) \text{ mm}^3$ , Komàn *et al.* [90] ont étudié l'effet de la nodosité sur la résistance (MOR) et le module d'élasticité (MOE) d'un résineux et de 2 feuillus, à l'état vert (45% de taux d'humidité). Le résineux choisi

pour leur travail est le pin sylvestre, tandis que les feuillus sont 2 différentes variétés de peupliers hongrois. Leur étude a fait l'objet de plusieurs essais, dont des essais de flexion 3 points et 4 points, suivant la norme EN408. Par corrélation entre les KDR (knot diameter ratio) déterminés sur leur échantillonnage et le MOE et le MOR, les auteurs ont évalué l'effet de la nodosité sur ces 2 caractéristiques mécaniques. Ils ont trouvé des coefficients de détermination  $R^2$  compris entre (0,1 et 0,2) pour les relations entre les KDR et les MOE déterminés par les essais de flexion, tandis que le coefficient de détermination  $R^2$  entre le KDR et la résistance en flexion (MOR) avoisine 0,6. Les auteurs ont conclu que les nœuds sur chant, causent de significatives pertes de résistance mécaniques, tandis que leur effet sur la rigidité est négligeable.

Par-ailleurs, pour des essais de flexion EN408 menés sur plus de 3000 pièces de bois de pin maritime de provenance landaise à l'échelle structurale, par le centre technique du bois et de l'ameublement (CTBA) et le Laboratoire de rhéologie du bois de Bordeaux (LRBB) ; Castéra [34] conclut que la présence des nœuds influence plus la résistance en flexion (MOR) que la flexibilité (MOE).

Ces résultats vont dans le sens des résultats obtenus à partir de MOE déterminés par les essais de flexion étendue dans ce travail.

### 3.8.2 Nodosité en fonction de la hauteur et de la position dans les arbres

Le tableau suivant montre l'occurrence de chaque type de nodosité sur la population suivant la hauteur dans les arbres. L'objectif étant de savoir s'il ressort un effet probant de la hauteur sur la nodosité.

Tableau n° 27 : Critère de nodosité fonction de la hauteur et de la position dans l'arbre

Hauteur	Nodosité 1			Nodosité 2			Nodosité 3			Nodosité 4		
	Blanc	Bleu	Rouge									
13,75m	0	0	0	0	0	0	0	0	0	6	4	3
11,25m	0	0	0	0	0	0	0	0	0	9	6	5
8,75m	0	0	0	0	0	1	0	0	0	9	6	8
6,25m	0	0	0	0	0	1	0	1	0	10	9	9
3,75m	0	0	0	0	2	2	0	0	0	9	10	12
1,25m	1	2	3	0	5	1	0	2	0	13	3	13

On remarque que toutes les lamelles sans nœuds sur les 2 faces (nodosité 1) et celles de faibles nodosités (nodosité 2) sont issues de la base du tronc et en dessous de 10 m. Toutefois, parmi les poutres de fortes nodosités (nodosité 4), la plupart sont aussi issues de la base, traduisant une forte variabilité à la base du tronc en dessous de 5 m de haut ; ce qui est logique : *<<présence simultanée de bois juvénile, bois sain (sans nœuds), de bois nouveaux ; et souvent également du bois de compression du fait de la courbure basale du tronc>>* [34].

Par-ailleurs, l'analyse des MOE par hauteur, montre que parmi les lamelles de plus faibles rigidités dans l'échantillonnage de cette étude, celles qui sont référencées par les couleurs bleu et rouge, sont soit issus des billons proches de l'houpplier, ou situés à la base du tronc. Celles qui sont situées à la base du tronc et ont de faibles MOE, proches des MOE des bois juvéniles de la population, peuvent clairement être identifiées comme étant du bois de compression, au vu de leur localisation dans l'arbre et de leur MOE relativement faible, en référence à la bibliographie. Selon Castéra, 2005 [34] : *<< malgré une structure anatomique différente, les propriétés physiques et mécaniques du bois juvénile de pin maritime se rapprochent de celles du bois de compression >>*.

De tout ce qui précède, les nœuds ne sont pas discriminants pour la rigidité du bois à l'échelle structurale. Particulièrement, les nœuds critiques pour la résistance ne sont pas forcément discriminant pour la rigidité. De plus, dans le chapitre 1 de ce travail, nous avons démontré que pour les poutres en bois de grande portée, travaillant en flexion, si l'on s'affranchit des critères vibro-acoustiques de l'Eurocode 5, ce sont les critères de rigidité qui sont souvent dimensionnant. Ainsi, pour des critères d'usage ciblés, on peut donc envisager d'utiliser le bois de pin maritime nouveau, ainsi que le bois juvénile de pin maritime en tant qu'éléments structuraux.

### 3.9 Déformations au séchage de la population de pin maritime étudiée :

Au cours du séchage, la nature hygroscopique du bois engendre des déformations. En dessous du point de saturation, lorsque le bois perd de l'humidité, ses dimensions diminuent selon les directions naturelles. Des déformations du bois au cours du séchage sont donc observées comme le matériau est orthotrope (Figure n° 71).

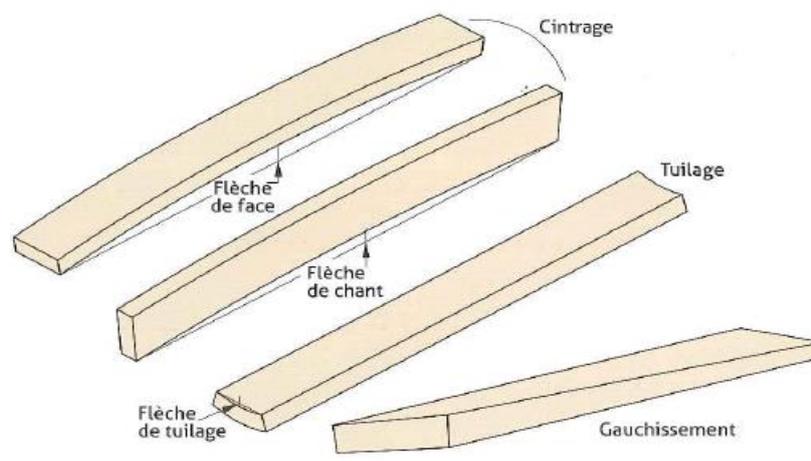


Figure n° 71 : Déformations du bois suite au retrait

Ces déformations ne dépendent pas du mode de séchage mais des caractéristiques anatomiques du sciage et de son mode de débit. Le retrait étant une propriété fortement anisotrope, la localisation des sciages dans la grume et l'orientation du fil

qui en découle peuvent contraindre la planche à se déformer au cours du séchage [91],[92].

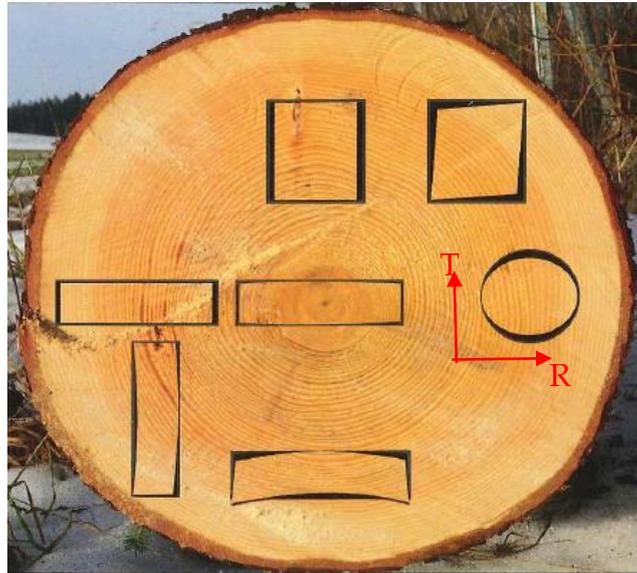


Figure n° 72 : Déformations dues au retrait au cours du séchage selon la localisation du sciage

C'est dans le sens tangentiel que le retrait est plus important, car les parois de cellules sont plus épaisses dans le sens tangentiel que dans le sens radial. Dans la littérature, le retrait longitudinal (ou axial) quant à lui, est très faible, de l'ordre de 0,2% à 0,3% et est souvent négligé.

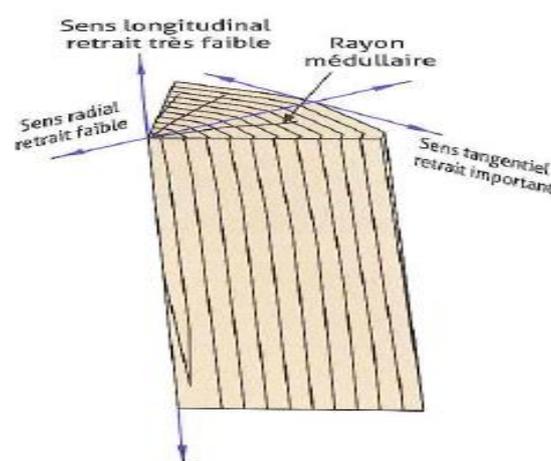


Figure n° 73 : Sens du retrait

Dans les données du CIRAD, le coefficient du retrait volumique du pin maritime est de 0,45%, son retrait tangentiel total est d'environ 9%, et son retrait radial total, d'environ 4,5%.

Dans cette partie du travail, les déformations des lamelles de la population d'étude (cintrage, tuilage) après séchage, suivant leur localisation dans les sections d'arbres ont été évaluées en relation avec les vents dominants.

Pour ce faire, nous avons mesuré après séchage pour chaque lamelle, la courbure centrale à plat (**flèche de face**), puis la courbure centrale *sur chant* (**flèche de chant**). Ensuite, nous avons évalué le tuilage.



Figure n° 74 : Courbure et flèche mesurées après séchage sur une pièce (déformations amplifiées sur la figure)

La **courbure centrale** (c), est la courbure mesurée à mi-portée de la longueur de l'élément. A plat, elle est l'indicateur de la *flèche de face* et sur chant, elle est l'indicateur de la *flèche de chant*.

Soit  $l$  la longueur de la lamelle. La courbure  $c_1$  illustrée sur la précédente figure est la courbure mesurée à la position  $l/3$  et la courbure  $c_2$  est la courbure mesurée à  $3l/4$

La **flèche f** (uniquement à plat) est alors obtenue par la formule :  $f = c - \left(\frac{c_1 + c_2}{2}\right)$

La **flèche f** est l'indicateur de la *flèche de tuilage* (Figure n° 71)

Les deux valeurs  $c$  et  $f$ , illustrées sur la Figure n° 74 sont alors divisées par la longueur de chaque élément pour obtenir des indicateurs des déformations sur toute la portée des éléments.

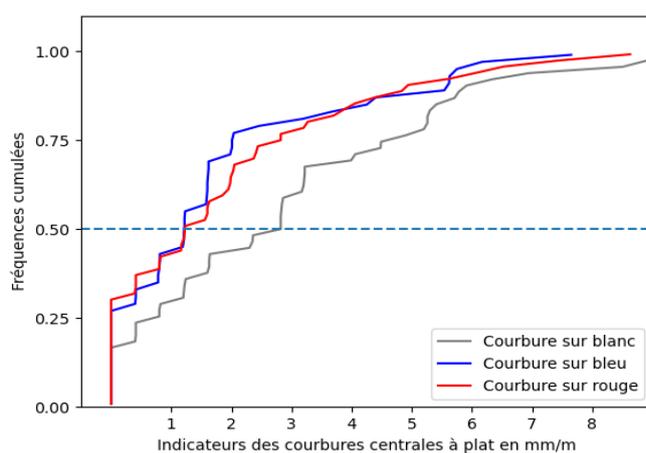
### 3.9.1 Déformations après séchage des lamelles : flèche de face, flèche de chant et tuilage

Les figures suivantes présentent les déformations à plat par rapport à la longueur de l'élément ( $\frac{c}{l}$ ) sur la population d'étude.

#### 3.9.1.1 Flèches de face

➤ **Suivant la position dans la section des arbres**

De l'analyse des flèches de face suivant la position des sciages dans les sections des arbres (figures *ci-après*), il ressort que les lamelles référencées par la couleur blanche (sciage de cœur) sont celles qui se déforment plus. Les lamelles référencées par les couleurs bleu et rouge (sciages de rives) ont des déformations similaires (écart  $\approx 1\%$ ). Toutefois, la variabilité des déformations est très forte quelque soit la localisation dans la section d'arbre et on retrouve des poutres référencées par les couleurs bleu et rouge avec de fortes flèches de face.



Flèches de face	Moyenne (mm/m)	Ecart type	COV(%)
Blanc	2,83	2,47	87
Bleu	1,72	1,97	114
Rouge	1,86	2,10	113

Figure n° 75 : Flèches de face : distributions et variabilités

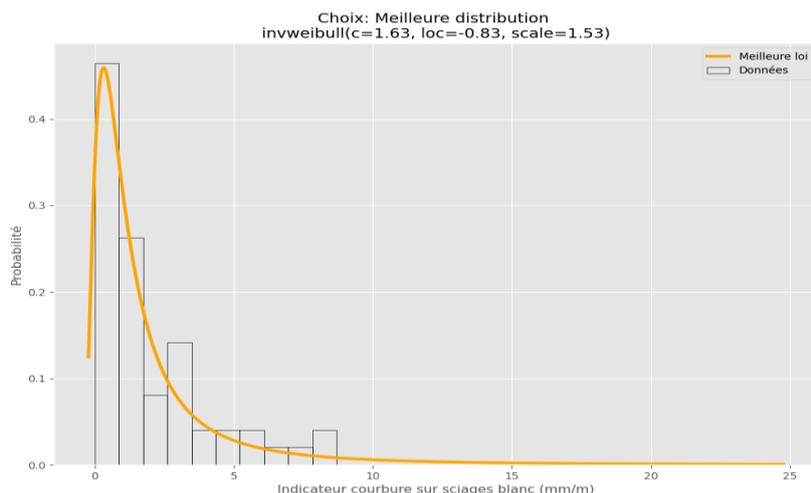


Figure n° 76 : Loi de distribution suivie par les courbures sur les sciages de cœur

La courbe de densité des flèches de face sur les sciages de cœur a une distribution proche d’une loi inverse gamma (Figure n° 76) ce qui montre la forte variabilité des déformations après séchage sur les sciages de cœur. On remarque toutefois que la plupart des sciages de cœur se déforment très peu sur leurs faces.

➤ En fonction de la hauteur dans les arbres

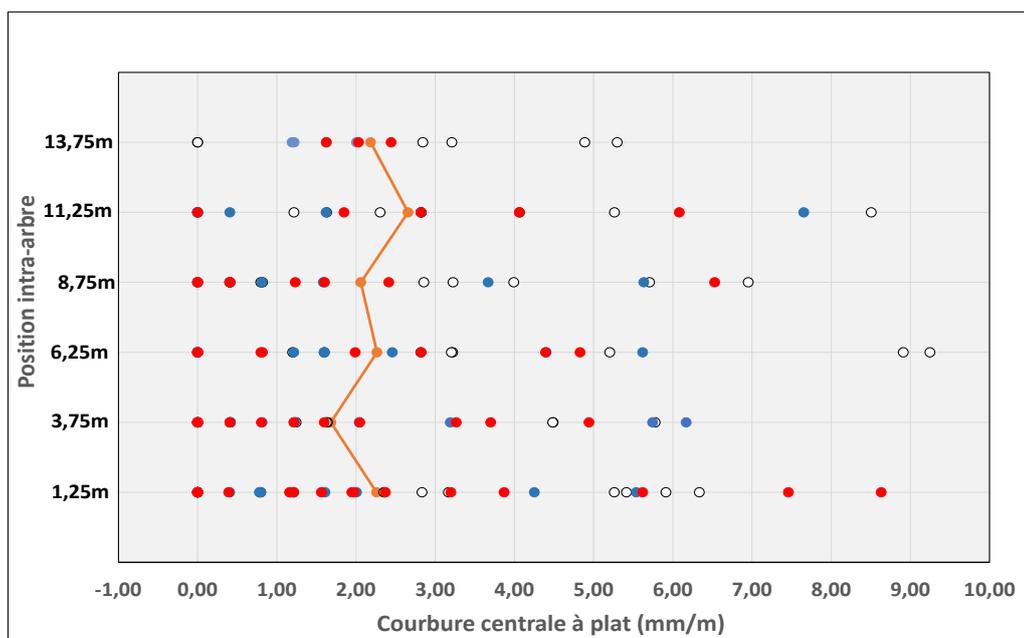


Figure n° 77 : Flèches de face en fonction de la hauteur dans l'arbre

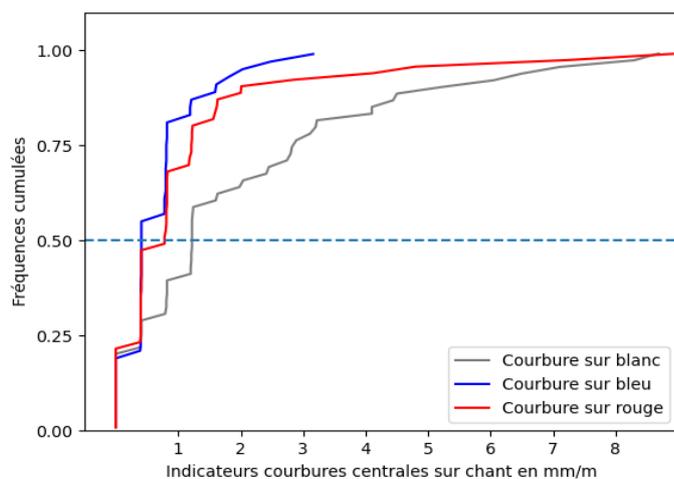
Dans la configuration à plat, il n’y a pas de variation significative sur la moyenne des flèches de face en fonction de la hauteur dans les arbres.

Toutefois, la variabilité de la flèche de face des lamelles du lot est plus prononcée entre 10m et 12,5m de hauteur dans les arbres. Dans cette zone, les flèches de face sont les plus élevées avec une moyenne égale à 2,66 mm/m.

### 3.9.1.2 Flèches de chant

#### ➤ Suivant la position dans la section des arbres

Disposées sur chant, les lamelles référencées en bleu sont celles dont les flèches sont les moins importantes sur le lot et leur déformation est en moyenne inférieure de 37% à celle des lamelles référencées en rouge. Les lamelles référencées en blanc restent celles dont les courbures centrales sont les plus importantes.



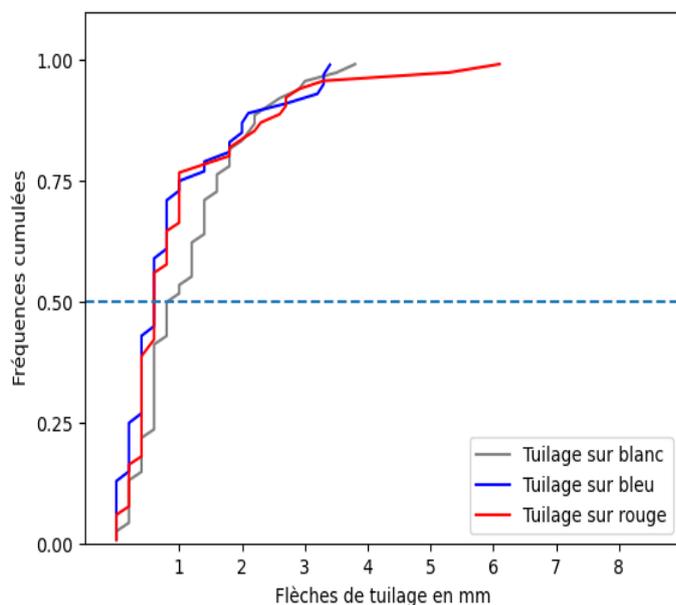
Flèches de chant	Moyenne (mm/m)	Ecart type	COV(%)
Blanc	1,97	2,16	109
Bleu	0,68	0,66	97
Rouge	1,08	1,64	152

Figure n° 78: Variabilités des flèches de chant

De la même manière, les résultats ont montré qu’il n’y a pas de variation significative sur la moyenne des indicateurs de flèche déterminés en fonction de la hauteur dans les arbres.

### 3.9.1.3 Flèches de tuilage

➤ **Suivant la position dans la section des arbres**



Tuilage (mm/m)	Moyenne	Ecart type	COV(%)
Blanc	1,16	0,89	77
Bleu	0,9	0,94	105
Rouge	1,04	1,19	115

Figure n° 79 : Distribution des flèches de tuilage

Les flèches de tuilage après séchage des lamelles, varient très peu en fonction de la localisation dans la section des arbres. Les lamelles référencées en bleu se distinguent du lot par un tuilage moins prononcé.

➤ **Suivant la hauteur dans les arbres**

La variabilité des flèches de tuilage en fonction de la hauteur dans les arbres, est plus marquée à la base. En moyenne les flèches de tuilage les plus élevées, se trouvent entre 2,5m et 7,5 m.

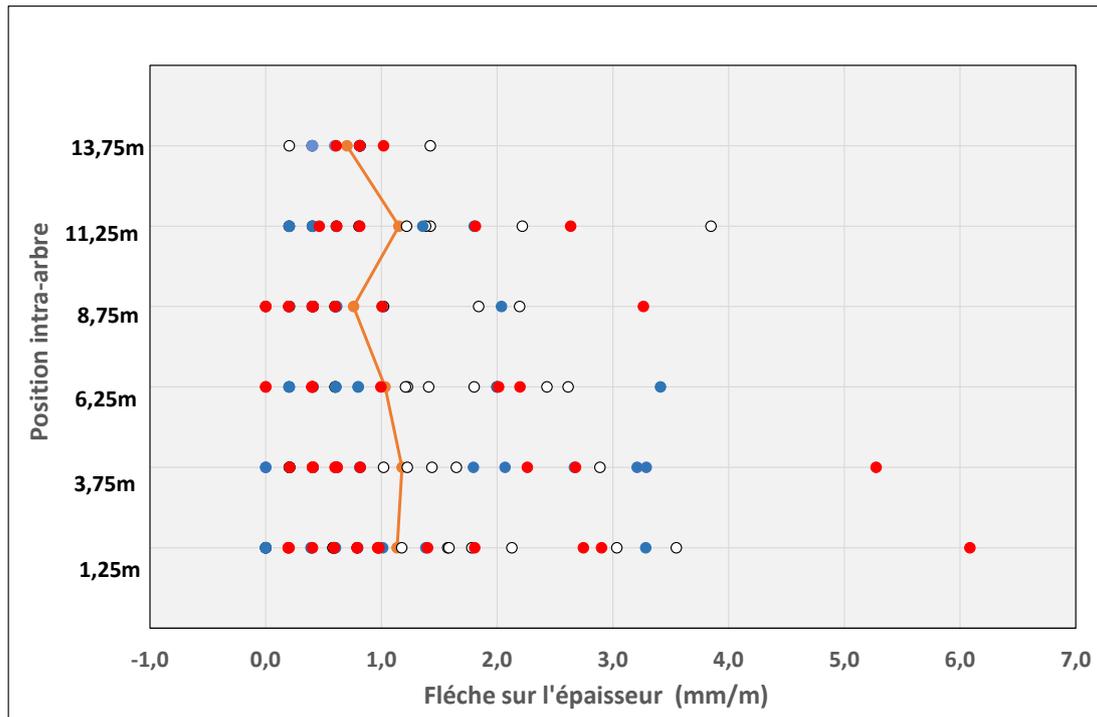


Figure n° 80 Flèches de tuilage suivant la hauteur dans les arbres

### 3.9.1.4 Corrélations entre flèches de face et flèches de tuilage

La figure ci-dessous montre les corrélations entre les flèches de faces et les flèches de tuilage sur toute la population, puis en fonction de leurs positions dans les sections d'arbres. On remarque que les sciages de rive, référencés en bleu sont ceux parmi lesquels on retrouve le plus de sciages présentant de très faibles déformations, après séchage. La corrélation la plus élevée entre la flèche de tuilage et la flèche de face, est obtenue sur les sciages de rive référencés en rouge, avec un  $R^2 = 0.47$  montrant que ce sont les sciages référencés en rouge qui sont ceux qui présentent la plus forte relation entre tuilage et cintrage. Les 3 modes de déformations ne sont pas corrélés.

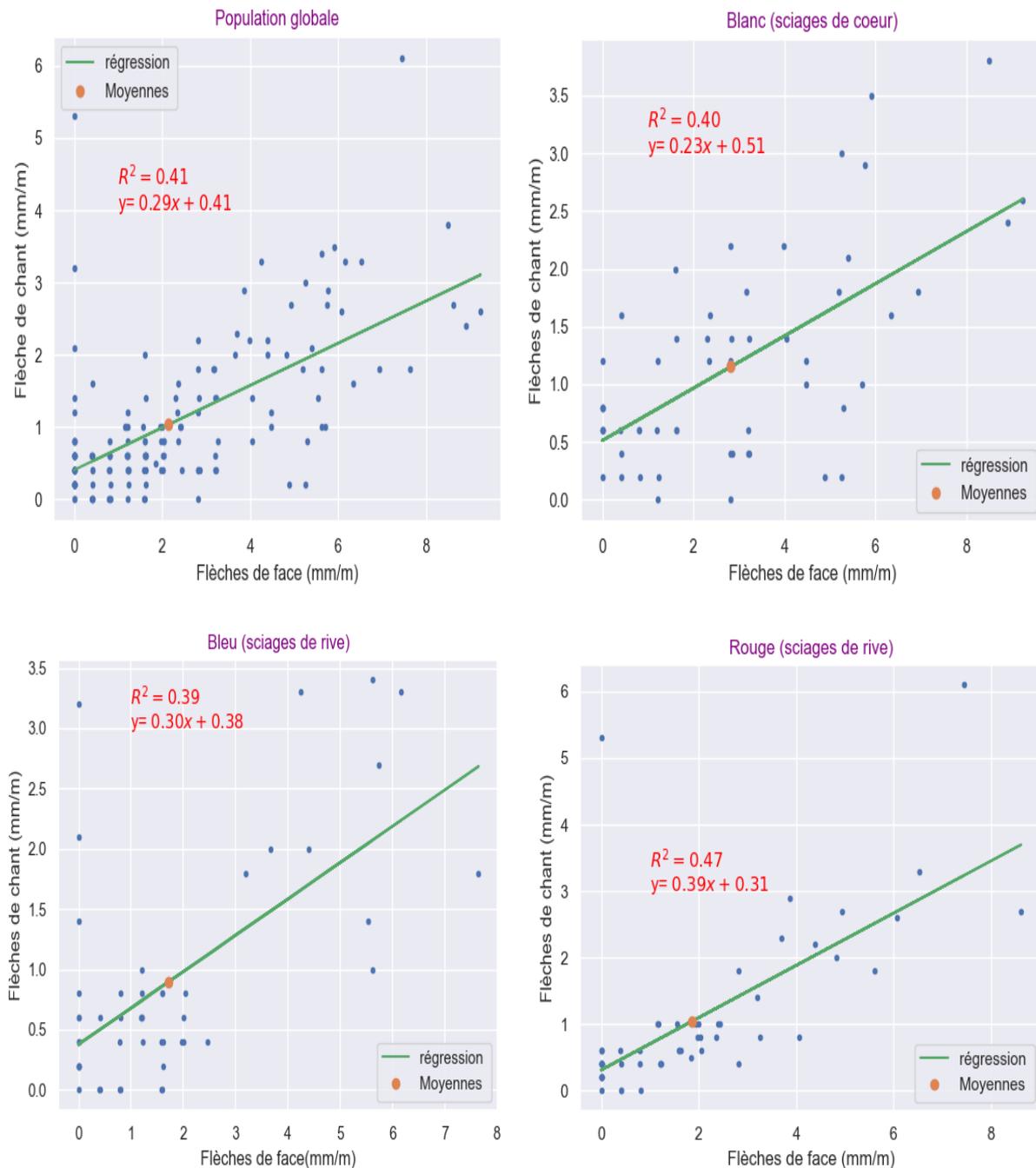


Figure n° 81 : Corrélations entre tuilage et cintrage sur la population ; puis en fonction de la position dans la section

On obtient toutefois, sur la population globale une corrélation faible  $R^2 = 0.41$  qui montre qu'en général sur le lot, les éléments se déforment différemment le long de la portée des sciages.

### 3.9.2 Synthèse

Lorsque nous associons les rigidités des lamelles à divers critères de nodosité, nous remarquons que la nodosité n'est pas discriminante pour le module d'élasticité du bois de pin maritime. Les noeuds critiques pour la résistance ne sont pas forcément discriminants pour la rigidité. Cependant, la nature du bois (bois juvénile, bois de compression, aubier...) influence significativement le MOE, ce qui est en adéquation avec les résultats de la bibliographie pour le pin maritime. Un effet de la localisation intra-arbre des sciages sur la rigidité est démontré avec une augmentation du MOE lorsqu'on se dirige du cœur de l'arbre vers l'extérieur de la grume. La hauteur de prélèvement a également un effet probant sur le MOE ; les bois de meilleures rigidités se trouvant en dessous de 10 m de hauteur dans l'arbre. Enfin, sur la base de la présente population d'étude, l'on ne peut ressortir un effet probant des vents dominants sur la rigidité intra-arbre du bois de pin maritime.

Par-ailleurs, après séchage, les lamelles se déforment différemment sur la face et le chant. Le cintrage de face est plus important en dessous de 7,5m de hauteur dans les arbres, surtout pour les bois de cœur situés dans la zone de bois juvénile (bois référencés par la couleur blanche). Le cintrage de chant est plus faible et la flèche de chant varie peu sur la population, malgré la présence de quelques poutres twistées. Pour le cas des déformations de tuilage, les sciages de rive référencés par la couleur bleue se déforment moins que ceux référencés par la couleur rouge, traduisant un probable effet des vents dominants. On peut néanmoins remarquer que le vent reste sans effet probant sur les déformations de cintrage. S'il est logique que les déformations soient plus importantes sur la face que sur le chant, et que les bois juvéniles et les bois de compression se déforment plus, l'on ne peut conclure à cause de l'influence du débit ; certaines lamelles étant débitées sur dosse et d'autres sur faux quartier. Ceci interroge sur l'impact des déformations sur un produit technologique. Toutefois, on peut noter une bonne stabilité dimensionnelle après séchage du pin maritime dans le cas de la population étudiée.

**Chapitre 4 : Approche numérique de fabrication de BLC optimisés de pin maritime  
de fortes performances mécaniques**

## **4.1 Introduction**

Dans les deux chapitres précédents, nous avons caractérisé les lamelles de 2,5m de portée, constituant l'échantillonnage de cette thèse. Nous avons démontré que le nouveau protocole, représentatif de la rigidité globale des lamelles, permet une meilleure qualification de la ressource. Par-ailleurs, le premier chapitre de ce travail a permis de démontrer que les critères ELS mobilisant la rigidité, prévalent très souvent sur les critères de résistance pour les poutres de grandes portées des planchers tertiaires et résidentiels.

Afin d'optimiser l'utilisation de la ressource pin maritime étudiée, nous nous proposons d'élaborer à partir des propriétés des lamelles non classées structurellement, un produit d'usage à destination des planchers de bâtiments, notamment des poutres structurales en bois lamellé-collé.

Ainsi, dans la suite de ce travail, on se propose d'implémenter dans un jumeau numérique de poutres lamellés collés (BLC), les distributions de caractéristiques élastiques déduites de la campagne expérimentale et des nouveaux protocoles d'essai. L'objectif est de voir comment on peut valoriser au mieux par la connaissance, les performances d'usage (rigidités flexionnelles des poutres BLC simulées) pour mieux valoriser la ressource. Cette approche s'appuyant sur une analyse mécanique des poutres manufacturées, vise à montrer un cheminement de mise en valeur du pin maritime pour des emplois en structure parallèle ou complémentaires aux référentiels normatifs de ces produits de construction.

## 4.2 Valorisation en usage structural du bois de pin maritime dans les poutres BLC, suivant les critères d'élasticité

Les règles de l'Eurocode définissent les classes de résistance mécanique des composites BLC, à partir des classes de résistance des lamelles, de la manière suivante :

Classe de résistance du bois lamellé-collé	GL 24	GL 28	GL 32
<b>Bois lamellé-collé homogène</b>	C 24	C 30	C 40
<b>Bois lamellé-collé panaché</b>			
lamelles extérieures :	C 24	C 30	C 40
Lamelles intérieures :	C 18	C 24	C 30

Figure n° 82 : Classes de résistance des BLC et classes de résistance des lamelles suivant la norme NF EN 14080

Ainsi, la norme NF EN 14080 [44], recommande pour composer des poutres BLC de performance GL28, de disposer des bois de classes mécaniques C30 comme lamelles extérieures et des bois de classes mécaniques C24 comme lamelles intérieures.

Les lamelles intérieures des composites contre-collés sont peu chargées. Dans le cas d'une poutre BLC 3 lames, chargée en flexion, les lames extérieures sont les plus sollicitées, tandis que la lame intérieure située à mi-hauteur de la section droite n'est pratiquement pas chargée. Des cas de surdimensionnement des poutres peuvent être relevés d'une part, et d'autre part, les bois de faibles résistances mécaniques ne trouvent pas d'usage dans les poutres BLC de fortes qualités mécaniques, alors qu'à priori, des éléments peu chargés comme les lamelles intérieures pourraient être des lamelles de faibles qualités mécaniques.

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer les propriétés mécaniques de rigidité (ELS) de composites BLC de pin maritime de bonnes performances mécaniques, fabriqués en panachant des lamelles provenant de sciages tout-venant, non classées structurellement. L'idée est de valoriser les bois de Pin maritime de faibles

caractéristiques mécaniques, et de prouver qu'il est possible de fabriquer pour des critères d'usage ciblés (planchers tertiaires, sans confort vibro-acoustiques par exemple), des poutres BLC de grandes portées et de fortes performances mécaniques, avec du bois de pin maritime, en utilisant des lamelles de faibles qualités, dont le bois juvénile.

#### 4.2.1 Géométrie de l'étude

Suivant les conclusions de l'étude paramétrique sur le dimensionnement des poutres structurales en bois présentée dans l'étude bibliographique ; hormis les critères vibro-acoustiques de l'Eurocode 5, c'est souvent le critère de rigidité (ELS) qui est dimensionnant pour les poutres structurales en bois, de grande portée.

Nous choisissons sur cette base, d'élaborer numériquement, des poutres BLC comportant 4 lamelles, avec des lames de section  $90 \times 45 \text{ mm}^2$  ; ce qui correspond à un composite, de section  $90 \times 180 \text{ mm}^2$ . Pour une telle section et pour les mêmes conditions que l'étude paramétrique du chapitre 1 dans le cas d'un confort minimal pour un plancher en bois **où l'on s'affranchit du confort vibro-acoustique**, le tableau suivant résume les calculs de dimensionnement.

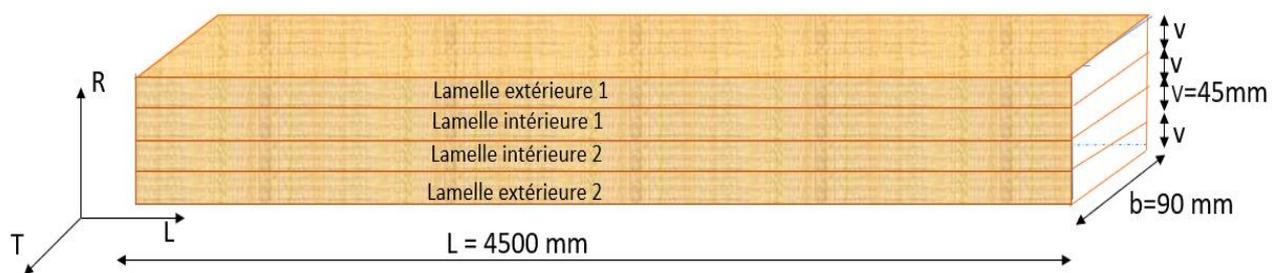


Figure n° 83 : Géométrie des poutres BLC 4 lames à élaborer

Tableau n° 28 : Dimensionnement de la géométrie de l'étude

Caractéristiques		Dimensionnement	
Portée (mm)	4500	Portée limite ELS (100% de taux de travail)	4,98 m
<b>b</b> : épaisseur (mm)	90		
<b>h</b> : hauteur (mm)	180	<b>Critères en classe de service 1</b>	<b>Taux de travail</b>
Q : charge d'exploitation du plancher (daN/m <sup>2</sup> )	150		
G : charge permanente (daN/m <sup>2</sup> )	40	Flexion ELU	36 %
Entraxe des solives (m)	0,5	Cisaillement ELU	20,3 %
Largeur du plancher l (mm)	3000	Critère de flèche ELS	64,4 %
BLC	<b>GL28h</b>		

Il est à noter que dans le cas d'un plancher résidentiel avec confort optimal, pour une portée de 4,5m de la poutre BLC, il est nécessaire de rajouter une lame à la géométrie de l'étude pour justifier la note de calcul. Ceci correspond à une poutre BLC 5 lames de section 90 x 225 mm<sup>2</sup>.

#### 4.2.2 Procédure de génération numérique des modules d'élasticité des composites

La génération numérique des modules d'élasticité des lamelles à utiliser pour élaborer les composites BLC de l'étude est faite sur la base des résultats expérimentaux de la campagne d'essais sur la population d'étude à l'état sec (165 poutres de pin maritime de portée 2,5 m et de sections 110 x 60 mm<sup>2</sup>) ; pour les 2 types de mesure du MOE (local, global), et pour chaque configuration de flexion : *flexion étendue sur chant, flexion étendue à plat, flexion normalisée EN408*. Au total, 6 populations de modules d'élasticité sont générées numériquement pour étudier la

performance en rigidité des composites. Le Tableau n° 15 du chapitre 2 de ce document, récapitule les valeurs moyennes de MOE mesurées expérimentalement pour chaque type d'essais sur la population d'étude.

#### 4.2.2.1 Loi de distribution des MOE

Des techniques probabilistes du type Monte-Carlo permettent de constituer les 6 populations de variables aléatoires utilisées pour les simulations numériques.

Dans un premier temps, nous avons déterminé la *meilleure loi de distribution de probabilité*, pour chacun des 6 types de mesure expérimentale du MOE en flexion, en utilisant l'ajustement par la méthode des moindres carrés. Ceci a consisté à identifier les paramètres optimaux par maximum de vraisemblance pour les lois de distribution communes (loi normale, loi gamma, loi bêta, loi lognormale...). Celle qui minimise la somme des carrés des résidus (SCR) est alors identifiée comme étant la meilleure loi de distribution.

$$SCR = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad \text{avec :}$$

$y_i$  : la  $i^{\text{ème}}$  valeur du MOE à prédire

$\hat{y}_i$  : la valeur prédite de  $y_i$  par une loi de distribution candidate

Ainsi, nous générons par la méthode de Monte-Carlo, pour chacune des 6 populations ; des valeurs de MOE aléatoires dont la moyenne approche la moyenne des MOE déterminés expérimentalement.

La Figure n° 84 ci-après, présente la meilleure loi de distribution déterminée pour le cas des MOE locaux mesurés expérimentalement par l'essai de flexion étendue sur la population à l'état sec (MOE local FCS), qui est une loi normale. La SCR des probabilités de densité dans ce cas a une valeur  $SCR = 1,73 * 10^{-10}$ .

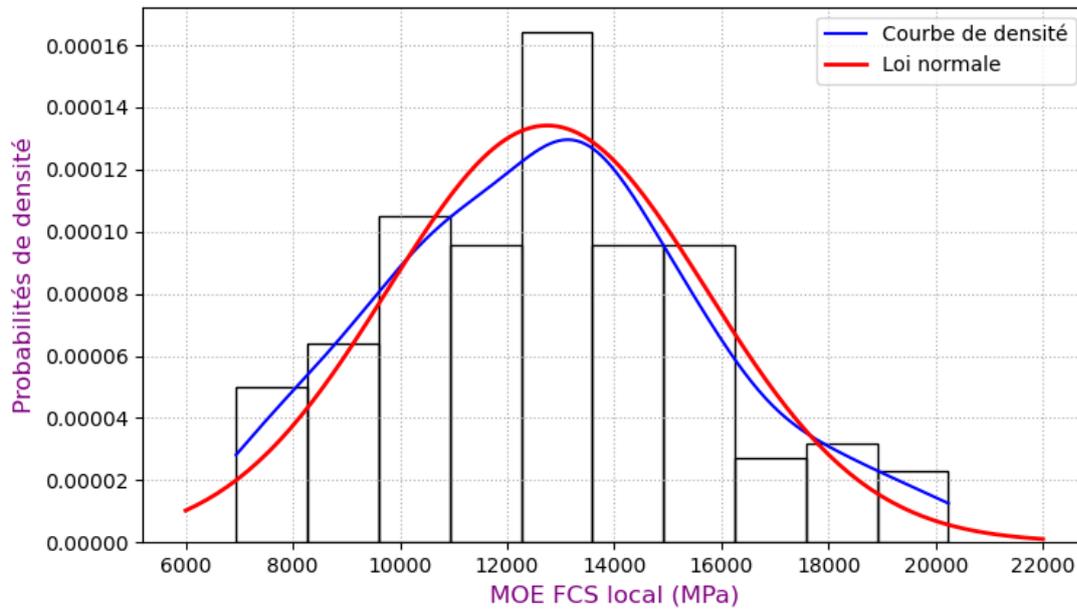


Figure n° 84 : Test de normalité sur les valeurs de MOE FCS local expérimental

Les meilleures lois de distribution identifiées pour tous les 6 types de MOE mesurés expérimentalement, sont des lois normales dont les paramètres figurent dans le tableau suivant. Avec,  $m$  : la moyenne et  $\sigma$  : l'écart type.

Tableau n° 29 : Paramètres des lois de distribution des MOE pour toutes les configurations d'essais expérimentaux de flexion

		Données expérimentales (Moyenne, Ecart type) (rappel)		Loi de distribution	Paramètres en MPa des lois normales (Moyenne, Ecart type)	
<b>EN408</b>	Local	10030	3283	Lois normales ( $m, \sigma$ )	10036	3273
	Global	10307	2061		10307	2061
<b>FPS Etendue</b>	Local	11190	2630		11197	2622
	Global	11500	2666		11501	2658
<b>FCS Etendue</b>	Local	12740	2983		12748	2974
	Global	13590	3177		13598	3168

Dans un second temps, les valeurs aléatoires des MOE pour la fabrication numérique des composites sont générées en utilisant la fonction 'BRUI BLAN GAUSSIENNE' du logiciel Castem 2000.

#### **4.2.3 Modélisation par éléments finis des propriétés d'élasticité en flexion des poutres BLC de pin maritime**

Suivant la géométrie précédemment définie (**Figure n° 83**), nous avons développé la modélisation par éléments finis avec le logiciel CASTEM 2000, des propriétés d'élasticité de composites BLC sollicités en flexion 4 points à plat. Les simulations sont menées dans un premier temps sur des composites sans aboutage, et dans un second temps, sur des composites avec aboutages.

Lorsque les poutres BLC de l'étude sont sollicitées à plat, le chargement externe est perpendiculaire aux plans de collage et toutes les lames sont sollicitées à plat (lames disposées à plat dans la section). La lame extérieure située dans la partie tendue est soumise à une combinaison d'efforts de flexion à plat et de traction, du fait de sa forte épaisseur. La lame extérieure située dans la partie comprimée est quant à elle soumise à une combinaison de flexion à plat et de compression [93].

##### **4.2.3.1 Description du modèle mécanique**

###### **4.2.3.1.1 Maillage éléments finis**

On se place dans l'hypothèse d'un état plan de déformations, ce qui permet d'effectuer une modélisation en 2 dimensions. Le maillage des lames est réalisé à partir d'éléments TRI6.

Pour tous les éléments bois, le comportement est supposé mécanique élastique orthotrope (calculs en élasticité).

Pour chaque lame :

- les valeurs de module d'élasticité longitudinal MOE sont déterminées, selon la procédure de génération décrite au 4.2.2

Les autres valeurs de modules d'élasticités sont calculées à partir du MOE longitudinal de la manière suivante :

- les valeurs des modules d'élasticité radial sont :  $E_R = MOE / 13$
- les valeurs des modules d'élasticité tangentiel sont :  $E_T = MOE / 21$
- les valeurs des modules de cisaillement dans le sens longitudinal radial sont :  $G_{LR} = MOE / 15$
- les valeurs des coefficients de Poisson sont supposés constants tels que :  $\nu_{LR} = 0,39$  ,  $\nu_{RT} = 0,4$  ;  $\nu_{LT} = 0,4$

Des éléments sans épaisseur représentent les interfaces collées entre deux lames et des conditions de contact permettent d'éviter l'interpénétration entre les lames et d'assurer la continuité des déplacements après chargement.

#### 4.2.3.1.2 Configuration des essais numériques

Les Figure n° 85 et Figure n° 86 , présentent respectivement, les configurations d'essais de flexion conformément à la norme EN408, et à la flexion étendue proposée dans ce travail, sur les composites générés.

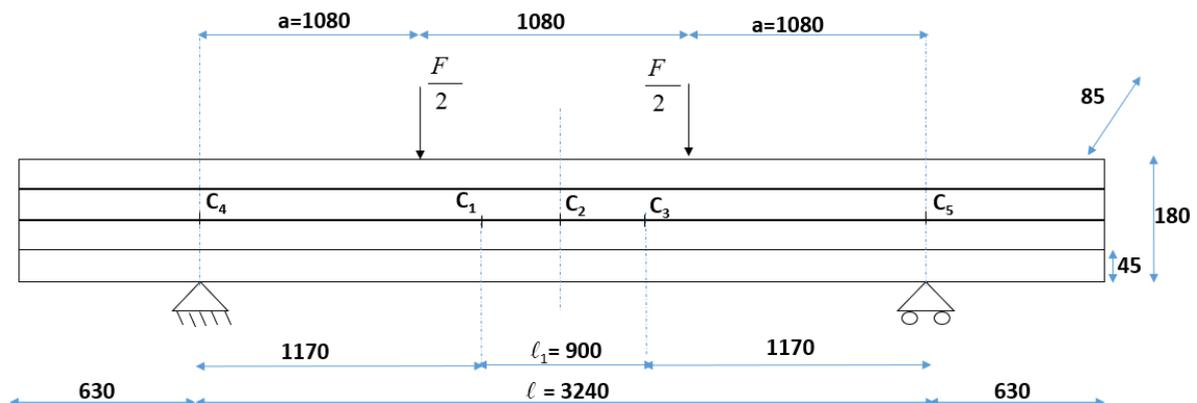


Figure n° 85 : Configuration de flexion EN408 (en mm) sur les poutres BLC sans aboutages

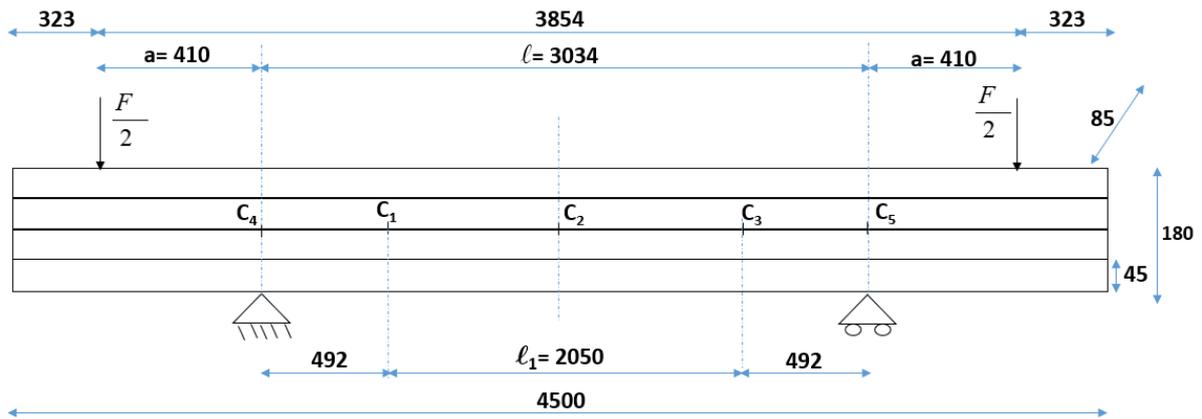


Figure n° 86 : Configuration de flexion étendue (en mm) sur les poutres BLC sans aboutages

Les 2 configurations d'essais numériques de flexion des composites avec aboutages sont identiques à celles sur les composites sans aboutage (Figure n° 85 et Figure n° 86).

#### 4.2.3.1.3 Chargement et conditions aux limites

Le chargement des composites est pris égal à une force unitaire  $F$  ( $F = 1 \text{ N}$ ) puisqu'on est en élasticité linéaire. Les forces s'appliquent aux nœuds des maillages conformément aux figures (Figure n° 85 et Figure n° 86).

Les conditions aux limites sont les suivantes : le déplacement horizontal au niveau de l'appui de gauche est nul et les déplacements verticaux au niveau des 2 appuis sont nuls.

Les calculs étant menés en élasticité et la mesure des déplacements des points  $C_4$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $C_5$  situés sur la ligne moyenne, permet de calculer la rigidité des composites.

#### 4.2.3.1.4 Convergence du maillage éléments finis

Sur la hauteur des composites, le maillage éléments finis est discrétisé par 3 éléments pour chaque lame. En longueur, le maillage est initialement grossier et sera ensuite

raffiné, jusqu'à convergence des flèches mesurées et donc, des modules d'élasticité estimés.

Les figures ci-après présentent l'étude de convergence du maillage éléments finis effectué. Les valeurs de déformées figurant sur la Figure n° 87 sont les déplacements mesurés aux points C1, C2 et C3, dans le cas de l'essai de flexion EN408, suivant la configuration de l'essai normalisé présenté par la Figure n° 85 sur les BLC 4 lames sans aboutage, pour un MOE aléatoire de valeur 14000 MPa pour chacune des 4 lames.

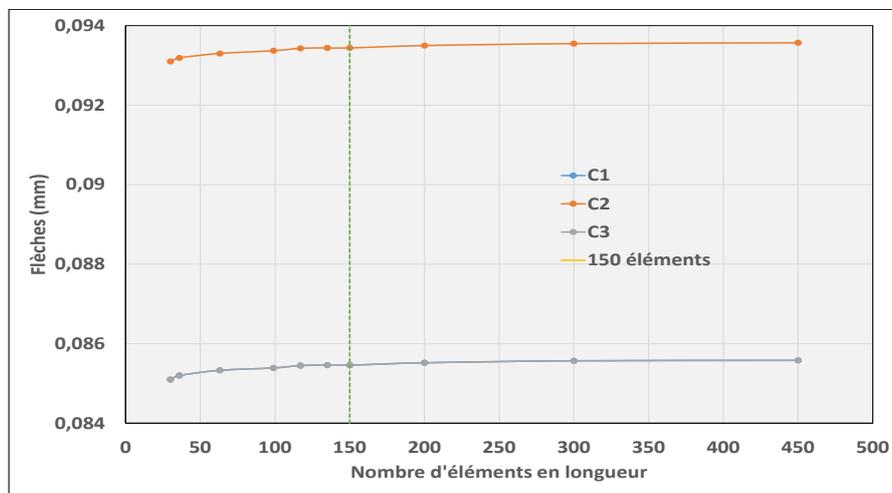


Figure n° 87 : Convergence du maillage

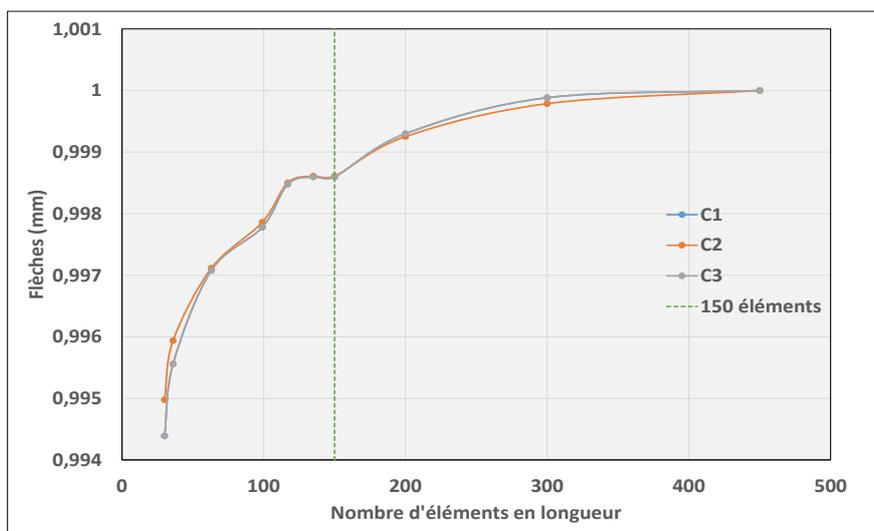


Figure n° 88 : Convergence du maillage normalisé

Au-dessus de 150 éléments en longueur, il y a moins de 1% de variation des flèches mesurées. Afin de limiter les temps de calcul et au vu du nombre important de simulations à effectuer dans la suite du travail, nous retenons 150 éléments en longueur pour le maillage. Un calcul d'une configuration de poutre représente un temps CPU de l'ordre de la seconde.

#### 4.2.3.1.5 Méthodes de calcul du module d'élasticité

Selon la théorie des poutres et suivant l'hypothèse de Navier-Bernoulli qui néglige l'influence du cisaillement, les valeurs du MOE local et du MOE global des poutres composites, peuvent être calculés à partir de formulations différentes pour chaque configuration de flexion (EN408 et flexion étendue).

##### ➤ Cas des essais numériques de flexion normalisée EN408

Soit C4, le déplacement en flexion de la ligne moyenne au point C4 (Figure n° 85) ; respectivement, pour C1, C2, C3 et C5. Les MOE des poutres BLC générées, sont calculés suivant les 3 méthodes ci-dessous, dont une méthode de calcul du MOE local (méthode 2) et deux méthodes de calcul concernant le MOE global (méthode 1 et méthode 3):

**Méthode 1 :** Formule E global, (norme EN408)

$$E_{global} = \frac{l^3 F}{bh^3 w_{global}} \left[ \left( \frac{3a}{4l} \right) - \left( \frac{a}{l} \right)^3 \right]$$

L'expression de la flèche de calcul est :  $w_{global} = C_2$  où C<sub>2</sub> est la valeur de la flèche globale (flèche maximale à mi-portée)

**Méthode 2 :** Formule E local, (norme EN408)

$$E_{local} = \frac{al_1^2 F}{16Iw_{local}}$$

Ici, le MOE est calculé, à partir de la flèche circulaire dont l'expression est :

$$w_{local} = C_2 - ((C_1 + C_3) / 2)$$

**Méthode 3 :** MOE global, sans la contribution du tassement aux appuis

Ici, on s'affranchit du déplacement additionnel dû au tassement au niveau des appuis.

La formule de calcul du MOE que nous nommons ici  $E'_{global}$ , est la même que dans le cas de la méthode 1, à la différence que l'on retranche à la flèche en C2, la moyenne des déplacements au niveau des 2 appuis (tassement / compression d'appuis).

$$E'_{global} = \frac{l^3 F}{bh^3 w'_{global}} \left[ \left( \frac{3a}{4l} \right) - \left( \frac{a}{l} \right)^3 \right]$$

L'expression de la flèche de calcul est :  $w'_{global} = C_2 - ((C_4 + C_5) / 2)$  respectivement, pour les 2 types d'essai de flexion.

➤ **Cas des essais numériques de flexion étendue**

Soit C4, le déplacement en flexion de la ligne moyenne au point C4 (Figure n° 86) ; respectivement pour C1, C2, C3 et C5 :

Le MOE local et le MOE global (2 méthodes de calcul) des poutres BLC générées, sont calculés suivant les 3 méthodes ci-dessous :

**Méthode 1 :** MOE global pour la flexion étendue

$$E_{global} = -\frac{al^2F}{16Iw_{global}}$$

L'expression de la flèche de calcul est :  $w_{global} = C_2$

**Méthode 2 :** MOE local, pour la flexion étendue (déterminée au 2.7.2.2)

$$E_{local} = -\frac{al_1^2F}{16Iw_{local}}$$

Ici, le MOE local est calculé, à partir de la flèche circulaire dont l'expression est :

$$w_{local} = C_2 - ((C_1 + C_3) / 2)$$

**Méthode 3 :** MOE global, sans le tassement au niveau des appuis

Ici, on s'affranchit du déplacement additionnel, dû au tassement des appuis.

La formule de calcul du MOE global est la même que dans le cas de la méthode 1, à la différence que l'on retranche à la flèche en C2, la moyenne des déplacements au niveau des 2 appuis.

$$E'_{global} = -\frac{al^2F}{16Iw'_{global}}$$

L'expression de la flèche de calcul est :  $w'_{global} = C_2 - ((C_4 + C_5) / 2)$

#### 4.2.3.1.6 Pertinence de la modélisation éléments finis : Cas tests

Afin d'évaluer l'efficacité de la modélisation numérique effectuée, deux cas tests ont été effectués. Il s'agit d'essais numériques menés sur une poutre entière (poutre

massive en bois) de 4,5m de portée, puis sur une seconde poutre BLC comportant 4 lames de 4,5m de portée également, conformément aux Figure n° 85 et Figure n° 86 .

Les 2 poutres sont testées suivant les 2 types de flexion (normalisée et étendue), conformément aux configurations de chargement précédemment exposées pour le cas des BLC 4 lames, sans aboutages.

Dans le cas de la poutre massive, en entrée le MOE longitudinal a été pris égale à une valeur de 14000 MPa pour calibrer le modèle numérique.

Dans le cas de la poutre BLC 4 lames testée, chacune des 4 lames a le même MOE longitudinal d'une valeur de 14000 MPa. Pour les 2 cas tests, les autres propriétés mécaniques sont calculées à partir de cette valeur, suivant les formules énoncées au 4.2.3.1.1.

On compare les MOE calculés à partir des déplacements mesurés, avec la solution analytique.

#### 4.2.3.1.7 Résultats des cas tests : solution numérique

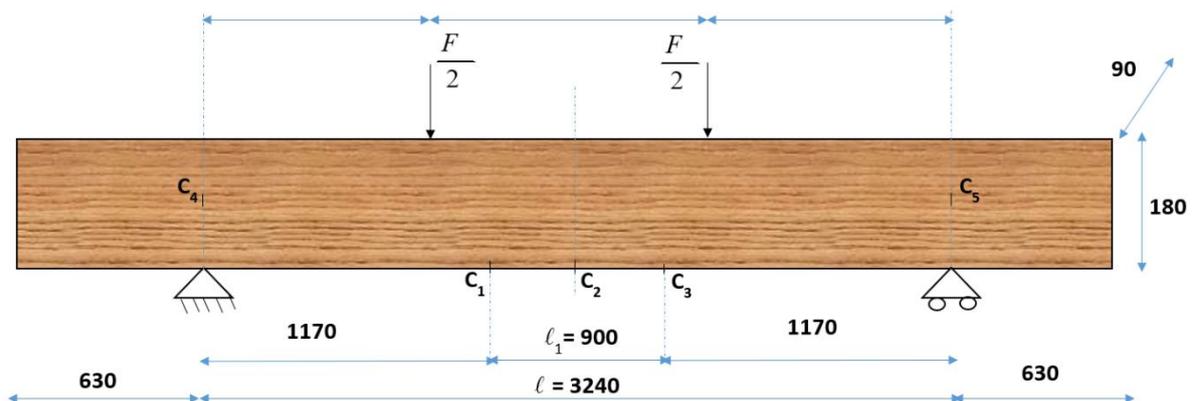


Figure n° 89 : Configuration d'essai de flexion EN408 sur les poutres massives

Le tableau ci-après montre les résultats de calcul de MOE pour les cas tests avec convergence des calculs de déplacement et suite à l'étude du maillage. Les valeurs en rouge dans le tableau, représentent l'écart entre le MOE local et les 2 types de MOE

global (méthode 1 et méthode 3). Les écarts en couleur violette, représentent l'écart des MOE de la poutre BLC 4 lames par rapport à la poutre massive.

Tableau n° 30 : Résultats des cas tests

	Configuration de flexion	Module d'élasticité analytique	Calcul du MOE à partir des flèches numériques			Ecart entre les 2 solutions
			MOE global (méthode 1)	MOE local	MOE global (méthode 3)	
Poutre massive	EN408	14000	13468 4,28%	14070	13562 3,61%	3,8%
	Flexion étendue	14000	14350 -1,73 %	14107	14145 -0,27%	-2,5%
BLC 4 lames (sans aboutage)	EN408	14000	13468 4,28 % -0,01%	14070 0%	13562 3,61 % 0,01%	3,8%
	Flexion étendue	14000	14356 -1,77 % -0,04%	14107 0%	14105 0,01 % 0,3%	-2,54%

Les écarts par rapport à la solution analytique sont tolérables (moins de 4%) et confortent la solution numérique. Ces faibles écarts sont causés par l'approximation liée au maillage et la discrétisation en éléments finis. Les écarts entre les résultats de calcul pour la poutre massive (absence de lames) et les composites BLC 4 lames sont très faibles, ce qui est cohérent.

Dans le cas de l'essai de flexion étendue proposé, lorsque l'on calcule le MOE global sans l'indentation au niveau des appuis (méthode 3), les valeurs du MOE local et du MOE global sont similaires ce qui avait été constaté sur la phase expérimentale. Ceci

est favorisé par le fait que 68% de la longueur de l'élément est en flexion pure et que la zone de mesure du MOE global n'est pas en interaction avec le cisaillement.

Dans le cas des essais normalisés EN408, l'annulation des déplacements au niveau des appuis pour le calcul du MOE global, ne permet pas d'approcher le MOE local. Ceci est dû au fait que la flèche globale mesurée à mi-portée (en C2) subit une interaction du cisaillement présent dans les deux-tiers de la portée fléchie (cf Tableau n° 11).

#### 4.2.3.2 Etude des performances mécaniques de BLC générés numériquement

L'analyse des résultats de la caractérisation expérimentale, ainsi que la bibliographie ([64], [71], [68][69] etc.), ont démontré expérimentalement que l'effort tranchant et la position et la taille de nœuds de faibles rigidités dans les sections de poutres, influencent largement la détermination de la rigidité flexionnelle des poutres en bois. En plus du cisaillement en flexion, les écarts expérimentaux entre MOE local et MOE global, sont causés par la répartition spatiale des nœuds le long des travées de poutres générant une variabilité de la rigidité au sein des éléments.

Dans la suite de ce travail, nous étudierons les rigidités de composites BLC élaborés numériquement. Pour ce faire, on génère selon les lois de probabilités des modules d'élasticité attribués à chaque lamelle pour recomposer un bois lamellé collé dont on déduit le module d'élasticité apparent, selon les 2 configurations de flexion. Ces simulations tiendront compte des longueurs d'aboutage.

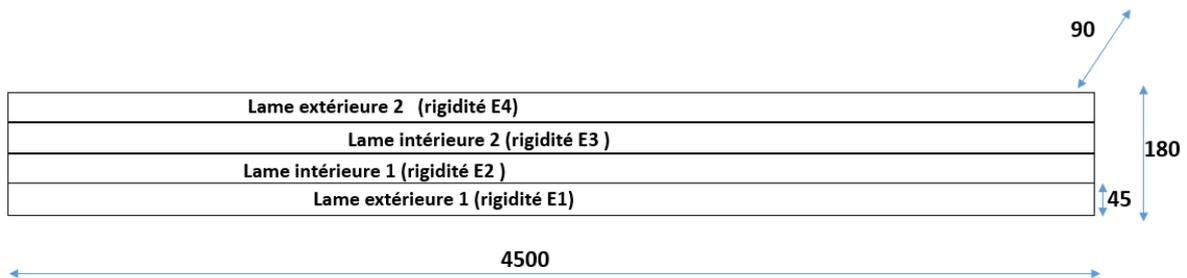


Figure n° 90 : Fabrication des BLC sans aboutages (en mm)

La figure ci-dessus, montre la composition des BLC sans aboutage pour 4 lames dont les rigidités E1, E2, E3 et E4 sont tirées aléatoirement selon le procédé décrit au 4.2.2.1.

Dans le cas des poutres avec aboutages, le premier principe de fabrication se base sur des longueurs de lamelles de 2,5 m ; longueur classique des composants en pin maritime et correspondant aux longueurs des poutres testées expérimentalement dans les chapitres antérieurs.

Le schéma ci-dessous, détaille la technique de calepinage des lamelles de 2,5 m pour la fabrication des BLC avec aboutages, dans ce cas le calepinage nécessite l'aboutage de 7 lamelles.

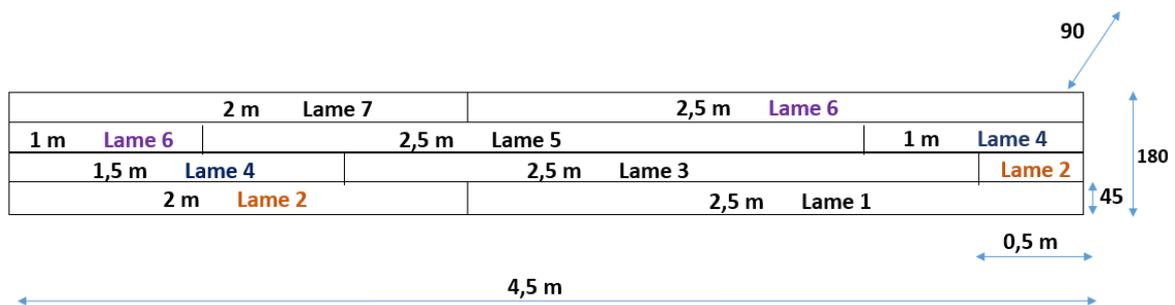


Figure n° 91 : Technique de calepinage des lamelles de 2,5m pour la fabrication des composites avec aboutages

Dans le cas des composites avec aboutages, la présence de plusieurs lamelles de rigidités différentes le long des sections droites au niveau des aboutages peut générer une variabilité du MOE le long de la portée du lamellé collé.

Soit  $E'$  le module apparent de la poutre générée avec aboutages. Au vu des résultats des essais expérimentaux et de la bibliographie, cette propriété élastique dépendra de la variabilité des modules implémentés pour chaque lamelle, introduisant alors de la variabilité sur les résultats en relation avec le calepinage des aboutages.

En plus des BLC fabriqués à partir de lamelles de 2,5m (Figure n° 91), deux autres longueurs de lamellation sont étudiées. Ainsi, des lamelles de 1,25m (Figure n° 92, ci-après) et des lamelles de 0,60m de longueurs (Figure n° 93) sont utilisées pour le

calepinage de poutres BLC générées. Dans chaque cas, 1020 poutres sont générées par une méthode de Monte-Carlo, à partir des 6 lois de distributions expérimentales.

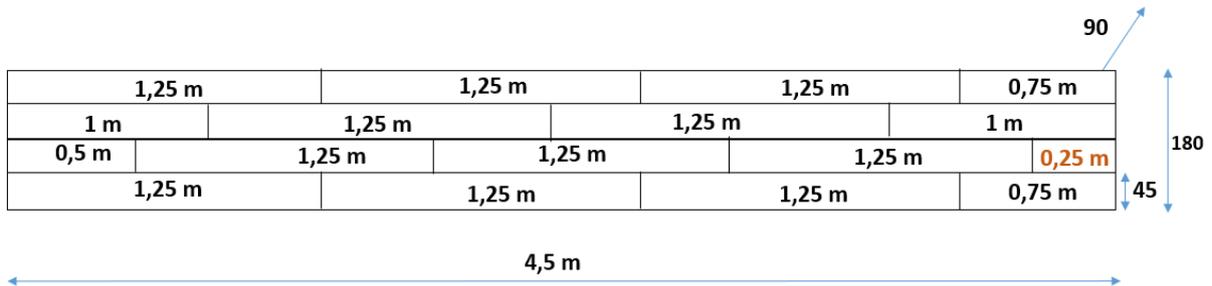


Figure n° 92 : Plan de fabrication des composites à partir de lamelles de 1,25m

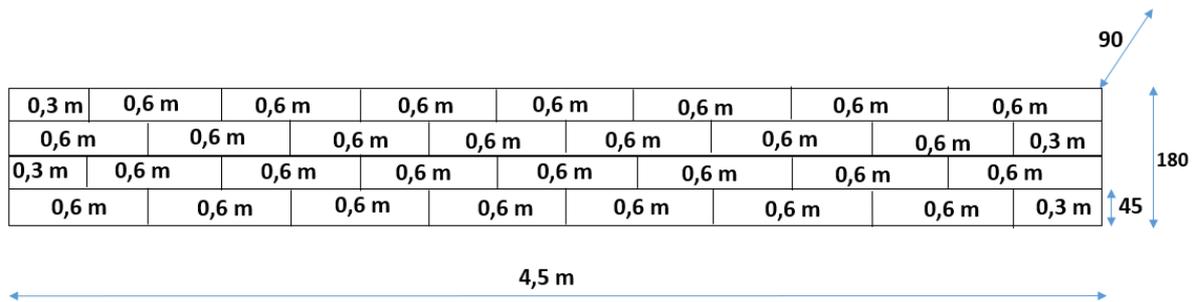


Figure n° 93 : Plan de fabrication des composites à partir de lamelles de 0,60m

Dans le cas où les BLC sont générés à partir de lamelles de 2,5m de portée, 6 aboutages figurent dans la poutre BLC. Lorsqu'on utilise plutôt des lamelles de 1,25 m de portée, 13 aboutages sont présents dans le composite final. Pour le cas des lamelles de 0,60 m, 28 aboutages figurent dans le composite généré.

#### 4.2.4 Relation entre MOE local et MOE global sur les poutres BLC générées sur la base du calepinage de lamelles de 2,5m

##### 4.2.4.1 Contribution de l'effort tranchant et de l'indentation au niveau des appuis

Le tableau suivant présente les résultats de mesure du MOE' (module apparent) par les 2 types de flexion (EN408 et flexion étendue) sur une population de 1020 poutres sans aboutage générées à partir de la loi de distribution expérimentale des MOE

locaux déterminés par la flexion étendue sur chant (MOE FCS local) suivant le procédé décrit au 4.2.2.

Tableau n° 31 : Mesures de modules d'élasticités apparent sur 1020 composites sans aboutage pour les 2 configurations de flexion

	Flexion EN408			Flexion étendue		
	E' global (méthode 1)	MOE' local	MOE' global	E' global (méthode 1)	MOE' local	MOE' global
Moyenne (MPa)	12053	12658	12139	12888	12671	12639
Ecart type (MPa)	1794	1924	1805	1953	1928	1953
COV (%)	14,88	15,2	14,87	15,15	15,22	15,19
Ecart avec MOE' local	4,78%		4,10%	-1,71 %		0,26%

Les coefficients de variation ont des ordres de grandeur similaires pour tous les types de mesure du MOE'.

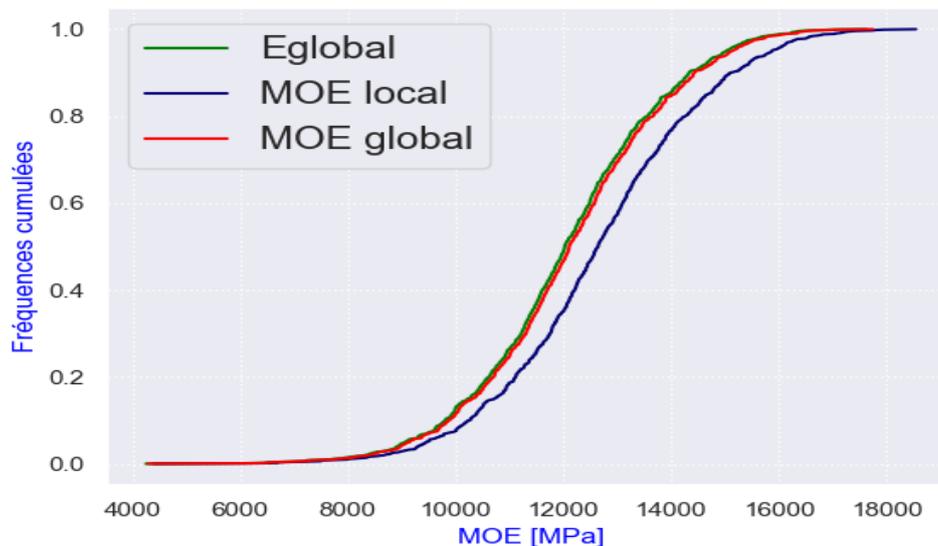


Figure n° 94 : Distribution des MOE pour la configuration de flexion EN408 (cas des BLC sans aboutages)

Dans le cas de l'essai de flexion EN408 (Figure n° 94, ci-dessus), la courbe verte est la distribution des MOE' calculé à partir de la flèche totale à mi-portée incluant l'indentation au niveau des appuis, tandis que la courbe rouge présente ces mêmes modules sans la compression au niveau des appuis. On remarque que cette dernière représente en moyenne moins de 1% sur l'estimation du MOE' de la poutre BLC.

La courbe bleue est la distribution du MOE' déterminé en flexion pure (flèche circulaire) et on peut remarquer qu'en moyenne elle est supérieure de 4% aux deux autres, ce qui est dû à l'absence de l'effort tranchant.

Dans le cas de la flexion étendue (Figure n° 95, ci-après) l'effet de l'indentation est également négligeable et en comparaison à l'EN408, on remarque l'effet nettement réduit du cisaillement qui se traduit par la très bonne correspondance entre le MOE' global et le MOE' local. Cette observation est identique à celle faite sur les essais de flexion étendue mené lors des campagnes expérimentales.

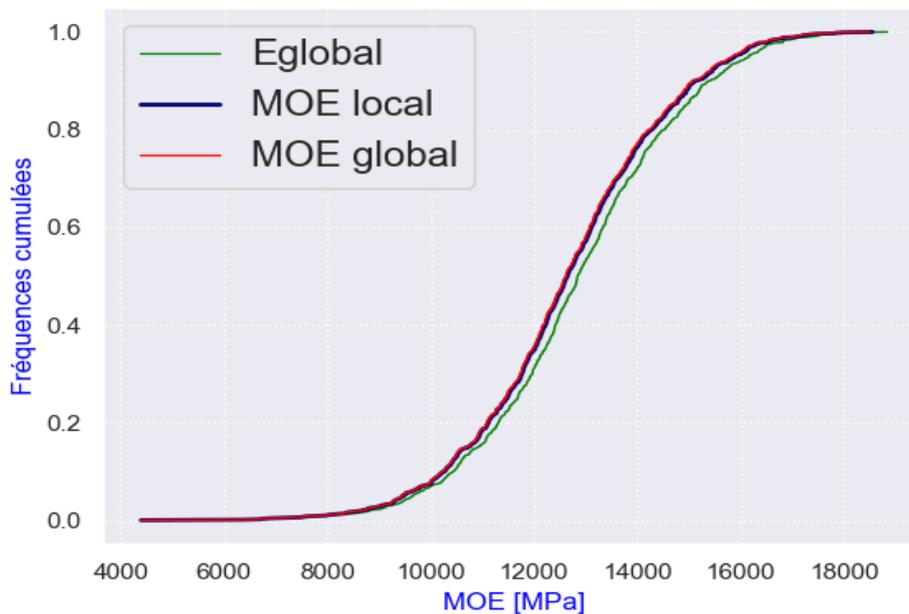


Figure n° 95 : Distribution des MOE pour la configuration de *flexion étendue* (cas des BLC sans aboutages)

Avec,  $F_{eten}$  : flexion étendue.

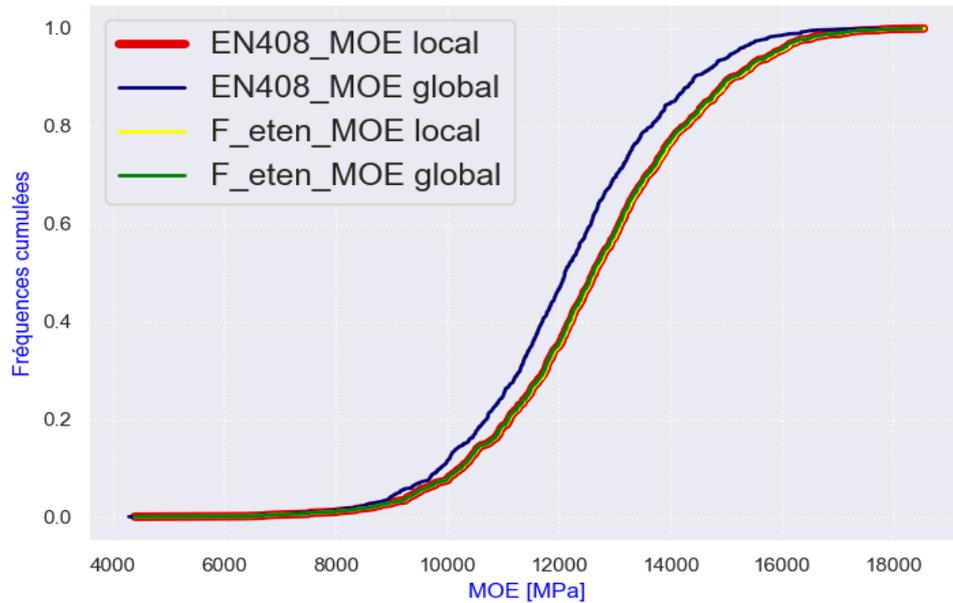


Figure n° 96 : Fréquences cumulées des 2 types de mesure du MOE pour les 2 types d'essais de flexion (cas des BLC sans aboutages)

La comparaison des distributions des 2 types de MOE pour les deux configurations de flexion (Figure n° 96) montre la bonne correspondance entre le MOE local déterminé par l'essai de flexion EN408 et : les MOE local et MOE global déterminés par l'essai de flexion étendue car les 3 distributions se superposent. En conséquence, l'essai de flexion étendue permet d'avoir une bonne estimation du module en flexion pure sur la quasi-totalité de la longueur de l'élément.

#### 4.2.4.2 Relations entre MOE local et MOE global

On note une parfaite corrélation avec une bonne convergence des rigidités MOE' global et MOE' local pour l'essai de flexion étendue (Figure n° 97, ci-dessous); le coefficient directeur de la droite de régression étant unitaire, et l'ordonnée à l'origine faible. Ceci se traduit par la présence de presque toutes les mesures corrélées, sur la droite d'équation  $x = y$  (MOE local = MOE global). L'essai de flexion étendue est relativement intéressante par la fiabilité des mesures dans la zone en flexion circulaire, autant pour le MOE local que pour le MOE global.

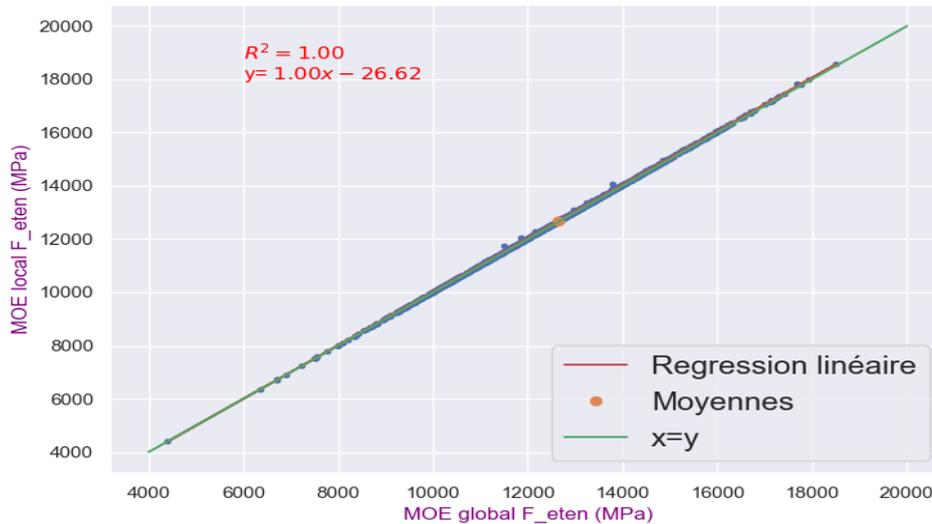


Figure n° 97 : Corrélation entre MOE local et MOE global pour les essais de flexion étendue (cas des BLC sans aboutages)

## 4.2.5 Elaboration de composites structuraux BLC de pin maritime : résultats de simulations numériques

### 4.2.5.1 Effet de la longueur d'aboutages :

Dans cette partie de l'étude, nous évaluerons l'effet de la longueur d'aboutage sur les performances en rigidité apparente MOE' des poutres générées. La génération des 1020 poutres testées est basée sur la loi de distribution 'MOE FCS local' car cette loi obtenue expérimentalement (à partir de l'essai de flexion étendue), valorise la ressource pin maritime de l'échantillonnage.

On remarque sur le tableau comparatif (Tableau n° 32, ci-dessous) que la diminution de la longueur d'aboutage dégrade le module apparent quelque soit la méthode. Cela est causé par la variabilité du module attribuée aux lames constitutives. Toutefois, jusqu'à 1,25 m de longueur d'aboutage, il n'y a pas de variation significative (moins de 1% de variation) du MOE' apparent moyen sur le lot généré ( Figure n° 98, ci-après).

Tableau n° 32 : Comparaison des rigidités des BLC générés pour la loi de distribution des MOE FCS local

	<b>4,5m</b> (sans aboutages)		<b>2,5m</b> (6 aboutages)		<b>1,25m</b> (13 aboutages)		<b>0,60m</b> (28 aboutages)	
Distribution FCS local	MOE local	MOE global	MOE local	MOE global	MOE local	MOE global	MOE local	MOE global
<b>Flexion EN408</b>								
Moyenne (GPa)	12,66	12,14	12,6	12,05	12,65	11,21	11,15	10,31
Ecart type (GPa)	1,92	1,81	1,72	1,35	1,73	1,16	1,54	0,93
COV (%)	14,88	15,2	13,68	11,22	13,69	10,36	13,79	8,99
Ecart MOE local / global	4,1 %		4,3 %		11,4 %		7,5 %	
<b>Flexion étendue</b>								
Moyenne (GPa)	12,67	12,64	12,58	12,55	12,57	12,41	11,5	11,29
Ecart type (GPa)	1,93	1,95	1,49	1,42	1,49	1,16	1,24	1,02
COV (%)	15,15	15,19	11,81	11,35	11,84	10,23	10,75	9,07
Ecart MOE local/global	0,25 %		0,22 %		1,3 %		1,8 %	

La méthode MOE global de l'essai EN408 pénalise la mesure des rigidités des composites ( Figure n° 98 , courbe orange). Ceci est dû à la contribution de l'effort tranchant dans la zone de mesure, associé aux variabilités des MOE sur les 4 lames des poutres.

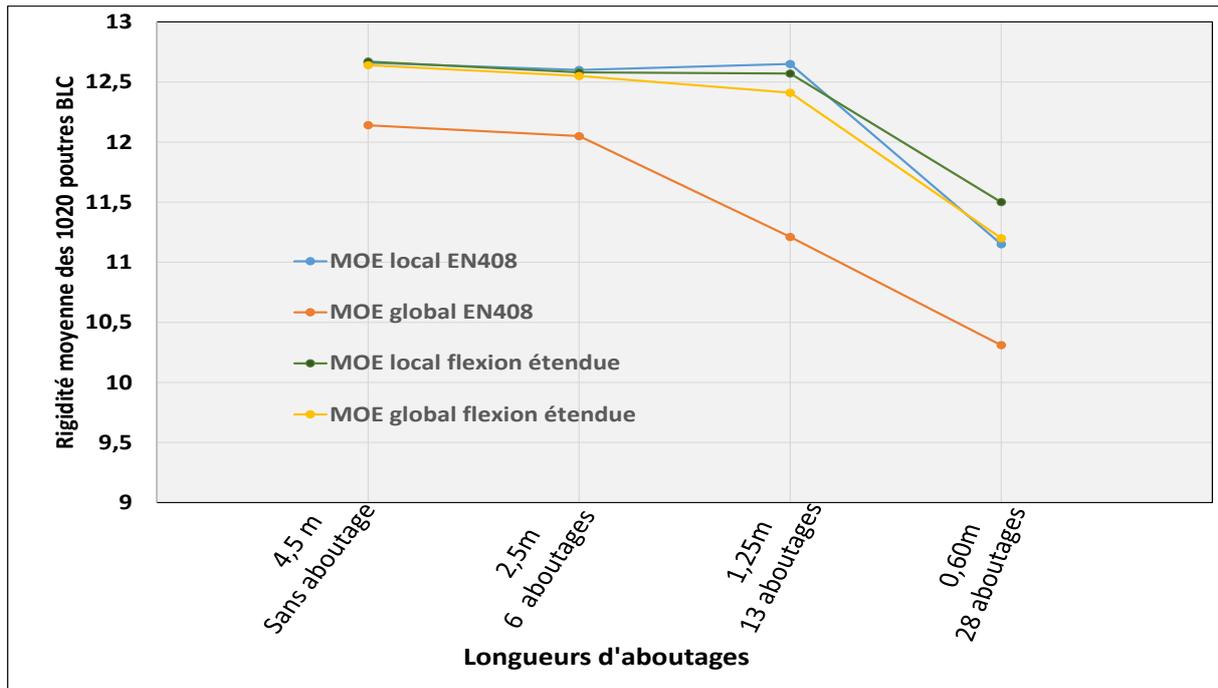


Figure n° 98 : Performance en rigidité des poutres BLC générés à partir de la loi de distribution expérimentale MOE local FCS

Les MOE' déterminés par les 3 méthodes de flexion circulaire sont similaires. Le MOE' local de la configuration de flexion EN408 numérique permet d'approcher les modules apparents des poutres BLC. Cependant, expérimentalement ce n'est pas le cas. En effet, comme observé dans le cas des campagnes expérimentales et par la bibliographie ; en raison des faibles courbures dans le tiers central, les déplacements mesurés sont très tributaires de la précision des capteurs de déplacements. De plus, la variation de pente de fil liée à la nodosité peut survenir et affecter les estimations expérimentales de la rigidité. Ceci pose un problème pratique d'essai de caractérisation dans le but de la valorisation des essences. L'essai de flexion étendue semble plus pragmatique pour mieux valoriser le pin maritime par-exemple. Les performances en rigidité ne sont pas modifiées par les longueurs d'aboutage jusqu'à 4,5m.

La figure ci-dessous, présente pour les 2 configurations de flexion, les analyses en fréquences cumulées des rigidités apparentes des poutres générées à partir de la loi

de distribution 'MOE FCS local', sur la base du calepinage de lamelles de 0,60 m de longueur.

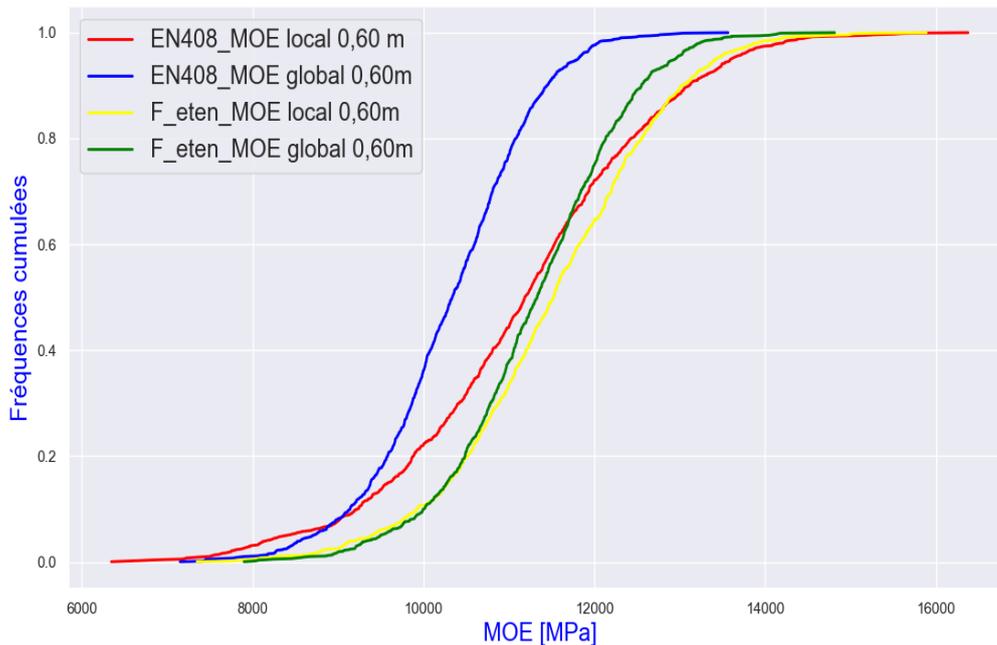


Figure n° 99 : Distributions en fréquences cumulées des MOE' des BLC générés par calepinage de lamelles de 0,60 m de longueurs d'aboutages

En comparaison avec le cas où les lamelles sont fabriquées sans aboutage (Figure n° 96), on constate ici l'effet des variabilités des modules au sein des 4 lames des poutres élaborées par calepinage de lamelles de 0,60m de longueurs d'aboutages. La flexion étendue fournit une meilleure prédiction de la valeur moyenne des modules et favorise l'estimation du module apparent pour les poutres de faibles raideurs. En effet, la flexion EN408 est plus sensible à la variabilité du MOE au sein de la section du tiers central en flexion circulaire. De plus, on constate une inversion des tendances entre le MOE' global et local (cumul local, supérieur / inférieur au cumul global) qui résulte des longueurs d'aboutage. On peut penser que pour des bois nouveaux, la tendance est similaire puisque la pente de fil va faire varier localement le module [76],[70].

#### 4.2.5.2 Effet des distributions des MOE expérimentaux sur les performances en rigidité

Cette partie présente et compare les simulations numériques effectuées à partir des 6 lois de distribution de MOE expérimentaux. Les objectifs sont :

- d'analyser les performances en rigidité des composites fabriqués numériquement par l'essai de flexion EN408, puis l'essai de flexion étendue proposé à partir de diverses populations numériques,
- d'établir les correspondances entre les rigidités des lames constitutives des composites et leurs rigidités flexionnelles (MOE local et MOE global) dans la configuration de flexion à plat,
- de montrer la pertinence d'utiliser le pin maritime pour la fabrication des poutres BLC avec de bonnes performances mécaniques pour des usages en plancher tertiaire.

Le tableau ci-après présente les résultats des simulations numériques avec les correspondances entre les rigidités des lames constitutives générées à partir des 6 lois normales de distribution des MOE expérimentaux et celles des poutres élaborées à partir du calepinage de lamelles de 1,25m de longueurs. Le cas des 3 autres longueurs d'aboutages fournissent des résultats similaires qui se trouvent dans les annexes de ce document.

Tableau n° 33 : Correspondances entre lames constitutives et poutres BLC générées par les 6 lois de distribution expérimentales : Cas des BLC avec 13 aboutages (1,25m)

	Lames constitutives			BLC avec aboutages (lames de 125 cm : 13 aboutages)			Comparaison		
	Flexion EN408 numérique								
Lois de distribution	Effectif CV %	Moyenne MOE (MPa)	Ecart type $\sigma$	Effectif CV %	Moyenne MOE' (MPa)	Ecart type $\sigma'$	Variation MOE / MOE' (%)	Variation de l'écart type $\sigma$ - $\sigma'$ (%)	Ecart CV- CV' (%)
<b>EN408 local</b>	14970 32,12	10071	3235	<b>998</b> <b>19,43</b>	<b>9795</b>	<b>1903</b>	2,74	39,5	12,69
<b>EN408 global</b>	14970 19,72	10329	2037	<b>998</b> 11,44	<b>10288</b>	<b>1177</b>	0,4	41,98	8,28
<b>FPS local</b>	14970 23,09	11225	2591	<b>998</b> <b>13,50</b>	<b>11127</b>	<b>1502</b>	0,87	41,53	9,59
<b>FPS global</b>	14970 22,79	11529	2627	<b>998</b> 13,31	<b>11434</b>	<b>1522</b>	0,82	41,59	9,48
<b>FCS local</b>	14970 23	12780	2939	<b>998</b> <b>13,44</b>	<b>12670</b>	<b>1703</b>	0,86	41,56	9,56
<b>FCS global</b>	14970 22,97	13632	3131	<b>998</b> <b>13,43</b>	<b>13515</b>	<b>1814</b>	0,86	41,53	9,54
	Flexion étendue numérique								
<b>EN408 local</b>	14970 32,12	10071	3235	<b>998</b> <b>17,07</b>	<b>9696</b>	<b>1654</b>	3,72	46,86	15,05
<b>EN408 global</b>	14970 19,72	10329	2037	<b>998</b> 9,8	<b>10239</b>	<b>1003</b>	0,87	50,3	9,92
<b>FPS local</b>	14970 23,09	11225	2591	<b>998</b> <b>11,62</b>	<b>11059</b>	<b>1285</b>	1,47	49,7	11,47
<b>FPS global</b>	14970 22,79	11529	2627	<b>998</b> 11,45	<b>11366</b>	<b>1301</b>	1,41	41,6	11,34
<b>FCS local</b>	14970 23	12780	2939	<b>998</b> <b>11,57</b>	<b>12593</b>	<b>1457</b>	1,46	49,7	11,43
<b>FCS global</b>	14970 22,97	13632	3131	<b>998</b> <b>11,55</b>	<b>13434</b>	<b>1552</b>	1,45	49,7	11,42

L'analyse des résultats montre que les valeurs moyennes de MOE' des poutres BLC sont légèrement inférieures de 1 à 2% à celles des lames constitutives. Pour des aboutages de faibles longueurs (0,60 m), cette diminution peut être supérieure à 10% (Tableau n° 38, Annexes).

La fabrication de lamellés collés avec des coursons est très dépendante de la variabilité des modules. La purge des nœuds n'est pas le seul critère pour avoir une rigidité suffisante des poutres élaborées.

En revanche, les coefficients de variation (COV) des MOE' des poutres BLC sont nettement plus faibles que celles des lames constitutives. Ceci traduit l'effet d'homogénéisation de la lamellation. Cette dernière peut être quantifiée par une variation de l'écart à la moyenne qui baisse d'environ 40%. L'élaboration d'un lamellé collé sur un critère de rigidité avec une ressource en tout venant (lamelles) permet d'obtenir des coefficients de variation de l'ordre de 12%. Dans les classes de rigidité des lamellés collés panachés, l'ordre de grandeur est de 8%. On peut donc imaginer un tri sur les faibles et fortes raideurs pour réduire cet écart type et augmenter la fiabilité du produit.

L'essai de flexion étendue valorise mieux les rigidités des composites que l'essai de flexion EN408, particulièrement pour de faibles longueurs d'aboutage. Dans ces cas, l'effet d'homogénéisation évalué par l'essai de flexion étendue est d'environ 50%, contre 40% pour l'essai de flexion EN408.

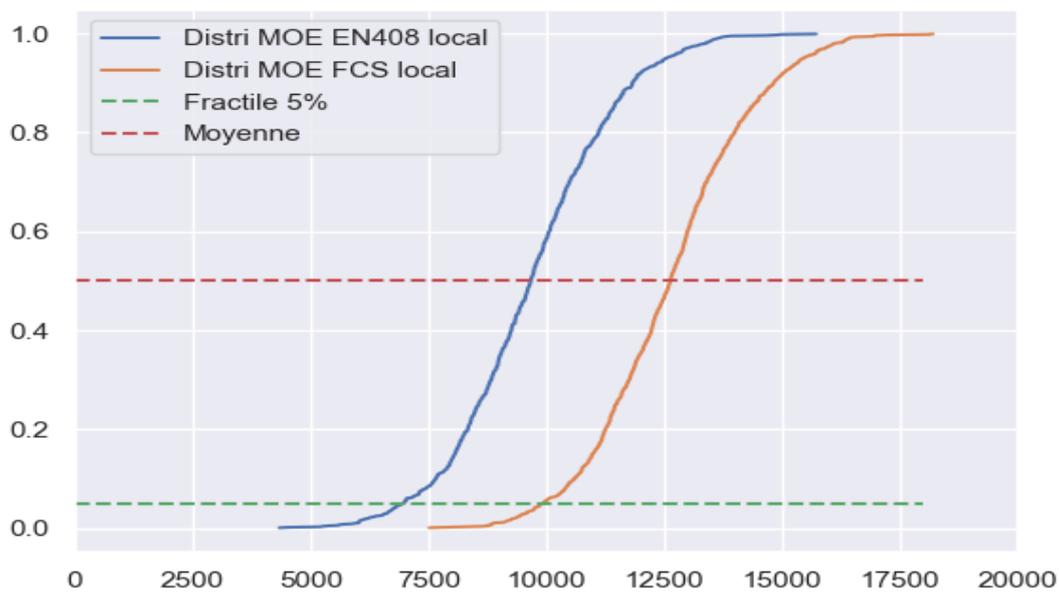


Figure n° 100 : Distributions des MOE' apparentes de 1020 poutres BLC générées sur la base des lois expérimentales EN408 local et FCS local

Par-ailleurs, la figure ci-dessus présente la distribution en fréquences cumulées des MOE' obtenus par essais numériques de flexion étendue à partir de la loi de distribution EN408 local (loi qui fournit les plus faibles modules expérimentaux),

comparée avec celle des MOE' déterminés par la loi MOE FCS local. On remarque les écarts importants entre les rigidités de 1004 poutres BLC générées, en fonction de l'essai de caractérisation des lamelles constitutives (en moyenne 30% d'écart). La valorisation d'une essence pour un composite repose sur le continuum entre la méthode de caractérisation des lamelles jusqu'à l'essai de reconnaissance du produit fini (association jumeau numérique et dispositif expérimental).

### 4.3 Exploitation des résultats avec une note de calcul associée

A titre d'exemple, si l'on se focalise sur la fabrication de poutres BLC avec des longueurs d'aboutage de 2,5m (Figure n° 91) et que l'on rédige une note de calcul pour l'emploi des poutres en planchers tertiaires, on constate que le critère ELS atteint 65% et le critère à l'ELU n'est que de 36% (Tableau n° 28).

Dans ce cas, la création du lot jumeau montre que l'on peut atteindre la rigidité flexionnelle requise pour du GL28 ( $E_{mean\ GL28c} = 12500\ MPa$ ). La génération de jumeaux numériques permet d'obtenir une rigidité apparente moyenne  $MOE' = 12580\ MPa$ . Dans cette simulation, le choix des lamelles est fait sans tri, avec des bois tout venant et sur la base de l'essai de flexion étendue valorisant l'essence.

Le questionnement qui se pose concerne la résistance des lamelles en amont de fabrication, puisque dans cette approche on cherche à dépareiller la résistance des poutres à leur rigidité flexionnelle pour mieux valoriser la ressource. L'approche par la note de calcul montre que pour la résistance, on a juste besoin de 36% pour l'emploi structural pour le cas de plancher tertiaire présenté dans le Tableau n° 28. Pour faire du GL28c, on a besoin de C30 (lames extérieures) et C24 (lames intérieures), ce qui implique qu'on aurait besoin dans ce cas, de bois capables de reprendre des contraintes de 9 MPa (36% de 24 MPa), compte tenu du taux de travail.

Dans le cadre du projet MORPHOMECA (morphomécanique du bois de construction, 2014), Jean-François Dumail a déterminé pour 225 lamelles de section  $80 \times 100 \text{ mm}^2$  sur la base d'essais de flexion EN408, une résistance moyenne à la rupture de 45 MPa et un fractile à 5% du MOR de valeur 22 MPa (Figure n° 97, ci-dessous).

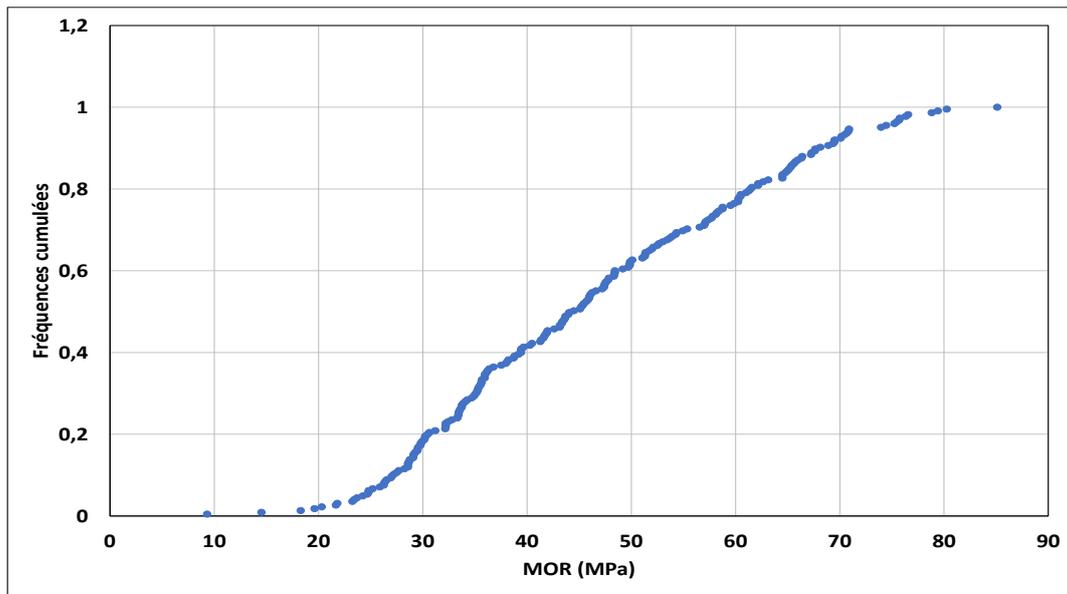


Figure n° 101 : Distribution du MOR pour 225 poutres de pin maritime (Morphoméca, 2014)

Au vu de cette valeur considérable du fractile à 5% du MOR, l'utilisation de ce lot permet dans des notes de calcul de poutres de planchers tertiaires pour lesquels le critère ELS est dimensionnant de se passer du classement / du tri, en termes de résistances et d'utiliser le lot tout venant pour fabriquer des poutres de fortes performances mécaniques. Cette approche permet de reconditionner le tri des lamelles en fonction de la fonctionnalité mécanique des produits finis.

#### 4.4 Résistance à la rupture en flexion (MOR) des poutres BLC générées

La corrélation entre MOR et MOE sur les 225 poutres de l'étude citée précédemment est la suivante ( Figure n° 102 , ci-après) :

$$MOR = 0,0045 \times MOE - 6,43 \quad (R^2 = 0,51) \quad (4.1)$$

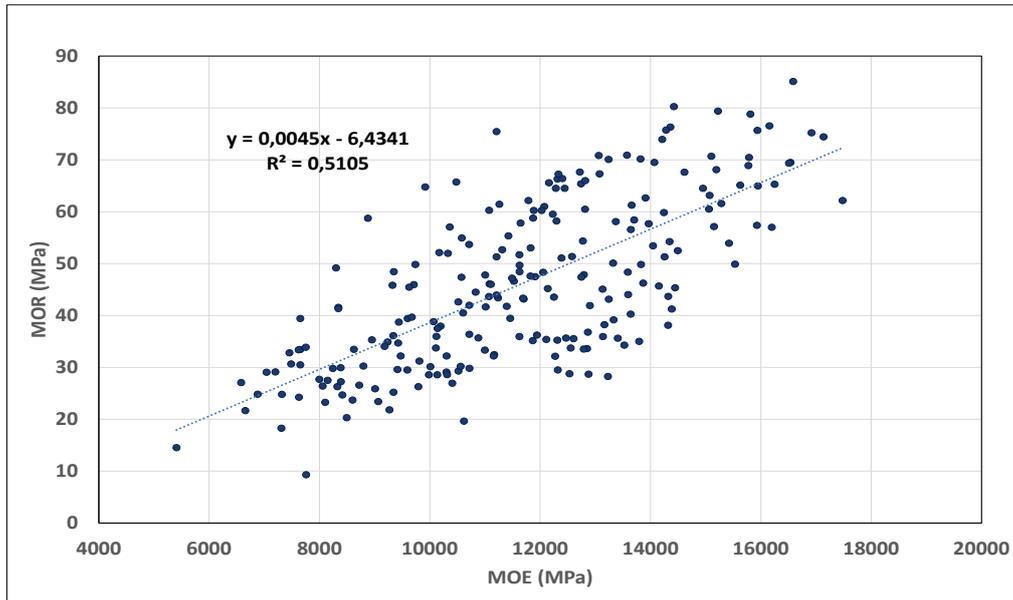


Figure n° 102 : MOR fonction du MOE flexion EN408 sur 225 poutres de pin maritime (Morphoméca, 2014)

Les sections des poutres du présent travail étant proches des sections de cette étude, nous avons estimé les résistances à la rupture (MOR) des poutres BLC générées en attribuant aux lamelles constitutives, des résistances locales sur la base de la loi de régression linéaire (4.1).

#### 4.4.1.1 Critère de rupture

Pour chaque élément d'aboutage permettant la continuité entre 2 lamelles, la résistance en flexion est prise égale à 80 % de la résistance locale de la lamelle ayant la plus faible résistance en flexion  $f_m$ , parmi les 2 lames adjacentes.

Soit  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  et  $\sigma_{Ab}$ , les contraintes sollicitantes, respectivement dans la lame adjacente 1, la lame adjacente 2 et l'élément d'aboutage.

Respectivement,  $f_{m,1}$ ;  $f_{m,2}$  et  $f_{m,Ab}$ , leurs résistances en flexion.

La contrainte critique  $\sigma_{crit}$  est prise égale à celle de l'élément ayant le taux de sollicitation le plus élevé, tel que :

$$\sigma_{crit} = \text{Max} \left\{ \frac{\sigma_1}{f_{m,1}} ; \frac{\sigma_2}{f_{m,2}} ; \frac{\sigma_{Ab}}{0,8 \times \text{Min}(f_{m,1}, f_{m,2})} \right\}$$

Etant donné le nombre de lames dans la géométrie étudiée, on émet l'hypothèse qu'après rupture fragile de l'élément possédant le taux de sollicitation le plus élevé, la poutre BLC ne peut supporter un incrément de charge en plus des sur-contraintes locales. Ainsi, la rupture de la poutre correspond à la rupture de cet élément.

Le tableau ci-dessous, présente les MOR des poutres générées sans aboutage et ceux des poutres générées avec des longueurs d'aboutage de 2,5m, sur la base des 2 configurations de flexion. La loi de distribution utilisée reste la loi MOE FCS local.

Tableau n° 34 : Résistances à la rupture en flexion des poutres BLC générées

		MOR à plat (MPa)	
	1020 poutres BLC	Flexion EN408	Flexion étendue
BLC sans aboutage	Moyenne	47,4	46,6
	Ecart type	8,8	8,5
	CV %	19	18,3
	Min	15,9	11,2
	Max	74,8	69,2
	Fractile à 5%	32,8	32,5
BLC avec 2,5m de longueurs d'aboutages	Moyenne	34,5	34,7
	Ecart type	7,3	6,9
	CV %	21	20
	Min	1,82	11,7
	Max	53,49	58,5
	Fractile à 5%	22,5	23,2

Les 2 configurations de flexion permettent de déterminer des valeurs de MOR similaires pour les produits finalisés et non les lamelles.

Les valeurs des MOR déterminées sont considérables par rapport à la contrainte de 9 MPa à reprendre dans le cas du plancher tertiaire dimensionné dans le Tableau n° 28. Le classement en termes de résistance n'a pas lieu d'être. Toutefois, les coefficients de

variation obtenus sont élevés ( $\approx 20\%$ ) et l'on peut penser à opérer des sélections pour réduire l'écart à la moyenne.

Ce travail montre que l'on peut agréger des connaissances sur le jumeau numérique qui permet de définir la qualité mécanique du produit de structure. Ainsi, cette démarche montre l'intérêt de ce jumelage avec les procédés pour mieux valoriser la matière.

#### **4.5 Effet du tri des modules d'élasticité des lamelles sur les performances des poutres BLC élaborées**

Afin d'évaluer l'effet d'un tri industriel sur un lot tout venant, nous avons effectué des sélections dans la population tout venant des lamelles ayant été générées à partir de la loi MOE FCS local. Une première sélection a été effectuée en rejetant dans le lot, 5% des lamelles ayant les MOE les plus faibles, puis un second tri en écartant du lot, 10% des lamelles de plus faibles MOE. Dans chaque cas, après ces extractions une population de lamelles a été générée pour caractériser sur la base de l'essai de flexion étendue, de nouvelles qualités de lots donnant des moyennes de rigidités plus élevées et des écarts type plus réduits. Ensuite, 1020 poutres BLC sont élaborées numériquement à partir des lois de distribution des 2 sous populations. Nous pouvons alors comparer les performances mécaniques des poutres BLC générées à partir du lot initial avec les 2 autres populations élaborées après les tris. La figure et le tableau ci-dessous, présentent les distributions des MOE' apparents des poutres BLC générées après les sélections opérées dans le lot de lamelles.

Le rejet de 5 % des lamelles du lot a consisté à écarter toutes les lamelles de MOE < 7960 MPa, tandis que le rejet de 10 % des lamelles a consisté à écarter toutes les lamelles de MOE < 8990 MPa. Les nouvelles populations de lamelles permettent de gagner respectivement +2,3 %, puis +4,3% sur le MOE moyen du lot initial. L'écart type est respectivement réduit de 11%, puis de 18%.

Dans le cas du tri de 5% sur le lot de lamelles, l'écart type du MOE' apparent des poutres BLC élaborées est réduit de 12,7 % par rapport aux poutres BLC générées à partir du lot initial, tandis que dans le cas du tri de 10%, cette réduction est de 20,4%.

Tableau n° 35 : MOE' apparents sur 2 sous-populations après tris sélectifs

		MOE (MPa) Lames constitutives	MOE' (MPa) Poutres BLC
Lot initial	Moyenne	12791	12570
	Ecart type	2957	1488
	COV (%)	23,1	11,8
	Fractile à 5%	6877	10124
Rejet de 5% de la population (MOE > 7960 MPa)	Moyenne	13087 (+2,3%)	12976 (+3,2%)
	Ecart type	2663 (-11%)	1320 (-12,7%)
	COV (%)	20,3	10,7
	Fractile à 5%	7760	10806 (+6,7%)
Rejet de 10% de la population (MOE > 8990 MPa)	Moyenne	13339 (+4,3%)	13261 (+5,5%)
	Ecart type	2504 (-18%)	1236 (-20,4%)
	COV (%)	18,7	9,3
	Fractile à 5%	8330	11226 (+10,9%)

Par ailleurs, les rejets de 5% et 10 % dans le lot des lamelles constitutives des poutres BLC permettent d'augmenter les fractiles à 5% des MOE' des nouvelles poutres élaborées d'environ 7% et 11%. Cette démarche permet d'augmenter la fiabilité des poutres BLC générées.

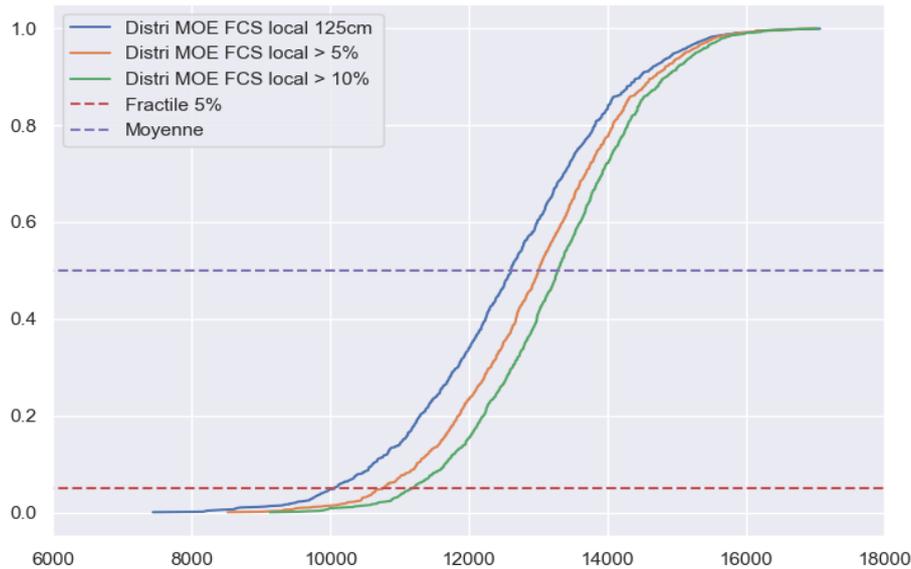


Figure n° 103 : Distributions des MOE' apparents des poutres générées après sélection dans le lot tout venant

Le lot initial de lamelles permet de fabriquer des poutres BLC de performance en rigidité moyenne MOE', égale à celle du GL28 mais avec une forte dispersion. La fiabilisation de la méthode passe donc par une réduction de l'écart à la moyenne du MOE'. Ceci fait penser à adopter une stratégie de production industrielle et tout l'enjeu est de voir comment détecter les lamelles constitutives de faibles modules (inférieurs à 7900 MPa sur la base des tris effectués).

Par-exemple, le MOE moyen (flexion étendue à plat : MOE local FPS) des bois juvéniles (référéncés en blanc) de l'échantillonnage de cette thèse est égal à 9200 MPa. Une stratégie industrielle de fiabilisation pourrait être de retirer tous les bois juvéniles du lot.

Dans la configuration à plat, il n'y a pas de gain de rigidité pour les composites BLC générés par rapport aux lames constitutives, ce qui est normal, car l'effet système extrapolé dans l'Eurocode 5 pour un multi-lames composé de 2 à 4 lames est relatif à une configuration de chargement sur chant. En effet, pour une sollicitation à chant des poutres BLC, les lames sont également sollicitées à chant. Dans cette configuration, les lames les plus rigides qui sont généralement les plus résistantes

supportent plus d'efforts. Cet effet système se traduit donc par un gain de résistance du produit multi-lames [93].

Ce chapitre montre que l'appui offert par un modèle numérique construit à partir de la connaissance et de la valorisation de la ressource (lamelles) peut aboutir à mieux utiliser la variabilité du pin maritime et ses propriétés moyennes en fonction des critères d'usage. Dans le cas où nous avons orienté l'étude sur des fonctionnalités de planchers, les critères de rigidité du bois deviennent prédominants sur les critères de résistance. La mise en place d'un lot jumeau couplé avec des méthodes statistiques de Monté-carlo montre que l'on peut utiliser des bois qui seraient actuellement non classés par le référentiel normatif.

Dans ce dernier chapitre, on a essayé de montrer que la méthode d'essai de qualification des lamelles pouvait impacter les propriétés du produit final. L'analyse mécanique des comportements du bois, des lamelles jusqu'aux BLC avec des simulations numériques en appui est un vecteur de valorisation de la ressource pin maritime pour un usage en construction. On peut imaginer faire des études similaires pour d'autres comportements structuraux différents : poteaux, murs, treillis.

## Conclusion générale et perspectives

L'étude menée s'intéresse à la fabrication de poutres structurales BLC pour lesquelles les critères ELS prévalent dans le dimensionnement (phénomènes vibratoires et flèche finale). Cet aspect met en évidence l'importance du module  $E_{0,mean}$  des matériaux ou gisement en amont de production de ce type de poutre. Pour des conditions d'usage où l'on s'affranchit des critères vibratoires, c'est le critère de rigidité qui est souvent dimensionnant et donc les aspects de comportement à long-terme doivent être intégrés sur la connaissance du module d'élasticité du bois caractérisé par des essais instantanés. Les défauts comme les nœuds des bois de construction influencent souvent la résistance en flexion, impactant le classement. Toutefois, plusieurs études sur les résineux et les feuillus démontrent que les défauts critiques pour la résistance ne sont pas forcément discriminants pour la rigidité. Malgré l'abondance de nœuds sur les lamelles étudiées, la thèse propose une stratégie de valorisation de la matière sur le seul critère de rigidité des éléments de structure composite pour lesquels les ELS sont dimensionnants. Ainsi, pour des critères d'usage ciblés, la valorisation des bois nouveaux, souvent hors qualité pour les produits de la construction peut être envisagée en tout-venant. L'intérêt à développer des produits et de nouveaux référentiels pour des usages ciblés est donc entier, et va dans le sens des préoccupations de la valorisation de la ressource. Le développement de jumeaux numériques de produits à base de bois est un outil qu'on a cherché à élaborer dans ce travail et qui vient conforter cette approche. Il faut faire cela en se focalisant sur le continuum des performances mécaniques utiles depuis l'arbre jusqu'au produit de structure et de sa note de calcul aux eurocodes.

D'autre part, l'étude bibliographique a montré que les méthodes de détermination des modules d'élasticité des bois, selon la norme EN408 sont très sensibles aux conditions aux limites, aux mesures de faibles courbures, à l'interaction avec le cisaillement et à la nodosité. Par-ailleurs, les calibrations proposées par la norme EN384 sont principalement basées sur des bois du nord, ce qui peut dévaloriser les

performances mécaniques de certaines essences moins explorées expérimentalement. Dans cette optique, une disposition introduite en 2016 autorise des ajustements de l'équation de l'EN384. De plus, elle préconise d'établir une équation empirique sur au moins 450 échantillons à partir de résultats d'essais. *Gil-Moreno et al* [70] ont cependant démontré qu'il est possible d'établir une relation fiable à partir de 100 échantillons représentatifs du lot à caractériser. Dans un premier temps, nous avons exploré la possibilité offerte par la nouvelle disposition de l'EN384 en établissant par un contrôle non destructif sur 171 lamelles constituant l'échantillonnage de cette thèse, une relation entre MOE local et MOE global à partir d'un essai normalisé EN408. Dans un second temps, la relation a été établie par un essai de flexion étendue que nous proposons dans ce travail. L'essai proposé, sollicite 75 % de la longueur des lamelles testées et permet d'obtenir un module de flexion pure, pour une dimension plus représentative des conditions d'usage et du volume total sollicité par les méthodes dynamiques. Dans ce protocole, le champ de déplacement pour la détermination des MOE, local et global, n'est généré que par un moment circulaire permettant une analyse par la théorie des poutres sans interaction avec l'effort tranchant. La rigidité flexionnelle  $E_0$  de l'échantillonnage de pin maritime est augmentée d'environ 15% ; ce qui peut se répercuter sur des changements de classes de résistance supérieures. L'essai de flexion proposé sur des grandes dimensions constitue une des réponses à l'optimisation des méthodes de classement des bois. Le fait d'utiliser des grandes portées intègre mieux la nodosité sur la rigidité utile. Ce travail montre que l'essai de qualification des bois selon l'EN408 peut être remis en cause en fonction des essences.

Actuellement, la révision de cette norme est en cours. La configuration de l'essai de flexion, devrait désormais être adaptée en fonction des destinations des bois (bois massifs ou lamelles), avec un bon choix du rapport entre la portée et la hauteur des échantillons selon les indications qui seront spécifiées [94]. Il serait alors souhaitable

que l'essai de flexion étendue proposée dans ce travail, soit également pris en compte dans l'élaboration de cette révision.

L'analyse de l'effet des vents dominants sur la variabilité intra-arbre du MOE, à partir des lamelles testées n'ont révélé aucune influence significative. Une Analyse en Composante Principale sur la base de données établie à partir des résultats de mesures a montré que la masse volumique est explicative et diminue lorsqu'on progresse en hauteur, du bas des arbres vers la cime. Cette tendance est couplée avec une perte de module. La question est de savoir si cette dernière est pertinente dans la fabrication d'un produit technique comme le BLC.

L'analyse des retraits et déformations des avivés après séchage à environ 12% d'humidité a révélé une bonne stabilité dimensionnelle après séchage.

La nouvelle caractérisation de la rigidité flexionnelle implémentée dans un jumeau numérique de BLC, montre que l'on peut proposer des produits de qualité à partir des bois tout-venant de pin maritime non classé structurellement pour obtenir des rigidités proches de celle d'une GL32h. Si l'étude numérique pour la valorisation a été faite dans ce travail sur la base de composites BLC, d'autres produits bois tels que les poutres treillis de fortes performances mécaniques pour un emploi en charpente industriel, sont une autre voie de valorisation des bois de pin maritime de qualité secondaire. De plus, le protocole de fabrication des composites permet de se soustraire de la phase de classement en termes de résistances, sans impacter la qualité et les performances des éléments composites fabriqués. Cet aspect doit tenir compte des critères d'usage du composant et de sa fonction dans les structures porteuses. L'étude montre que la maîtrise du continuum de caractérisation des lamelles, jusqu'aux produits collés apporte des clés pour mieux valoriser l'essence de pin maritime.

**Perspectives :** Il existe plusieurs pistes d'amélioration du présent travail. La première serait de valider les essais proposés sur un nombre plus important d'échantillons

avoisinant les 250 produits intermédiaires. D'autre part, des essais destructifs pour un classement optimal sur la base du protocole de flexion étendue sont à prévoir et permettront de corréler les MOE déterminés à la résistance en flexion, ce qui permettrait d'évaluer clairement l'impact sur le classement mécanique complet, mais également de comparer le classement optimal à la prédiction faite par le classement machine.

La deuxième piste d'amélioration de ce travail est de développer des jumeaux numériques probabilisés, pour identifier la qualité des BLC en fonction de la qualité de l'approvisionnement. Cette approche peut devenir innovante dans les industries de bois construction.

D'autre part, pour une sollicitation à chant du BLC, les lames sont également sollicitées à chant et les lames les plus rigides qui sont généralement les plus résistantes supportent plus d'efforts, ce qui génère un effet système positif. Une étude numérique sur la sollicitation à chant de composites BLC à partir de l'échantillonnage de l'étude, permettrait d'évaluer l'effet système et de comparer les performances mécaniques à chant aux performances mécaniques à plat étudiées dans le présent travail et pourrait aboutir à une meilleure valorisation du bois de pin maritime.

Enfin, le développement de cette approche doit désormais intégrer dans l'implémentation, les comportements à long terme en ce qui concerne la rigidité flexionnelle des produits collés, avec des matériaux entrants de faible qualité (tout-venant). Ainsi des explorations expérimentales sur les collages et le fluage des bois juvéniles viendraient conforter l'approche pour ces types de produits techniques.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] A. Hanhijärvi, A. Ranta-Maunus, et G. Turk, « Potential of strength grading of timber with combined measurement techniques: Report of the Combigrade-project - Phase 1 », p. 3-81, janv. 2005.
- [2] H. Baillères, G. Hopewell, G. Boughton, et L. Brancheriau, « Strength and stiffness assessment technologies for improving grading effectiveness of radiata pine wood », *BioResources*, vol. 7, févr. 2012.
- [3] J. Viguié, « Classement mécanique des bois de structure . Prise en compte des singularités dans la modélisation du comportement mécanique Joffrey Viguié  
To cite this version : HAL Id : tel-01754622 soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la Contact : ddoc- », Université de Lorraine, 2015.
- [4] Y. Faydi, « Classement pour la résistance mécanique du chêne par méthodes vibratoires et par mesure des orientations des fibres », ENSAM, 2017.
- [5] AFNOR, « Norme NF EN 384. Bois de structure -Détermination des valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques et de la masse volumique », Paris La Défense, 2010.
- [6] AFNOR, « Norme NF EN 408. Structures en bois. Bois de structure et bois lamellé collé. Détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques », Paris La Défense, 2012.
- [7] D. Guitard, *Mécanique du matériau bois et composites*, Cepad. 1987.
- [8] V. Bano, F. Arriaga, A. Soilan, et M. Guaita, « Fem analysis of the strength loss in timber due to the presence of knots », in *WCTE*, 2010.
- [9] C. Grazide, « Une modélisation de la résistance en flexion du Pin maritime utilisé en construction », Université de Bordeaux, 2014.

- [10] J. HUSSON, « Loi de comportement élastique avec effet mémoire », *Univ. Limoges, Thèse Dr.*, p. 134, 2009.
- [11] D. Kretschmann, « Wood handbook: Wood as an engineering material, Chapter 5: Mechanical Properties of wood », *For. Prod. Lab.*, p. 100-145, 2010.
- [12] H. J. Blaß et C. Sandhaas, *Timber Engineering - Principles for Design*. KIT Scientific Publishing, 2017.
- [13] H. POLGE et R. KELLER, « Qualité du bois et largeur d'accroissements en forêt Tronçais », *Ann. des Sci. For.*, vol. 30, n° 2, p. 91-125, 1973.
- [14] J. Natterer, J. Sandoz, et M. Rey, *Construction en bois*. 2000.
- [15] SOLIBOIS, « Scierie et filière bois, Hauts Doubs, massif du Jura », 2009. [En ligne]. Disponible sur: <http://solibois.fr/caracteristique>. [Consulté le: 25-nov-2021].
- [16] A. P. Schniewind et D. E. Lyon, *Tensile Strength of Redwood Dimension Lumber*. University of California, Forest Products Laboratory, 1970.
- [17] H. Riberholt et H. Madsen, « Strength of timber structures: measured variation of the cross sectional strength of structural lumber », 1979.
- [18] C.-J. Johansson, J. Brundin, et R. Gruber, « Stress grading of Swedish and German timber. A comparison of machine stress grading and three visual grading systems », 1992.
- [19] V. Baño, F. Arriaga, A. Soilán, et M. Guaita, « Prediction of bending load capacity of timber beams using a finite element method simulation of knots and grain deviation », *Biosyst. Eng.*, vol. 109, n° 4, p. 241-249, août 2011.
- [20] P. Guindos et M. Guaita, « A three-dimensional wood material model to simulate the behavior of wood with any type of knot at the macro-scale », *Wood Sci. Technol.*, vol. 47, n° 3, p. 585-599, 2012.

- [21] P. Guindos et M. Guaita, « The analytical influence of all types of knots on bending », *Wood Sci. Technol.*, vol. 48, n° 3, p. 533-552, 2014.
- [22] C. Grazide, A. Cointe, J. L. Coureau, S. Morel, et J. F. Dumail, « Wood heterogeneities and failure load of timber structural elements: a statistical approach », *Wood Sci. Technol.*, vol. 49, n° 2, p. 421-440, 2015.
- [23] C. Grazide, J.-L. Coureau, A. Cointe, et S. Morel, « Mechanical performance curves for the strength grading of maritime pine », *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 76, n° 3, p. 877-888, mai 2018.
- [24] S. M. Cramer et J. R. Goodman, « Model for stress analysis and strength prediction of lumber », *Wood fiber Sci.*, vol. 15, n° 4, p. 338-349, 1983.
- [25] M. Bendahmane, « Etude du comportement mécanique du bois avec nœuds : simulation numérique », Université de Bordeaux 1, 1988.
- [26] S. Thelandersson et H. J. Larsen, *Timber engineering*. 2003.
- [27] J. Bodig et B. Jayne, *Mechanics of wood and wood composites*, Van Nostra. 1982.
- [28] J. F. Dumail, « Caractéristiques physiques et mécaniques du bois juvénile de pin maritime », Université de Bordeaux I, 1995.
- [29] B. Zobel, C. Webb, et F. Henson, « Core or juvenile wood of loblolly and slash pine trees », *Tech. Assoc. Pulp Pap. Ind.*, 1959.
- [30] A. Clark et J. Saucier, « Influence of initial planting density, geographic location, and species on juvenile wood formation in southern pine », *For. Prod. J.*, vol. 39, p. 42-48, 1989.
- [31] L. A. Jozsa et G. R. Middleton, *Les caractéristiques déterminant la qualité du bois: nature et conséquences pratiques*. Sainte-Foy, Québec: Forintek Canada Corporation, Division de l'Est, 1997.

- [32] R. G. Pearson et R. C. Gilmore, « Effect of fast growth rate on the mechanical properties of loblolly pine », *For. Prod. J.*, vol. 30, n° 5, p. 47-54, 1980.
- [33] J. Moore, A. Achim, A. Lyon, S. Mochan, et B. Gardiner, « Effects of early re-spacing on the physical and mechanical properties of sitka spruce structural timber », *For. Ecol. Manage.*, vol. 258, n° 7, p. 1174-1180, 2009.
- [34] P. Castera, « La qualité du bois de pin maritime », *Forêt méditerranéenne*, vol. XXVI, n° 1, p. 111-116, 2005.
- [35] T. Thörnqvist, *Juvenile Wood in Coniferous Trees*. Swedish Council for Building Research, 1993.
- [36] D. E. Kretschmann et B. A. Bendtsen, « Ultimate Tensile Stress and Modulus of Elasticity of Fast-Grown Plantation Loblolly Pine Lumber », *Wood Fiber Sci.*, vol. 24, p. 189-203, 2007.
- [37] P. Martin, B. Clair, et M. Vernay, « Le bois de réaction », 2014.
- [38] « Guide bâtiment durable », *Bruxelles Environnement*, 2013. [En ligne].  
Disponible sur: <https://www.guidebatimentdurable.brussels/fr/elements-de-structure-en-bois.html?IDC=6988#1>.
- [39] CTBA, *CTBA, Bois massifs structuraux-assemblages bois et dérivés conception systèmes*. 2007.
- [40] AFNOR, « Norme NF EN 14358 Structures en bois. Détermination et vérification des valeurs caractéristiques », Paris La Défense, 2016.
- [41] AFNOR, « Norme NF EN 338 Bois de structure. Classes de résistance », Paris La Défense, 2009.
- [42] AFNOR, « Norme NF B 52-001 -partie 1. Classement visuel pour l'emploi en structure des principales essences résineuses et feuillues », Paris La Défense, 2011.

- [43] CEN, « Norme NF EN 14081-1 Structures en bois. Bois de structure de section rectangulaire classé selon la résistance. Partie 1: exigences générales », Paris La Défense, 2011.
- [44] AFNOR, « Structures en bois lamellé collé et bois massif reconstitué: Exigences », 2013.
- [45] F. Colling, « Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettschichtholz in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflussgrößen », *Versuchsanst. für Stahl, Holz und Steine*, 1990.
- [46] G. Fink, A. Frangi, et J. Kohler, « Bending tests on GLT beams having well-known local materials properties », *Mater. Struct.*, vol. 48, p. 3571-3584, 2015.
- [47] T. Ehrhart, R. Steiger, P. Palma, et A. Frangi, « Mechanical properties of European beech glued laminated timber », *Int. Counc. Res. Innov. Build. Constr. Work. Comm. W18-Timber Struct.*, p. 12-51, 2018.
- [48] Eurocodes, « Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois », 1995.
- [49] J. Lanvin, D. Reuling, Y. Costrel, et J. Ducerf, « Evaluation of the french oak for structural use », in *COST E 53 Quality control for wood and wood products*, 2007.
- [50] G. Roblot, D. Coudegnat, L. Bleron, et R. Collet, « Evaluation of the visual stress grading standard on French Spruce (*Picea excelsa*) and Douglas-fir (*Pseudotsuga menziesii*) sawn timber », *Ann. For. Sci.*, vol. 65, n° 8, p. 812-812, janv. 2008.
- [51] « Actes du colloque sur le classement mécanique des bois », 2008.
- [52] F. Kupferle, « Analyse comparative de divers critères vibratoires pour les planchers bois », 2016.
- [53] C. FAYE, « Comportement vibratoire et acoustique de planchers bois : Etude préliminaire basée sur des mesures in-situ », 2018.

- [54] S. Ohlsson, « Floor vibration and human discomfort », Chalmers University of Technology, 1982.
- [55] S. Ohlsson, *Springiness and Human Induced Floor Vibrations: A Design Guide*. Stockholm: Swedish Council for Building Research, 1988.
- [56] Y. Benoit, B. Legrand, et V. Tastet, *Calcul des structures en bois: Guide d'application*. 2008.
- [57] S. Casagrande, « Evaluation non destructive par une analyse vibratoire des performances mécaniques de bois reconstitués », Université de Bordeaux I, 1998.
- [58] A. Assoudo, C. A. Quenum, C. T. Kossou, et N. Chitou, « Caractérisation du matériau bois de structures utilisé en construction par la méthode vibratoire : une technique de mesure non destructive », *Afrique Sci.*, vol. 09, n° 2, p. 11-22, 2013.
- [59] L. Brancheriau, « Expertise mécanique des sciages par analyses des vibrations dans le domaine acoustique », 2002.
- [60] J.-F. Dumail, « Xyloclass », 2014. [En ligne]. Disponible sur: <http://xylofutur.fr/wp-content/uploads/2013/12/Xyloclass-nouveau-modèle>. [Consulté le: 20-juill-2020].
- [61] L. Boström, « Determination of the modulus of elasticity in bending of structural timber - comparison of two methods », *Holz als Roh- und Werkst.*, vol. 57, n° 2, p. 145-149, avr. 1999.
- [62] K. Solli, « Modulus of elasticity-local or global values », in *6th World Conference on Timber Engineering, Whistler, Canada*, 2000.
- [63] C. Holland, « Comparison of results for the current method of determining Modulus of Elasticity and the proposed "Global-E" method on Sitka spruce. », *Build. Res. Establ.*, n° Client report number 80323, 2000.

- [64] L. Bostrom, S. Ormasson, et O. Dahlblom, « On determination of modulus of elasticity », in *CIB W18 Meeting 29, Bordeaux, France, 1996*.
- [65] K. Solli, « Determination of modulus of elasticity in bending according to EN-408 », in *CIB W18 Meeting 29, Bordeaux, France, 1996*.
- [66] L. Bostrom, « Measurement of modulus of elasticity in bending », in *CIB W18 Meeting 30, Vancouver, Canada, 1997*.
- [67] B. Källsner et S. Ormasson, « Measurement of modulus of elasticity in bending of structural timber », in *RILEM symposium on timber engineering, Stockholm, 1999*, p. 639-648.
- [68] D. Ridley-Ellis, J. Moore, et A. Khokhar, « Random acts of elasticity: MOE, G and EN408 », in *Wood EDG Conference, 2009*.
- [69] M. Nocetti, L. Brancheriau, M. Bacher, M. Brunetti, et A. Crivellaro, « Relationship between local and global modulus of elasticity in bending and its consequence on structural timber grading », *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 71, n° 3, p. 297-308, mai 2013.
- [70] D. Gil-Moreno, D. Ridley-Ellis, et P. McLean, « Using the right modulus of elasticity to get the best grades out of softwood timber species in Great Britain », in *WCTE 2016 - World Conference on Timber Engineering, 2016*.
- [71] J. K. Denzler, P. Stapel, et P. Glos, « Relationship between global and local MOE », in *International council for research and innovation in building and construction, 2008*, p. 247-255.
- [72] C. Holmqvist et L. Bostrom, « Determination of the modulus of elasticity in bending of structural timber-comparison of two methods », in *6th World Conference on Timber Engineering, Whistler, Canada, 2000*.
- [73] G. Íñiguez González, « Clasificación mediante técnicas no destructivas y evaluación de las propiedades mecánicas de la madera aserrada de coníferas

- de gran escuadría para uso estructural », *Dep. Construcción y Vías Rural. Esc. Técnica Super. Ing. Montes. Univ. politécnica Madrid.*, p. 1-236, 2007.
- [74] G. Ravenhorst et J.-W. . Van de Kuilen, « Relationship between local, global and dynamic modulus of elasticity for soft and hardwoods », in *CIB W18 , Meeting 42, Dübendorf, Suisse, 2009.*
- [75] T. Bogensperger, H. Unterwieser, et G. Schickhofer, « The mechanical inconsistency in the evaluation of the modulus of elasticity according to EN384 », in *CIB W18 Meeting 39, 2006*, p. 457-468, Paper 39-21-2.
- [76] D. Ridley-Ellis, « Impact of clause 5.3.2 in EN384:2010 on grading of timber - Report to UKTGC 18/05/2011 », Edinburgh Napier University, 2011.
- [77] M. Foslie, « Strength properties of norway spruce. part 3 - strength properties of a small defect free specimens », 1971.
- [78] D. Ridley-Ellis, P. J. A. Stapel, et V. Baño, « Strength grading of sawn timber in Europe: an explanation for engineers and researchers », *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 74, p. 291-306, 2016.
- [79] J.-L. Cariou, « Caractérisation d'un matériau viscoélastique anisotrope: le bois », Université de Bodeaux 1, 1987.
- [80] J. C. Xavier, N. M. Garrido, M. Oliveira, J. L. Morais, P. P. Camanho, et F. Pierron, « A comparison between the Iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization of Pinus Pinaster Ait », *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 35, n° 7-8, p. 827-840, juill. 2004.
- [81] N. Dourado, S. Morel, M. F. S. F. de Moura, G. Valentin, et J. Morais, « Comparison of fracture properties of two wood species through cohesive crack simulations », *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, n° 2, p. 415-427, 2008.
- [82] A. Steffen, C.-J. Johansson, et E.-W. Wormuth, « Study of the relationship

- between flatwise and edgewise modull of elasticity of sawn timber as a means to improve mechanical strength grading technology », *Holz als Roh- und Werkst.*, vol. 55, n° 2-4, p. 245-253, mars 1997.
- [83] T. Lundstrom, U. Heiz, M. Stoffel, et V. Stockli, « Fresh-wood bending: linking the mechanical and growth properties of a Norway spruce stem », *Tree Physiol.*, vol. 27, n° 9, p. 1229-1241, sept. 2007.
- [84] E. Serrano *et al.*, « Wet glued laminated beams using side boards of Norway spruce », Linnaeus University, 2011.
- [85] S. Ormarsson, *Numerical Analysis of Moisture-Related Distortions in Sawn Timber*. 1999.
- [86] J. Moreau, « Impact de pratiques sylvicoles intensives sur les propriétés du bois de pin maritime », 2010.
- [87] A. Daya, « Variation radiale d'humidité et d'infradensité dans un disque de bois vert d'eucalyptus grandis et de chêne vert (S13) », in *CFM 2015 - 22ème Congrès Français de Mécanique*, 2015, p. 9.
- [88] P. Guindos et M. Guaita, « A three-dimensional wood material model to simulate the behavior of wood with any type of knot at the macro-scale », *Wood Sci. Technol.*, vol. 47, n° 3, p. 585-599, mai 2013.
- [89] M. F. V. Rocha, L. R. Costa, L. J. Costa, A. C. C. de Araújo, B. C. D. Soares, et P. R. G. Hein, « Wood Knots Influence the Modulus of Elasticity and Resistance to Compression », *Floresta e Ambient.*, vol. 25, n° 4, août 2018.
- [90] S. Komán, F. Sandor, A. Jozsef, et R. Taschner, « Effect of knots on the bending strength and the modulus of elasticity of wood », *Wood Res.*, vol. 58, p. 617-626, janv. 2013.
- [91] P. Joly et F. More-Chevalier, *Théorie, pratique et économie du séchage des bois*, Dourdan: H. 1980.

- [92] D. Aléon, P. Chanrion, G. Négrié, J. Perez, et O. Snieg, *Séchage du bois: guide pratique*. 1990.
- [93] C. FAYE, « Bois massif reconstitué : une voie de valorisation pour le douglas et le sapin-épicéa en usage structurel », 2012.
- [94] C. Sigrist et M. Lehmann, « Development of a new generation EN 408 testing standard », in *WCTE 2020*, 2020.

## Annexes

### A- Exemple de dimensionnement d'un plancher résidentiel avec un niveau de confort optimal

Pour respecter les exigences d'isolation acoustique et de confort, le DTU 26.2 (NF DTU 26.2), préconise une chape d'épaisseur minimal de 3 cm pour les planchers bois.

Soit à vérifier en classe de service 1, des sections de solives en bois massif de pin maritime, d'un plancher résidentiel avec une chape liquide de 80 mm d'épaisseur.

Lesdites poutres de résistance caractéristique C24, supportent une charge permanente  $G = 40 \text{ daN/m}^2$

Charge d'exploitation  $Q = 150 \text{ daN/m}^2$

Entraxe des poutres : 0.5 m

Masse volumique du béton  $\rho = 1800 \text{ kg / m}^3$  (béton léger)

Charge surfacique, hors dalle : OSB =  $10 \text{ daN/m}^2$ , Revêtement =  $7 \text{ daN/m}^2$ ,

Parquet =  $13 \text{ daN/m}^2$

Portée : 4 m

Sections :  $60 \times 180 \text{ mm}^2$

Largeur du plancher : 3 m

#### ➤ Vérification de la contrainte de flexion aux ELU d'une solive

$$\text{Taux de travail : } T = \frac{\sigma_{m,d}}{k_{crit} \cdot f_{m,d}} \leq 1$$

Calcul de la charge reprise  $q_{\max}$ : (ELU)

Charges surfaciques :

Soit  $m_1$  la masse surfacique de la dalle béton :  $m_1 = 1800 \text{ daN} / \text{m}^3 \times 80 \times 10^{-3} \text{ m}$

$$m_1 = 144 \text{ daN} / \text{m}^2$$

Panneaux OSB : 10 daN/m<sup>2</sup> ; Revêtement : 7 daN/m<sup>2</sup> ; Parquet : 13 daN/m<sup>2</sup>

Total surfacique : dalle + OSB + autres = 144 + 10 + 7 + 13 = 174 daN/m<sup>2</sup>

Poids linéique surface = Total surfacique × entraxe

$$= 174 \text{ daN/m}^2 \times 0,5 \text{ m}$$

$$= \mathbf{87 \text{ daN/m}}$$

Poids linéique solive =  $\varphi_m \times b \times h$ , avec :  $\varphi_m = 420 \text{ kg} / \text{m}^3$  pour du C24

$$= 420 \times (60 \times 10^{-3}) \times (180 \times 10^{-3})$$

Poids linéique solive = **4,54 daN/m**

G linéique totale = Poids linéique surface + Poids linéique solive

$$= 87 + 4,54 = \mathbf{91,54 \text{ daN/m}}$$

G total = G linéique total + charge permanente d'usage

$$\mathbf{G_{total} = 91,54 + 40 = 131,54 \text{ daN/m}^2}$$

$$q_{\max} = 1,35G + 1,5Q$$

$$= 1,35 \times 131,54 + 1,5 \times 150$$

$$= 402,57 \text{ daN/m}^2$$

0,5 m repris (entraxe des poutres)

$$\Rightarrow q_{\max} = 402,57 \text{ daN/m}^2 \times 0,5 \text{ m}$$

$$q_{\max} = 201 \text{ daN/m} = 2,01 \text{ kN/m} = \mathbf{2,01 \text{ N/mm}}$$

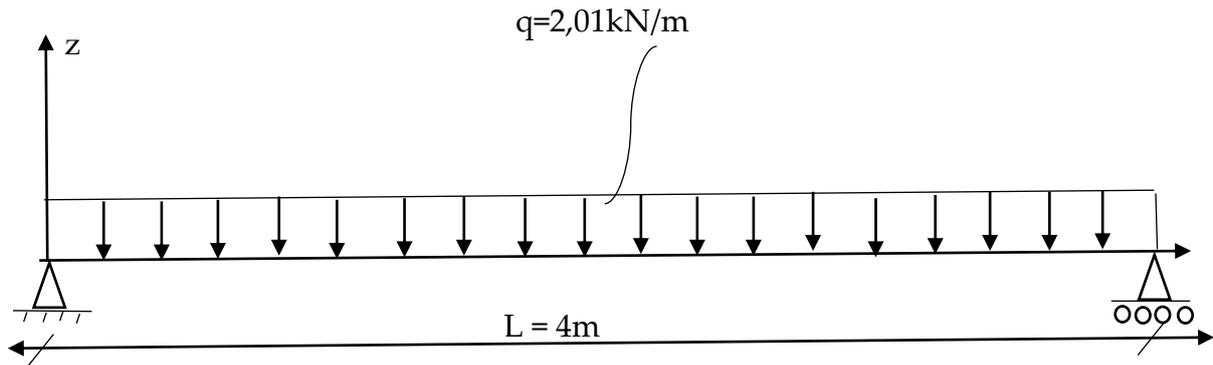


Schéma n°1 : Schéma mécanique d'une solive

$\sigma_{m,d}$  : contrainte de flexion induite par la combinaison d'action ELU en MPa

$$\sigma_{m,d} = \frac{M_{f,y}}{\frac{I_{G,y}}{V}} \text{ avec :}$$

$M_{f,y}$  : moment de flexion,  $M_{f,y} = qL^2 / 8$

$I_{G,y} / V$  : module d'inertie,  $bh^2/6$  pour une section rectangulaire

$$\sigma_{m,d} = \frac{6 \times qL^2}{8 \times bh^2} = \frac{6 \times 2,01 \times 4000^2}{8 \times 60 \times 180^2}$$

$$\boxed{\sigma_{m,d} = 12,43 \text{ MPa}}$$

$k_{crit}$  : coefficient d'instabilité provenant du déversement

$$\sigma_{m,crit} = \frac{0,78 \cdot E_{0,05} \cdot b^2}{h \cdot l_{ef}}$$

$E_{0,05}$  : module axial au 5e pourcentile (ou caractéristique) en MPa.

h et b : hauteur et épaisseur de la poutre en mm.

$l_{ef}$  : longueur efficace,  $l_{ef} = L \times k_{lef}$  en mm.

Appuis simples et charge répartie  $\Rightarrow k_{lef} = 0,9$

$$l_{ef} = 0,9 \times 4000 + (2 \times 180) = 3960 \text{ mm}$$

$$\sigma_{m,crit} = \frac{0,78 \times 7400 \times 60^2}{180 \times 3960} = 29,15 \text{ MPa}$$

**Calcul de l'élanement relatif de flexion  $\lambda_{rel,m}$**

$$\lambda_{rel,m} = \sqrt{\frac{f_{m,k}}{\sigma_{m,crit}}}$$

$$\lambda_{rel,m} = \sqrt{\frac{24}{29,15}} = 0,91$$

$$0,75 < \lambda_{rel,m} \leq 1,4 \Rightarrow k_{crit} = 1,56 - 0,75\lambda_{rel,m} = 1,56 - (0,75 \times 0,91)$$

**Soit**  $k_{crit} = 0,88$

**Résistance de flexion calculée en MPa :**

$$f_{m,d} = f_{m,k} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot k_{sys} \cdot k_h$$

$f_{m,k}$  : contrainte caractéristique de résistance en flexion en MPa

$k_{mod}$  : coefficient modificatif en fonction de la charge de plus courte durée (la charge d'exploitation) et de la classe de service.

$\gamma_M$  : coefficient partiel qui tient compte de la dispersion du matériau

$k_{sys}$  : coefficient d'effet système égal à 1,1. Pris en compte, parce qu'on est en présence d'éléments porteurs sollicités par un même type de chargement uniformément réparti.

$k_h$  : Coefficient de hauteur

$$h \geq 150\text{mm} \Rightarrow k_h = 1$$

$$\text{Local résidentiel} \Rightarrow k_{\text{mod}} = 0,8$$

$$\gamma_M = 1,3$$

$$f_{m,d} = 24 \times \frac{0,8}{1,3} \times 1,1 \times 1$$

$$\boxed{f_{m,d} = 16,24\text{MPa}}$$

$$\text{Taux de travail : } T = \frac{12,45}{16,25 \times 0,88} \leq 1 ; \quad \boxed{T = 0,87 < 1}$$

➤ **Vérification de la contrainte de cisaillement au droit des appuis aux ELU**

$$\text{Taux de travail} = \frac{\tau_d}{f_{v,d}} \leq 1$$

$\tau_d$  : contrainte de cisaillement induite par la combinaison d'action des ELU en MPa

$$\tau_d = \frac{k_f \times F_{v,d}}{b \times h_{ef}}$$

$k_f$  : 3/2 pour une section rectangulaire

$F_{v,d}$  : effort tranchant (N)

b : épaisseur d'une solive en mm.

$h_{ef}$  : hauteur réelle exposée au cisaillement

$$F_{v,d} = ql / 2 = (2,01 \times 4000) / 2 = 4020\text{N}$$

$$\tau_d = \frac{1,5 \times 4020}{60 \times 180} = 0,56\text{MPa}$$

Calcul de  $f_{v,d}$  : résistance de cisaillement (MPa)

$$f_{v,d} = f_{v,k} \cdot \frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \text{ avec :}$$

$f_{v,k}$  : contrainte caractéristique de résistance en cisaillement (MPa).

2,5 MPa pour du C24

$$f_{v,d} = 2,5 \cdot \frac{0,8}{1,3} = 1,54 \text{ MPa}$$

$k_v$  : coefficient d'entaille. Il est égal à 1, car il n'y a pas d'entaille.

**Justification :**

$$\text{Taux de travail} = \frac{\tau_d}{k_v \cdot f_{v,d}} \leq 1$$

$$\text{Taux de travail} = \frac{0,56}{1,54} = 0,36 < 1$$

### ➤ Vérification des déformations (ELS)

#### Classe de service 1

Il s'agit de vérifier que la flèche générée par les actions appliquées à la structure est inférieure à la flèche limite tolérable.

$$\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}} \leq 1 \text{ et } \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} \leq 1 \text{ avec : } W_{net,fin} = W_{inst} + W_{creep} - W_c$$

$W_{inst}(Q)$  : flèche instantanée générée par les charges d'exploitation

$W_{inst}$  : flèche instantanée, provoquée par l'ensemble des charges (charges permanentes incluses) sans tenir compte de l'influence de la durée de la charge et de l'humidité du bois sur la flèche

$W_{creep}$  : flèche différée provoquée par la durée de la charge et l'humidité du bois.

$W_c$  : contre-flèche fabriquée, nulle dans ce cas (montage effectué suivant les règles de l'art)

- Calcul de la flèche  $W_{inst}(Q)$  générée par la charge d'exploitation  $Q$  :

$$\begin{aligned} q_{inst(Q)} &= Q \\ &= 150 \text{ daN} / \text{m}^2 \times 0.5 \text{ m} \\ &= 75 \text{ daN} / \text{m} = 0,75 \text{ kN} / \text{m} \end{aligned}$$

$$q_{inst(Q)} = 0.75 \text{ N} / \text{mm}$$

Calcul de  $W_{inst(Q)}$

$$W_{inst(Q)} = \frac{5 \cdot q_{inst(Q)} \cdot L^4}{384EI} \text{ avec :}$$

$E$  : module moyen axial en MPa ( $E_{0,mean}$ );  $E_{0,mean} = 11000$  MPa , module moyen caractéristique pour du bois massif C24

$$I = bh^3 / 12$$

$$W_{inst(Q)} = \frac{5 \times 0,75 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 60 \times 180^3}$$

$$\boxed{W_{inst(Q)} = 7,8 \text{ mm}}$$

**Justification :**  $\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}} \leq 1$

$$W_{inst,lim}(Q) = L / 300 ; \quad W_{inst,lim}(Q) = \frac{4000}{300} = 13,33mm$$

$$\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}(Q)} = \frac{7,8}{13,33} = 0,58 ; \quad 0,58 < 1 \Rightarrow \text{OK}$$

- Calcul de la flèche  $W_{inst}$  générée par l'ensemble des charges :

Combinaison ELS :

$$q_{inst} = G + Q$$

$$q_{inst} = (1,32kN / m^2 + 1,5kN / m^2) \times 0,5m$$

$$q_{inst} = 1,41kN / m$$

$$q_{inst} = 1,41N / mm$$

$$W_{inst} = \frac{5 \cdot q_{inst} \cdot L^4}{384EI}$$

$$W_{inst(Q+G)} = \frac{5 \times 1,41 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 60 \times 180^3}$$

$$W_{inst(Q+G)} = 14,63mm$$

- Calcul de  $W_{creep}$

$W_{creep}$  est calculée avec la combinaison ELS (DIFF)

$$q_{diff} = k_{def} (G + \psi_2 Q)$$

$k_{def}$  : coefficient de fluage égal à 0,6 pour le bois massif et classe de service 1 (local chauffé)

$$\Psi_2 = 0,8 \text{ (local d'habitation)}$$

$$q_{diff} = 0,6(1,32kN / m^2 + 0,3 \times 1,5kN / m^2)$$

$$q_{diff} = 1,06kN / m^2$$

$$0,5\text{m repris} \Rightarrow q_{diff} = 1,06 \times 0,5 = 0,53\text{kN} / \text{m} = 0,53\text{N} / \text{mm}$$

$$W_{creep} = \frac{5 \cdot q_{diff} \cdot L^4}{384EI}$$

$$W_{creep} = \frac{5 \times 0,53 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 60 \times 180^3}$$

$$W_{creep} = 5,5\text{mm}$$

$$W_{net,fin} = W_{inst} + W_{creep} - W_C$$

$$W_{net,fin} = 14,63\text{mm} + 5,5\text{mm}$$

$$W_{net,fin} = 20,13\text{mm}$$

$$\text{Justification : } \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} \leq 1$$

$$W_{net,fin,lim} = L/200 \text{ (Élément structural)}$$

$$W_{net,fin,lim} = \frac{4000}{200} = 20\text{mm}$$

$$\frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} = \frac{20,13}{20} = 1,01 ; \boxed{1,01 > 1} \Rightarrow \text{L'ELS (critère de rigidité) est}$$

**dimensionnant**

Pour ce cas d'exercice, en gardant la section  $60 \times 180 \text{ mm}^2$ , **déterminons pour quelle portée L des solives, le critère de rigidité est dimensionnant.**

$$\text{Le critère de rigidité est dimensionnant, si : } \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} > 1$$

$$\Rightarrow W_{net,fin} > W_{net,fin,lim}$$

$$\Rightarrow W_{inst} + W_{creep} - W_C > W_{net,fin,lim}$$

$$\text{Soit : } W_{inst} + W_{creep} > W_{net,lim,fin}$$

$$\Leftrightarrow \frac{5 \times q_{inst} \times L^4}{384EI} + \frac{5 \times q_{diff} \times L^4}{384EI} > \frac{L}{200}$$

$$\Rightarrow \frac{5L^4(q_{inst} + q_{diff})}{384EI} > \frac{L}{200} \text{ soit : } \boxed{\frac{5L^3(q_{inst} + q_{diff})}{384EI} > \frac{1}{200}}$$

$$\text{A.N : } \frac{5 \times L^3(1,41 + 0,53) \times 12}{384 \times 11000 \times 60 \times 180^3} > 0,005$$

$$\boxed{\Rightarrow L > 3991,2mm}$$

En classe de service 1, dans le cas des présentes solives de section 60 x 180 mm<sup>2</sup>, pour toute portée L > 3,9 m, l'ELS est dimensionnant.

➤ **Vérification des solives à la vibration**

Soit m<sub>2</sub>, la masse surfacique supportée par une solive :

$$m_2 = G \text{ linéique total} / \text{entraxe} = 91,54 \text{ daN.m}^{-1} / 0,5 \text{ m} = \mathbf{183,07 \text{ daN/m}^2}$$

Soit m, la masse totale incluant la part quasi permanente des charges d'exploitation (30% de Q)

$$m = m_2 + \text{part quasi permanente des charges d'exploitation (30\% \times 150 = 45 daN/m}^2)$$

$$m = 228,07 \text{ daN/m}^2, \quad \text{soit } m = 228,07 \text{ kg/m}^2$$

$$E_{OSB} = 4930 \text{ MPa}; \quad I_{OSB} = 0,022^3 / 12 \text{ m}^4/\text{m}; \quad EI_{OSB} = 1980 \text{ Nm}^2/\text{m}$$

$$E_{solive} = 11000 \text{ MPa}$$

$$I_{solive} = ((60/1000) \times (180/1000)^3) / 12 / 0,5$$

$$= 5,83 \times 10^{-5} \text{ m}^4/\text{m}$$

$$EI \text{ solive} = 11000 \times 5,83 \times 10^{-5} \times 10^6 = 641520 \text{ Nm}^2/\text{m}$$

$$EI \text{ plancher} = EI \text{ solive} + EI \text{ OSB}$$

$$EI \text{ plancher} = 641520 + 1980 = 643500 \text{ Nm}^2/\text{m}$$

- **Fréquence**

$$f = \pi / 2 / (L / 1000)^2 \times \sqrt{(EI_{\text{plancher}} / m)}, \text{ avec } L = 4\text{m}$$

$f_1 = 5,21\text{Hz} < 8\text{Hz} \Rightarrow$  **analyse spécifique requise** (méthode de vérification non détaillée par l'Eurocode 5 / l'annexe nationale)

➤ Si la portée  $L = 2800\text{mm}$ ;  $f_1 = 10,64\text{Hz} > 8\text{Hz}$ , on peut vérifier les 2 étapes suivantes :

- **Vérification statique : déformation du plancher sous charge unitaire pour une portée  $L = 2800 \text{ mm}$  des solives :**

$$w_{1kN} \leq a \text{ mm/kN} \Rightarrow w_{1kN} \leq 1,5 \text{ mm/kN}$$

$$w_{1kN} = \frac{F \times L^3}{48 \times (EI)_l \times \text{entraxe}}$$

$$w_{1kN} = \frac{1000\text{N} \times (2800\text{mm})^3}{48 \times 643500\text{N} \cdot \text{m}^2 / \text{m} \times 0,5\text{m} \times 10^6}$$

$$w_{1kN} = 1,42 \text{ mm/kN} < 1,5\text{mm/kN} \text{ OK}$$

- **Vérification dynamique : vitesse de réponse impulsionnelle unitaire**

$$v \leq b^{(f_1 \cdot \zeta - 1)}$$

$$n_{40} = \left\{ \left( \left( \frac{40}{f_1} \right)^2 - 1 \right) \cdot \left( \frac{L_b}{L_a} \right)^4 \cdot \frac{(EI)_L}{(EI)_B} \right\}^{0,25}$$

$$n_{40} = \left\{ \left( \left( \frac{40}{11,31} \right)^2 - 1 \right) \cdot \left( \frac{3000}{2600} \right)^4 \cdot \frac{536580}{1980} \right\}^{0,25}$$

$$n_{40} = 8,66$$

$$v = \frac{4 \cdot (0,4 + 0,6 \cdot n_{40})}{m \cdot L \cdot B + 200}$$

$$v = \frac{4 \cdot (0,4 + 0,6 \times 8,66)}{228,07 \text{ kg} / \text{m}^2 \times 2,8 \text{ m} \times 3 \text{ m} + 200}$$

$$v = 11 \times 10^{-3} \text{ mm/s}$$

Limite de la réponse impulsionnelle :

$$b^{(f_1 \cdot \zeta - 1)} = 100^{(8,66 \times 0,01 - 1)} = 16 \times 10^{-3}$$

**La condition  $v \leq b^{(f_1 \cdot \zeta - 1)}$  est respectée car  $11 \times 10^{-3} < 16 \times 10^{-3}$  OK**

Pour le plancher étudié nous constatons que :

Pour une portée de 4m, les règles figurant dans l'Eurocode 5 ne sont pas applicables, car la fréquence du plancher est inférieure à 8Hz.

Cependant, pour une portée  $L = 2,8 \text{ m}$ , les règles figurant dans l'Eurocode 5 sont applicables car la fréquence du plancher est supérieure à 8Hz et le plancher respecte les exigences relatives à la flèche et à la vitesse impulsionnelle pour un plancher résidentiel confortable.

## B- Exemple de dimensionnement d'un plancher tertiaire avec un niveau de confort minimal

Soit à vérifier, des sections de solive en bois massif de pin maritime, du plancher d'un local de stockage fermé mais non chauffé (*classe de service 2*). Lesdites poutres de résistance caractéristique C24, supportent une charge permanente  $G=250\text{daN/m}^2$ .

Entraxe des poutres : 0.5m

Portée : 4m

Sections : 75 x 225 mm<sup>2</sup>

Il s'agit du plancher du premier étage d'un bâtiment industriel. Le support du plancher est en panneaux OSB cloués tous les 20 cm en périphérie, 30 cm en partie courante et vissé aux quatre angles du panneau et à mi-longueur. Les solives ne peuvent pas fléchir latéralement car le plancher est bloqué en périphérie par des murs et les panneaux sont cloués conformément aux règles de l'art.



Figure n° 104: Solives à dimensionner

Selon la norme française, **NF P 06-001**, la charge d'exploitation des locaux de réserve, dépôts ou stockage est comprise entre 350 à 600 daN/m<sup>2</sup>. Soit **Q = 350 daN/m<sup>2</sup>**

$$\text{Taux de travail : } T = \frac{\sigma_{m,d}}{k_{crit} \cdot f_{m,d}} \leq 1$$

Calcul de la charge reprise : (ELU)

$$q_{\max} = 1,35G + 1,5Q$$

$$= 1,35 \times 250 + 1,5 \times 350$$

$$= 862,5 \text{ daN/m}^2$$

0,5 m repris (entraxe des poutres)  $\Rightarrow q_{\max} = 862,5 \text{ daN/m}^2 \times 0,5\text{m}$

$$q_{\max} = 431,25 \text{ daN/m} = 4,31 \text{ kN/m} = \mathbf{4,31 \text{ N/mm}}$$

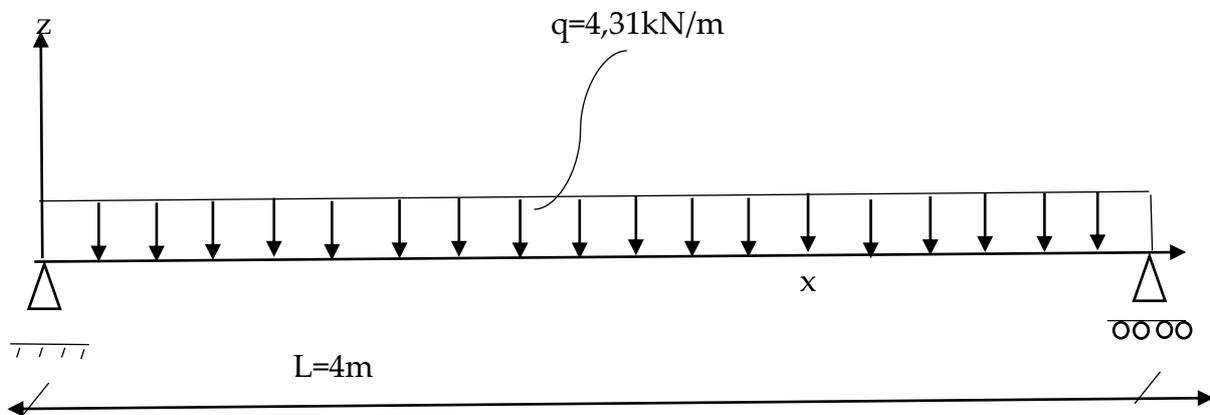


Schéma n° 2: Schéma mécanique de la solive

$\sigma_{m,d}$  : contrainte de flexion induite par la combinaison d'action ELU en MPa

$$\sigma_{m,d} = \frac{M_{f,y}}{\frac{I_{G,y}}{V}} \text{ avec :}$$

$M_{f,y}$  : moment de flexion ,  $M_{f,y} = qL^2 / 8$

$\frac{I_{G,y}}{V}$  : module d'inertie,  $bh^2/6$  pour une section rectangulaire

$$\sigma_{m,d} = \frac{6 \times qL^2}{8 \times bh^2} = \frac{6 \times 4,31 \times 4000^2}{8 \times 75 \times 225^2}$$

$$\boxed{\sigma_{m,d} = 13,63 \text{MPa}}$$

### **k<sub>crit</sub> : coefficient d'instabilité provenant du déversement**

*Hypothèse* : le rapport largeur / portée d'une solive 75/4000 = 3/160, la fixation du panneau OSB et le blocage de l'ensemble du plancher permettent d'empêcher le déversement des solives. k<sub>crit</sub> peut être pris égal à 1.

### **Résistance de flexion calculée en MPa :**

$$f_{m,d} = f_{m,k} \cdot \frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot k_{\text{sys}} \cdot k_h$$

$f_{m,k}$  : contrainte caractéristique de résistance en flexion en MPa

$k_{\text{mod}}$  : coefficient modificatif en fonction de la charge de plus courte durée (la charge d'exploitation) et de la classe service.

$\gamma_M$  : coefficient partiel qui tient compte de la dispersion du matériau

$k_{\text{sys}}$  : coefficient d'effet système égal à 1,1. Pris en compte, parce qu'on est en présence d'éléments porteurs sollicités par un même type de chargement uniformément réparti.

$k_h$  : Coefficient de hauteur

$$h \geq 150\text{mm} \Rightarrow k_h = 1$$

$$\text{Local de stockage} \Rightarrow k_{\text{mod}} = 0,7$$

$$\gamma_M = 1,3$$

$$f_{m,d} = 24 \times \frac{0,7}{1,3} \times 1,1 \times 1$$

$$f_{m,d} = 14,22 \text{ MPa}$$

$$\text{Taux de travail : } T = \frac{13,62}{14,22 \times 1} \leq 1 ; \quad T = 0,96 < 1 \quad \text{OK}$$

➤ **Vérification des déformations (ELS)**

**Classe de service 2**

Il s'agit de vérifier que la flèche générée par les actions appliquées à la structure est inférieure à flèche limite tolérable.

$$\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}} \leq 1 \quad \text{et} \quad \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} \leq 1 \quad \text{avec : } W_{net,fin} = W_{inst} + W_{creep} - W_c$$

$W_{inst(Q)}$  : flèche instantanée générée par les charges d'exploitation

$W_{inst}$  : flèche instantanée, provoquée par l'ensemble des charges (charges permanentes incluses) sans tenir compte de l'influence de la durée de la charge et de l'humidité du bois sur la flèche

$W_{creep}$  : flèche différée provoquée par la durée de la charge et l'humidité du bois.

$W_c$  : contre-flèche fabriquée, nulle dans ce cas (montage effectué suivant les règles de l'art)

- **Calcul de la flèche  $W_{inst}(Q)$  générée par la charge d'exploitation  $Q$  :**

$$\begin{aligned} q_{inst(Q)} &= Q \\ &= 350 \text{ daN} / \text{m}^2 \times 0,5 \text{ m} \\ &= 175 \text{ daN} / \text{m} = 0,175 \text{ kN} / \text{m} \end{aligned}$$

$$q_{inst(Q)} = 0.175 N / mm$$

Calcul de  $W_{inst(Q)}$

$$W_{inst(Q)} = \frac{5 \cdot q_{inst(Q)} \cdot L^4}{384EI} \text{ avec :}$$

$$I = bh^3 / 12$$

$$W_{inst(Q)} = \frac{5 \times 0,175 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 75 \times 225^3}$$

$$\boxed{W_{inst(Q)} = 7,45mm}$$

**Justification :**  $\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}} \leq 1$

$$W_{inst,lim}(Q) = L / 300$$

$$W_{inst,lim}(Q) = \frac{4000}{300} = 13,33mm$$

$$\frac{W_{inst}(Q)}{W_{inst,lim}(Q)} = \frac{7,45}{13,33} = 0,56 ; \quad 0,56 < 1 \text{ OK}$$

- **Calcul de la flèche  $W_{inst}$  générée par l'ensemble des charges :**

Combinaison ELS :

$$q_{inst} = G + Q$$

$$q_{inst} = (2,5kN / m^2 + 3,5kN / m^2) \times 0,5m$$

$$q_{inst} = 3kN / m = 3N / mm$$

$$W_{inst} = \frac{5 \cdot q_{inst} \cdot L^4}{384EI}$$

$$W_{inst} = \frac{5 \times 3 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 75 \times 225^3}$$

$$W_{inst} = 12,77mm$$

- Calcul de  $W_{creep}$

$W_{creep}$  est calculée avec la combinaison ELS (DIFF)

$$q_{diff} = k_{def} (G + \psi_2 Q)$$

$k_{def}$  : coefficient de fluage égal à 0,8 pour le bois massif en classe de service 2

$$\Psi_2 = 0,8 \text{ (local de stockage)}$$

$$q_{diff} = 0,8(2,5kN / m^2 + 0,8 \times 3kN / m^2)$$

$$q_{diff} = 4,24kN / m^2$$

$$0,5m \text{ repris} \Rightarrow q_{diff} = 4,24 \times 0,5 = 2,12kN / m = 2,12N / mm$$

$$W_{creep} = \frac{5 \cdot q_{diff} \cdot L^4}{384EI}$$

$$W_{creep} = \frac{5 \times 2,12 \times 4000^4 \times 12}{384 \times 11000 \times 75 \times 225^3}$$

$$\boxed{W_{creep} = 9,02mm}$$

$$W_{net,fin} = W_{inst} + W_{creep}$$

$$W_{net,fin} = 12,77mm + 9,02mm$$

$$W_{net,fin} = 21,8mm$$

$$\text{Justification : } \frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} \leq 1$$

$$W_{net,fin,lim} = \frac{4000}{200} = 20mm$$

$$\frac{W_{net,fin}}{W_{net,fin,lim}} = \frac{21,8}{20} = 1,09 ; \boxed{1,09 > 1} \Rightarrow \text{L'ELS (critère de rigidité) est}$$

**dimensionnant**

En gardant la section  $75 \times 225 \text{ mm}^2$ , **déterminons pour quelle portée L des solives, le critère de rigidité est dimensionnant.**

Soit, pour quelles portées  $W_{inst} + W_{creep} > W_{net,lim,fin}$

Comme précédemment : 
$$\boxed{\frac{5L^3(q_{inst} + q_{diff})}{384EI} > \frac{1}{200}}$$

A.N : 
$$\frac{5 \times L^3(3 + 2,12) \times 12}{384 \times 11000 \times 75 \times 225^3} > 0,004$$

$$\boxed{\Rightarrow L > 3887 \text{ mm}}$$

En classe de service 2, dans le cas des présentes solives de section  $75 \times 225 \text{ mm}^2$ , pour toute portée  $\boxed{L > 3,8 \text{ m}}$ , l'ELS est dimensionnant

*Plancher non résidentiel  $\Rightarrow$  Pas de vérification des critères de vibration*

**C- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n°1**

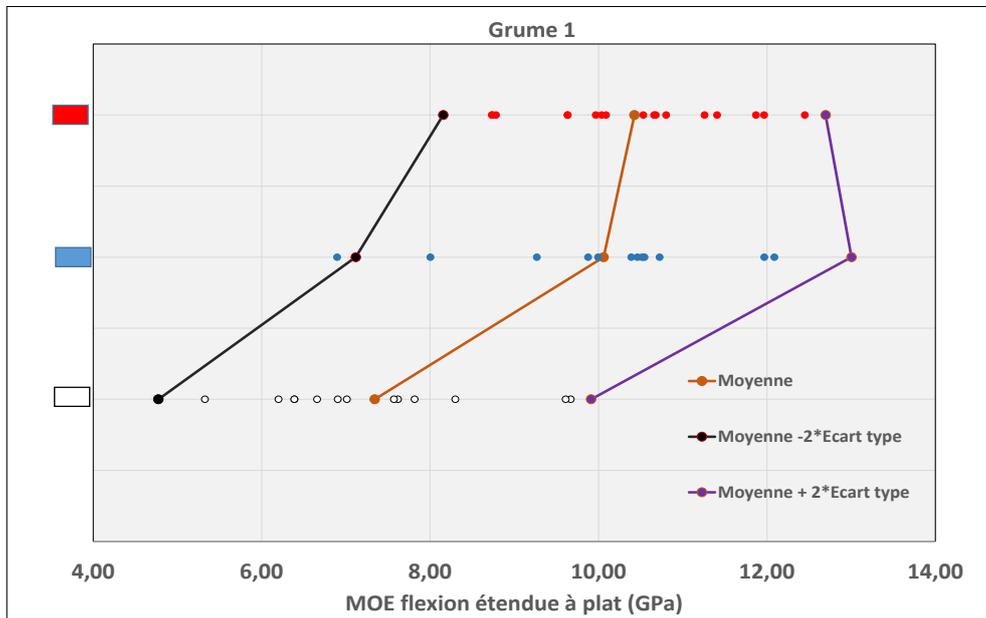


Figure n° 105 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 1 à l'état vert

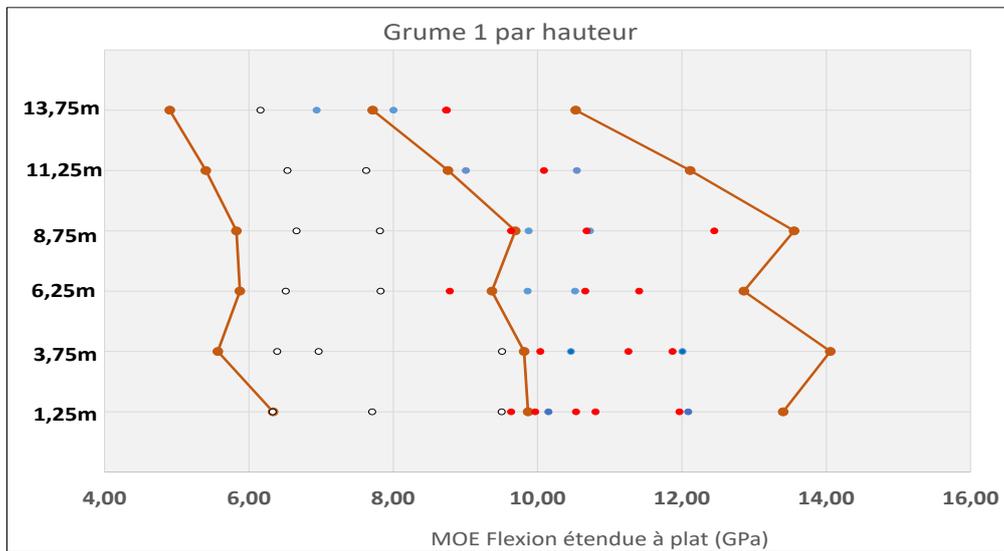


Figure n° 106 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 1 à l'état vert

**D- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n° 2**

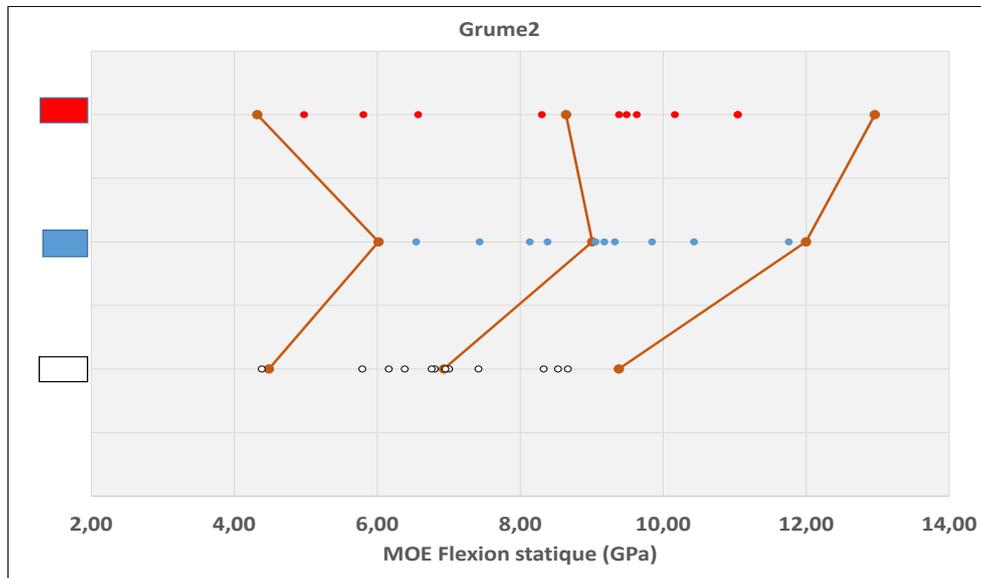


Figure n° 107 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 2 à l'état vert

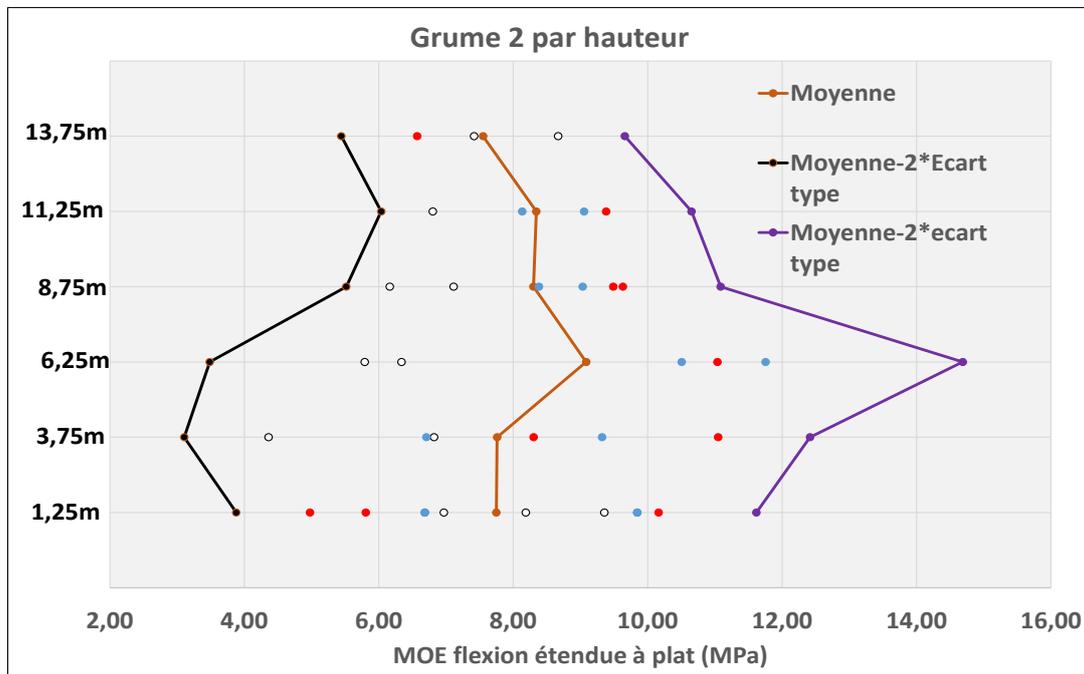


Figure n° 108 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 2 à l'état vert

**E- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n°3**

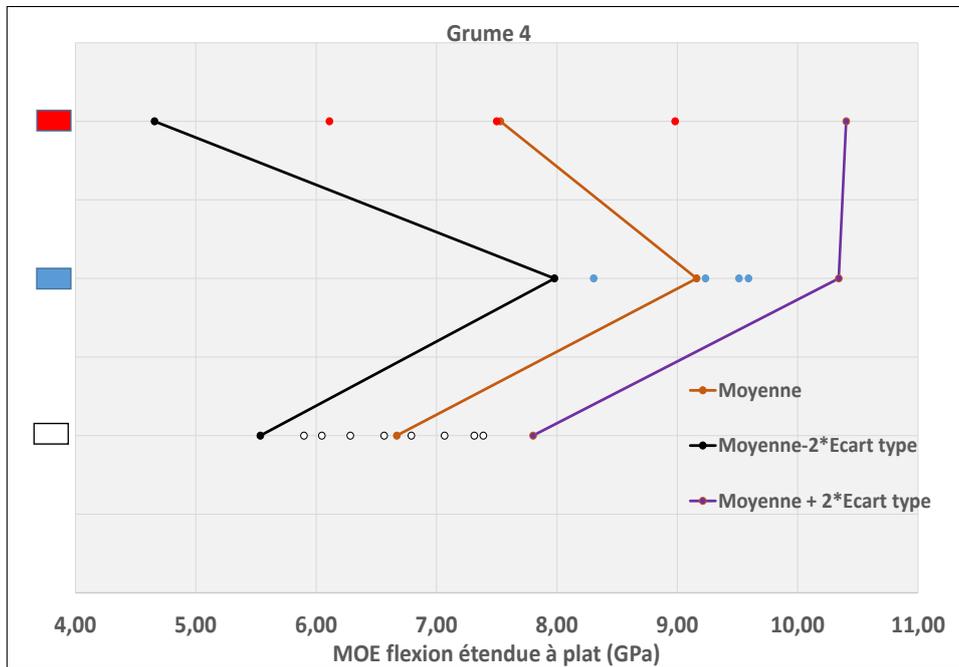


Figure n° 109 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 3 à l'état vert

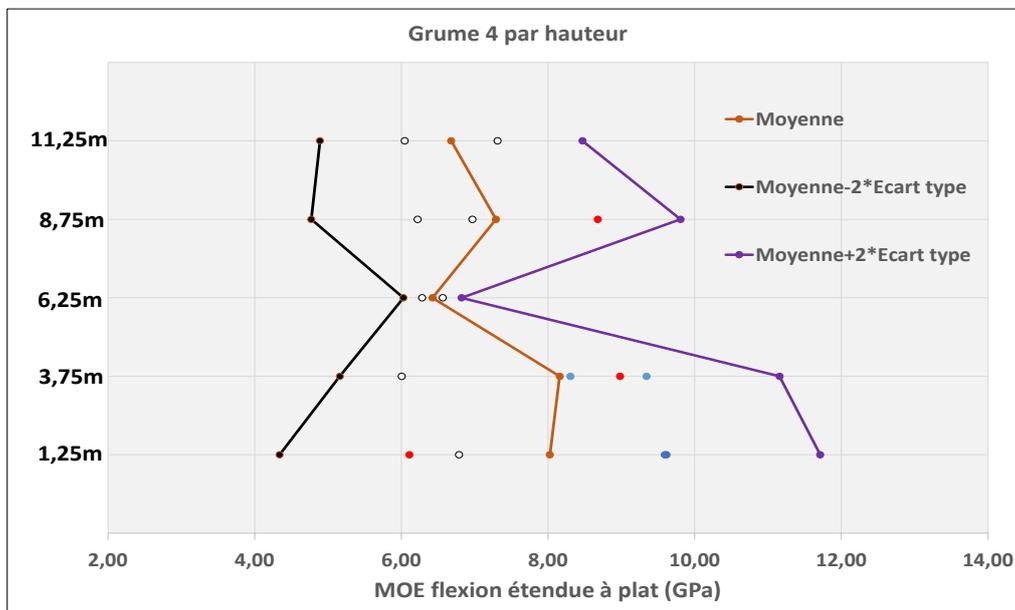


Figure n° 110 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 3 à l'état vert

**F- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n° 4**

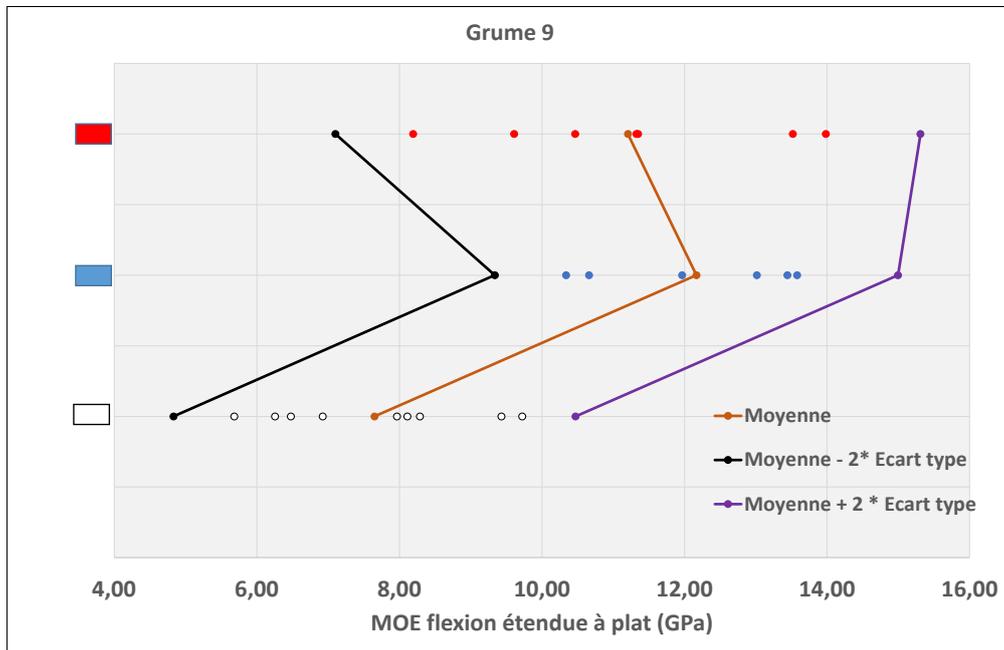


Figure n° 111 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 4 à l'état vert

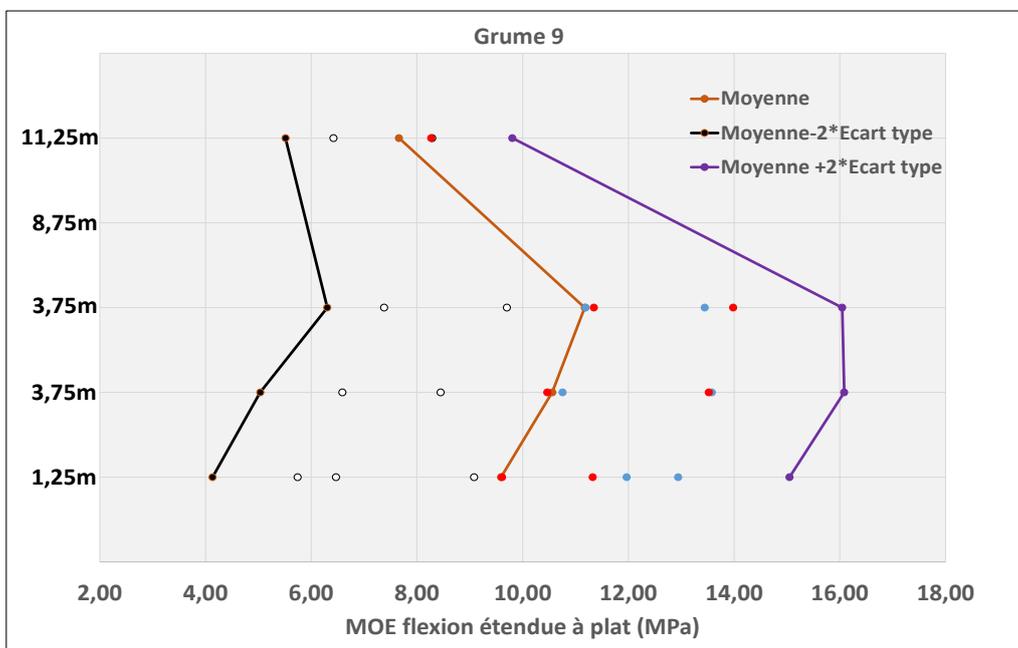


Figure n° 112 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 4 à l'état vert

**G- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n°5**

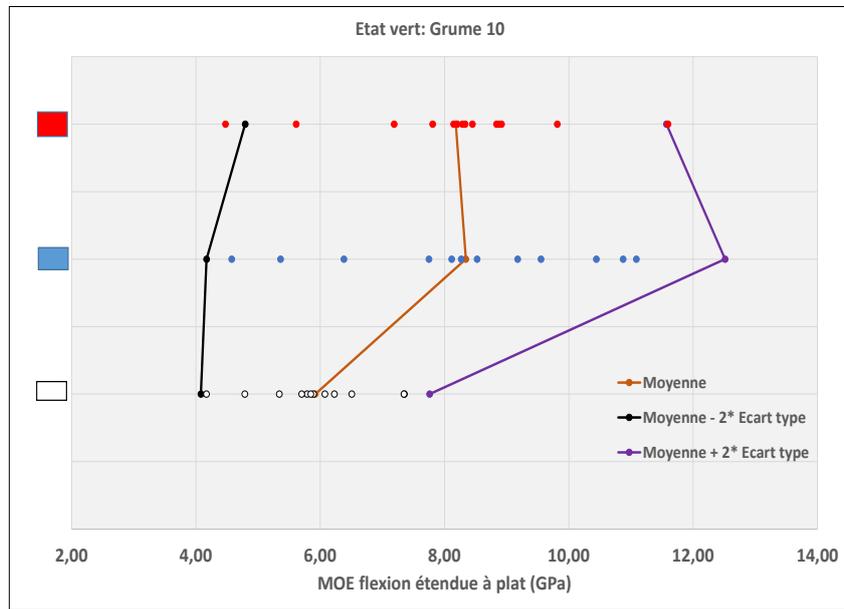


Figure n° 113 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 5 à l'état vert

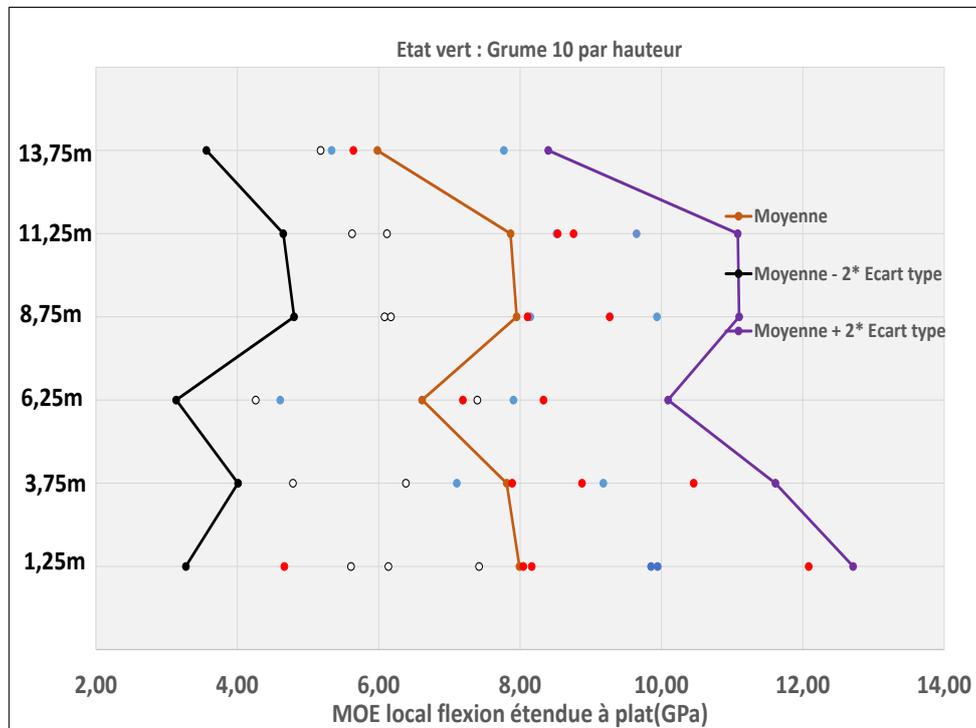


Figure n° 114 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 5 à l'état vert

**H- Répartitions intra-arbre du MOE en fonction de la position dans la section, puis de la hauteur dans l'arbre : Arbre n°6**

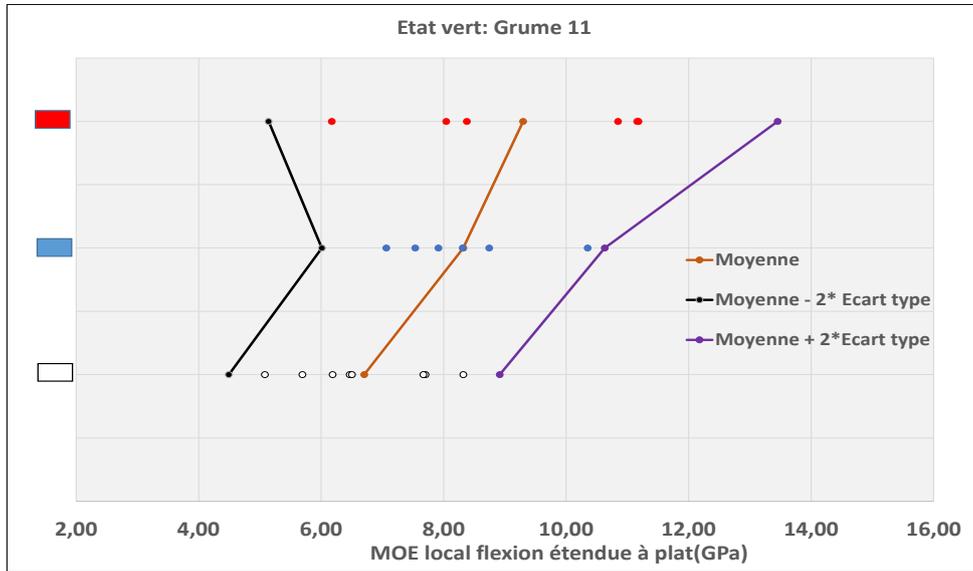


Figure n° 115 : Répartition du MOE suivant la position dans l'arbre 6 à l'état vert

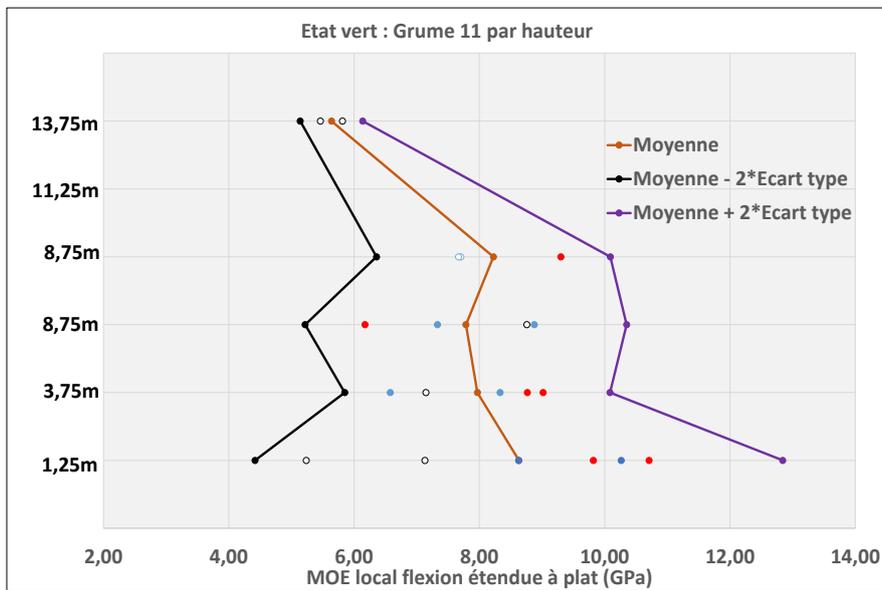


Figure n° 116 : Répartition du MOE en fonction de la hauteur dans l'arbre 6 à l'état vert

## I- Correspondances entre rigidités des lamelles constitutives et celles des poutres élaborées

Tableau n° 36 : Correspondances entre lames constitutives et poutres BLC générées par les 6 lois de distribution expérimentales : Cas des BLC sans aboutage

	Lames constitutives			BLC 4 lames sans aboutage			Comparaison		
Lois de distribution	Effectif	Moyenne	Ecart type	Flexion EN408 numérique					
	CV %	MOE (MPa)	$\sigma$	Effectif	Moyenne	Ecart type	Variation	Variation	Ecart
				CV %	MOE' (MPa)	$\sigma'$	MOE / MOE' (%)	de l'écart type $\sigma-\sigma'$ (%)	CV- CV' (%)
<b>EN408 local</b>	4016 32,33	10100	3265	1004 21,37	9840	2105	2,6	35,5	10,96
<b>EN408 global</b>	4016 19,87	10340	2056	1004 12,69	10290	1305	0,5	36,5	7,18
<b>FPS local</b>	4016 23,25	11240	2616	1004 14,96	11130	1666	0,98	36,3	8,29
<b>FPS global</b>	4016 22,96	11550	2652	1004 14,76	11440	1688	0,95	36,35	8,2
<b>FCS local</b>	4016 23,17	12800	2967	1004 14,90	12680	1889	0,94	36,3	8,27
<b>FCS global</b>	4016 23,14	13660	3161	1004 14,88	13528	2013	0,97	36,3	8,26
	Flexion étendue numérique								
<b>EN408 local</b>	4016 32,33	10100	3265	1004 21,40	9860	2112	2,37	35,3	10,93
<b>EN408 global</b>	4016 19,87	10340	2056	1004 12,71	10290	1308	0,5	36,4	7,16
<b>FPS local</b>	4016 23,25	11240	2616	1004 14,98	11140	1670	0,88	36,16	8,27
<b>FPS global</b>	4016 22,96	11550	2652	1004 14,78	11450	1693	0,87	36,16	8,18
<b>FCS local</b>	4016 23,17	12800	2967	1004 14,93	12694	1894	0,83	36,16	8,24
<b>FCS global</b>	4016 23,14	13660	3161	1004 14,91	13541	2018	0,87	36,16	8,23

Tableau n° 37 : Correspondances entre lames constitutives et poutres BLC générées par les 6 lois de distribution expérimentales : Cas des BLC avec 6 aboutages

	Lames constitutives			BLC 4 lames avec 6 aboutages : lames de 2,5 m			Comparaison		
	Flexion EN408 numérique								
Lois de distribution	Effectif CV %	Moyenne MOE (MPa)	Ecart type $\sigma$	Effectif CV %	Moyenne MOE' (MPa)	Ecart type $\sigma'$	Variation MOE / MOE' (%)	Variation de l'écart type $\sigma$ - $\sigma'$ (%)	Ecart CV- CV' (%)
<b>EN408 local</b>	8032 32,42	10112	3278	1004 19,56	9736	1905	3,7	41,88	12,86
<b>EN408 global</b>	8032 19,82	10337	2049	1004 11,44	10255	1173	0,8	42,75	8,38
<b>FPS local</b>	8032 23,20	11235	2607	1004 13,52	11084	1499	1,34	42,5	9,68
<b>FPS global</b>	8032 22,90	11540	2642	1004 13,33	11390	1519	1,3	42,5	9,57
<b>FCS local</b>	8032 23,12	12791	2957	1004 13,47	12621	1700	1,3	42,5	9,65
<b>FCS global</b>	8032 23,08	13644	3149	1004 13,45	13463	1811	1,3	42,49	9,63
	Flexion étendue numérique								
<b>EN408 local</b>	8032 32,42	10112	3278	1004 17,16	9694	1663	4,13	49,3	15,26
<b>EN408 global</b>	8032 19,82	10337	2049	1004 9,81	10245	1005	0,9	50,95	10,01
<b>FPS local</b>	8032 23,20	11235	2607	1004 11,65	11064	1289	1,5	50,55	11,55
<b>FPS global</b>	8032 22,90	11540	2642	1004 11,48	11371	1306	1,5	50,57	11,42
<b>FCS local</b>	8032 23,12	12791	2957	1004 12,96	12634	1638	1,2	44,6	10,16
<b>FCS global</b>	8032 23,08	13644	3149	1004 11,59	13439	1557	1,5	42,5	11,49

Tableau n° 38 : Correspondances entre lames constitutives et poutres BLC générées par les 6 lois de distribution expérimentales : Cas des BLC avec 28 aboutages

	Lames constitutives			BLC avec aboutages ( lames de 60 cm : 28 aboutages)			Comparaison		
	<b>Flexion EN408 numérique</b>								
Lois de distribution	Effectif CV %	Moyenne MOE (MPa)	Ecart type $\sigma$	Effectif CV %	Moyenne MOE' (MPa)	Ecart type $\sigma'$	Variation MOE / MOE' (%)	Variation de l'écart type $\sigma$ - $\sigma'$ (%)	Ecart CV- CV' (%)
<b>EN408 local</b>	29460 32,24	10053	3241	<b>982</b> <b>21,12</b>	<b>8480</b>	<b>1791</b>	15,65	34,49	11,12
<b>EN408 global</b>	29460 19,78	10317	2041	<b>982</b> <b>11,36</b>	<b>9117</b>	<b>1036</b>	11,63	43,5	8,42
<b>FPS local</b>	29460 23,16	11210	2596	<b>982</b> <b>13,63</b>	<b>9813</b>	<b>1337</b>	12,46	41,14	9,53
<b>FPS global</b>	29460 22,86	11514	2632	<b>982</b> <b>13,42</b>	<b>10089</b>	<b>1353</b>	12,38	41,3	9,44
<b>FCS local</b>	29460 23,07	12763	2945	<b>982</b> <b>13,57</b>	<b>11175</b>	<b>1516</b>	12,44	41,18	9,5
<b>FCS global</b>	29460 23,04	13614	3137	<b>982</b> <b>13,54</b>	<b>11922</b>	<b>1614</b>	12,43	41,23	9,5
	<b>Flexion étendue numérique</b>								
<b>EN408 local</b>	29460 32,24	10053	3241	<b>982</b> <b>17,23</b>	<b>8664</b>	<b>1492</b>	13,82	46,55	15,01
<b>EN408 global</b>	29460 19,78	10317	2041	<b>982</b> <b>8,77</b>	<b>9420</b>	<b>826,44</b>	8,69	56,87	11,01
<b>FPS local</b>	29460 23,16	11210	2596	<b>982</b> <b>10,62</b>	<b>10118</b>	<b>1074</b>	9,74	54,15	12,54
<b>FPS global</b>	29460 22,86	11514	2632	<b>982</b> <b>10,45</b>	<b>10405</b>	<b>1086</b>	9,63	54,29	12,41
<b>FCS local</b>	29460 23,07	12763	2945	<b>982</b> <b>10,57</b>	<b>11524</b>	<b>1218</b>	9,71	54,18	12,5
<b>FCS global</b>	29460 23,04	13614	3137	<b>982</b> <b>10,55</b>	<b>12294</b>	<b>1297</b>	9,69	54,21	12,49