

2017-ENAM-0051

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité « Mécanique –Matériaux »

Présentée et soutenue publiquement par

Younes FAYDI

Le 11/12/2017

Classement pour la résistance mécanique du chêne par méthodes vibratoires et par mesure des orientations des fibres

Directeur de thèse : **Robert COLLET**
Co-encadrement de la thèse : **Guillaume POT, Loïc BRANCHERIAU**

Jury

M. Fréderic DUBOIS	Professeur, GEMH- Univérsité de Limoges	Président
Mme. Evelyne TOUSSAINT	Professeure, Institut Pascal- Université Clermont Auvergne	Rapporteur
M. Jean-Luc COUREAU	Maître de conférences (HDR) , I2M - Université de Bordeaux	Rapporteur
M. Philippe LORONG	Professeur, PIMM- ENSAM	Examinateur
M. Robert COLLET	Maître de conférences (HDR), LaBoMaP- ENSAM	Examinateur
M. Guillaume POT	Maître de conférences, LaBoMaP - ENSAM	Examinateur
M. Loïc BRANCHERIAU	Chargé de recherche (HDR), BioWooEB – CIRAD	Invité
M. Jean-Denis LANVIN	Chargé de recherche (Dr), FCBA « qualité des bois »	Invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Campus de Cluny
Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés

Remerciements

L'élaboration de ce mémoire s'est construite pas à pas. Ce travail n'aurait pu aboutir sans l'aide de plusieurs personnes à qui je tiens à rendre hommage.

Je souhaiterais exprimer toute ma gratitude à mon directeur de thèse Robert COLLET et mes encadrants Guillaume POT et Loïc BRANCHERIAU pour avoir contribué à ma formation, pour leur enthousiasme et leur patience tout le long de ces trois années de thèse.

Je suis également très reconnaissant à Benoît BESSEAU et Lucas MAIGRAT pour l'aide qu'ils m'ont apporté et leur implication dans mon projet de recherche. Je tiens aussi à remercier Jean-Claude BUTAUD, Joffrey VIGUIER et Stéphane GIRARDON pour leurs conseils qui me réorientaient à chaque fois dans la bonne direction.

Je ne peux m'empêcher de remercier Vincent DAVAL et Mikael KREBS, qui ont développé le scanner avec lequel j'ai travaillé durant ma thèse et qui constitue une composante principale de ce mémoire. Merci à Fabrice COTTIN et Roger LETOURNEAU pour leurs précieux renforts lors de mes campagnes expérimentales.

Une pensée à Louis DENAUD, Rémi CURTI, Bertrand MARCON, Benjamin ROUX, Rémy FRAYSSINHES et Anti ROHUMAA pour leur accueil chaleureux et les nombreux échanges qu'on a pu avoir. Plus largement, je tiens à remercier l'ensemble de mes collègues du LaBoMaP pour avoir partagé mon quotidien.

Mes remerciements vont aussi aux membres du jury Evelyne TOUSSAINT, Jean-Luc-COUREAU, Frédéric DUBOIS et Jean-Denis LANVIN qui ont accepté d'examiner mon mémoire ainsi que pour leur disponibilité en vue de ma soutenance.

Une mention toute particulière est à adresser au conseil régional de Bourgogne-Franche-Comté et à l'institut Carnot pour avoir financé ce projet et de l'intérêt qu'ils portent à la filière forêt-bois.

A ma Mère, à ma Famille et à tous ceux qui liront ce mémoire

Table des matières

Introduction 9

Chapitre 1 Synthèse bibliographique 11

1.1 Généralités sur les feuillus 12
1.1.1 Croissance d'un arbre 12
1.1.2 Composition du matériau 12
1.1.3 Structure multi-échelle 13
1.1.4 Singularités du bois 16
1.2 Aspects normatifs relatifs au bois de structure 22
1.2.1 Définitions 22
1.2.2 Classement optimal 24
1.2.3 Classement visuel 24
1.2.4 Classement par machine 25
1.3 Méthodes et machines pour le classement mécanique 27
1.3.1 Machines basées sur la mesure globale du MOE 27
1.3.2 Machines basées sur des cartographies 29
1.3.3 Comparatif des méthodes de classement 32
1.4 Conclusion, objectifs et structuration de l'étude 33

Chapitre 2 Analyse des propriétés mécaniques d'un lot de sciages de chêne de qualité secondaire obtenues par essais destructifs 35

2.1 Introduction 36
2.2 Cas du bois sans défaut 36
2.2.1 Préparation des éprouvettes 36
2.2.2 Appareillage 37
2.2.3 Analyse des résultats en fonction des modes de rupture 38
2.2.4 Comparaison des propriétés avec les données de la littérature 42
2.2.5 Bilan 43
2.3 Cas des planches 43
2.3.1 Échantillonnage et protocole d'essai 43
2.3.2 Résultats des essais destructifs 46
2.3.3 Corrélations entre les grandeurs mécaniques et physiques 48
2.3.4 Correspondances entre les propriétés des éprouvettes de faibles et grandes dimensions 50
2.3.5 Relations entre le MOE et MOR et les caractéristiques des nœuds 51
2.3.6 Classement visuel 56
2.3.7 Bilan 57

Chapitre 3 Prédiction des propriétés mécaniques à partir de mesures vibratoires 59

3.1 Introduction 60
3.2 Principe général des mesures vibratoires 60
3.3 Validation des modèles par validation croisée 62
3.4 Modèle basé sur la première fréquence de résonance 63
3.4.1 Essai vibratoire longitudinal 63
3.4.2 Essai vibratoire transversal sur chant 67
3.5 Modèle basé sur plusieurs fréquences propres 69

3.5.1 Principe 69
3.5.2 Principe théorique de la régression multilinéaire....71
3.5.3 Résultats de prédiction....73
3.6 Modèle basé sur l'analyse du spectre fréquentiel....75
3.6.1 Principe 75
3.6.2 Normalisation des fréquences 76
3.6.3 Normalisation des spectres....76
3.6.4 Critère de sélection des fréquences....77
3.6.5 Méthode des moindres carrées partiels (PLS)....78
3.6.6 Résultats de prédiction....78
3.6.7 Influence de la valeur seuil du R^2 bilatéral 81
3.6.8 Bilan....82
3.7 Conclusion....83

Chapitre 4 Prédiction des propriétés mécaniques à partir de la cartographie des orientations des fibres.... 85

4.1 Introduction 86
4.2 Description de la machine de mesure de l'ODF (BobiScan) 86
4.2.1 Principe de fonctionnement du BobiScan....86
4.2.2 Répétabilité de la machine 88
4.2.3 Données de sortie....89
4.3 Modélisation de l'évolution des propriétés mécaniques en fonction de l'ODF....91
4.3.1 Protocole 91
4.3.2 Résultats de la caractérisation expérimentale des éprouvettes....92
4.3.3 Modèles....94
4.3.4 Comparaison des modèles....96
4.3.5 Bilan....97
4.4 Prédiction des propriétés mécaniques des sciages à partir des grandeurs statistiques d'ODF....97
4.5 Description d'un modèle élaboré basé sur l'ODF 99
4.5.1 Prédiction du MOE 99
4.5.2 Prédiction du MOR....106
4.6 Bilan 122

Chapitre 5 Comparaison et impact des modèles sur le classement mécanique..... 123

5.1 Introduction 124
5.2 Synthèse des résultats de prédiction....124
5.3 Protocole de classement par machine....126
5.4 Indices d'évaluation du classement....128
5.5 Résultats des classements mécaniques....129
5.5.1 Comparaison de classement sur le lot complet....129
5.5.2 Comparaison de classement sur une distribution uniforme des MOR des sciages....134
5.6 Analyse des critères de choix pour une machine de classement....138
5.6.1 Machine vibratoire longitudinale....138
5.6.2 Machine vibratoire transversale....138
5.6.3 Scanner de mesure de l'orientation des fibres 138
5.7 Conclusion....139

Conclusion générale 141
Table des figures 144
Table des tableaux.....146
Bibliographie.....148

Introduction

Les constructions en structure bois connaissent un regain d'intérêt ces dernières années en raison de leur aspect écologique, esthétique, et de leurs propriétés physiques adaptées à cette utilisation (légèreté, propriétés mécaniques, thermiques …). En effet, sous certains aspects, le bois possède des qualités lui permettant d'être plus attractif que les matériaux employés majoritairement dans les constructions individuelles ou industrielles comme l'acier et le béton.

Au niveau écologique, le bois est un produit renouvelable et très peu consommateur d'énergie grise lors de son exploitation, transformation et sa mise en œuvre. De plus, l'utilisation de bois local permettrait de réduire encore davantage le bilan énergétique de la construction. A titre de comparaison, la manufacture de l'acier consomme 130 fois plus d'énergie que celle du bois. Ce dernier est le seul matériau de construction capable de présenter un bilan carbone positif c'est-à-dire qu'un mètre cube de bois mis en œuvre revient à une tonne de CO2 stockée. Il présente aussi l'avantage d'être biodégradable et recyclable réduisant ainsi la quantité de déchets dans le secteur de la construction. La ressource forestière gérée durablement est inépuisable et est produite uniquement par l'énergie solaire et les conditions climatiques ambiantes.

Au niveau physique, le bois est un matériau de construction plus léger que le béton ou l'acier à résistance mécanique égale, facilitant ainsi son transport et offrant la possibilité de construire sur des terrains instables avec des travaux de consolidation peu coûteux (fondation sur pieux). Cette légèreté est aussi un atout lors des travaux de surélévation qui peuvent être réalisés sans reprise et renforcement des fondations existantes. La tenue au feu du bois est aussi remarquable. En effet, les charpentes en bois procurent, en cas d'incendie, un temps d'intervention plus long qu'une structure en béton ou en acier. Du point de vue sécurité mécanique, le bois se fissure et craque avant la rupture ce qui signale que la structure est défaillante.

À travers le Programme National de la Forêt et du Bois, l'État cherche à insuffler une nouvelle politique basée sur le renouveau industriel et encourageant l'innovation de nouveaux produits locaux comme les bâtiments collectifs de grande hauteur. Elle vise à développer une ressource compétitive et une gestion durable des forêts. Cette politique permettrait d'accroitre le marché de l'emploi dans cette filière forte de 440 000 emplois directs et indirects. Dans le secteur de la construction, l'ensemble des acteurs (les industriels, l'Union Européenne, l'États, les régions et les collectivités territoriales) s'accordent sur le fait que la filière forêt-bois est une filière d'avenir et que la transition vers le matériau bois serait plus écologique et créatrice de croissance.

Le conseil régional de Bourgogne Franche-Comté qui cofinance ce projet de thèse avec l'Institut Carnot Arts, a fait du développement des produits à base de bois une priorité de sa politique forêt-bois. Riche de 1,7 millions d'hectares de forêt dont 700 000 hectares de peuplements de chêne sessile ou pédonculé, soit un volume sur pied de 114 millions de mètre cube, la région Bourgogne Franche-Comté cherche à valoriser cette essence pour la

construction de bâtiments à hautes qualités environnementales et énergétique. Les chênes de première qualité sont très demandés par les transformateurs du fait de leur rareté. Les chênes de très basse qualité trouvent aussi une demande des industriels du bois énergie et du secteur de la trituration. Le type de qualité que la région cherche à développer est le chêne de qualité secondaire qui possède un fort potentiel technologique capable de satisfaire aux normes du bâtiment. Une étude réalisée pour L'Association pour la Promotion des Emplois du Chêne Français (APECF) par le campus Arts et Métiers de Cluny, a montré que sur 215 planches de chêne de qualité secondaire, 77% de cet effectif est classé en D30 c'est-à-dire dans l'une des classes de résistance les plus élevées utilisées habituellement dans les produits structurels (APECF et Arts et Métiers, 2011). Cependant, des verrous scientifiques, techniques et réglementaires freinent les possibilités de mise en œuvre du chêne de qualité secondaire dans la construction. Parmi ces verrous figurent l'absence de machines capables de trier et de classer automatiquement et à des vitesses industrielles le chêne de qualité secondaire selon les propriétés intrinsèques des planches.

Dans sa grande majorité, le classement pour la résistance est encore réalisé visuellement par les opérateurs qui classent le bois selon les singularités observées en suivant la norme NF B52-001-1 (2011). Cependant, cette méthode sous-estime les caractéristiques mécaniques des bois en particulier celles des bois présentant une forte nodosité ce qui limite ainsi leur emploi.

La norme NF EN 338 (2009) relative aux classes de résistances des bois de structure met en avant trois propriétés fondamentales : la masse volumique, le module de Young et la résistance à la rupture. Ces dernières permettent de dimensionner les structures selon les règles de calcul de l'Eurocode 5. Le classement par machine a pour objet de mesurer directement ou indirectement ces propriétés à l'aide de moyens non-destructifs.

La masse volumique et le module de Young sont des paramètres évalués avec une précision satisfaisante, mais la mesure de la résistance à la rupture reste inaccessible sans détériorer les sciages. La résistance à la rupture est souvent prédite à partir des singularités présentes dans le bois et/ou à partir de la corrélation qui existe pour le bois entre la masse volumique ou le module d'Young et la résistance. Les solutions machines les plus évoluées traitent les mesures réalisées à l'aide d'un modèle mécanique permettant de prédire la résistance (Jehl (2012), Olsson *et al.* (2013) et Viguier *et al.* (2017)). Cependant il n'existe, jusqu'à présent, aucune solution machine pour le classement pour la résistance du chêne ce qui freine son potentiel de valorisation pour des emplois en structure.

Le principal objectif de ce projet de recherche consiste à adapter et développer des équipements, des méthodes expérimentales et des modèles de prédiction des propriétés mécaniques pour les sciages de chêne de qualité secondaire issus de la ressource locale. En d'autres termes, ce travail de thèse vise à améliorer la prédiction des propriétés mécaniques des sciages de chêne de qualité secondaire, dans l'optique de se rapprocher des résultats obtenus pour d'autres essences déjà classées par machine, comme par exemple l'épicéa (principale essence utilisée en structure en Europe). Le plan de travail est détaillé à la fin du chapitre 1, « synthèse bibliographique ».

Chapitre 1
Synthèse bibliographique

1.1 Généralités sur les feuillus

Le bois est un matériau naturel complexe du fait de ses nombreuses hétérogénéités qui se manifestent sur toutes les échelles en partant de la micro à la macrostructure. Il est, donc, essentiel de bien le décrire afin de comprendre l'influence de chaque paramètre sur les performances mécaniques finales du bois. Un accent est mis sur les feuillus qui représentent le principal sujet de cette étude.

1.1.1 Croissance d'un arbre

La naissance d'un arbre se produit à travers la germination d'une graine. C'est à partir de la croissance d'une tige que la moelle se forme et le tronc d'arbre commence à se façonner. La croissance de ce dernier se fait selon deux modes simultanés.

1.1.1.1 Croissance primaire

Elle correspond à l'accroissement longitudinal du tronc ainsi que les ramifications des branches. L'arbre cherche à atteindre une hauteur qui lui permette de profiter au maximum du soleil et d'éviter ainsi la concurrence de ses voisins.

1.1.1.2 Croissance secondaire

Elle correspond à l'accroissement radial du tronc et des branches. Cependant, la formation des cellules, produites par le cambium, diffère selon la saison dans laquelle le processus a lieu (voir chapitre 1 section 1.1.3).

1.1.2 Composition du matériau

Il convient, tout d'abord, de mettre en évidence l'existence de deux grandes catégories d'arbres : les feuillus et les résineux. Les feuillus ont une structure plus complexe que les résineux. On précisera par la suite les différences entre ces deux types d'arbres au niveau microstructural.

Un tronc d'arbre est constitué de plusieurs parties (figure 1.1). En partant de l'extérieur vers l'intérieur, on trouve : l'écorce, le phloème, le cambium, l'aubier, le duramen et la moelle.

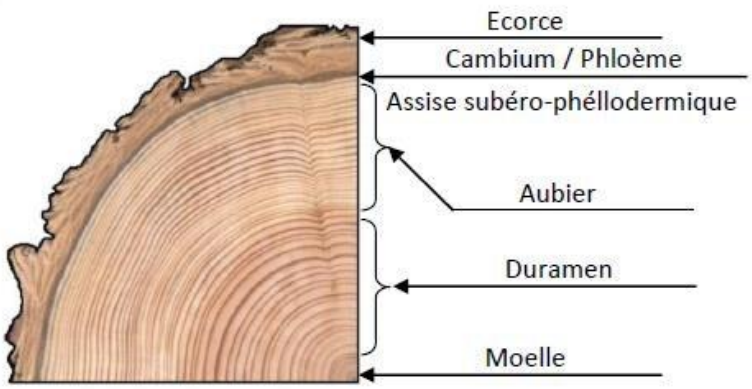


Figure 1.1: Illustration des différentes parties d'un tronc d'arbre (Jehl.2012)

1.1.2.1 L'écorce

Il s'agit du revêtement extérieur du tronc et des branches d'un arbre. C'est une couche protectrice.

1.1.2.2 Le phloème

Le phloème se situe entre l'écorce et le cambium. Il joue le rôle de conducteur de la sève élaborée pour la photosynthèse. Il permet aussi de soutenir les fibres libériennes. Ces dernières sont ensuite transformées en écorce.

1.1.2.3 Le cambium

Le cambium est une fine couche mais d'une importance vitale pour l'arbre où a lieu la production de tissus cellulaires. Une partie des tissus forme l'aubier (dirigée vers le centre) et une deuxième partie le liber (dirigée vers la périphérie (figure 1.1)).

1.1.2.4 L'aubier

L'aubier représente les zones d'accroissement récemment formées avec des cellules vivantes. On peut le reconnaitre par sa couleur généralement blanchâtre. L'aubier est la zone où circule, dans les cernes les plus externes, la sève brute composée d'eau et de minéraux nutritifs en partant des racines vers le haut de l'arbre. L'aubier est par sa composition non durable car il est gorgé d'amidon dont se nourrissent les insectes xylophages et les champignons lignivores.

1.1.2.5 Le duramen

Le duramen est constitué de cellules mortes. Il assure le soutien mécanique de l'arbre. Pour certaines essences comme le chêne, on peut facilement différencier le duramen de l'aubier par sa couleur foncée. Le duramen entoure la moelle qui est au centre de l'arbre. Elle est constituée de tissus tendres emmagasinant des éléments nutritifs vitaux pour la croissance de la jeune pousse. La présence de métabolites dans le duramen lui confère une durabilité naturelle.

1.1.3 Structure multi-échelle

1.1.3.1 Composition mésoscopique

Les saisons ont une importance capitale dans le développement d'un arbre et plus particulièrement dans les zones tempérées. En effet, au cours de la saison printanière, l'arbre a besoin d'une quantité importante de substances nutritives et d'eau dans la mesure où la saison hivernale correspond à une période creuse et inactive. L'ensemble du bois de printemps et d'été créé en une année forme un cerne d'accroissement. Le bois est constitué d'une alternance de zones poreuses formant des vaisseaux (bois de printemps) et de zones plus compactes (bois d'été). On distingue différentes répartitions et tailles de vaisseaux (ou pores) pour les essences feuillues :

Bois à pores diffus : ils ont des tailles de pores approximativement identiques et une répartition homogène sur toute l'année. On peut citer en exemple le peuplier ou le hêtre.

Bois à zone poreuse : les vaisseaux du bois de printemps possèdent des diamètres plus grands que ceux du bois d'été. On peut citer en exemple le chêne ou le châtaignier.

Bois à zone semi-poreuse : ils correspondent aux feuillus à mi-chemin entre les deux structures précédentes.

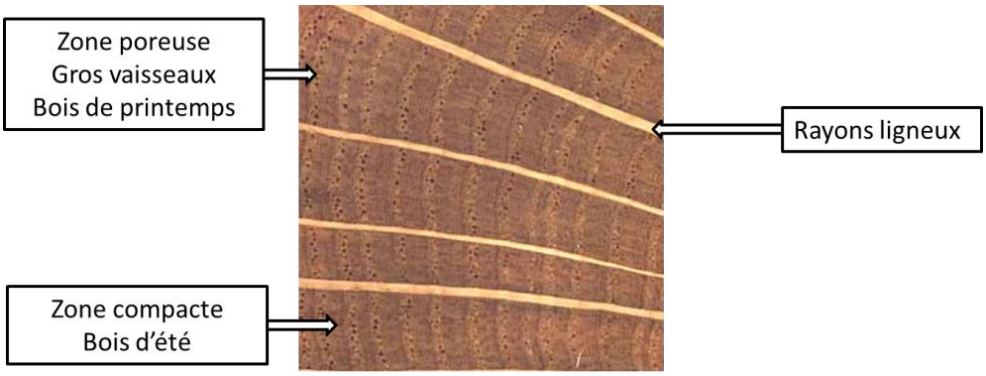


Figure 1.2: Vue transversale de bois de chêne (Prat 2012)

A l'intérieur d'un même cerne, on observe ainsi une variabilité des propriétés mécaniques. Cette hétérogénéité est accrue par la présence des rayons ligneux, très gros chez le chêne (figure 1.2).

C'est à partir de l'échelle mésoscopique qu'on définit le repère cylindrique (figure 1.3) utilisé par ailleurs dans ce manuscrit. La direction longitudinale correspond à l'orientation des fibres (ODF), la direction radiale correspond à l'axe des rayons ligneux allant de la moelle à l'écorce et la direction tangentielle est perpendiculaire aux deux autres et tangente aux cernes d'accroissement. Le comportement du bois est ainsi considéré comme orthotrope à géométrie cylindrique.

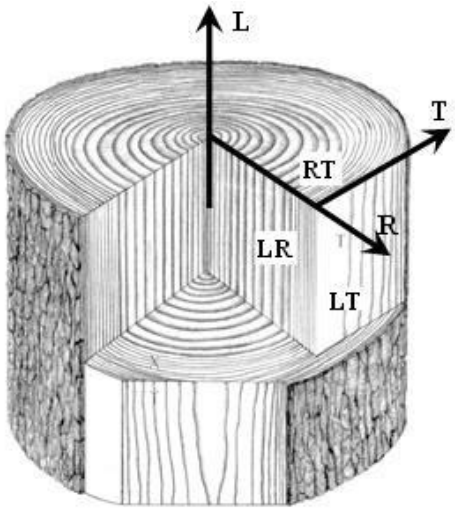


Figure 1.3: Directions principales dans une pièce de bois. (R: radiale; T: tangentielle; L : longitudinale) (Moutee 2006)

L'axe longitudinal est celui où le bois présente les meilleures performances mécaniques du fait de sa direction parallèle à l'axe des fibres. Les deux autres directions ont des propriétés mécaniques bien inférieures au premier.

1.1.3.2 Composition microscopique

On signifie par échelle microscopique, la structure cellulaire du bois. Elle est organisée sous une forme imparfaite de nid d'abeille et compose ainsi le plan ligneux. La nature des cellules, leurs formes et leurs caractéristiques mécaniques ont une grande influence sur le comportement macroscopique du bois.

Après sa création au niveau du cambium, la cellule est constituée d'une fine paroi primaire qui croît dans le sens longitudinal et radial. Une paroi secondaire est constituée suite à des dépôts successifs de microfibrilles de cellulose intégrées dans une matrice d'hémicellulose. L'ensemble subit une lignification.

À cette échelle, la composition des feuillus est différente de celle des résineux. Les feuillus ont une organisation plus complexe (figure 1.4). En effet, ils disposent de plusieurs types de cellules et la conduction de la sève ainsi que le soutien physique de l'arbre ne sont pas réalisés par les mêmes cellules que les résineux. La figure 1.4 présente une vue microscopique résumant l'ensemble des composants des feuillus.

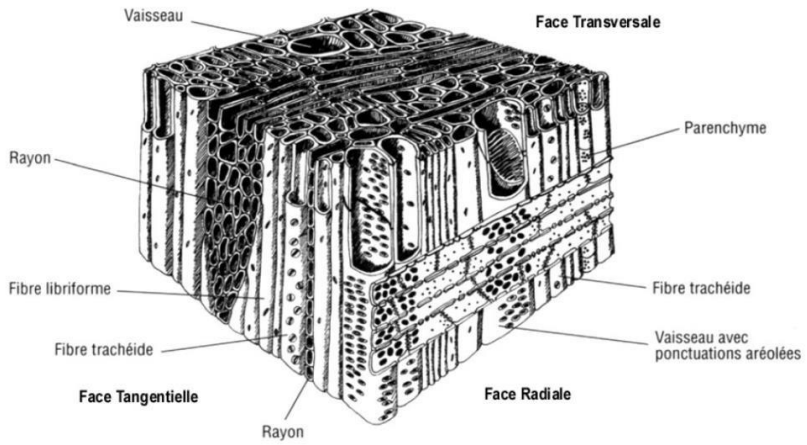


Figure 1.4: Anatomie des feuillus (Bodig et Jayne 1982)

Les fibres libriformes : sont réparties suivant l'axe longitudinal. Elles contribuent au soutien de l'arbre et ne comportent pas de ponctuations.

Les fibres trachéides : ne sont pas présentes dans toutes les essences. Elles assurent aussi bien le soutien de l'arbre que la conduction de la sève.

Les parenchymes longitudinaux : sont orientés plutôt radialement, ils permettent d'accumuler des réserves nutritionnelles.

Les rayons ligneux : sont constitués de parenchymes et sont orientés radialement. Ils peuvent être visibles à l'œil nu.

Les vaisseaux : sont les responsables principaux du transport de la sève. Ils sont orientés dans le sens longitudinal et peuvent former des petits groupements voir même s'ouvrir les uns sur les autres suite à des perforations. Il y a donc une grande variabilité des tailles des vaisseaux qui peut être répartie en trois classes décrites précédemment (bois à pores diffus, bois à zone poreuse et bois à zone semi-poreuse).

1.1.4 Singularités du bois

1.1.4.1 Caractéristiques mécaniques

On considère dans ce qui suit que le bois est un matériau élastique au sens mécanique du terme, c'est-à-dire qu'il possède la capacité de revenir à son état initial suite à un chargement provoquant une déformation sans atteindre la limite élastique. Le bois est un matériau orthotrope qui possède trois plans de symétrie : LR (longitudinal-radial), TR (tangentiel-radial) et LT(longitudinal-tangentiel). Il comprend donc 12 coefficients dont 9 indépendants résumés dans le tableau 1.1.

Coefficient	Définition
ER	Module élastique de Young dans le sens radial
EL	Module élastique de Young dans le sens longitudinal
ET	Module élastique de Young dans le sens tangentiel
GTL	Module de cisaillement dans le plan TL
GLR	Module de cisaillement dans le plan LR
GRT	Module de cisaillement dans le plan RT
ν TR	Coefficient de poisson dans le plan TR
ν TL	Coefficient de poisson dans le plan TL
ν RL	Coefficient de poisson dans le plan RL
ν RT	Coefficient de poisson dans le plan RT
ν LT	Coefficient de poisson dans le plan LT
ν LR	Coefficient de poisson dans le plan LR

Tableau 1.1 : Résumé de l'ensemble des coefficients inclus dans la matrice de comportement du bois

Étant donné ce comportement orthotrope, la relation entre déformations et contraintes s'exprime via la loi de Hooke généralisée (équation 1.1) qui fait apparaître un tenseur d'ordre 4 appelé tenseur des souplesses élastiques (Koollman et côté 1968 et Guitard 1987).

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_L \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{RL} \\ \gamma_{RT} \end{bmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_R & -\nu_{RT}/E_T & -\nu_{RL}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TR}/E_R & 1/E_T & -\nu_{TL}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{LR}/E_R & -\nu_{LT}/E_T & 1/E_L & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{TL} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{RL} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{RT} \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_L \\ \tau_{TL} \\ \tau_{RL} \\ \tau_{RT} \end{bmatrix} \quad (1.1)$$

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 à R, T et L

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

Les coefficients définis dans le tableau 1.1 varient en fonction de l'essence étudiée. Plusieurs références donnent une liste exhaustive des valeurs de ces paramètres obtenus expérimentalement sur du bois sans défaut. On peut citer par exemple (Hearmon 1948; Kollmann et Côté 1968; Bodig et Jayne 1982; Guitard 1987). Par mesure de simplification, nous donnons en exemple ceux fournis par Guitard en 1987 qui, après avoir recensé les valeurs de différentes essences, a établi un modèle pour résineux et feuillus standard (Guitard 1987).

	E_R (MPa)	E_L (MPa)	E_T (MPa)	G_{TL} (MPa)	G_{LR} (MPa)	G_{RT} (MPa)	ν_{TR}	ν_{TL}	ν_{RL}	ν_{RT}	ν_{LT}	ν_{LR}
Résineux standard	1000	13100	636	745	861	83,6	0,31	0,02	0,03	0,51	0,43	0,39
Feuillus standards	1810	14400	1030	971	1260	366	0,38	0,033	0,048	0,67	0,46	0,39

Tableau 1.2 : Valeurs des paramètres mécaniques issus du modèle de Guitard 1987 pour résineux et feuillus standard

On remarque, d'après le tableau 1.2, que pour les deux types d'essences le module EL est entre 7 et 20 fois supérieur aux modules ER et ET. Les fibres sont orientées dans le sens longitudinal ce qui implique la plus grande valeur au module EL.

1.1.4.2 Comportement à la rupture

Le bois se comporte différemment selon le type et le sens de la sollicitation (figure 1.5).

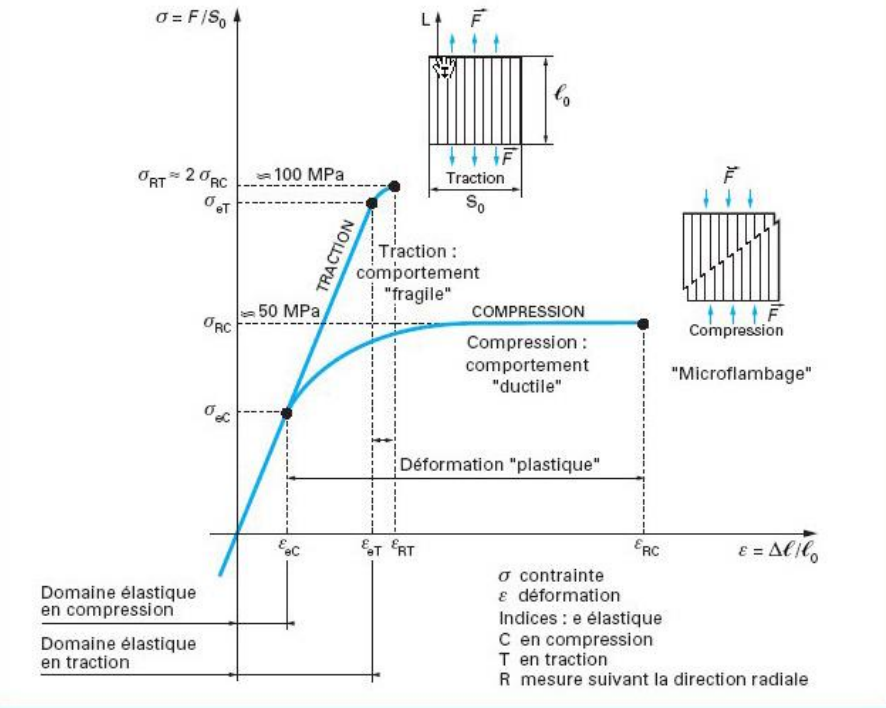


Figure 1.5 : Courbe illustration du comportement du bois sous une sollicitation de traction/compression (Trouy-Triboulot 2001)

- ***Sens longitudinal***

En traction, le bois se comporte comme un matériau fragile qui casse après rupture des fibres. En compression, le bois atteint rapidement sa limite d'élasticité et on observe un phénomène de flambage des parois cellulaires qui se poursuit jusqu'à rupture. Ce comportement est dît ductile.

- ***Sens tangentiel et radial***

La limite élastique dans ces deux directions est plus faible que celle dans la direction longitudinale. Cependant le comportement reste similaire c'est-à-dire que le bois est fragile en traction et dît ductile en compression.

Ces comportements décrits dans le repère des directions principales du matériau sont altérés dans le bois d'œuvre par la présence de différentes singularités qui ont tendance à abaisser ses performances mécaniques.

1.1.4.3 Caractéristiques physiques

Lors de sa croissance, le bois réagit différemment en fonction de son patrimoine génétique et de son environnement (climatique, géographique…etc). Chaque arbre conduit sa croissance afin d'obtenir les meilleures conditions de vie. Il en résulte une grande variabilité d'anatomies et de propriétés qu'il convient de citer dans la mesure où elles ont une influence directe sur le comportement mécanique du bois.

- ***Masse volumique***

La masse volumique est un des paramètres les plus influents sur le comportement mécanique du bois. Les travaux de Guitard (1987) montrent que l'augmentation de densité améliore les modules d'élasticité dans le sens radial, longitudinal et tangentiel. Cette conclusion est aussi bien valable pour les résineux que les feuillus (figure 1.6).

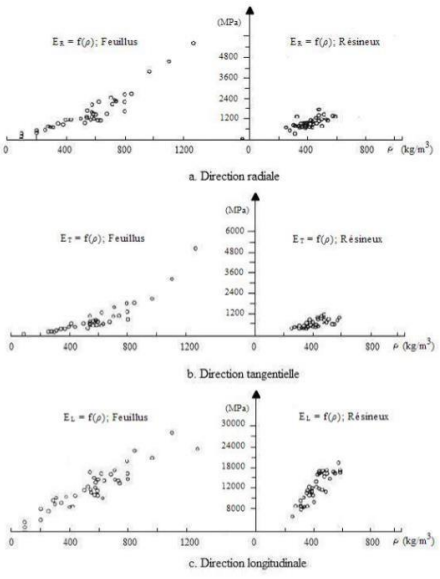


Figure 1.6 : Evolution des modules d'élasticité dans les trois directions pour des feuillus et des résineux Guitard (1987)

- ***Hygroscopie du bois***

Le bois peut absorber ou rejeter l'eau en fonction de son équilibre avec la température et l'humidité de l'air ambiant. L'eau se trouve sous forme liquide ou gazeuse dans les lumens (vide cellulaire) ou bien lié chimiquement aux composés de la paroi cellulaire. Dans ce dernier cas, on atteint la limite de saturation des fibres en moyenne à 30 % d'humidité. Cette dernière est définie selon l'équation 1.2. Au-delà de cette limite, appelé point de saturation des fibres (PSF), l'eau est stockée sous forme liquide. En-dessous de 30 % d'humidité, on observe des variations dimensionnelles en fonction de l'humidité.

$$H\% = 100, \frac{M_H - M_{anhydre}}{M_{anhydre}} \qquad (1.2)$$

Avec : H% : humidité; M_H : masse du bois humide ; M_{anydre} : masse du bois anhydre

Concernant l'impact de l'humidité sur les propriétés mécaniques du bois, il a été montré qu'en dessous de la limite de saturation, une diminution du taux d'humidité provoque une augmentation de la résistance mécanique. Ainsi, le module de Young longitudinal du bois vert (H% >30 %) baisse jusqu'à 50 % par rapport au bois sec (H% =12 %) (US Department of agriculture 1999 et Goulet *et al.* 1968). Des relations linéaires ont été établies entre le module de Young et l'humidité (NF EN 384 2016).

- ***Les Nœuds***

Un nœud correspond à la partie de la branche qui se trouve incluse dans le bois au fur et à mesure de la croissance de l'arbre. La forme des nœuds dépend de la direction du débit de sciage par rapport à l'axe de la branche. On distingue les nœuds adhérents, issus d'une branche vivante, et les nœuds noirs, issus d'une branche morte.

Type de nœuds

Nœud adhérent : La branche, incluse dans le tronc, croît périodiquement. Le cambium de la branche génère des cellules en continuité avec celles du tronc. Ce phénomène donne lieu à une meilleure cohésion entre le nœud et le bois formé autour (figure 1.7).

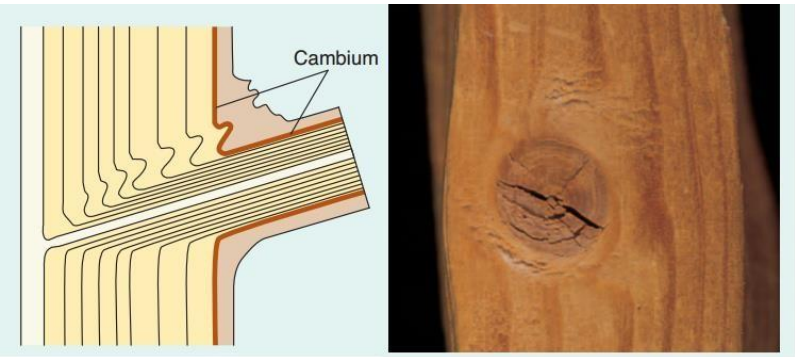


Figure 1.7 : Illustrations d'un nœud adhérent (Raven 2010)

Nœud non adhérent: Dans ce cas, la branche est morte et son cambium disparait et ne produit ainsi plus de nouvelles cellules. La branche est englobée par l'accroissement du tronc et il n'y a plus de continuité entre les deux structures (figure 1.8) .

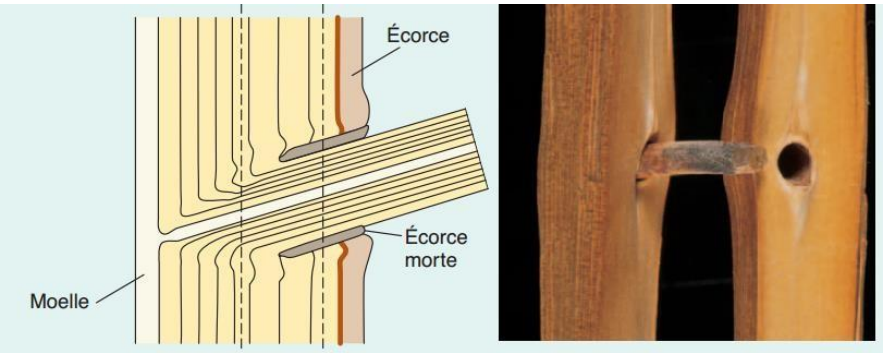


Figure 1.8 : Illustrations du nœud non adhérent (Raven 2010)

Propriétés mécaniques autour du nœud

Les nœuds sont considérés comme des défauts dont l'influence sur les performances du sciage est plus ou moins importante. En effet, la taille, la forme et le type des nœuds sont des caractéristiques qui peuvent jouer sur la résistance du sciage. Afin de préciser l'impact du nœud en partant de différentes configurations. Nous faisons référence aux travaux de Guindos et Guaita (2013 et 2014) et à ceux de Grazide (2014) qui ont élaboré des modèles par éléments finis en les validant par des essais de flexion quatre points. Le bois utilisé dans l'étude de Guindos *et al.* est du pin sylvestre de section 150x50 mm^2. Dans le cas de Grazide, l'étude a porté sur du pin maritime avec des sections plus importantes : 200x100 mm^2.

Les auteurs distinguent trois paramètres à prendre en compte : la taille, la position et la forme du nœud. La position et la taille du nœud jouent un rôle critique sur la résistance mécanique des sciages. Les auteurs distinguent la position du nœud suivant la hauteur de l'échantillon et arrivent à des conclusions assez proches. Le module à la rupture (MOR) peut varier jusqu'à 65 % en fonction de la position du nœud. En effet, plus le nœud est proche du centre, plus la résistance du bois est meilleure en flexion. Cette remarque paraît tout à fait cohérente dans la mesure où la plus forte sollicitation en traction est atteinte sur la partie inférieure de la planche lors d'un essai flexion. Ils montrent également que l'augmentation du diamètre des nœuds abaisse la résistance à la rupture jusqu'à 72 % de la résistance du bois sans défaut.

Guindos et Guaita (2013 et 2014) ont établi la répartition des contraintes en fonction de la hauteur d'un échantillon à travers un modèle par éléments finis (figure 1.9). Ils ont calculé les contraintes normalisées, exprimées en pourcentage, en divisant les contraintes normales par la résistance longitudinale moyenne en traction ($f_{t,0,mean}$ = 89 MPa). La contrainte normale perpendiculaire à la section droite (σ_x) est proportionnelle à la résistance à la rupture mesurée expérimentalement et varie entre 23 et 47 %. La contrainte tangente à la section droite σ_y augmente en fonction de la taille du nœud et quand on s'approche du bord. Elle varie entre 37 % et 98 %. La contrainte σ_z est présente à hauteur de 35 % seulement dans le cas où le nœud est à

côté du bord. La contrainte de cisaillement σ_{xy} agit inversement à σ_y c'est-à-dire qu'elle a une valeur proche de la contrainte de rupture de Tsai-Hill lorsque le nœud est de faible diamètre et tendant vers le centre. Les deux contraintes de cisaillement σ_{xz} et σ_{yz} sont négligeables dans tous les cas de figure.

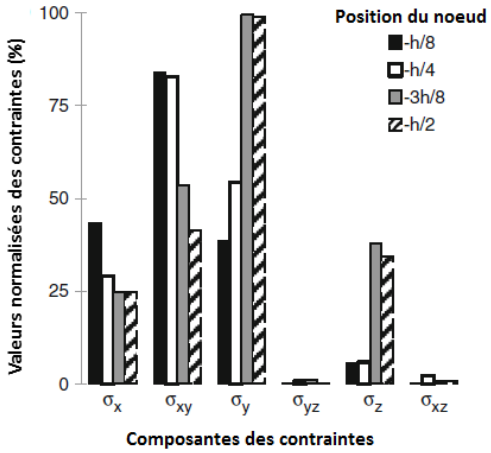


Figure 1.9 : Histogramme des composantes de contrainte en fonction de la position du nœud Guindos et Guaita (2013 et 2014)

Dans ce qui précède, le nœud décrit est de forme cylindrique. Le deuxième type de nœud est elliptique. D'après les auteurs, les nœuds elliptiques influent globalement de la même manière sur les propriétés mécanique que les nœuds cylindriques.

- ***Pente de fil***

La pente de fil est le terme plus usuellement employé pour faire référence à l'orientation des fibres d'un sciage. La résistance du bois est fortement liée à ce paramètre qui est lui-même lié en partie à la présence des nœuds. En effet, deux catégories de pentes sont définies. La pente de fil globale est définie par rapport à l'axe longitudinal du sciage. La pente de fil locale est associée aux nœuds, que l'on appellera orientation des fibres (ODF) ou angle des fibres dans ce manuscrit.

Certaines études ont cherché à prédire la résistance des sciages en fonction de l'ODF définie par rapport à l'axe longitudinal de la planche. L'une des équations classiques utilisées est l'équation d'Hankinson (Hankinson 1921). Elle permet de calculer le module élastique et la résistance à la rupture en fonction de l'ODF. Les paramètres qui régissent cette équation sont détaillés dans le chapitre 4 à la section 4.2.

Dans les travaux de Kandler *et al.* (2017), les auteurs ont reconstruit la morphologie des nœuds en trois dimensions à partir de l'ODF pour prédire ensuite les propriétés mécaniques des sciages.

- ***Bois juvénile et bois adulte***

Lors de la croissance de l'arbre, les cellules générées par le cambium évoluent en fonction du temps. On observe une différence entre les cellules proches de la moelle correspondant au bois juvénile et celles formées ultérieurement et qui font référence au bois adulte. Cette variation des propriétés microstructurales est principalement due à la maturation progressive du cambium. Il est difficile d'établir une frontière exacte entre les deux régions. On considère, pour l'épicéa par exemple, que la limite se situe entre le cinquième et le vingtième cerne (Alteyrac 2006).

Au niveau anatomique, le bois juvénile possède des parois cellulaires plus minces, des fibres plus courtes, une quantité réduite de cellulose et un angle de microfibrilles plus grand.

Certaines études ont mis en lumière les caractéristiques supérieures du bois adulte. On peut citer en exemple l'étude réalisée par Moore *et al.* (2009) sur de l'épicéa et qui montre que l'épaisseur de la paroi cellulaire et l'angle de la microfibrille engendre une baisse du module de Young, de la résistance à la rupture et de la densité du bois juvénile par rapport au bois adulte.

- ***Bois de réaction***

Idéalement, le tronc d'arbre a une croissance verticale et rectiligne, cependant en fonction des conditions de croissance (vent, inclinaison du sol, ensoleillement, …), l'arbre peut s'incliner, se réorienter afin d'atteindre le meilleur compromis entre le degré d'ensoleillement maximal et la stabilité de toute sa structure. Le bois dans l'arbre est alors dans un état contraint et ses structures anatomiques, physiques et biochimiques sont différentes du bois normal. Dans le cas des feuillus, il s'agit du bois de tension. Il impose une force de traction longitudinale afin de redresser l'arbre. Au niveau de la microstructure, le bois de tension est généralement formé par des fibres plus longues et des vaisseaux plus courts que le bois normal. Les parois sont moins lignifiées et comportent souvent une couche gélatineuse de cellulose. Le bois de tension est plus dense et plus dur et son retrait est plus important que le bois normal. Sa présence en grande quantité dévalorise grandement les potentiels d'utilisations de l'arbre.

1.2 Aspects normatifs relatifs au bois de structure

1.2.1 Définitions

Le bois de structure est le nom donné au bois utilisé dans la construction de bâtiments ou d'ouvrages d'art, c'est l'élément capable d'assurer la stabilité et de porter l'édifice. Les normes françaises et européennes exigent que toute structure bois soit contrôlée afin d'assurer pendant toute sa durée de vie la sécurité des personnes et d'accomplir efficacement ses fonctions. Ainsi, un ensemble de règles a été défini par le Comité Européen de Normalisation (CEN) sous le nom d'Eurocode 5. Ce dernier contient des formules et des méthodes de calcul similaires aux autres matériaux de construction comme l'acier ou le béton. On peut donc facilement établir un comparatif en fonction des besoins.

A l'inverse d'autres matériaux de construction (béton, acier…etc), la variabilité naturelle du bois conduit à une méconnaissance à priori des propriétés mécaniques d'un sciage. Leurs déterminations sont cependant nécessaires pour une application en structure.

Le comité normatif européen (CEN) a établi des classes de résistances qui constituent

une référence pour les calculs de structures dans les Eurocodes. La norme NF EN 338 (2016) définit, pour chaque classe, les valeurs moyennes des caractéristiques mécaniques et physiques (Tableau 1.3). L'avantage de ce classement est sa possibilité d'application à toutes les essences présentes en Europe. Une référence commune pour le marquage du bois est réalisée dans les pays de l'union Européenne (Marquage CE) facilitant ainsi les échanges commerciaux dans l'UE.

	Classe	D18	**D24**	D27	**D30**	D35	**D40**	D45	**D50**	D55	**D60**	D65	**D70**	D75	**D80**
Propriétés de résistance en MPa															
Flexion	*f* m,0,k	18	**24**	27	**30**	35	**40**	45	**50**	55	**60**	65	**70**	75	**80**
Traction axiale	*f* t,0,k	11	**14**	16	**18**	21	**24**	27	**30**	33	**36**	39	**42**	45	**48**
Traction transversale	*f*t,90,k	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**	0,6	**0,6**
Compression axiale	*f* c,0,k	18	**21**	22	**24**	25	**27**	29	**30**	32	**33**	35	**36**	37	**38**
Compression transversale	*f*c,90,k	4,8	**4,9**	5,1	**5,3**	5,4	**5,5**	5,8	**6,2**	6,6	**11**	11,3	**12**	12,8	**13,5**
Cisaillement	*f* v, k	3,5	**3,7**	3,8	**3,9**	4,1	**4,2**	4,4	**4,5**	4,7	**4,8**	5	**5**	5	**5**
Propriétés de rigidité en MPa															
Module d'élasticité moyen en flexion axiale	*E*m,0,mean	9,5	**10**	11	**11**	12	**13**	14	**14**	16	**17**	18,5	**20**	22	**24**
Module d'élasticité caractéristique à 5 % d'exclusion en flexion axiale	*E* m,0,k	8	**8,4**	8,8	**9,2**	10	**10,9**	11	**11,8**	13	**14**	15,5	**16,8**	18,5	**20,2**
Module d'élasticité transversal moyen	*E* m,90, mean	0,6	**0,67**	0,7	**0,73**	0,8	**0,87**	0,9	**0,93**	1	**1,1**	1,23	**1,33**	1,47	**1,6**
Module de cisaillement moyen	*G* mean	0,6	**0,63**	0,7	**0,69**	0,8	**0,81**	0,8	**0,88**	1	**1,1**	1,16	**1,25**	1,38	**1,5**
Masse volumique en kg/m															
Masse volumique caractéristique à 5% d'exclusion	*ρ* k	475	**485**	510	**530**	540	**550**	580	**620**	660	**700**	750	**800**	850	**900**
Masse volumique moyenne	*ρ* mean	570	**580**	610	**640**	650	**660**	700	**740**	790	**840**	900	**960**	1020	**1080**

Tableau 1.3: Propriétés mécaniques des feuillus en fonction des classes de résistances (NF EN 338 2016)

Le tableau 1.3 précise, entre autres, les modules d'élasticité selon les directions axiale et transversale (pas de différence établie entre les directions radiale et tangentielle), les masses volumiques et les résistances caractéristique à 5% d'exclusion à la rupture (notées f) en fonction du type de sollicitation (traction, compression et flexion).

Le nom d'une classe est symbolisé par la lettre D pour les feuillus (C pour les résineux, mais aussi le peuplier et le châtaigner) suivie par la contrainte caractéristique de rupture en flexion en MPa. Par exemple, un lot de classe D24 correspond à un lot de feuillus où

statistiquement 5 % des sciages ont une résistance à la rupture en flexion inférieure ou égale à 24 MPa (NF EN 14358 2016).

Il existe deux méthodes pour classer un sciage : soit par classement visuel (NF B 52 001 2013) ou bien par machine (NF EN 14081 2016). Pour valider ces deux méthodes, on fera référence à un troisième type de classement, appelé classement optimal, basé sur des essais destructifs.

1.2.2 Classement optimal

Le classement optimal constitue le classement de référence sur la base duquel seront évalués les classements non destructifs visuel et par machine. Il est réalisé à partir d'essais destructifs de flexion quatre points.

Pour appartenir à une classe, la norme NF EN 338 (2016) exige la connaissance des trois propriétés de détermination de la classe caractérisant l'ensemble d'un lot et non pas sciage par sciage. On cite les valeurs 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 selon l'humidité, les dimensions et le nombre d'échantillons avec les formules de la norme NF EN 384 (2016), et calculées selon NF EN 14358 (2016). Elles sont ensuite comparées aux valeurs caractéristiques de la classe ciblée (tableau 1.3) qui représentent les valeurs minimales permissibles 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, réaliser le classement optimal n'est pas une action triviale. La norme NF EN 14081 (2016) indique la démarche de classement optimal à adopter pour intégrer un maximum de planches dans les hautes classes.

1.2.3 Classement visuel

Le classement pour la résistance mécanique par la méthode visuelle consiste à classer les sciages en suivant la norme française NF B 52-001-1 (2013). Elle contient quatre classes en partant de la meilleure à la plus mauvaise qualité : 1, 2, 3 et Rejet. Elle se base sur les défauts visibles à l'œil nu et qui dégraderaient les caractéristiques mécaniques des sciages (nœuds, fentes, flaches... etc). Le classement est réalisé en respectant un tableau qui précise les valeurs seuils qu'un défaut doit avoir pour être accepté dans une classe. Ce tableau est différent pour chaque essence. La norme indique la correspondance entre les classes visuelles et certaines classes de la NF EN 338 (2016). Par exemple, pour le chêne, la classe 1 correspond à D30, la classe 2 correspond à D24 et 3 correspond à D18. A noter que le classement visuel limite la haute classe à D30,

Plusieurs études ont montré que le classement visuel conduisait à une forte sous-estimation de la qualité mécanique d'une grande partie des sciages de chêne. On peut citer celle de Lanvin *et al.* (2007) qui ont travaillé sur 2 000 sciages de chêne sessile et pédonculé. A la suite des essais destructifs respectant les exigences normatives en vigueur, le MOE et le MOR ont été déterminés et le classement optimal a été établi. En comparant ce classement au classement visuel, il s'est avéré que ce dernier sous estimait très largement les performances

mécaniques du lot étudié (figure 1.10). D'après les auteurs, ce phénomène est dû en particulier à la mauvaise corrélation entre la nodosité du chêne et les propriétés mécaniques.

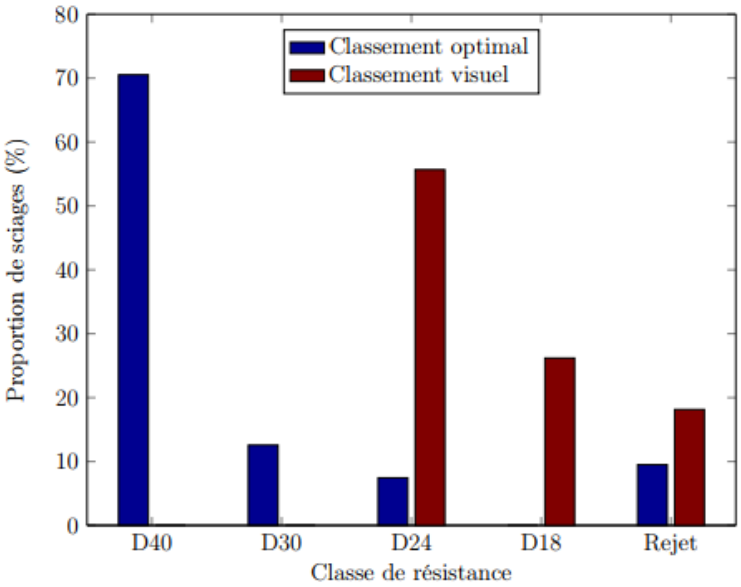


Figure 1.10: Confrontation du classement visuel au classement optimal dans le cas d'essences de chêne (Lanvin *et al.* 2007)

Par ailleurs, la méthode visuelle présente aussi l'inconvénient d'être limitée en cadence avec une faible répétabilité et une subjectivité en fonction de l'opérateur qui tri. C'est pour ces raisons que le classement par machine est essentiel pour amener une meilleure efficience au classement et une meilleure valorisation des essences.

1.2.4 Classement par machine

Pour déterminer les trois propriétés exigées pour le classement machine (masse volumique, MOE et MOR), il est nécessaire de recourir à des appareils de mesure. La masse volumique est assez simple à mesurer automatiquement grâce aux dimensions et à la masse de la pièce à tester. La détermination du MOE nécessite des machines plus élaborées et le MOR ne peut être mesuré sans endommager irréversiblement la pièce testée. Il est, néanmoins, possible de prédire plus ou moins précisément ces deux propriétés de manière non destructive.

Le Contrôle Non Destructif (CND) s'appuie sur une ou plusieurs mesures sur la globalité d'un sciage et/ou à travers l'identification de ses singularités (nœuds, ODF…etc). Il permet de fournir des propriétés indicatrices (IP) permettant, grâce à un modèle statistique, de prédire chacun des trois paramètres caractéristiques (masse volumique, MOE et MOR). Par exemple, la machine de classement la plus simple est une balance mesurant la masse combinée à la mesure des dimensions de chaque sciage, de manière à obtenir la masse volumique qui sera la propriété indicatrice des trois paramètres (masse volumique, MOE et MOR). Pour certaines essences, comme l'épicéa, la seule connaissance de la masse volumique permet de prédire relativement bien le MOE et le MOR.

Le réglage d'une machine vise à déterminer les valeurs seuils des IP à partir desquels le classement peut être effectué pour une classe ou une combinaison de classes. Les seuils des IP sont déterminés de telle manière à ce que les propriétés mécaniques caractéristiques des

sciages retenus soient supérieures aux bornes de la classe étudiée. Les bornes sont définies dans le tableau 1.3. Des essais destructifs de flexion quatre points respectant la norme NF EN 408 (2012) doivent être réalisés pour identifier les propriétés mécaniques caractéristiques des sciages. Le classement par machine est régi par la norme NF EN 14081-2 (2016). Elle concerne l'homologation des machines. Elle permet de prendre en compte le risque lié au sur-classement des sciages par ces machines. Cependant cette norme n'impose aucune contrainte au niveau du sous-classement. L'homologation d'une machine exige un classement de 900 pièces représentatives d'une essence issue d'un même pays en prenant en compte la combinaison des classes et les dimensions. Pour une machine déjà homologuée où les fabricants voudraient étendre leurs marchés sur d'autres zones géographiques ou bien une application à d'autres essences le nombre minimal de pièces à tester est de 450,

Chaque échantillon doit avoir une classe assignée par la machine et une classe optimale après essai de flexion quatre points. Les résultats sont mis sous forme d'une matrice dite matrice de contingence ou matrice d'effectif qui contient le nombre de pièces dans chacune des classes optimales et assignées (exemple dans le tableau 1.4). La somme des éléments de la matrice d'effectif constitue l'effectif total du lot (dans l'exemple 651 pièces). Dans le sens vertical, la somme des éléments d'une colonne constitue le nombre de pièces dans la classe assignée (dans l'exemple : 327 + 73 +9 =409 pièces ont été assignés dans la classe D30). Dans le sens horizontal, la somme des éléments d'une ligne constitue le nombre de pièces dans la classe optimale (par exemple : 327 + 36 +52 =415 pièces ont été classées de manière optimale dans la classe D30).

Matrice d'effectif			
Classe optimale	**Classe assignée**		
	D30	**D24**	**Rejet**
D30	327	36	52
D24	73	30	74
Rejet	9	1	49

Tableau 1.4 : Exemple d'une matrice d'effectif (éléments en diagonale descendante : sciages bien classés ; élément sous la diagonale : sciages sur classées ; élément sur la diagonale : sciage sous classés)

Les éléments en diagonale du tableau 1.4 représentent le nombre de pièces classées aussi bien dans la classe assignée par la machine qu'optimale (par exemple 327 planches classées en D30 en optimal ont été aussi classées en D30 par la machine de classement). Les éléments au-dessus de la diagonale de la matrice sont sous classés par la machine et ceux en dessous de la diagonale de la matrice sont sur classés. Il existe un risque lié aux pièces sur classées et une limite à ne pas dépasser. Par ailleurs, un coût est estimé pour les pièces sous classées. Cependant, le sous-classement n'est pas limité c'est-à-dire qu'une machine bien que très peu efficiente peut bien être homologuée. Pour prendre en compte ces deux risques, la norme définit un coût élémentaire pour chaque couple de classe assignée / classe optimale (exemple tableau 1.5). Pour chaque élément de la matrice d'effectif un coût élémentaire ou un

poids est déterminé. Les poids en dessous de la diagonale correspondent aux pièces surclassées. Elles doivent donc prendre en considération l'augmentation du risque de rupture. Ces poids sont calculés en estimant la valeur moyenne des contraintes de rupture pour la classe considérée. Les éléments au-dessus de la diagonale correspondent aux pièces sous-classées. Ils sont calculés en fonction de la perte de matière générée par ce sous-classement. Ces poids sont calculés en estimant la valeur moyenne des modules élastiques pour la classe considérée.

Matrice coût élémentaire			
Classe optimale	**Classe assignée**		
	D30	**D24**	**Rejet**
D30	0	0,32	1,36
D24	0,83	0	1,01
Rejet	2,22	1,01	0

Tableau 1.5 : Exemple d'une matrice de coût élémentaire (élément au-dessus de la diagonale : sciage sous classés)

On calcule, ensuite la matrice des coûts globaux en multipliant chaque cellule de la matrice d'effectif par la cellule correspondante dans la matrice des coûts élémentaires, et en divisant le résultat par le nombre de pièces assignées à cette classe (exemple tableau 1.6).

Matrice coût global			
Classe optimale	**Classe assignée**		
	D30	**D24**	**Rejet**
D30	0	0,17	0,4
D24	0,15	0	0,43
Rejet	0,05	0,02	0

Tableau 1.6 : Exemple d'une matrice de coût global

Pour qu'une machine soit homologuée pour une combinaison de classes, chaque élément sous la diagonale d'une matrice des coûts globaux doit être inférieur à 0,2.

1.3 Méthodes et machines pour le classement mécanique

1.3.1 Machines basées sur la mesure globale du MOE

1.3.1.1 Méthode vibratoire

Classiquement, la méthode vibratoire repose sur l'identification de la première fréquence de résonance d'un matériau. Pour ce faire, des vibrations sont provoquées par un impacteur et le signal est réceptionné par l'intermédiaire d'un capteur (exemple :

microphone). Il est possible d'engendrer des vibrations longitudinales (compression) ou transversales (flexion). La détection de la première fréquence de résonance conduit au calcul du MOE. Plus de détails sur la méthode vibratoire sont fournis dans le chapitre 3.

Plusieurs études ont été menées pour prédire le MOE et le MOR à partir des essais vibratoires longitudinaux. Jehl *et al.* (2011) ont atteint un coefficient de détermination (R^2) entre les MOE prédits par essai vibratoire et le MOE statique obtenu à travers des essais destructifs de flexion quatre points de 0,9 dans le cas de l'épicéa. Viguier *et al.* (2015) ont, quant à eux, étudié le douglas et le chêne avec des coefficients de détermination entre MOE prédit et MOE statique, respectivement égaux à 0,8 et 0,74. Généralement, l'analyse vibratoire fonctionne assez bien pour la prédiction du MOE statique. Son efficacité est plus mitigée lorsque le MOE vibratoire est utilisé comme propriété indicatrice pour la prédiction du MOR. Par exemple, dans le cas du douglas, Viguier *et al.* (2015) atteignent un coefficient de détermination entre le MOE vibratoire et le MOR obtenu en flexion quatre points de 0,44. Dans le cas du chêne, Viguier *et al.* (2015) trouvent une valeur encore plus faible égale à 0,22. Pour les essences feuillus tropicaux, J-W.G. van de Kuilen (2002) a travaillé sur plusieurs essences et notamment l'Azobé où il a atteint une corrélation entre un MOE vibratoire et le MOR avec un $R^2 = 0,53$. La corrélation entre le MOE vibratoire et le MOR est plus faible pour certaines essences à cause de la corrélation limitée entre le MOE statique et le MOR.

Pour prendre en compte l'influence des singularités d'un sciage sur la prédiction du MOR, Olsson *et al.* (2011) ont défini un paramètre dit Measure Of Inhomogeneity (MOI) « Mesure de l'inhomogénéité ». Ce critère est basé sur la différence entre les valeurs de fréquences théoriques et mesurées. Il permet par exemple de passer d'un R^2 entre MOE vibratoire et MOR de 0,69 (sans critère MOI) à un R^2 de 0,75 (avec critère MOI) sur de l'épicéa.

1.3.1.2 Méthode ultrasonore

La méthode ultrasonore repose sur la mesure de la vitesse de propagation d'une onde le long d'un échantillon. On dispose d'un émetteur et d'un récepteur à ultrasons en chaque extrémité de l'échantillon. On soumet à l'extrémité d'une planche une vibration de fréquence connue. À partir du décalage de phase à l'autre extrémité on en déduit le temps de propagation de l'onde. La vitesse de propagation de l'onde est calculée par la suite.
On en déduit le module élastique grâce à l'équation (1.3) :

$$MOE = \rho v^2 \qquad (1.3)$$

Avec ρ : masse volumique de l'échantillon ; v : vitesse de propagation de l'onde

Cette méthode a été employée dans les travaux de thèse de Viguier (2015). Il a obtenu un R^2 entre le MOE obtenu à partir des mesures ultrasonores et le MOE statique de 0,78 pour l'épicéa, de 0,68 pour le douglas et de 0,72 pour le chêne. L'auteur montre que ces résultats sont moins efficaces que l'analyse vibratoire longitudinale basée sur la première fréquence de résonance ($R^2 = 0,87$ pour l'épicéa, $R^2 = 0,8$ pour le douglas et $R^2 = 0,74$ pour le chêne). Ce constat a été aussi observé pour la corrélation entre le MOE prédit et le MOR obtenu par

flexion quatre points. En prenant les exemples des essences étudiées par Viguier (2015), ce dernier atteint avec les ondes ultrasonores R^2 = 0,5 pour l'épicéa, un R^2 = 0,34 pour le douglas et R^2 = 0,18 pour le chêne contre un R^2 = 0,6 pour l'épicéa, R^2 = 0,44 pour le douglas et R^2 = 0,22 pour le chêne en employant la première fréquence de résonance.

Pour prendre en compte les défauts sur un sciage, des chercheurs comme Rajeshwar *et al.* (1997) ont montré que la vitesse de propagation d'une onde est ralentie par la présence des nœuds. Ainsi, en étudiant le pin, ils ont relié la diminution de la vitesse de l'onde ultrasonore en fonction de l'augmentation de l'ODF. Ce travail a conduit à une amélioration du coefficient de détermination entre le MOR prédit et le MOR obtenu par flexion quatre points passant de 0,69 à 0,73.

1.3.1.3 Machine d'épreuve « Stress grading »

La machine d'épreuve ou « Stress grading » en anglais consiste à soumettre le sciage à un essai de flexion trois points dynamique c'est à dire que le test n'atteint pas la rupture mais applique une faible contrainte pour une flèche constante. A partir de cet essai, une mesure locale est réalisée et il est possible d'en extraire le module d'élasticité (MOE) tout le long du sciage.

Cette machine peut s'avérer intéressante pour la prédiction du MOE statique. Par exemple, dans l'étude du VTT Combigrade (Hanhijarvi *et al.* 2008) sur du Pin et de l'épicéa, les coefficients de détermination entre le MOE prédit par cette machine et le MOE statique sont respectivement de 0,87 et 0,76 alors qu'ils sont de 0,75 et 0,67 en utilisant le vibratoire et de 0,75 et 0,57 en utilisant les ultrasons.

Dans la même étude concernant respectivement le pin et l'épicéa, les auteurs du VTT Combigrade (2008) montrent que la machine d'épreuve apporte aussi une meilleure prédiction du MOR avec un R^2 de 0,72 et 0,57 contre 0,55 et 0,46 pour le vibratoire et 0,66 et 0,42 dans le cas des ultrasons.

L'inconvénient majeur réside dans le fait que la machine d'épreuve ne prend pas en compte les extrémités de la planche. Ce problème conduit à une mauvaise corrélation entre le MOR prédit et le MOR si les défauts des sciages sont éloignés du centre, et oblige, du point de vue normatif, à tout de même classer visuellement les extrémités non testées. Pour le cas du chêne qui intéresse notre étude, cette méthode est encore plus pénalisante par la longueur des sciages qui est plus faible que celles des résineux.

1.3.2 Machines basées sur des cartographies

Les méthodes basées sur des mesures globales (vibratoire et ultrasons) sont par nature limitées par leur aspect global ne permettent pas d'obtenir un résultat satisfaisant pour prédire le MOR. Dans le cas de bois plus hétérogènes comme le chêne de qualité secondaire, il existe d'autres méthodes plus locales basées sur une identification ponctuelle des MOE et MOR construisant ainsi une cartographie des propriétés mécaniques d'un sciage. Les technologies le plus couramment employées sont, l'imagerie optique, la mesure de la densitométrie par Rayons X et la détection de l'ODF par laser point (dît « effet trachéide »).

1.3.2.1 Densitométrie par rayons X

Les rayons X permettent la mesure de la masse volumique ponctuelle en mesurant l'intensité transmise à travers l'épaisseur du sciage considéré. Le calcul est basé sur la loi de Beer-Lambert qui relie la masse volumique au rapport entre l'intensité de la radiation incidente sur celle transmise (équation 1.4).

$$\rho = \frac{1}{\mu e}\log\left(\frac{I_0}{I}\right) \qquad (1.4)$$

Avec ρ : masse volumique (g/cm^3), μ : coefficient d'atténuation (cm^2/g), e : épaisseur de l'éprouvette, I_0 : intensité de la radiation incidente (Sv/h) et I : intensité de la radiation transmise (Sv/h)

A partir de la cartographie des masses volumiques ponctuelles dans un sciage, le taux de nodosité est déterminé grâce à un paramètre dit « Knot Depth Ratio (KDR) ». Il est défini par Oh *et al.* (2009), comme le rapport entre l'épaisseur d'un nœud et l'épaisseur du sciage. Le calcul du KDR repose sur l'hypothèse que les masses volumiques des nœuds et celle du bois sain sont constantes. Ainsi, on exprime le KDR en fonction des mesures ponctuelles des masses volumiques dans un nœud et de la masse volumique du bois sain ρ_k (équations 1.5).

$$\rho = \rho_{CW}(1 - KDR) + \rho_k KDR$$

On en déduit le KDR : (1.5)

$$KDR = \frac{\rho - \rho_{CW}}{\rho_k - \rho_{CW}}$$

Avec ρ : masse volumique locale déterminée par rayons X, ρ_{CW} : masse volumique du bois sain et ρ_k : masse volumique des nœuds.

Une autre méthode de calcul du KDR a été proposée par Jehl *et al.* (2011). L'objectif est de négliger les variations de densités qui ne proviennent pas des nœuds. Pour ce faire, les auteurs définissent deux facteurs f1 et f2 dont le premier décrit la variabilité naturelle de la densité du bois sain (ρ_{CW}) dans le sciage et le deuxième représente le rapport de proportionnalité entre les masses volumiques des nœuds (ρ_k) et du bois sain.

Avec l'hypothèse que la masse volumique d'un nœud est souvent supérieure à celle du bois sain, le calcul de la cartographie des KDR n'est effectué que lorsque la masse volumique ρ du sciage est supérieure à $f_1 \times \rho_{CW}$. Dans ce cas, le KDR est calculé grâce à l'équation 1.6.

$$\begin{aligned} KDR &= 0 && \text{Si } \rho < f_1\rho_{CW} \\ KDR &= \frac{\rho - \rho_{CW}}{\rho_{CW}(f_2 - 1)} && \text{Si } \rho_{CW}f_2 < \rho < \rho_{CW}f_1 \\ KDR &= 1 && \text{Si } \rho > f_2\rho_{CW} \end{aligned} \qquad (1.6)$$

Employant cette méthode respectivement sur de l'épicéa et du douglas, Viguier (2015) atteint un coefficient de détermination entre le MOR prédit et celui obtenu en flexion quatre points respectivement de 0,68 et 0,41. Par contre le résultat est plus mitigé dans le cas du chêne où l'auteur trouve un R^2 de 0,26. Ce résultat est expliqué par la plus faible variation de masse volumique entre du chêne contenant un nœud et du chêne sain. L'origine de ce résultat

pourrait aussi être due à la construction des modèles de comportement mécaniques basés sur la formule développée du KDR qui ne sont pas appropriées au cas du chêne.

1.3.2.2 Cartographie des nœuds par scanner optique

Dans la littérature, le taux de nodosité est aussi représenté à travers un paramètre appelé Knot Area Ratio (KAR). Il est défini par TredWell (1973) comme le ratio entre l'aire totale de projection d'un nœud et la section du sciage. Il existe, ainsi, un KAR pour chaque nœud présent dans un sciage. La valeur moyenne des KAR ou sa valeur maximale peuvent être retenues pour une corrélation avec le MOR. Par exemple, Hanhijärvi *et al.* (2008) atteint un coefficient de détermination entre le KAR maximal et le MOR de 0,54 pour le pin sylvestre et de 0,21 pour l'épicéa commun. La présence d'une plus grande quantité de nœuds dans le pin sylvestre comparé à l'épicéa commun pourrait expliquer qu'il y ait un meilleur coefficient de détermination pour le pin. Des études plus avancées dans l'exploitation du KAR ont été réalisées par Baillères *et al.* (2009) et Roblot (2010). Elles prennent en compte la distribution hétérogène des contraintes en fonction de la position de chaque élément dans un essai de flexion en calculant le moment quadratique. Les nœuds n'ont par conséquent pas le même poids sur toute la surface d'un sciage. Cependant, ces études n'ont pas conduit à une meilleure prédiction du MOR.

Dans ses travaux, Roblot (2010) a aussi développé une technique de calcul automatique du KAR en se basant sur la correspondance des nœuds observés entre les faces. Il utilise pour cela un scanner optique pour détecter les nœuds présents sur les quatre faces d'un sciage. Il cherche, ensuite, les combinaisons possibles pour les mises en correspondances. Une correspondance signifie que des nœuds ne se croisent pas à l'intérieur d'une section, et dont l'intersection se trouve idéalement en un point unique (la moelle). Roblot a montré que le coefficient de détermination entre le KAR mesuré manuellement et le KAR mesuré grâce aux rayons X est situé entre 0,89 et 0,93. En termes de résultats pour la prédiction du MOR testées sur du douglas et de l'épicéa, Roblot (2010) a atteint un R2 de 0,55 pour l'épicéa et 0,72 pour le douglas. Ces résultats ont été obtenus en combinant la méthode du KAR automatique et la méthode vibratoire.

1.3.2.3 Détection de l'orientation des fibres

Cette technique est basée sur la mesure de l'ODF sur les surfaces extérieures d'un sciage. Dans la littérature, cette technique est essentiellement discutée dans le cas des résineux. C'est pourquoi son principe repose sur un phénomène appelé « effet trachéide ». Lorsqu'un faisceau laser est projeté sur une surface de bois, on observe une anisotropie de la diffusion de la lumière qui se traduit visuellement sous la forme d'une ellipse orientée parallèlement à l'axe de la fibre observable à l'œil nu ou par une caméra (figure 1.11). Cette diffusion est plus ou moins importante selon les essences, et son explication physique est encore sujette à discussion (Zhou *et al.* 2003, Nyström *et al.* 2003, Simonaho *et al.* 2004, Daval *et al.* 2015).

Pour une planche en défilement longitudinal, on utilise un faisceau laser qui est diffracté en plusieurs points lasers sur toute la largeur d'une planche. Nous obtenons ainsi une

cartographie de l'ODF en deux dimensions sur toute la surface scannée en ayant défini au préalable le pas pour la prise de mesure.

Le relevé de l'ODF peut ensuite permettre grâce à l'équation d'Hankinson (Hankinson 1921) de calculer le module élastique et le module à la rupture. Plus de détails sur cette technique sont donnés au chapitre 4.

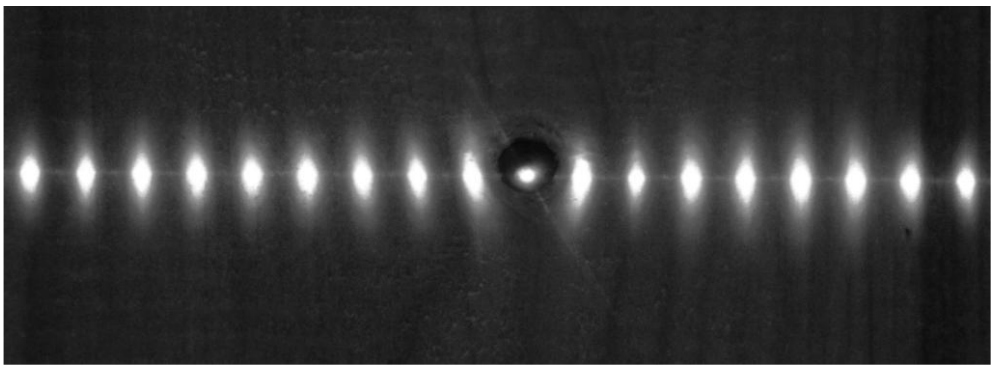


Figure 1.11 : Illustration de l'effet "trachéide"

Plusieurs études se sont intéressées au passage entre l'échelle locale c'est-à-dire la cartographie de l'ODF et l'échelle globale nécessaire pour la prédiction du module de Young par exemple. Olsson *et al.* (2013) ont intégré les modules élastiques obtenus grâce aux mesures de l'ODF sur les quatre faces d'une planche sur chaque section droite afin d'obtenir un profil longitudinal de modules. Ils considèrent ensuite le MOR comme étant proportionnel au maillon faible de ce profil. En prenant en compte le moment de flexion, ils atteignent un coefficient de détermination entre le MOR prédit et la contrainte de rupture de 0,71 pour de l'épicéa.

Un autre modèle basé sur la simulation d'un essai de flexion quatre points a été développé par Viguier (2015). Il déduit le MOE global du sciage à partir de la cartographie de l'ODF des deux plus grandes faces d'un sciage, en simulant l'essai de flexion quatre point sur une poutre avec une répartition hétérogène des modules. Dans son analyse, Viguier a associé la détection de l'ODF à d'autres machines comme le vibratoire ou les rayons X. Appliqué sur de l'épicéa, il atteint un R^2 entre le MOE prédit par le couple « ODF, rayons X » et le MOE statique égal à 0,79. Concernant le MOR, le R^2 est de 0,68.

1.3.3 Comparatif des méthodes de classement

Les travaux de thèse de Viguier (2015) semblent être à ce jour les plus intéressants dans la littérature pour réaliser un comparatif des différentes méthodes de classement dans la mesure où ils utilisent plusieurs techniques de classement sur de mêmes lots de plusieurs essences. Ainsi les coefficients de détermination peuvent être comparés directement. Dans ce qui suit seuls les résultats relatifs à l'épicéa et au chêne de qualité secondaire sont présentés (tableau 1.7).

R^2	Epicéa		Chêne	
	MOE (MPa)	MOR (MPa)	MOE (MPa)	MOR (MPa)
Mesure de la masse volumique	0,52	0,33	0,19	0
Méthode vibratoire	0,87	0,6	0,74	0,22
Méthode à ultrasons	0,78	0,5	0,72	0,18
Rayons X	0,7	0,51	0,41	0,28
Rayons X + ODF	0,79	0,67		
Rayons X + Vibratoire longitudinal	0,87	0,62	0,74	0,26
Rayons X + Vibratoire longitudinal + ODF	0,87	0,68		

Tableau 1.7: Comparatif des coefficients de déterminations (R^2) des méthodes de classement mécanique Viguier (2015)

Ce tableau montre que dans les deux cas, l'analyse vibratoire basée sur la première fréquence propre offre le meilleur résultat pour la prédiction du MOE (R^2 = 0,87 pour l'épicéa et R^2 = 0,74 pour le chêne). En l'associant à d'autres techniques de mesure (Rayons X ou bien la mesure de l'ODF), le résultat n'est pas amélioré.

Concernant la prédiction du MOR de l'épicéa, la méthode vibratoire longitudinale offre le meilleur R^2 suivi de la machine à Rayons X. La combinaison des Rayons X, du vibratoire et de l'ODF offre le meilleur résultat avec un R^2 = 0,68. Dans le cas du chêne, l'utilisation des Rayons X apporte le plus grand niveau de prédiction avec un R^2 = 0,28. Il demeure cependant très faible. L'association des Rayons X à la méthode vibratoire est inefficace. En outre, la mesure de l'ODF des sciages de chêne n'a pas été possible dans cette étude car le dispositif de mesure de l'ODF n'est pas élargi au cas du chêne. A noter qu'à notre connaissance, il n'existe pas une telle machine qui soit mise sur le marché.

1.4 Conclusion, objectifs et structuration de l'étude

Cette synthèse bibliographique a permis de mettre en lumière les spécificités et surtout les sources de variabilité du bois et plus particulièrement celles des feuillus. L'anisotropie du bois et les singularités qu'il peut contenir confèrent à ce matériau des propriétés mécaniques propres à chaque sciage. Son application comme matériau de structure exige la détermination de ses propriétés mécaniques. Il a été vu, dans ce chapitre, les normes régissant ce type d'application et la nécessité de classer mécaniquement chaque planche de bois. Le classement visuel n'étant pas efficient, des solutions machines sont possibles, celles-ci étant historiquement développées pour les résineux. Les travaux qui ont été menées sur les feuillus et plus particulièrement sur le chêne aboutissent à des résultats de prédiction des propriétés mécaniques relativement faibles. Des études ont montré que même les technologies basées sur des cartographies de propriétés locales comme la densitométrie par Rayons X ne produisent pas de bons résultats pour la prédiction du MOE et du MOR du chêne de qualité secondaire, au contraire de l'épicéa pour lequel les machines basées sur les mesures de l'ODF donnent les meilleurs résultats.

Afin de synthétiser les principales étapes que nous avons menées en vue du classement du chêne de qualité secondaire, la figure 1.12 présente un schéma synoptique des travaux réalisés.

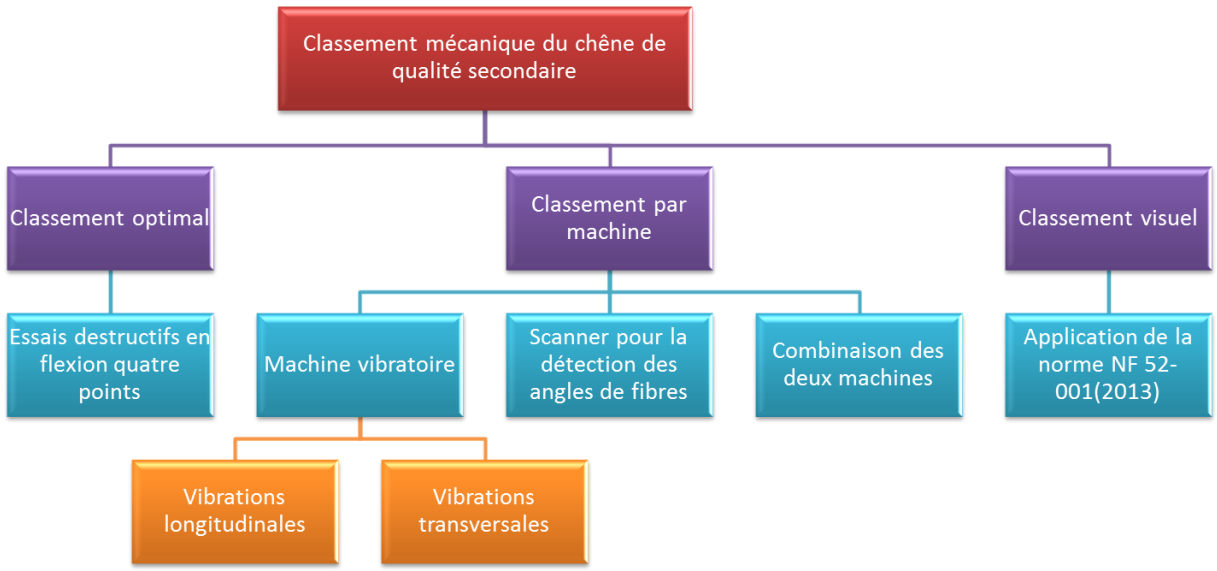


Figure 1.12 : Schéma synoptique des travaux réalisé dans cette étude

Le deuxième chapitre présente les résultats d'essais mécaniques qui constituent la base de données sur laquelle sont développés les modèles décrits dans les chapitres ultérieurs.

Le troisième chapitre présente une machine de contrôle non destructif employée tout au long de cette étude. Elle repose principalement sur la mesure des phénomènes de résonance vibratoire qui caractérisent chaque sciage. Les données de sortie de cet appareil formeront une base d'entrée aux modèles de prédiction des caractéristiques mécaniques. Ils s'appuient sur la théorie de la résistance des matériaux ainsi que sur des analyses statistiques. Les résultats ainsi que leur interprétation sont détaillés à la fin du chapitre.

Le quatrième chapitre s'intéresse à l'ODF comme élément prédictif de la résistance à la rupture. Une description de la machine qui permet d'accéder à cette information est présentée. Ensuite, le chapitre se consacre aux développements apportés à un modèle de comportement mécanique issu des travaux de Jehl (2012) et Viguier (2015). Les résultats ainsi que les interprétations des divers apports sont détaillés tout au long du chapitre.

Le cinquième chapitre présente une comparaison des modèles en termes de rendement de la prédiction et de classement mécanique. Les avantages et les inconvénients de chaque machine sont décrits.

A la fin de ce mémoire, une conclusion générale est présentée pour synthétiser l'ensemble de ces travaux de thèse et mettre en évidence les perspectives possibles.

Chapitre 2

Analyse des propriétés mécaniques d'un lot de sciages de chêne de qualité secondaire obtenues par essais destructifs

2.1 Introduction

L'étude présentée dans ce chapitre est consacrée à la caractérisation mécanique expérimentale d'un lot de planches issues de chêne de qualité secondaire dont le potentiel de récolte de la ressource forestière en France est très important. Très peu d'études (Lanvin *et al.* 2012) se sont intéressées à cette problématique. Les résultats constituent la base de données sur laquelle seront développés les modèles de prédiction. En effet, les variables issues d'un modèle prédictif doivent être confrontées à des valeurs de références. Ces dernières sont mesurées à travers des essais destructifs qui doivent respecter les normes en vigueur et plus particulièrement la norme NF EN 408 (2012) décrite dans le chapitre précédent.

On s'attachera dans un premier temps à caractériser le chêne « sans défaut » : bois droit de fil et sans nœuds. Cette étude permettra d'obtenir les propriétés mécaniques comme la densité ou la résistance à la rupture. La variabilité de ces paramètres sera comparée avec les données de la littérature.

On s'intéressera ensuite à la description du lot principal : son échantillonnage et les propriétés mécaniques qui le caractérisent. Des corrélations entre ces paramètres seront établies. On cherchera à analyser les liens possibles entre ce lot et les bois sans défaut issus du même lot principal.

Dans la dernière partie du chapitre, l'influence des caractéristiques du défaut causant la rupture sera étudiée. La forme, la position, et l'orientation des nœuds sont mesurées afin d'établir d'éventuels liens entre ces caractéristiques et la résistance à la rupture. On finira par comparer les classements visuels aux classements optimaux afin d'expliciter quantitativement la problématique principale de ces travaux de thèse.

2.2 Cas du bois sans défaut

La connaissance des propriétés mécaniques du chêne sans défaut est essentielle pour la compréhension et le développement du classement mécanique des sciages. Elles représentent les valeurs maximales du bois de chêne dans le cas idéal. Ce sont, par conséquent, des valeurs seuils qui peuvent encadrer les valeurs prédites par les modèles développés et décrits ultérieurement.

L'échantillonnage a été réalisé à partir d'éprouvettes prélevées dans des planches du lot principal (décrit dans la section 2.3). Il permet, ainsi, d'obtenir une comparaison des propriétés mécaniques entre les planches et les échantillons de bois sans défaut. Le mode opératoire a suivi les exigences de la norme NF B51-016 (1987), relative aux éprouvettes de faibles dimensions sollicitées en flexion 4 points à travers une charge progressivement croissante appliquée perpendiculairement au fil du bois (figure 2.1).

2.2.1 Préparation des éprouvettes

Les dimensions des éprouvettes « doivent avoir la forme d'un prisme droit à section carrée de 20 ± 0,2 mm de côté et une longueur parallèle au fil du bois de 360± 4 mm ».

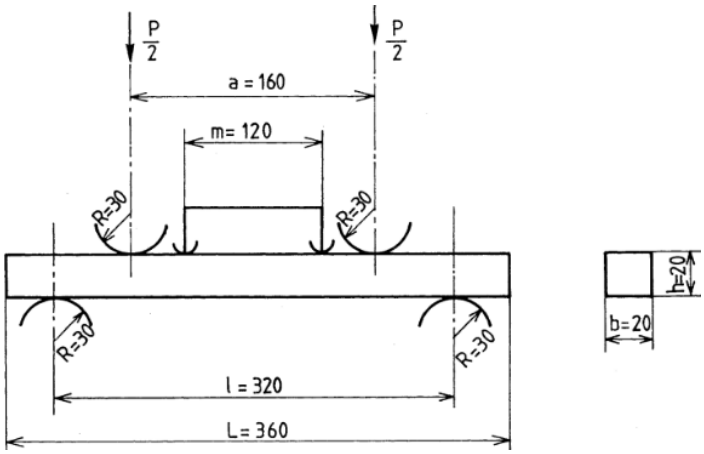


Figure 2.1: illustration du montage d'un essai de flexion quatre points selon la norme NF B 51 016 (1987)

Dans notre cas, la largeur b des éprouvettes variait entre 20 et 25 mm. Cependant, cette variation n'influe pas sur le ratio entre les contraintes de cisaillement et les contraintes de flexion. La hauteur h étant bien de 20 mm, l'élancement de l'éprouvette vis-à-vis de l'essai de flexion reste donc la même.

Le nombre d'éprouvettes testées est de 158 avec une humidité interne variant entre 10 et 12 %. Elles ne présentent aucun défaut. Il faut, néanmoins, souligner que l'évaluation du caractère bois sans défaut est visuelle c'est à dire que l'appréciation de défauts comme la variation de l'ODF peut être approximative.

2.2.2 Appareillage

Le principe de cette caractérisation destructive est de déterminer la contrainte de rupture en flexion. Le module de Young est aussi mesuré. La sollicitation imposée est de type flexion quatre points. L'essai est réalisé à l'aide d'une machine d'essai universelle Zwick/Roller 72100 dans une configuration illustrée à la figure 2.2.

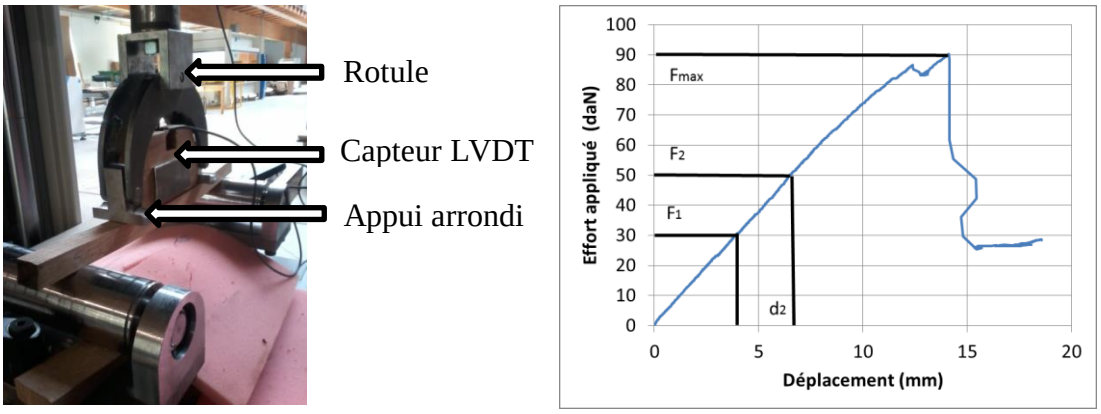


Figure 2.2: Configuration d'un essai de flexion quatre points et courbe effort-déplacement obtenue

L'éprouvette repose sur deux appuis cylindriques séparés par une distance de 320 mm. Les deux appuis de chargement sont distants de 160 mm. Ils sont mis en contact avec la face supérieure de l'échantillon sous une précharge de 0,2 MPa. La vitesse d'essai a été fixée à 5 mm/min et l'essai se termine après avoir atteint un effort supérieur de 30 % par rapport à l'effort sur lequel la rupture a été enregistrée.

Un capteur LVDT permet de mesurer la flèche de l'éprouvette dans la zone centrale qui est soumise à de la flexion pure. Ce capteur est constitué d'un barreau cylindrique se déplaçant dans l'axe parallèle aux efforts. Il est positionné, sur la partie sollicitée en compression, entre les deux appuis centraux de telle façon à être au contact de l'éprouvette.

Le module élastique (MOE) est mesuré en appliquant l'équation (2.1) basée sur la RDM pour une poutre en flexion 4 points :

$$\mathrm{MOE} = \frac{3\mathrm{al}^2 - 4\mathrm{a}^3}{2\mathrm{bh}^3\left(2\frac{\mathrm{w_2} - \mathrm{w_1}}{\mathrm{F_2} - \mathrm{F_1}}\right)} \qquad (2.1)$$

Avec a : distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche (mm); l : longueur de base pour la détermination du module d'élasticité local (mm) ; h : hauteur de la section (mm) ; b : largeur de la section (mm) ; $F_2 - F_1$ est un accroissement de force en newtons sur la ligne de régression avec un coefficient de corrélation de 0,99 ou mieux ;
$w_2 - w_1$ est l'accroissement de flèche en millimètres correspondant à $F_2 - F_1$ (cf. figure 2.2).

La résistance à la rupture est mesurée en appliquant l'équation (2.2) :

$$\mathrm{MOR} = \frac{3F_{max}\mathrm{a}}{\mathrm{bh}^2} \qquad (2.2)$$

2.2.3 Analyse des résultats en fonction des modes de rupture

2.2.3.1 Description des modes de rupture

Malgré les précautions prises lors de la réalisation des éprouvettes, les ruptures ne se sont pas toutes produites en traction simple. Un deuxième mode principal est observé. Il s'agit d'une rupture transversale qui se diffuse dans la direction des fibres du bois. Ces deux modes (rupture en traction simple et rupture transversale) sont caractéristiques de la rupture du bois (Bodig et Jayne 1982). Ils seront différenciés dans la suite de cette étude où 59 % des éprouvettes ont un mode de ruine en traction simple et 35 % en rupture transversale. Le reste des éprouvettes a été écarté, après essai, car elles présentaient des défauts localisés à l'endroit de rupture et qui n'étaient pas détectables visuellement avant l'essai comme des petits nœuds ou bien une très forte inclinaison des fibres.

- ***Rupture en traction simple***

La rupture se produit sur la partie inférieure de l'éprouvette sollicitée en traction. Au moment de la rupture, une fissure verticale à l'axe longitudinal de l'éprouvette apparaît. Elle se propage ensuite dans les deux sens parallèlement au sens des fibres (figure 2.3). Ce mode de rupture arrive fréquemment pour du bois sec avec une densité relativement élevée. Il traduit aussi que les éprouvettes sont bien de droit fil.

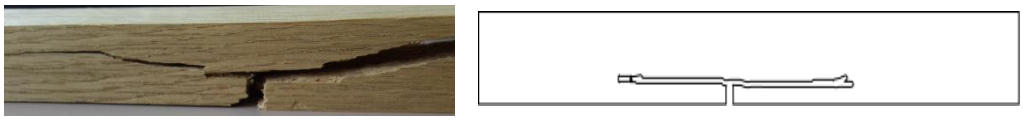


Figure 2.3 : Illustration d'une rupture en traction

Le nombre d'éprouvettes ayant cassé en traction simple est de 93 soit 59 % du total. Les histogrammes de la figure 2.4 montrent les distributions des valeurs de la masse volumique, du module élastique (MOE) et de la résistance à la rupture (MOR) pour ces 93 éprouvettes.

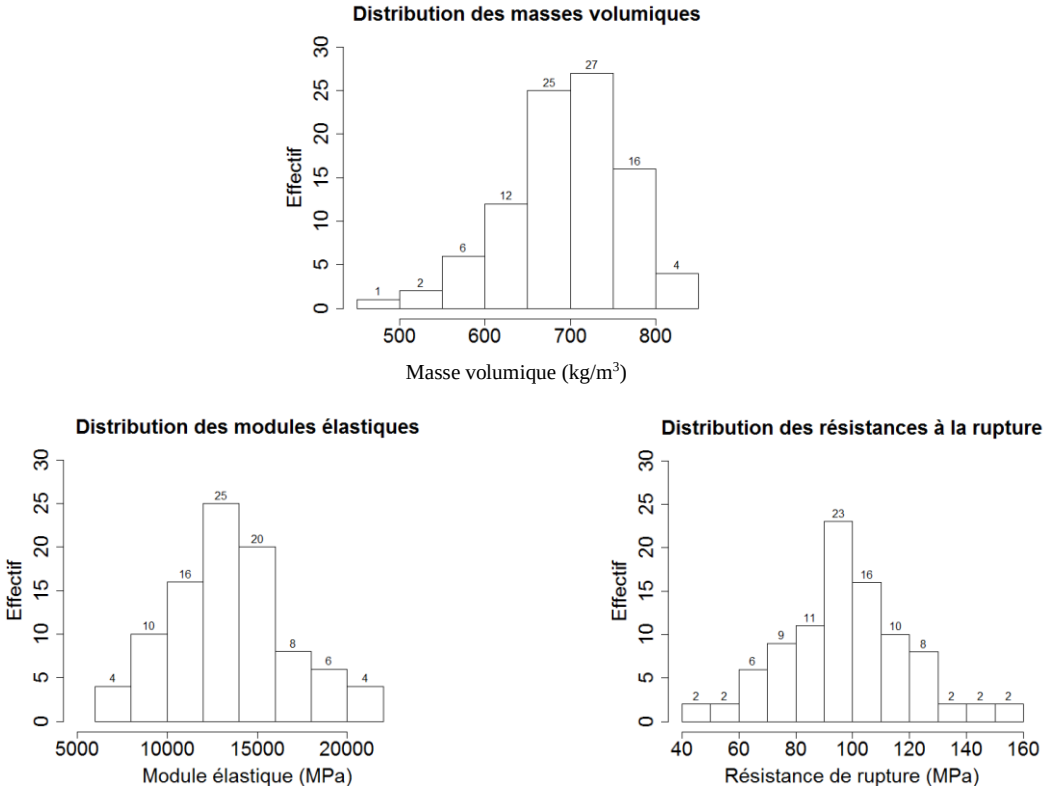


Figure 2.4 : Histogrammes de distribution des propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture en traction simple

L'étendue de la masse volumique est de 348 kg/m^3 avec une moyenne de 693 kg/m^3 et un écart-type de 67 kg/m^3. On observe une faible dispersion des valeurs, avec un coefficient de variation (CV%) proche de 10 %. La distribution des MOE varie entre 6 160 et 20 500 MPa avec une étendue de 14 340 MPa. La moyenne de cette distribution est égale à 13 492 MPa et l'écart-type est de 3 269 MPa. Avec un CV de 24 %, la dispersion des MOE est plus importante que celle des masses volumiques. La distribution des MOR varie entre 45,8 et 154 MPa avec une étendue de 108,2 MPa. La moyenne de cette distribution est égale à 98 MPa et l'écart-type est de 22,4 MPa. Le coefficient de variation est égal à 23 %.

La figure 2.5 représente les corrélations entre la masse volumique, le MOE et le MOR.

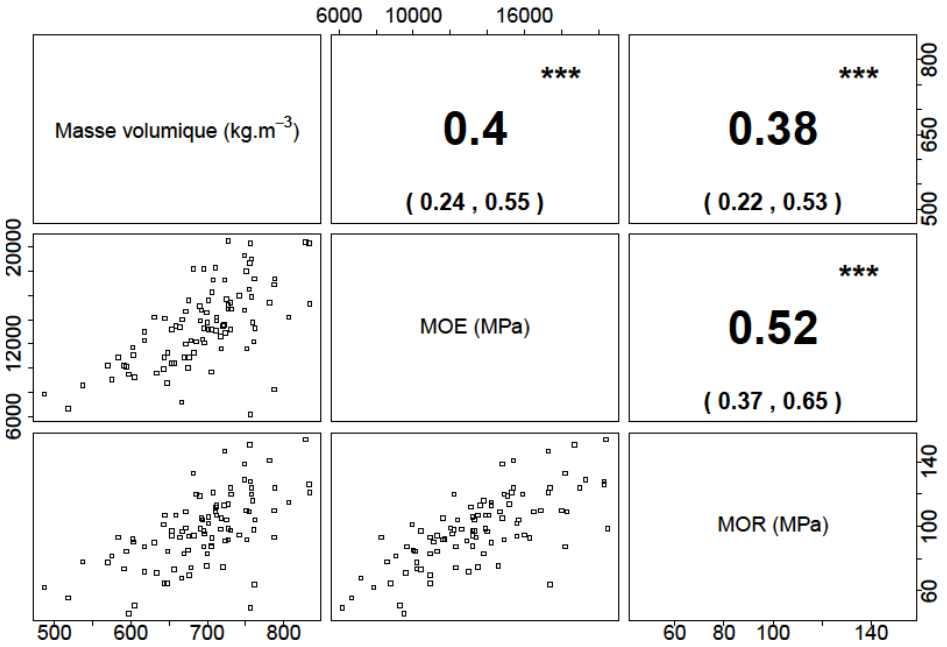


Figure 2.5 : Corrélations entre les propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture en traction simple (le chiffre en gras correspond au coefficient de détermination entre deux paramètres ; Les deux chiffres entre parenthèses correspondent aux bornes de l'intervalle de confiance avec un risque de 0,05 % ; Les étoiles indiquent le niveau de significativité : * très significatif pour une p-value <0,001, aucune pour 0,1 < p-value < 1)**

Les trois coefficients de détermination (R^2) sont significatifs, c'est-à-dire qu'il y a seulement une probabilité de 0,001% pour que les valeurs affichées soient accidentelles (trois étoiles figure 2.5). On établit un intervalle de confiance à 95 % du R^2 pour chacune des variables (figure 2.5).

Comparativement au MOE et MOR, la masse volumique est la variable la plus facilement mesurable. En la considérant comme variable explicative pour prédire le MOE, on retrouve une corrélation avec un R^2 de 0,4. L'erreur de prédiction RMSEC (Root Mean Square Error of Calibration) est de 2 517 MPa (pour rappel la moyenne des MOE est de 13 492 MPa). La prédiction du MOR à partir de la masse volumique conduit à un R^2 = 0,38, un RMSEC = 17,57 MPa (pour rappel la moyenne des MOR est de 98 MPa). La masse volumique conduit, donc, à des niveaux de prédiction de MOE et de MOR assez proches.

En utilisant le MOE comme variable prédictive du MOR, on trouve un R^2 = 0,52 très significatif. L'erreur de prédiction RMSEC est de 15,47 MPa. On remarque donc une meilleure prédiction du MOR à partir du MOE qu'à partir de la masse volumique. Ceci est intéressant car le MOE statique est une variable qui peut être assez bien approchée par les méthodes non destructives et notamment à travers l'analyse vibratoire.

- ***Rupture transversale (Cross-grain)***

Dans ce cas, la rupture a toujours lieu dans la partie soumise à la traction mais la propagation de la fissure suit l'inclinaison du fil (figure 2.6). Cette inclinaison n'est pas

forcément généralisée sur l'ensemble de l'éprouvette mais peut être localisée autour de l'endroit de la rupture.



Figure 2.6 : Illustration d'une rupture transversale

Sur le total des éprouvettes testées 55 ont cassé dans cette configuration soit 35 %. Les histogrammes de la figure 2.7 montrent la distribution des valeurs de la masse volumique, du MOE et du MOR.

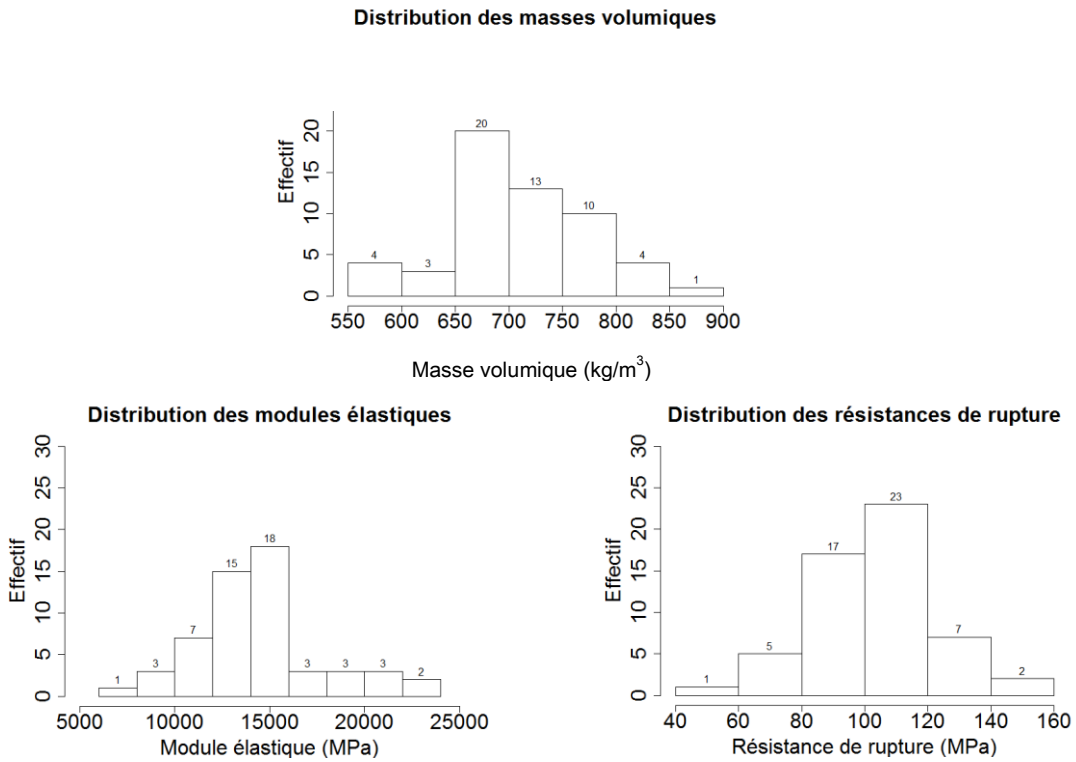


Figure 2.7 : Histogrammes de distribution des propriétés mécaniques pour du bois sans défaut avant une rupture transversale

L'étendue de la masse volumique est de 320 kg/m^3 avec une moyenne de 706 kg/m^3 et un écart-type de 66 kg/m^3. On observe une même dispersion des valeurs que celle du premier mode de rupture avec un coefficient de près de 10 % Les masses volumiques sont majoritairement comprises entre 650 et 800 kg/m^3.

La distribution des MOE varie entre 7 830 et 23 600 MPa avec une étendue de 15 770 MPa. La moyenne de cette distribution est égale à 14 426 MPa, l'écart-type est de 3 351 MPa et le CV% est de 23%. Le MOR varie entre 42,8 et 142 MPa avec une étendue de 99,2 MPa. La moyenne est égale à 102,3 MPa et l'écart-type est de 21,1 MPa. Le coefficient de variation est égal à 21 %.

Les deux modes de rupture présentent des valeurs de MOE et MOR proches. On remarque, néanmoins, que les moyennes MOE et MOR sont sensiblement plus grandes dans le cas d'une rupture transversale. Ce phénomène signifie qu'une faible inclinaison du fil n'a pas d'impact sur les propriétés mécaniques. On verra, dans le chapitre 4, l'impact d'une forte inclinaison des fibres sur les propriétés mécaniques du chêne.

La figure 2.8 représente les corrélations entre la masse volumique, le MOE et le MOR.

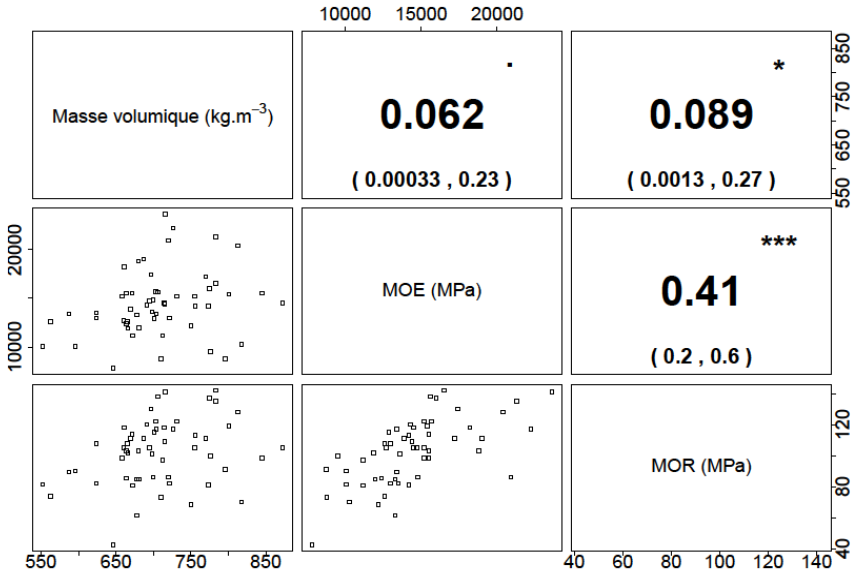


Figure 2.8 : Corrélations entre les propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture transversale

On remarque que la masse volumique n'est plus corrélée ni au MOE ni au MOR. Ce résultat est difficilement interprétable car on observe une baisse significative du R^2 entre les éprouvettes ayant cassées au premier mode de rupture et celles-ci alors que les valeurs des propriétés mécaniques sont proches dans les deux cas. Concernant la corrélation entre le MOE et le MOR, on obtient un R^2 significatif de 0,41. Le RMSEC correspondant est de 16,1 MPa. Cette corrélation est cependant moins bonne que celle issue du mode de rupture en traction.

Dans les deux cas de modes de rupture, il apparaît que la prédiction du MOR à partir du MOE est intéressante si le MOE est lui-même bien prédit. Cependant, l'efficacité de la masse volumique comme propriété indicatrice du MOE ou du MOR est nettement remise en cause dans le cas d'une rupture transversale. On ne peut donc pas envisager le développement d'un modèle sur la base de cette propriété physique.

2.2.4 Comparaison des propriétés avec les données de la littérature

Les propriétés mécaniques mesurées dans cette étude ont été comparées à celles présentées dans Tropix (2012), une base de données du CIRAD. Elle regroupe différentes données (mécaniques, durabilité, sciage et usinage…etc) de diverses essences. Le tableau 2.1 présente la correspondance entre les résultats de cette étude et ceux issus de cette encyclopédie relatifs au chêne (Quercus petraea et Quercus robur).

Propriété mécanique	Tropix			Lot étudié		
	Moyenne	Ecart-type	CV%	Moyenne	Ecart-type	CV%
Masse volumique (kg/m^3)	740	50	6,76	693	67	9,67
MOE (MPa)	13 300	1 750	13,16	13 492	3 269	24,23
MOR (MPa)	105	15	14,29	98	22,4	20,7

Tableau 2.1 : Comparaison des propriétés mécaniques obtenues avec celles issues de la littérature dans le cas du chêne (Tropix 2012)

Les valeurs moyennes des trois propriétés sont assez proches entre la base de données Tropix et le lot étudié. Ces résultats montrent que les propriétés mécaniques du chêne sans défaut de cette étude correspondent aux grandeurs typiques de cette essence.

2.2.5 Bilan

Cette première partie de nos travaux a permis de caractériser mécaniquement les propriétés de base du matériau sur lequel l'étude est réalisée. Il est important de retenir comme références les valeurs moyennes du MOE et du MOR du chêne sans défaut de notre lot, respectivement égales à 13 492 MPa et 98 MPa.

La masse volumique est significativement corrélée au MOE et au MOR pour un mode de rupture en traction mais aucunement quand il s'agit d'une rupture transversale. Alors que dans les deux cas le coefficient de détermination entre le MOE et le MOR est supérieur à 0,4. Cette corrélation est l'une des bases sur laquelle les modèles de prédiction du MOR reposent : une mesure non-destructive du MOE pourra servir à prédire le MOR dans le cas de bois sans défaut.

Le dernier point à souligner est la cohérence des résultats obtenus avec la littérature (base de données du CIRAD). Ces conclusions doivent aussi être confirmées ou au contraire infirmées dans le cas d'une caractérisation expérimentale sur des planches de chêne.

2.3 Cas des planches

Cette section présente le lot de chêne de qualité secondaire utilisé tout au long de cette étude. On décrira le protocole d'essai permettant d'obtenir les propriétés mécaniques de référence auxquelles seront comparées les méthodes de contrôle non destructif.

2.3.1 Échantillonnage et protocole d'essai

2.3.1.1 Protocole d'essai

Le mode opératoire employé respecte la norme en vigueur NF EN 408 (2012) et permet la mesure du module élastique statique (MOE) et à la détermination de manière destructive la résistance à la rupture (MOR) des sciages. La figure 2.9 présente les différents éléments du banc d'essai de flexion quatre points disponible au LaBoMaP où le sciage est sollicité sur chant. La force totale F est appliquée par l'intermédiaire de deux vérins séparés par une distance qui est fonction de la hauteur du sciage testé. En effet, la norme NF EN 408 (2012)

exige que l'éprouvette soit chargée symétriquement en flexion en deux points sur une portée égale à 18 fois la hauteur (±1,5 fois la hauteur). Une distance égale à 6 fois la hauteur est à respecter entre deux appuis (figure 2.9). Pour minimiser l'effet du poinçonnement au niveau des appuis (compression transversale), deux petites plaques d'acier de longueur inférieure à la moitié de la hauteur de l'éprouvette d'essai ont été placées au niveau des appuis pour répartir la charge. Chaque vérin peut imposer une force maximale équivalente à une tonne (10kN). Les capteurs d'effort sont positionnés aux appuis.

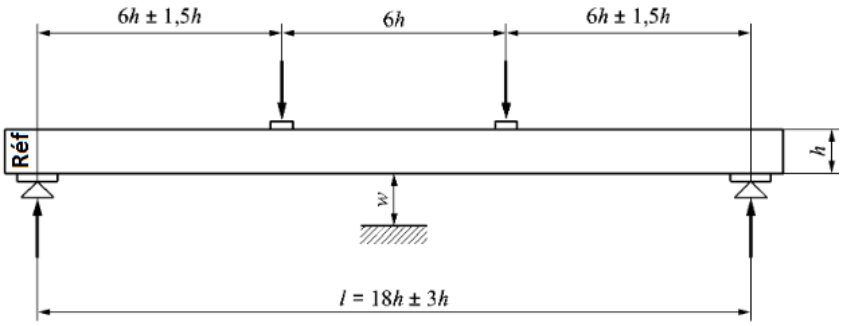


Figure 2.9: Illustration du banc d'essais de flexion quatre points

Situé au centre des appuis, le capteur de déplacement mesure la flèche « globale » au sens de la NF EN 408 (2012). Celle-ci permet de calculer le module d'élasticité global (MOE_{global}) à travers l'équation 2.3. La résistance à la rupture (MOR) est quant à elle obtenue à partir de l'équation 2.2 basée sur l'effort maximum appliqué. Les échantillons testés sont traçables grâce à la numérotation de chaque planche.

$$MOE_{global} = \frac{3al^2 - 4a^3}{2bh^3\left(2\frac{w_2 - w_1}{F_2 - F_1} - \frac{6a}{5Gbh}\right)} \qquad (2.3)$$

Avec : MOE_{global} : module local d'élasticité (MPa); a : distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche (mm); L : longueur de base pour la détermination du module d'élasticité local (mm); h : hauteur de la section (mm); b : largeur de la section (mm); I : moment quadratique (mm^4); G : module de cisaillement (MPa) ; $F_2 - F_1$ est un accroissement de force en newtons sur la ligne de régression avec un coefficient de corrélation de 0,99 ou mieux; $w_2 - w_1$ est l'accroissement de flèche en millimètres correspondant à $F_2 - F_1$ (cf. figure 2.2).

Le calcul du MOE_{global} n'intègre pas le terme associé au module de cisaillement. La flèche due à ce dernier étant considéré comme négligeable.

Avant le début de chaque essai, la masse volumique et l'humidité interne de la planche sont respectivement mesurées avec une balance et un humidimètre dans les conditions normales de laboratoire. Un classement visuel des éprouvettes est effectué en respectant la grille de classement de la norme NF B52-001-1 (2013) relative à l'essence de chêne. Les résultats de la comparaison des classements visuels et optimaux (issus de la campagne destructive) constitueront notre point de départ. La distance entre une extrémité de la planche

et la position du centre de l'essai est relevée afin de prendre en considération plus tard dans les modèles la position réelle de la planche dans l'essai de flexion quatre points. En effet, le positionnement du centre de la planche est variable en fonction de ses dimensions et de la région supposée critique. En effet, cette zone doit être positionnée entre les deux appuis centraux autant que possible et toute planche ayant cassé en dehors des appuis centraux est rejetée en application de la norme NF EN 384 (2016) relative à la détermination des valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques et de la masse volumique.

Au cours des essais les risques de déversements des planches avant la rupture sont évités en ajoutant des cales exerçant une contrainte latérale. Elles n'engendrent, cependant, pas de frictions significatives qui empêcheraient les planches de se déformer en flexion.

A la fin de chaque essai, la position de rupture est relevée. Lorsqu'un nœud conduisant à la rupture est bien identifié, on mesure ses caractéristiques (diamètre, position, orientation…etc).

2.3.1.2 Échantillonnage

Le lot global de chêne de qualité secondaire retenu pour notre étude est composé de 679 planches avec pour dimensions principales (2 000 x 100 x 22 mm^3). Ces dimensions correspondent à des valeurs standard des sciages rabotés de qualité secondaire disponibles dans les scieries de chêne et potentiellement valorisables en matériaux pour la construction, mais aussi compatibles avec les normes à respecter pour les essais. La sélection des sciages a été réalisée à travers un classement d'aspect régie par la norme NF EN 975-1 (avril 2009) relative au feuillus et notamment le chêne. Les planches du lot correspondent majoritairement à un classement d'aspect QF3 (avant-dernière classe d'aspect pour des frises de chêne). Des sciages présentant des qualités supérieures QF1 et inférieures QF4 ont été aussi sélectionnés pour permettre de mener des études sur le classement pour la résistance du lot par machines. Au sein du lot, quatre autres sections ont été ajoutées pour des besoins spécifiques à une analyse vibratoire décrite ultérieurement (chapitre 3). À la suite des essais destructifs, seules 405 planches, où la rupture s'est produite dans la zone centrale, sont éligibles à notre analyse. Le reste des planches est écarté car il ne respecte donc pas les exigences de la norme NF EN384 (2016). Le tableau 2.2 présente les dimensions des éprouvettes et leurs effectifs.

Dimensions	Nombre de planches	Nombre de planches exploitables
2000 x 100 x 22	476	315
2200 x 80 x 24	52	11
2000 x 100 x 24	52	33
2500 x 100 x 24	42	30
3000 x 170 x 24	42	16
3000x150x24	15	0
Total	**679**	**405**

Tableau 2.2 : Effectifs des planches testées et celles qui ont été retenues pour la suite de l'étude

2.3.1.3 Mesure de l'humidité interne du bois

La mesure du taux d'humidité interne du bois a été réalisée pour chaque sciage composant notre lot à l'aide d'un hygromètre à pointe avec une précision de 0,5 % d'humidité. En relevant l'humidité interne du lot de planches, on trouve une valeur moyenne de 15 % et un écart-type de 1,5 %. La figure 2.10 montre la dispersion de l'humidité interne. L'étendue de la distribution qui est de 8 % et la médiane est égale à 15 % d'humidité interne.

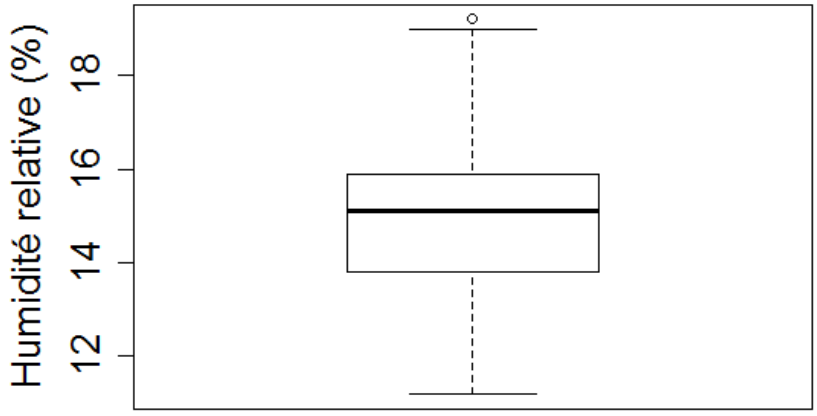


Figure 2.10: Plage de variation de l'humidité des planches avant essais destructifs (trait en bas : valeur minimum ; trait inférieur du rectangle : premier quartile ; trait en gras : valeur médiane ; trait supérieur du rectangle : troisième quartile ; trait en haut valeur maximum ; cercle : valeur aberrante)

Selon la norme NF EN 384 (2016), le MOE et la masse volumique doivent être corrigés par rapport à la variation de l'humidité, pour se rapporter à des valeurs supposées à 12 % d'humidité (correction linéaire avec H%). A noter que selon la norme le MOR ne doit pas être corrigé par rapport à l'humidité.

2.3.1.4 Mesure de la masse volumique

Pour déterminer la masse volumique moyenne, les sciages ont été pesés avec une balance d'une précision de ± 0,1 g et la mesure des dimensions a été effectuée avec un mètre pour la longueur et un pied à coulisse de précision ± 0,01 mm pour l'épaisseur et la largeur.

2.3.2 Résultats des essais destructifs

Les histogrammes de la figure 2.11 montrent la distribution des valeurs de la masse volumique, du MOE et du MOR. Les valeurs du MOE et MOR sont celles directement calculées à partir des formules de la norme EN408 (2012). Elles n'ont pas été corrigées selon les règles de l'EN384 (2016) comme par exemple la variation de hauteur des sciages ou la variation de leur humidité. En effet, ces corrections ne sont pas adaptées aux feuillus et des travaux de recherche sont en cours dans ce domaine.

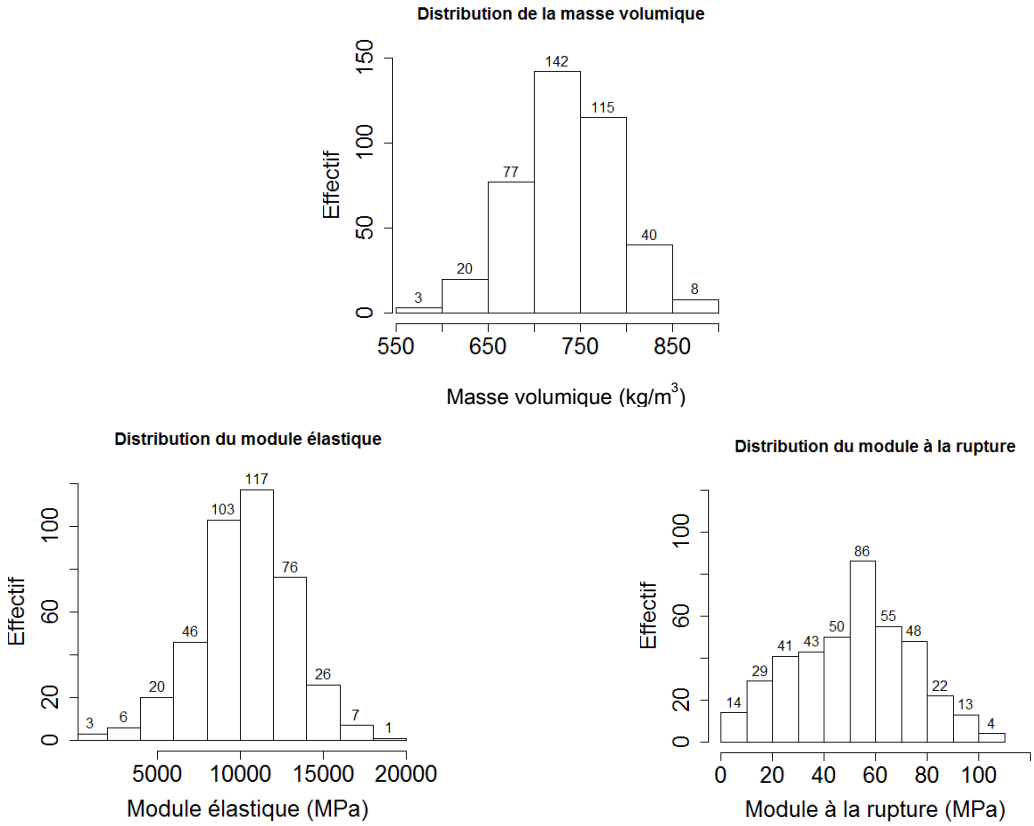


Figure 2.11: Histogramme de la distribution des propriétés mécaniques du lot principal

La masse volumique varie entre 580 et 880 kg/m^3 avec une faible dispersion (CV% = 7%). La distribution de la masse volumique avec une moyenne égale à 737 kg/m^3 et un écart-type égal à 53 kg/m^3. Le module d'élasticité connaît une plus forte dispersion (CV% = 27%) avec une étendue de 17 239 MPa. La distribution du module d'élasticité a une moyenne égale à 10 269 MPa et un écart-type égal à 2 276 MPa. La variabilité est encore plus accentuée dans le cas de la résistance à la rupture avec un coefficient de variation CV% égal à 44% et une étendue de 108 MPa. La distribution a une allure de gaussienne plus étalée avec une moyenne de 51 MPa et un écart-type de 22 MPa.

La présence de défauts modifie les propriétés mécaniques du chêne. En effet, en moyenne, le MOE du bois sans défaut est de 13 492 MPa alors qu'il est de 10 268 MPa pour les planches. Le même constat est observable pour le MOR où le MOR du bois sans défaut est de 98 MPa alors qu'il est de 51 MPa pour les planches.

Concernant la représentativité du lot, ces résultats montrent que notre échantillonnage est bien constitué d'une large étendue des propriétés mécaniques, nécessaire pour mener nos travaux d'étude sur le classement du chêne pour la résistance (bien que les valeurs entre 50 et 60 MPa soient sur-représentées, ce qui sera discuté dans le chapitre 5). Pour avoir une vision plus exacte sur les valeurs des propriétés mécaniques de notre lot, on compare dans la partie

suivante notre lot à des études antérieures qui ont été réalisées dans les mêmes conditions en flexion quatre points sur du chêne de qualité secondaire.

2.3.2.1 Comparaison avec la littérature

Nous nous intéressons ici à deux études particulières. La première a été réalisée par Collet *et al.* (2011). 215 planches de chêne de qualité secondaire issues de la ressource forestière bourguignonne ont été testées. La deuxième étude a été réalisée dans le cadre d'un projet ANR CLAMEB par Viguier (2015) où un lot de 450 planches de chêne de qualité secondaire a été testé. Ces études ont respecté les normes NF EN 408 (2012) et NF EN 384 (2016).

	Masse volumique (kg/m^3)			**MOE (MPa)**			**MOR (MPa)**		
	Moyenne	**Ecart-type**	**CV%**	**Moyenne**	**Ecart-type**	**CV%**	**Moyenne**	**Ecart-type**	**CV%**
1èreétude (Collet *et al.*)	832	55	6,65	12 387	3 401	27,4	63,29	26	40,94
2ème étude (Viguier .)	725	67.5	9.3	10 140	2 518	24.8	40,7	15.4	37.8
Etude actuelle	737	53	7	10 269	2 276	27	51	22	44

Tableau 2.3 : Comparaison des propriétés mécaniques du lot actuel avec celles issues de lots de chêne pris dans la littérature

Concernant la masse volumique et le MOE, l'étude de Viguier. (2015) montre des valeurs plus proches de celles obtenues avec le lot de la présente étude. Avec une dispersion très proche, Collet *et al.* (2011) obtient des valeurs moyennes supérieures de 95 kg/m^3 en termes de masse volumique et de 2 118 MPa en termes de MOE par rapport à notre étude. Au niveau du MOR, le lot étudié possède en moyenne une valeur comprise entre les deux autres études et la dispersion des valeurs est proche dans les trois cas.

2.3.3 Corrélations entre les grandeurs mécaniques et physiques

La figure 2.12 représente les corrélations entre la masse volumique, le MOE et le MOR.

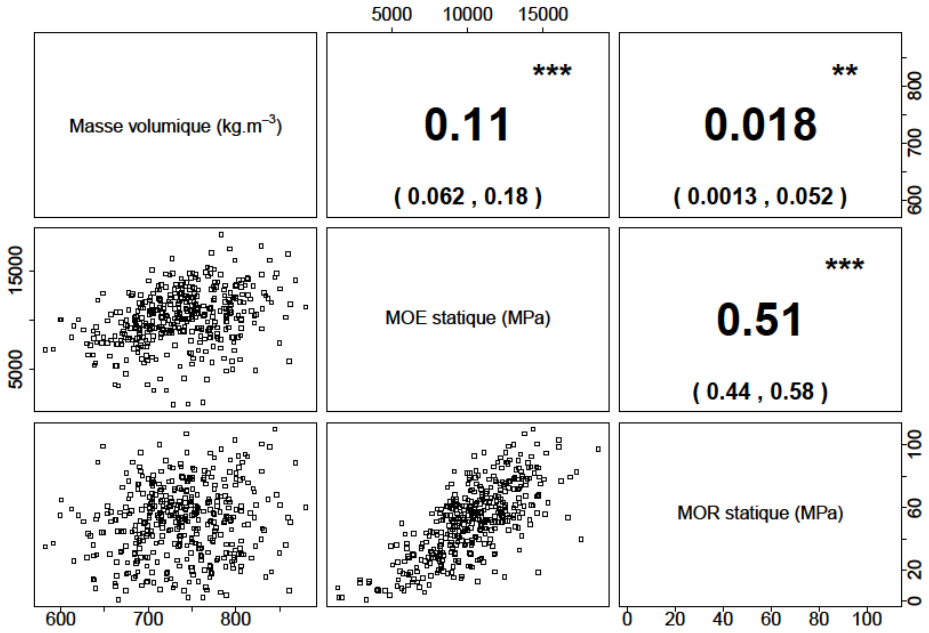


Figure 2.12: Corrélations entre les propriétés mécaniques du lot principal étudié

La masse volumique est significativement corrélée au MOE statique avec un coefficient de détermination faible de 0,11 où l'intervalle de confiance à 95 % varie entre 0,062 et 0,18. La corrélation est encore plus faible entre masse volumique et MOR avec un coefficient de détermination de 0,018 ayant un intervalle de confiance à 95% entre 0,0013 et 0,052. On en conclut que, même si la corrélation et statistiquement significative, elle est trop faible pour que la masse volumique puisse être considérée comme propriété indicatrice de la variabilité du MOE et du MOR. Ce résultat est bien en phase avec celui de la première section concernant les éprouvettes de faibles dimensions présentant un mode de rupture transversal. Autrement dit, la présence de nœuds dans les planches et donc des variations locales de l'ODF perturbent fortement les corrélations entre masse volumique MOE et MOR comparativement à celles obtenues sur le lot d'éprouvettes de bois sans défaut.

Il faut remarquer que, dans la littérature, on retrouve une meilleure corrélation entre la masse volumique et le MOE dans les résineux (ex : étude de Viguier (2015) : R^2 = 0,53 pour le douglas et R^2 =0,52 pour l'épicéa). La même constatation est faite entre la masse volumique et le MOR (ex : étude de Viguier (2015) : R^2 = 0,23 pour le douglas et R^2 = 0,33 pour l'épicéa). On peut expliquer que la non corrélation entre la masse volumique du chêne et ses propriétés mécaniques est liée à la plus grande hétérogénéité de cette essence comparativement à des résineux.

Concernant la corrélation entre MOE et MOR, on observe une valeur significative du coefficient de détermination de 0,51 avec un intervalle de confiance à 95 % variant entre 0,44 et 0,58. En faisant la comparaison entre ces résultats et ceux obtenus pour des éprouvettes sans défaut avec une rupture en traction simple (R^2 = 0,52) (chapitre 2 section 2.1), on constate que le coefficient de détermination est quasiment identique et reste significatif. Dans le lot de chêne testé dans l'étude de Viguier (2015), le R^2 était de 0,36 avec une corrélation très significative.

Pour citer le niveau de corrélation entre le MOE et le MOR, sur d'autres essences, Lanvin (2015) atteint un R^2 de 0,43 sur du hêtre. Dans le cas de certains résineux, la corrélation est meilleure (ex : étude de Viguier (2015) : $R^2 = 0,58$ pour le douglas et $R^2 = 0,71$ pour l'épicéa). Ces corrélations montrent l'intérêt de la mesure du MOE pour la prédiction du MOR même si elle est moins efficace dans le cas du chêne que pour l'épicéa. Cependant, il est toujours difficile de comparer des R^2 sur des lots différents

2.3.4 Correspondances entre les propriétés des éprouvettes de faibles et grandes dimensions

Avant de conclure cette partie, il est intéressant de vérifier si les valeurs que prennent les paramètres mécaniques sont principalement intrinsèques à la structure du bois constituant la planche ou bien si elles sont plutôt dues à la présence de défauts. Pour se faire, les propriétés des planches ont été comparées avec celles des éprouvettes sans défaut extraites des mêmes planches et ayant subi une rupture en traction simple. Finalement le nombre de comparaisons exploitables se limite à 78. Le tableau présente un comparatif des moyennes et des corrélations des propriétés mécaniques (tableau 2.4).

Nature de l'éprouvette	Masse volumique (kg/m3)		MOE statique (MPa)		MOR (MPa)	
	Moyenne	R^2	Moyenne	R^2	Moyenne	R^2
Faibles dimensions	693	0,55	13 627	0,14	97,55	0,07
Grandes dimensions	707		10 170		56	

Tableau 2.4: Comparaison entre les propriétés mécaniques des planches de grandes dimensions et les éprouvettes de faibles dimensions dont elles sont issues

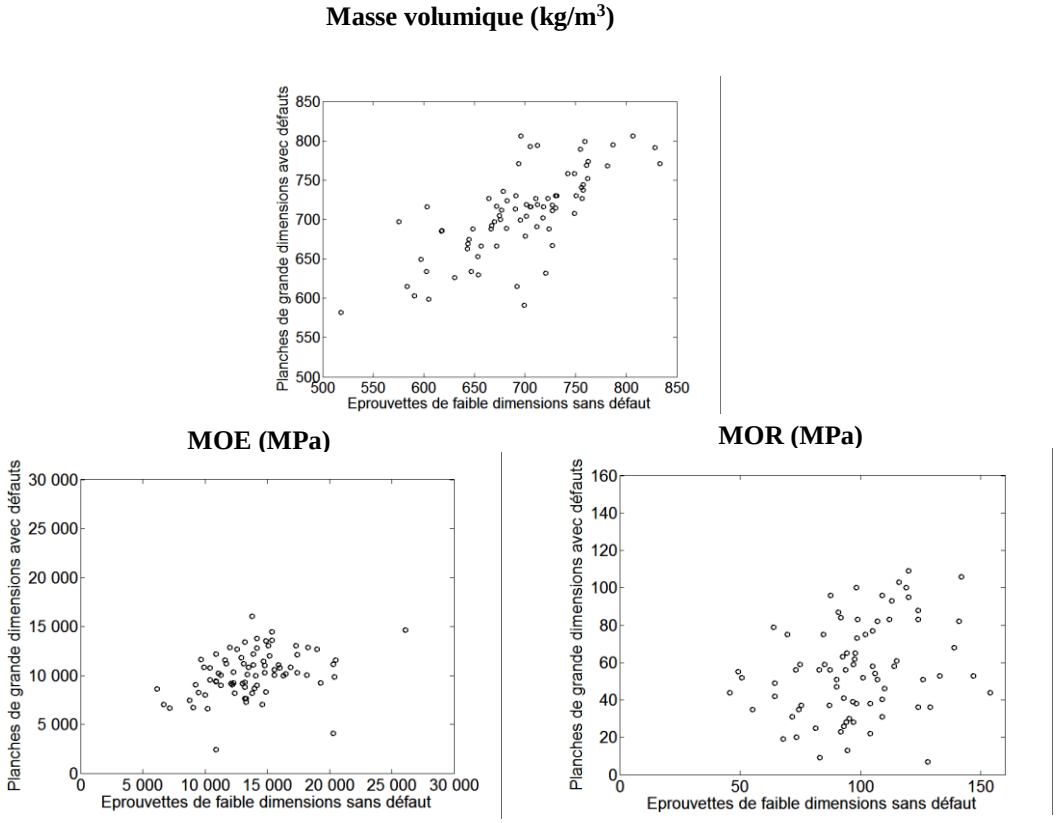


Figure 2.13: Corrélations entre les propriétés mécaniques des planches de grandes dimensions et les éprouvettes de faibles dimensions dont elles sont issues

En moyenne, le tableau 2.4 montre une légère variation de la masse volumique entre les deux configurations avec un coefficient de détermination significatif égal à 0,55. C'est un paramètre qui pourrait être jugé intrinsèque au matériau et où la densité des nœuds n'est pas très différente de celle du bois sans défaut (Viguier 2015). Par contre, c'est en toute logique que le MOE statique moyen diminue nettement entre une petite éprouvette de bois sain droit de fil et la grande éprouvette dont elle est issue qui présente des défauts. En moyenne, l'écart est de 3 457 MPa. On observe aussi une faible corrélation de 0,14 entre les deux configurations. Le MOE n'est donc pas intrinsèque au matériau et est davantage sensible aux nœuds qui ont tendance à le rendre moins rigide. Concernant le MOR, on retrouve une plus grande dispersion des valeurs dans les éprouvettes de grandes dimensions avec une moyenne plus faible de 41,55 MPa par rapport à celle des éprouvettes de petites dimensions. Le MOR est donc très impacté par les contraintes locales présentant des zones de fragilité (les nœuds). La corrélation est très faible (0,07). Ces comparaisons confirment que les variations des propriétés mécaniques du chêne pour ce qui concerne le MOE et le MOR sont principalement pilotées par les défauts et non la composition du bois sain.

2.3.5 Relations entre le MOE et MOR et les caractéristiques des nœuds

Cette partie traite l'influence de la position, la forme, la taille et l'inclinaison du nœud, sur la variabilité du MOE et MOR. L'objectif est de montrer l'importance de la détection

de la position, la forme et la taille du défaut ayant causé la rupture, pour la détermination de la résistance à la rupture. Pour ce faire, nous avons sélectionné les planches où l'origine de la rupture est bien identifiée et le défaut en question bien caractérisé. La position du défaut dans la longueur n'est pas prise en compte car seules les planches ayant cassé dans la zone centrale sont étudiées. En effet, le moment de flexion est constant dans cette zone.

A ce niveau, on distingue quatre caractéristiques d'un nœud :

- Forme du nœud : elliptique ou circulaire
- Taille du nœud : diamètre (grand axe dans le cas d'une ellipse)
- Position dans la hauteur : traction, centre ou compression
- Orientation du nœud : sur face ou sur rive

Dans ce qui suit, pour interpréter au mieux l'influence de chacun de ces paramètres, nous avons fait varier un en gardant les autres constants ou en les limitant à un intervalle bien défini. Le nombre d'éprouvettes comparées est fixé en fonction de leur disponibilité dans chaque catégorie. L'ensemble des planches analysées ont une même section droite de 100 x 22 mm².

2.3.5.1 Effet de la forme du nœud

Pour comparer l'influence de la forme d'un nœud, 29 planches dans chacune des deux catégories (nœud elliptique ou circulaire (figure 2.14)) ont été sélectionnées.



Figure 2.14: Photographie d'un nœud elliptique (gauche) et d'un nœud circulaire (droit)

Un nœud est considéré comme elliptique lorsque la différence entre son grand axe et son petit axe est supérieur à 5 mm. Ce seuil a été fixé de manière arbitraire pour distinguer les deux cas. Il aurait aussi été possible de considérer le ratio entre les deux axes. Ce sont des nœuds de face et sont situés sur la partie sollicitée en traction (figure 2.14). La figure 2.15 présente sous forme de boîtes à moustache la dispersion des valeurs de MOR dans le cas d'une forme elliptique et circulaire.

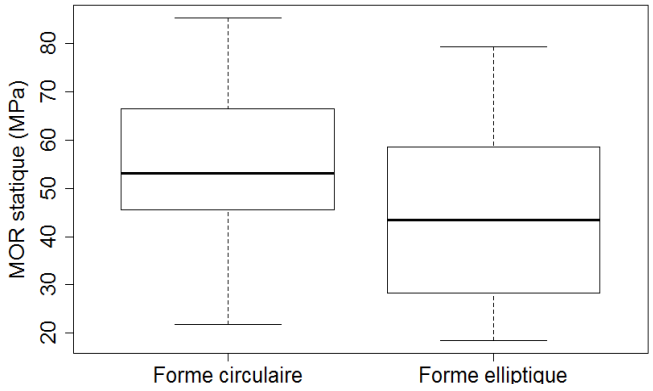


Figure 2.15 : Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de la forme du nœud

L'étendue des deux séries est proche (60 MPa pour la forme elliptique et 63 MPa pour la forme circulaire). On observe une plus grande dispersion des valeurs dans le cas de la forme elliptique avec une valeur médiane de 43 MPa. La forme circulaire des nœuds conduit, quant à elle, à une fluctuation plus serrée et plus élevée avec une médiane de 53 MPa. En faisant une analyse des variances, les deux distributions ont une probabilité d'être identique égale à 0,039. Il est difficile de tirer des conséquences claires sur l'influence de la forme du nœud sur la variabilité du MOR. Les travaux de Guindos *et al.* (2013) et (2014), cités dans le premier chapitre, ne remarquent pas de différences entre un nœud circulaire et elliptique.

2.3.5.2 Effet de la taille du nœud

Pour analyser l'effet de la taille du nœud, nous avons considéré uniquement les nœuds elliptiques (nœuds circulaires non compris) où le diamètre de leur grand axe a été mesuré. Les nœuds sont de face et sont localisés dans la partie sollicitée en traction. Un total de 73 planches, de hauteur égale à 100 mm, a été comparé. Le nuage de points (figure 2.16) montre la variation du MOR en fonction du diamètre du grand axe des nœuds ayant causés la rupture.

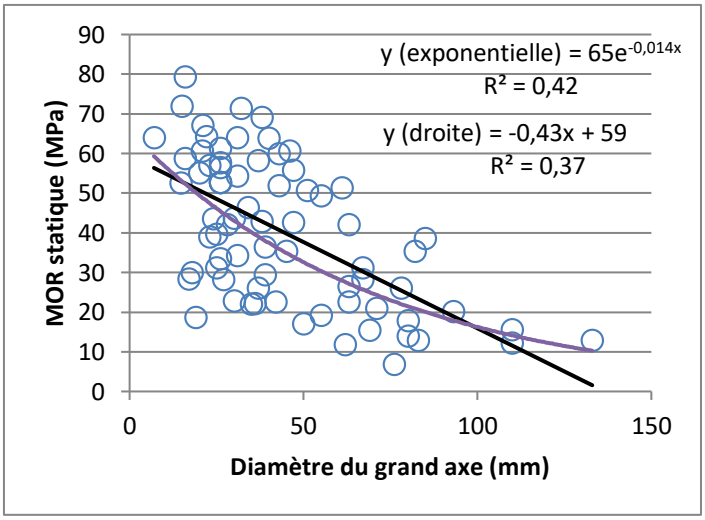


Figure 2.16 : Variation du MOR en fonction du diamètre grand axe des nœuds

Le nuage de points de la figure 2.16 montre une allure décroissante du MOR à mesure que le diamètre du nœud ayant causé la rupture augmente. Cette conclusion est partagée par les travaux de Guindos *et al.* (2014) où ils montrent que la résistance de rupture diminue de 72 % entre un nœud de diamètre égal à 5 mm et un nœud à 40 mm de diamètre.

Dans le cas d'une régression linéaire, on obtient un coefficient de détermination de 0,37. On peut aussi approcher cette distribution par une régression exponentielle où l'on obtient un coefficient de détermination de 0,42. La connaissance de la taille du défaut est donc une information intéressante pour la prédiction du MOR. Cependant, on observe certains écarts entre une même taille de diamètre et des valeurs de MOR. Cette constatation montre que la taille du nœud ne suffit pas à elle seule pour expliquer la variabilité du MOR et que la prise en compte de la perturbation de l'ODF autour des nœuds devrait améliorer la prédiction du MOR, comme on le verra plus loin (chapitre 4).

2.3.5.3 Effet de la position du nœud dans la hauteur de la planche

Le relevé de la position du nœud dans la hauteur de la planche permet de comparer les valeurs de MOR obtenues pour les planches dont les nœuds ayant causé la rupture sont situés dans la partie sollicitée en traction (31 planches), au centre (24 planches) et dans la partie sollicitée en compression (33 planches). La forme des nœuds est elliptique (nœuds circulaires non compris) et le diamètre grand axe est limité entre 7 et 110 mm. Les nœuds sont de face. La figure 2.17 présente la dispersion des valeurs de MOR dans les trois cas cités.

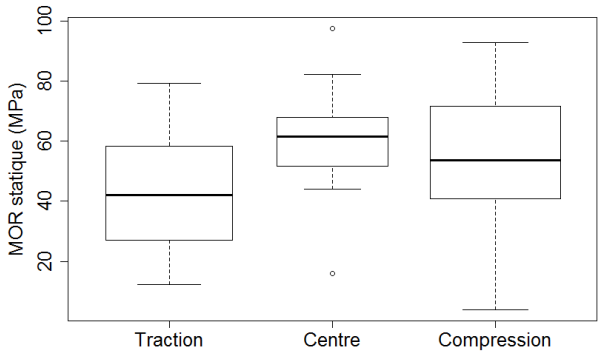


Figure 2.17 : Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de la position en hauteur du nœud

On observe que les nœuds situés au centre présentent des valeurs de MOR plus élevées et la plus faible dispersion avec une médiane égale à 61 MPa. Les trois distributions sont significativement différentes avec une probabilité de ressemblance égale à 0,00212. Ce résultat est cohérent dans la mesure où les nœuds localisés au plus près de la fibre neutre sont les moins sollicités lors d'un essai de flexion quatre points. Il s'ensuit les nœuds présents dans la partie sollicitée en compression qui connaissent une plus grande dispersion et une médiane de 53 MPa. En compression, les fibres flambent avant d'atteindre la rupture alors que les fibres soumises à de la traction longitudinale sont moins résistantes. Les nœuds en traction sont, par conséquent, les plus critiques et présentent des valeurs de MOR plus basses que les deux autres. On conclut que la position du nœud dans la hauteur est importante pour la prédiction du MOR.

2.3.5.4 Effet de l'orientation du nœud

La dernière caractéristique est la direction du nœud où l'on compare un nœud perpendiculaire à la face de la planche à celui perpendiculaire à la rive de la planche (figure 2.18).



Figure 2.18 : Figure d'un nœud perpendiculaire à la face de la planche (gauche) et perpendiculaire à la rive de la planche (droit)

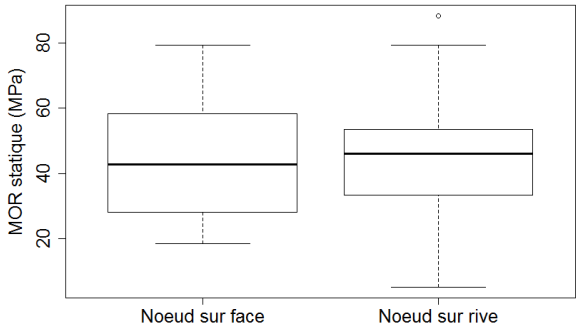


Figure 2.19 : Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de l'orientation du nœud

Les nœuds considérés pour la comparaison ont un diamètre variant entre 7 et 80 mm. Ce sont des nœuds elliptiques sollicités en traction. Chacune des deux catégories comporte 29 planches. La figure 2.19 présente la dispersion des valeurs de MOR dans les deux cas de figure.

La dispersion des nœuds de face est plus dispersée avec une médiane à 42 MPa. Les valeurs prises par les nœuds sur rive sont contenues dans la plage des MOR pris par les nœuds de face. La médiane des nœuds sur rive est de 46 MPa. Le test statistique d'analyse de variance montre que la probabilité que les deux distributions soient différentes n'est pas significative en prenant un seuil de décision à 10% (Pr = 0,85>0,1). On ne peut, donc, affirmer qu'il y ait un effet de l'orientation du nœud sur la valeur du MOR. Il faudrait réaliser une plus grande campagne qui soit plus précise dans la mesure de l'orientation de l'angle entre l'axe du grand axe du nœud et l'axe longitudinal de la planche.

En conclusion, la détection de certaines caractéristiques des nœuds apporte une information intéressante pour expliquer la variabilité du MOR. Une prise en compte de tous ces aspects (à travers une régression multiple par exemple) pourrait permettre une meilleure prédiction du MOR. Cependant, ces informations ne sont pas suffisantes à elles seules, il est nécessaire de compléter cette analyse par le calcul du champ de déformation que représente

chaque nœud et prendre en compte la perturbation de l'ODF autour du nœud. Ce constat est également observé dans les résultats du classement visuel.

2.3.6 Classement visuel

Le classement visuel est basé sur la norme NF B52-001-1 (2013) décrite dans le chapitre 1. Il se base sur la mesure des défauts grâce à un opérateur. Le tableau 2.5 présente les résultats du classement visuel appliqué aux 405 planches qui constituent notre lot de référence de chêne de qualité secondaire comparé au classement optimal obtenu à travers les valeurs des essais destructifs. Le résultat est mis sous forme d'indice de justesse de la classe qui présente le pourcentage des planches classées, pour une classe donnée, aussi bien dans la classe optimale que visuelle.

Pour clarifier la méthode de classement, on prend comme exemple la classe D24. Dans le cas du classement optimal, on considère que les planches qui ne sont pas classées en D24 sont rejetées. Dans le cas du classement visuel, les planches sont réparties en trois classes (chapitre 1 section 1.2) qui correspondent aux classes D18, D24 et D30, Pour réaliser la comparaison au classement optimal (D24/Rejet comme exemple), on considère que les planches ayant une classe inférieure à D24, c'est-à-dire D18, sont rejetées et les classes supérieures à D24, c'est-à-dire D30, sont intégrés dans la classe D24.

Classe	**>D18**	**>D24**	**>D30**
Indice de justesse (%)	46	23	7

Tableau 2.5: Indice de justesse entre le classement optimal et le classement visuel

Le classement visuel attribue la majorité des planches dans la classe de rejet et un minimum de planches dans la classe 1 relative au D30, Plusieurs études ont montré que ce type de classement tendait à sous-estimer les classes du bois (Lanvin *et al.* 2007, Roblot *et al.* 2008). Le même scénario est observé pour notre lot. En effet, en comparant le classement visuel au classement optimal, on constate, par exemple, que seulement 7 % des planches est bien classé en D30, L'ensemble de notre étude repose sur cette problématique. En effet, les chapitres qui suivent visent à améliorer le taux des planches bien classées avec des moyens de contrôle non destructifs et à partir de modèles statistiques et analytiques.

2.3.7 Bilan

Les valeurs des propriétés mécaniques (masse volumique, MOE et MOR) mesurées en flexion quatre points représentent les valeurs de référence avec lesquelles seront comparées les prédictions des modèles mécaniques.

La masse volumique, même dans le cas d'éprouvettes de chêne sans défaut, n'est pas un indicateur fiable en tant que variable prédictive du MOE ou du MOR. Une bonne prédiction du MOE statique constitue une base solide pour la prédiction du MOR. Une première méthode pour la prédiction du MOE statique est décrite dans le chapitre suivant.

En comparant les éprouvettes de faibles dimensions sans défaut à celles de grandes dimensions avec défauts, il apparaît qu'il n'y quasiment pas de corrélation entre les propriétés mécaniques du bois sain d'un sciage et celles du sciage complet.

Les caractéristiques des nœuds causant la rupture influencent la valeur prise par la résistance à la rupture. Il est donc pertinent de les considérer dans un modèle de prédiction mécanique. Cependant, elles n'expliquent pas entièrement la variabilité du MOR. Il est essentiel d'intégrer aussi l'influence de l'ODF dans ce modèle. Cette étude est développée dans le chapitre 4 de ce mémoire.

On conclut ce chapitre en confirmant que le classement mécanique par la méthode visuelle sous-classe trop fortement les sciages de chêne de qualité secondaire pour envisager leur valorisation en structure. Il est donc nécessaire de développer des moyens de classement par machine plus efficients.

Chapitre 3

Prédiction des propriétés mécaniques à partir de mesures vibratoires

3.1 Introduction

Le classement mécanique du bois à partir d'une analyse vibratoire basée sur la première fréquence de résonance est une technique couramment employée dans les résineux. En industrie, la méthode par vibrations longitudinales est privilégiée pour sa facilité d'implantation et sa cadence relativement élevée. Cependant, l'efficacité de cette technique n'a pas encore été démontrée dans le cas des feuillus et plus particulièrement pour le chêne de qualité secondaire. Dans ce chapitre, les vibrations longitudinales et transversales sont exploitées pour prédire le MOE statique et le MOR obtenus en flexion quatre points.

Dans un premier temps, le principe général des mesures vibratoires est détaillé. Ensuite, les résultats issus d'un modèle utilisant la première fréquence de résonance sont montrés et commentés. Puis, une analyse approfondie du signal fréquentiel est établie en l'associant à des méthodes statistiques. À la fin de ce chapitre une comparaison entre les différents modèles est effectuée pour identifier le meilleur traitement à opérer à la suite d'un essai vibratoire. À noter qu'une partie de ce travail a fait l'objet d'un article soumis dans une revue scientifique internationale à comité de lecture. A noter qu'une partie de ce travail a fait l'objet d'un article dans une revue scientifique internationale (Faydi *et al.* 2017a) et a été présentée dans le cadre d'une conférence internationale (Faydi *et al.* 2017b).

3.2 Principe général des mesures vibratoires

Les mesures vibratoires ont été réalisées avec la machine BING « Beam Identification by Non-Destructive testing » développée par le CIRAD (Brancheriau *et al.* 2007). C'est un dispositif de contrôle non destructif de la qualité mécanique des bois. Il existe une relation étroite entre les propriétés mécaniques et le comportement vibratoire d'une structure. Le module élastique est, par exemple, égal à la masse volumique multipliée par le carré de la vitesse de propagation d'une onde de compression dans un matériau isotrope.

Suite à une excitation impulsionnelle, générant des vibrations longitudinales ou transversales, l'ensemble des modes propres de vibration sont sollicités simultanément. L'analyse spectrale permet de déterminer les fréquences propres d'un sciage. La première fréquence propre, appelée aussi fréquence fondamentale, correspond au premier mode propre. Les fréquences associées aux autres modes propres sont supérieures à la fréquence relative au premier mode. Elles sont appelées harmoniques. La fréquence fondamentale et les harmoniques conduisent à la détermination des propriétés mécaniques du sciage. Pour ce faire, il faut appliquer le modèle développé par Bernoulli (1748) ou bien celui développé par Timoshenko (1921). Ils ont établi des équations entre les fréquences propres et les propriétés mécaniques en partant de l'hypothèse que le matériau étudié est homogène et isotrope c'est-à-dire qu'il n'y a pas de variation des propriétés et une géométrie bien définie du matériau. La différence entre les deux modèles est que Bernoulli ne tient pas compte de la déformée en cisaillement entre les sections droites qui restent perpendiculaires à la ligne neutre ni de l'inertie de rotation des sections droites alors que le modèle de Timoshenko est plus complet.

Il est possible d'exercer deux types de sollicitations. Lorsqu'on applique un impact dans le sens de l'axe longitudinal du sciage, des vibrations longitudinales ont lieu et correspondent

à une sollicitation en compression (figure 3.1 (a)). Le module élastique est calculé à partir de la première fréquence de résonance en appliquant l'équation 3.1.

$$MOE^{C} = 4\rho L^{2} f^{2}_{mode\ 1} \qquad (3.1)$$

Avec MOE^{C} : MOE en compression (vibrations longitudinales) ; ρ : masse volumique ; L : longueur ; $f_{mode\ 1}$: fréquence relative au premier mode issu des vibrations longitudinales.

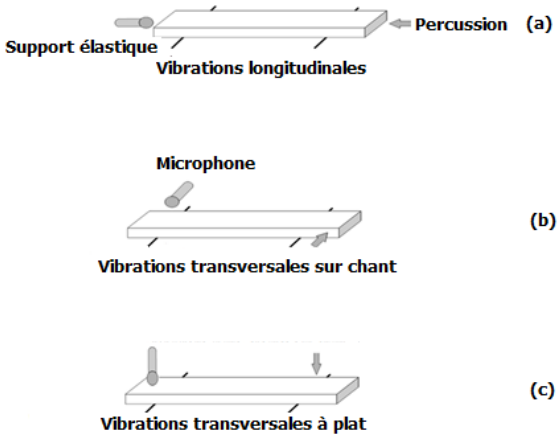


Figure 3.1: Illustration schématique des essais vibratoires

Le deuxième type de sollicitation est la flexion libre. Le sciage est percuté dans le sens transversal perpendiculairement à son axe longitudinal. La percussion peut être réalisée respectivement sur la rive (b) ou la face (c) du sciage engendrant ainsi un essai de flexion sur chant ou à plat (figure 3.1).

$$MOE_{B_i} = \frac{4\pi^{2}\rho S L^{4} f^{2}_{mode\ i}}{I X_i} \qquad (3.2)$$

Avec MOE_{B_i} le MOE en flexion (vibrations transversales) en suivant le modèle de Bernoulli ; ρ : masse volumique, S : section droite ; L : Longueur ; $f_{mode\ i}$: fréquence relative au $i^{ème}$ mode issu des vibrations transversales ; I : moment quadratique pour une section rectangulaire : $I = \frac{bh^{3}}{12}$ avec b : largeur et h : épaisseur de la planche, X_i : scalaire relatif au mode étudié. avec: $X_i = ((2n+1)\frac{\pi}{2})^{4}$ avec i le numéro du mode étudié.

En entrée du système de mesure, les dimensions et la masse volumique de l'échantillon doivent être renseignées. Le sciage est mis sur deux supports élastiques permettant, au mieux, une propagation libre des vibrations. Les supports sont placés sur les nœuds théoriques du premier mode issus de vibrations transversales. La percussion est opérée par un marteau à tête sphérique et le signal est récupéré et enregistré par l'intermédiaire d'un microphone unidirectionnel. Il est, ensuite, transféré à une carte d'acquisition qui convertit le signal analogique en signal numérique avec une fréquence d'échantillonnage de 39 KHz, un temps d'acquisition de 1 678 ms et une résolution égale à 12 bits. Ce dernier est traité à travers une transformée de Fourier qui permet de traduire les signaux temporels en un spectre fréquentiel.

Les modèles développés dans ce chapitre pour prédire le MOE statique et le MOR se basent sur des régressions linéaires entre les variables prédictives et les variables cibles. Ils sont validés par la technique de validation croisée.

3.3 Validation des modèles par validation croisée

Pour les modèles paramétrés, il y a une première étape de calibration, c'est-à-dire que les coefficients de régression sont estimés, puis, ensuite, il est impératif de vérifier qu'un modèle fonctionne toujours sur d'autres observations. La méthode classique serait de valider le modèle sur un lot indépendant. Cependant pour avoir un maximum de planches lors de la calibration, nous avons opté pour une technique dite de validation croisée. Elle s'appuie uniquement sur le seul échantillon de calibration. Cet échantillon est divisé en 10 segments aléatoires. Pour chaque itération, un segment est supprimé et la calibration est lancée sur le reste des segments. Ensuite, la validation du modèle est faite sur les observations supprimées. Le même processus est refait pour tous les segments. L'efficacité du modèle est représentée par l'erreur de validation croisée RMSECV (Root Mean Square Error Cross Validation).

$$\mathrm{RMSECV} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{N} \frac{\sum_{i}(\hat{y}_{i,j} - y_{i,j})^2}{N_j}}{10}} \qquad (3.3)$$

Où $\hat{y}_{i,j}$: i^{ème} valeur estimée de $y_{i,j}$ au j^{ème} segment de la validation croisée ; N_j : nombre d'échantillons utilisés pour la validation lors de l'étude du j^{ème} segment.

Il convient de vérifier qu'il n'y ait pas d'échantillons similaires qui rendraient le résultat très optimiste. Dans ce cas, il faudrait opter pour une validation croisée groupée en rassemblant les éléments présentant un même comportement. La validation croisée est aussi intéressante pour réduire le temps de calcul.

A la fin du processus, l'erreur de prédiction « Root Mean Square Error of Calibration » est calculée sur l'ensemble des échantillons. Elle est définie dans l'équation 3.4.

$$\mathrm{RMSEC} = \sqrt{\sum_{i=1}^{n} \frac{(\widehat{y_i} - y_i)^2}{n-k-1}} \qquad (3.4)$$

Où k est le nombre de variables explicatives et n est le nombre total des échantillons.

A noter que le RMSECV est moins optimiste que le RMSEC. Ce dernier mesure uniquement l'erreur entre les valeurs statiques et les valeurs prédite à la fin du processus. Si le RMSEC est proche du RMSECV (Ratio RMSEC/RMSECV ~=1), le modèle est qualifié de stable.

3.4 Modèle basé sur la première fréquence de résonance

Le modèle basé sur la première fréquence de résonance issue d'un essai vibratoire longitudinal est calculé en utilisant l'équation 3.1. C'est le modèle le plus généralement employé pour prédire le MOE statique On prédit ensuite le MOR à partir d'une régression linéaire avec le MOE prédit. Pour la sélection des pics de fréquences propres, le logiciel du BING permet deux types de sélections. Soit une sélection manuelle ou bien automatique.

A noter qu'il n'est pas utile de calculer le RMSECV entre les MOE vibratoires et les MOE statiques car la relation qui les lie dépend de la première fréquence de résonance qui dépend elle-même de la nature du sciage testé. Autrement dit, le RMSECV est calculé lorsqu'il faut valider la calibration de paramètres (exemple : coefficients de régression d'une droite). Cependant, la formule du RMSECV va être indiquée, dans ce cas, pour permettre les comparaisons avec les modèles développés.

3.4.1 Essai vibratoire longitudinal

La détection automatique des pics représente le processus d'une machine vibratoire industrielle. Les figures 3.2 et 3.3 présentent respectivement la variation du MOE statique et du MOR en fonction du MOE vibratoire longitudinal calculé à partir de la première fréquence de résonance.

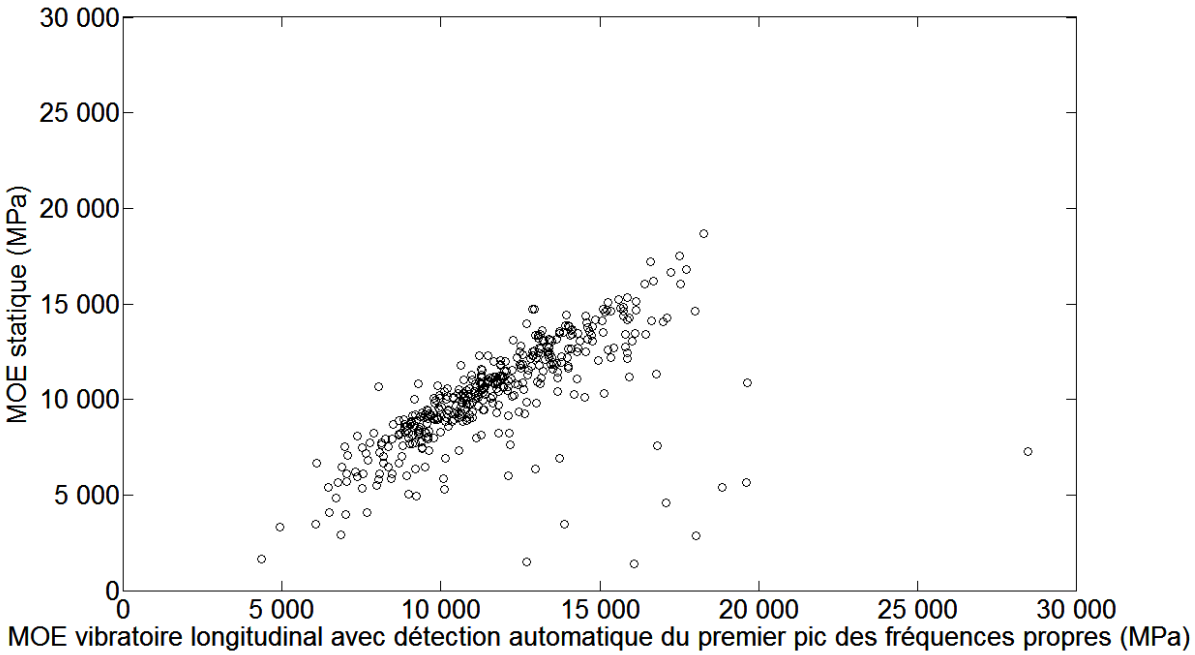


Figure 3.2: Prédiction du MOE statique en fonction du MOE vibratoire longitudinal avec détection automatique du premier pic des fréquences propres

Le vibratoire longitudinal conduit à un R^2 de 0,44 entre le MOE vibratoire et le MOE statique, un RMSEC de 2 060 MPa et un RMSECV de 2 084 MPa. Certaines valeurs sont extérieures au nuage de points et qui sont à l'origine du faible coefficient de détermination observé. Elles ont toutes des MOE statiques inférieurs à 8 000 MPa à l'exception d'un point.

Par contre, les valeurs des MOE obtenus pour ces points à travers les mesures vibratoires longitudinales sont bien plus grandes que le MOE statique. Afin d'analyser les points qui sont hors du nuage, on considère qu'un point aberrant a un écart entre le MOE statique et le MOE vibratoire de 2 fois supérieur au RMSECV soit 4 168 MPa. Ainsi, le tableau 3.1 résume l'ensemble des points aberrants.

Référence	MOE statique (MPa)	MOR (MPa)	MOE vibratoire longitudinal automatique (MPa)	Écart entre les MOE statique et vibratoire (MPa)
2	7 592	16	16 825	9 233
55	5 980	37	12 104	6 124
77	1 411	9	16 096	14 685
118	2 886	12	18 028	15 142
203	3 480	13	13 878	10 398
217	4 573	7	17 093	12 520
386	7 273	44	28 504	21 231
670	5 643	8	19 626	13 983
672	5 411	14	18 853	13 442
673	1 485	3	12 689	11 204
678	6 379	12	12 979	6 600
86	6 925	34	13 729	6 804
176	4 919	35	9 231	4 312
246	5 313	36	10 094	4 781
297	10 885	72	19 654	8 769
303	5 857	25	10 065	4 208
595	7 626	28	12 191	4 565

Tableau 3.1: Récapitulatif des points aberrants dans un essai vibratoire longitudinal avec une sélection automatique de la première fréquence propre

Au total 17 points sont considérés comme aberrants. L'ensemble de ces points ont, en effet, des valeurs de MOE statique inférieures à 8 000 MPa à l'exception d'un point qui vaut 10 885 MPa. On observe un écart moyen de 9 882 MPa entre les MOE prédits et les MOE statiques des points aberrants.

Le spectre longitudinal est perturbé par la présence de défauts et plus particulièrement des nœuds dont le diamètre est supérieur à la mi-hauteur. La planche n'a pas forcément une faible résistance à la rupture comme le montre l'exemple de la planche référencée 297 où le MOR est égal à 72 MPa. En effet, des nœuds conséquents peuvent être en bout du sciage et n'influencent pas le MOR et le MOE statique. Cependant elles perturbent la mesure du MOE vibratoire longitudinal ce qui impacte la prédiction du MOR (figure 3.3) où l'on observe un

R^2 = 0,23, l'erreur RMSEC est de 19,9 MPa. La validation croisée conduit à un RMSECV égal à 20 MPa.

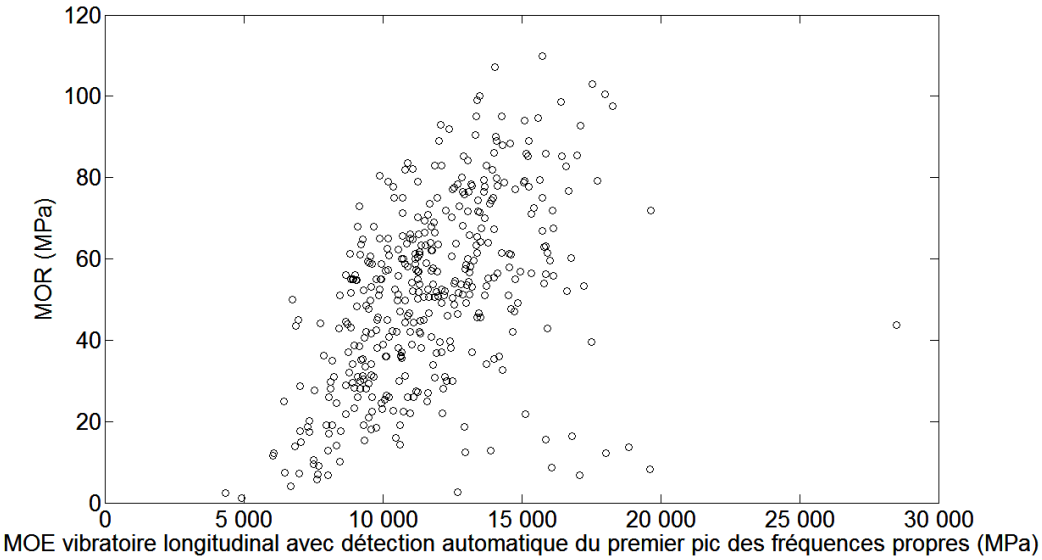


Figure 3.3 : Prédiction du MOR en fonction du MOE vibratoire longitudinal calculé à partir de la détection automatique de la première fréquence de résonance

La méthode Bing est conçue pour des poutres homogènes et isotropes. Dans ce cas, la présence de défauts pourrait conduire à un signal fréquentiel perturbé et dont la détection des fréquences propres devient difficile. Un des moyens pour réduire le nombre de points aberrants serait de sélectionner manuellement les pics des fréquences propres. Il est vrai que ce type de sélection ne peut se faire qu'en laboratoire mais il permet néanmoins de constater l'amélioration de la prédiction avec une sélection plus intelligente qui pourrait par la suite être automatisée avec un traitement du signal plus élaboré.

Pour choisir une fréquence propre, on cherche celle qui se rapproche de la fréquence théorique d'un mode et qui possède la plus grande amplitude. Ce processus est celui opéré lors des essais en automatique. Cependant, l'apport d'une détection manuelle se manifeste lorsqu'il y a deux pics à proximité de la fréquence théorique et ayant des amplitudes proches (figure 3.4). Le choix est alors fait en prenant la valeur du MOE vibratoire la plus probable par rapport à la qualité de la planche testée.

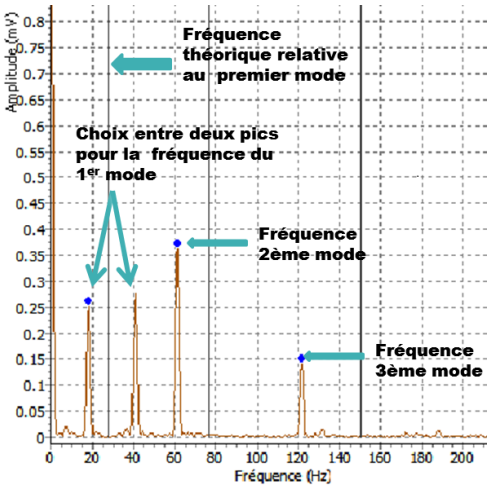


Figure 3.4: Illustration de l'intérêt de la détection manuelle de la première fréquence propre

La figure 3.5 présente le MOE statique et le MOR en fonction du MOE vibratoire longitudinal avec une sélection manuelle des pics de fréquences.

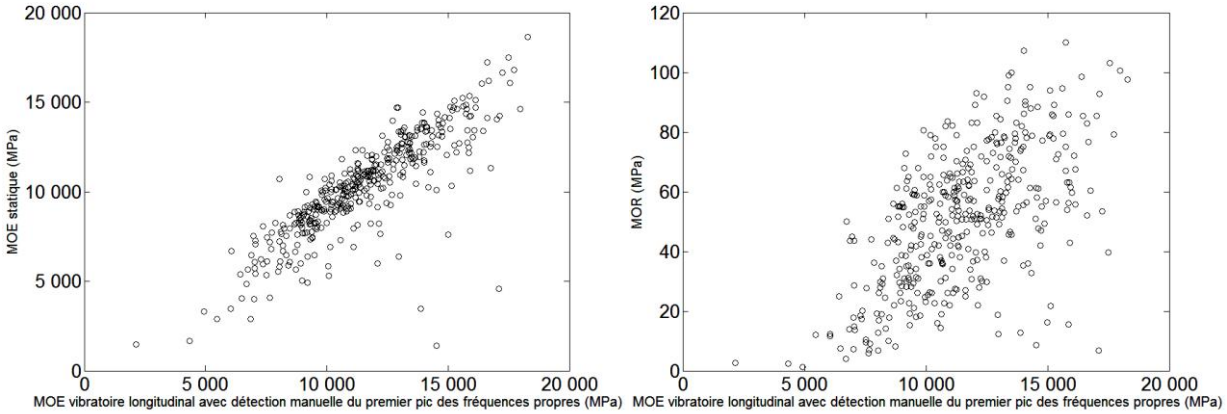


Figure 3.5: Prédiction du MOE statique et du MOR à partir des essais vibratoires longitudinaux calculés à partir de la détection manuelle de la première fréquence de résonance

Grâce à la détection manuelle, la prédiction du MOE statique conduit à un R^2 de 0,69, un RMSEC de 1 530 MPa et un RMSECV = 1 522 MPa. Le coefficient de détermination a été amélioré de 25 points et l'erreur est réduite de 546 MPa par rapport à la détection automatique des pics de fréquences. On constate aussi que l'écart moyen entre les MOE statiques et les MOE prédits de 4 552 MPa est réduit de 3 371 MPa par rapport à celui calculé dans le cas d'une détection automatique des pics de fréquences.

Étant une conséquence directe de la mesure du MOE vibratoire, la prédiction du MOR est aussi améliorée par la détection manuelle des pics où le R^2 est égal à 0,36 et le RMSEC est égal à 18,25 MPa. La validation croisée conduit à un RMSECV = 18,2 MPa.

Dans un cadre industriel, la machine d'essai vibratoire longitudinal apporte une bonne prédiction du MOE statique lorsqu'il s'agit de sciages exemptés de défauts dont la taille perturbe la mesure du MOE vibratoire. Dans un tel cas, on a montré que la mauvaise prédiction du MOE statique pouvait provenir d'une sélection erronée de la première fréquence

de résonance. Ce problème se manifeste principalement, mais pas uniquement, pour des sciages de faible MOE statique et de faible MOR. Il est essentiel d'arriver à caractériser correctement ce type de sciage pour éviter de lui attribuer des valeurs de MOE prédit très grandes. Pour y arriver, l'essai vibratoire transversal pourrait être une solution à étudier.

3.4.2 Essai vibratoire transversal sur chant

L'objectif est de vérifier si l'essai vibratoire transversal sur chant améliore la prédiction du MOE statique avec une détection automatique des pics de fréquences par rapport à un essai vibratoire longitudinal. La figure 3.6 présente la variation du MOE statique en fonction du MOE vibratoire transversal sur chant.

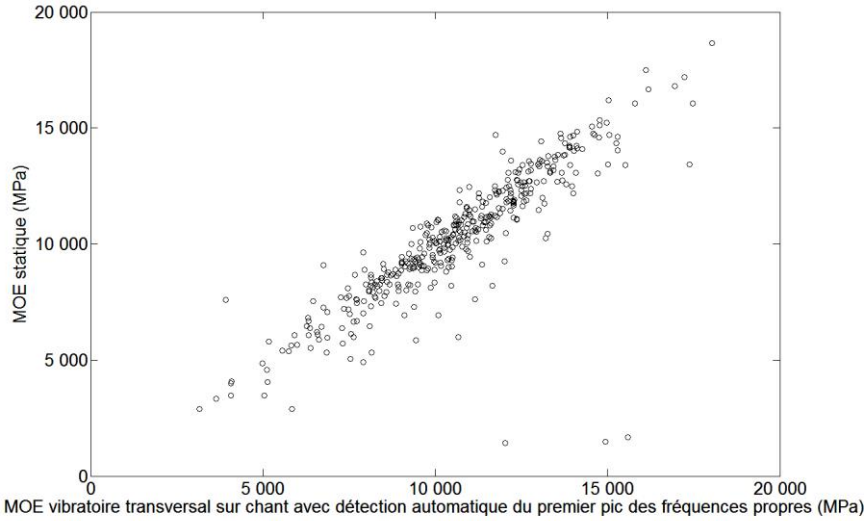


Figure 3.6 : Variation du MOE statique en fonction du MOE vibratoire transversal sur chant avec détection automatique de la première fréquence de résonance

La prédiction du MOE statique à travers le MOE transversal sur chant conduit à un R^2 de 0,75, un RMSEC de 1 390 MPa et le RMSECV est à 1 398 MPa. L'essai vibratoire transversal est plus efficace que l'essai vibratoire longitudinal. On remarque aussi qu'il y a moins de valeurs aberrantes dans le cas du vibratoire transversal où 4 points sont considérés comme aberrants c'est-à-dire que l'écart entre le MOE statique et le MOE vibratoire est 2 fois supérieur au RMSECV soit 4 168 MPa (tableau 3.2). L'ensemble de ces points est contenu dans le tableau des points aberrants issus des essais vibratoires longitudinaux à l'exception de la planche référencée 663.

Référence	MOE statique (MPa)	MOR (MPa)	MOE vibratoire transversal sur chant automatique (MPa)	Écart entre les MOE statique et vibratoire (MPa)
77	1 411	9	12 031	10 620
663	1 671	2	15 584	13 913
673	1 485	3	14 944	13 459
55	5 980	37	10 680	4 700

Tableau 3.2 : Récapitulatif des points aberrants dans un essai vibratoire transversal sur chant avec une sélection automatique du premier pic des fréquences propres

Les points aberrants ont un écart moyen entre le MOE prédit à partir des essais vibratoires transversaux et le MOE statique de 10 673 MPa. Les planches sont majoritairement de faible résistance mécanique. Le MOR est prédit avec un coefficient de détermination égal à 0,45, un RMSEC égal à 16,8 MPa (figure 3.7) et la validation croisée donne un RMSECV égal à 16,9 MPa. Il est amélioré par rapport au MOR prédit à partir des MOE vibratoires longitudinaux avec détection automatique de la première fréquence de résonance (R^2 = 0,23 et RMSEC = 19,9 MPa). La machine vibratoire transversale sur chant est par conséquent plus efficace que la machine vibratoire longitudinale.

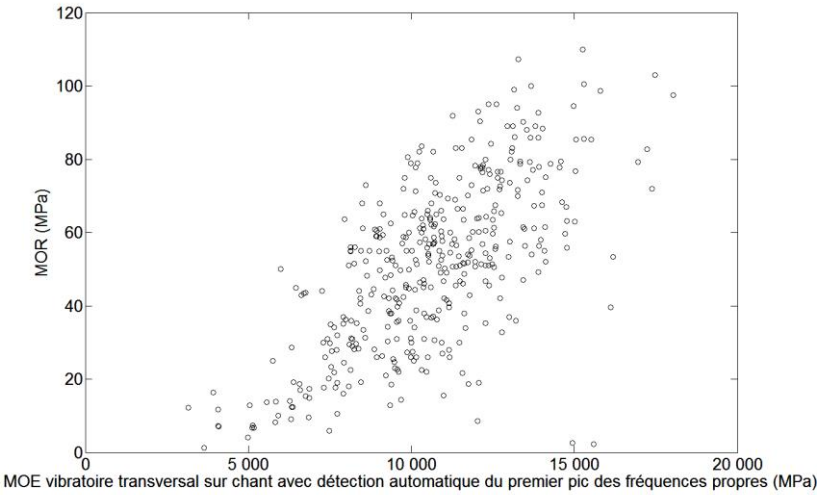


Figure 3.7: Prédiction du MOR en fonction du MOE vibratoire transversal sur chant avec sélection automatique de la première fréquence de résonance de fréquences

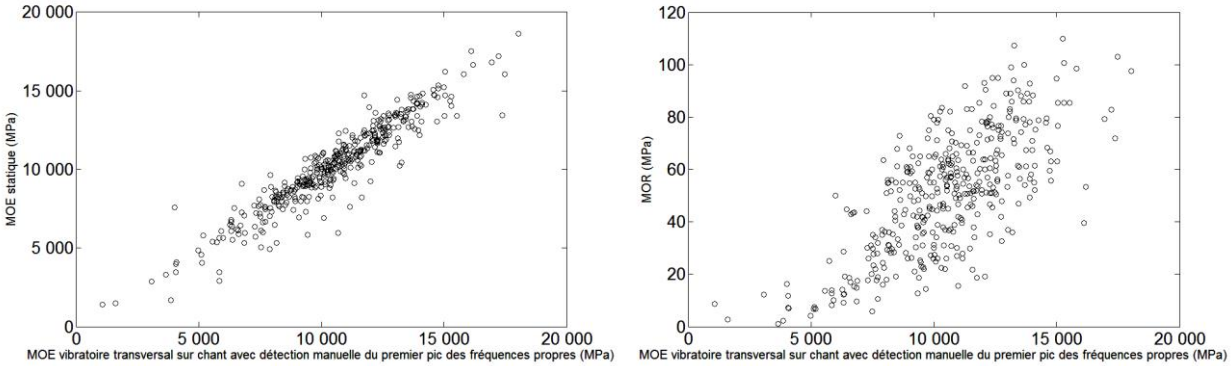


Figure 3.8: Prédiction du MOE statique et du MOR à partir des essais vibratoires transversales sur chant avec sélection manuelle de la première fréquence de résonance

Il est possible d'améliorer le résultat vibratoire transversal sur chant en sélectionnant manuellement la première fréquence de résonance (figure 3.8). On obtient ainsi un R^2 = 0,88, un RMSEC = 948 MPa et un RMSECV = 958 MPa pour la prédiction du MOE statique soit un gain de 14 points pour le R^2 et une réduction d'erreur de 475 MPa par rapport à un essai vibratoire transversal sur chant avec une sélection automatique des pics de fréquences. Le même constat pour la prédiction du MOR, où l'on atteint un R^2 = 0,51, un RMSEC = 15,97

MPa et un RMSECV = 15,8 MPa avec la détection manuelle de la première fréquence de résonance. Un gain de 6 points est à noter dans le coefficient de détermination par rapport à un essai vibratoire transversal sur chant avec une sélection automatique de la première fréquence de résonance.

La détection automatique de la première fréquence de résonance génère des valeurs des MOE prédits cohérentes quand les planches ne contiennent pas de défauts majeurs (cas d'un nœud dépassant la mi-hauteur). Dans le cas contraire, une prédiction aberrante des MOE statiques pourrait arriver à cause d'une mauvaise sélection du pic de la première fréquence propre. Pour y remédier, il est nécessaire de pouvoir identifier les planches où le MOE vibratoire serait aberrant à travers une méthode de détection des nœuds ou bien à travers une analyse plus fine du spectre fréquentiel qui permet ainsi d'éviter l'apparition de telles valeurs aberrantes.

Dans la suite de cette étude seulement les fréquences propres obtenues par sélection manuelle des pics de fréquences vont être considérés. L'objectif est d'évaluer l'efficacité des modèles développés sans prise en compte des erreurs de sélection des fréquences propres qui pourraient être évités avec des méthodes spécifiques.

3.5 Modèle basé sur plusieurs fréquences propres

3.5.1 Principe

Ce modèle vise à extraire plusieurs variables prédictives à partir des fréquences propres issues des essais vibratoires dans les trois directions (MOE vibratoires, modules de cisaillement…etc) afin de sélectionner celles qui expliquent au mieux la variabilité du MOE statique et du MOR. Un modèle statistique a été appliqué à partir des paramètres issus de ces relations et qui constitueront les variables prédictives du modèle.

Les premiers paramètres employés dans cette étude proviennent de l'équation 3.1 et 3.2. En effet, le MOE vibratoire longitudinal et les MOE vibratoires transversaux sur chant et à plat sont calculés. L'apport réside dans le fait que non seulement la première fréquence de résonance est prise en compte mais les quatre premières fréquences propres (figure 3.9) des essais transversaux sont identifiées, afin d'en extraire les MOE vibratoires qui y sont associés en s'appuyant sur la théorie de Bernoulli (1748).

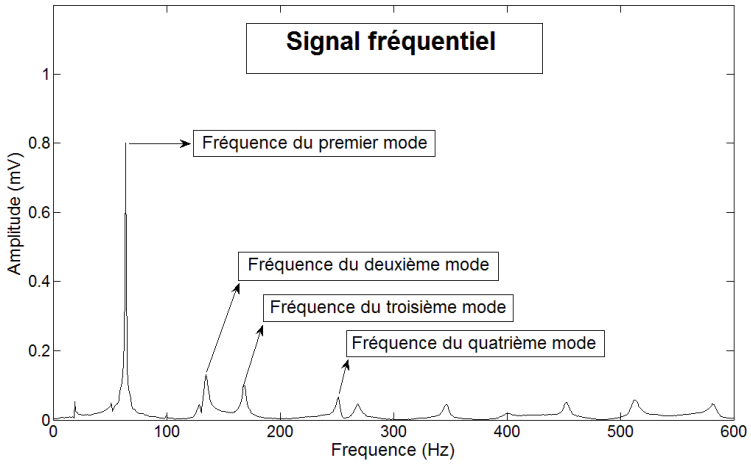


Figure 3.9: Illustration de la sélection manuelle des fréquences propres

En appliquant la théorie de Timoshenko en flexion, Bordonné (1989) et plus récemment Brancheriau et Bailleres (2002) ont apporté la solution (3.5) à l'équation de mouvement d'une onde de vibrations transversales.

$$\frac{\mathrm{MOET}}{\rho} - \frac{\mathrm{MOET}}{\mathrm{KG}} x_i = y_i \qquad (3.5)$$

Avec MOET : MOE suivant la théorie de Timoshenko ; ρ : masse volumique ; K : facteur de cisaillement (K = 5/6 pour une section rectangulaire) ; G : module de cisaillement, x_i et y_i : paramètres qui dépendent des fréquences propres.

La régression linéaire entre x_i et y_i sur les quatre premières fréquences propres conduit au calcul du MOET de Timoshenko et du module de cisaillement. Le coefficient de détermination de cette régression linéaire représente aussi une variable prédictive. Les ratios entre les MOE vibratoires sur chant et à plat ont été ajoutés à la liste des variables prédictives. Leur importance a été démontrée par Roohania *et al.* (2015). Le facteur d'inharmonicité, proposé par Aramaki *et al.* (2007) a été calculé. Il caractérise la relation entre les harmoniques et la fréquence fondamentale. Dans ce cas, elle est définie à travers le ratio entre la deuxième, troisième et quatrième fréquence propre et la première fréquence propre. Le comportement viscoélastique est représenté par le facteur de perte calculé sur la base de la première fréquence propre (Brancheriau *et al.* 2010). Il est possible de calculer un facteur de perte pour chaque fréquence propre mais c'est la première qui dispose de la plus grande énergie et l'erreur est minimum lors du calcul du facteur de perte.

En résumé, 27 variables prédictives ont pu être calculées listées dans le tableau 3.3. Ces variables forment les données d'entrée du modèle statistique.

Paramètre	Référence	Nombre de parametres
Masse volumique	ρ	1
MOE vibratoire longitudinal	MOE^{C}	1
MOE vibratoire transversal (sur chant et à plat) basé sur la théorie de Bernoulli relatif à la i^{ème} fréquence propre	$MOEB_i^{EW}$, $MOEB_i^{FW}$	8
MOE vibratoire transversal (sur chant et à plat) basé sur la théorie de Timoshenko	$MOET^{EW}$, $MOET^{FW}$	2
Module de cisaillement vibratoire sur chant	G^{EW}	1
Rapport entre la première fréquence propres et les autres fréquences propres (2<i<4)	$Inha_i^{EW}$, $Inha_i^{FW}$	6
Rapport entre les MOE vibratoire sur chant et à plat	$Ratio_i$	4
Coefficient de détermination entre les fréquences propres sur chant et à plat	R^{EW},R^{FW}	2
Facteur de perte (tan δ)	D^{C}, D^{EW}	2

Tableau 3.3: Récapitulatif des variables susceptibles d'expliquer la variance du MOE statique et du MOR

3.5.2 Principe théorique de la régression multilinéaire

La régression multiple constitue une généralisation de la régression linéaire simple. Elle consiste à expliquer les valeurs prises par une variable y à partir d'une série de variable $x_{I1}……x_{ip}$. Généralement, on dispose d'une série d'observation Y_i mises en fonction de variables explicatives $X_{I1}……X_{ip}$. L'équation est de type: $Y_i = a_0 + a_{i1}x_{i1}+a_{i2}x_{i2} +…….a_{in}x_{ip}+ \varepsilon_i$ avec i =[1,n] avec ($a_0……..a_p$) : coefficients de régression ; ε : erreur de prédiction.

Cette série d'équations peut s'écrire sous forme matricielle (équation 3.6) :

$$\begin{pmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & x_{1,1} & \cdots & x_{1,p} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{n,1} & \cdots & x_{n,p} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_p \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \vdots \\ \epsilon_n \end{pmatrix} \qquad (3.6)$$

Ou bien Y = XA + ε

Avec Y : vecteur des variables à expliquer ; X : matrice des variables expliquées

A partir de ces observations, il sera question d'estimer les valeurs des coefficients $a_0…….a_p$.

La méthode la plus utilisée est dite des moindres carrés ordinaires. Elle vise à estimer les coefficients a_i en minimisant le carré des résidus.

A_{MCO}= min (ε^2) = min ($\varepsilon'\varepsilon$) = min [(Y – Xa)' (Y – Xa)] = $(X'X)^{-1}X'Y$ (3.7)

Avec X' : transposée de X.

L'objectif est de trouver une solution au terme $(X'X)^{-1}X'Y$ et avoir ainsi une estimation des coefficients a_i. Si les variables explicatives sont fortement corrélées entre elles, la matrice (X'X) n'est pas inversible, elle est dite « mal conditionnée ». La méthode des moindres carrés ordinaires estime des coefficients de régression dont les valeurs sont biaisées. Cette technique d'estimation est donc inappropriée pour des variables explicatives corrélées. Il existe d'autres méthodes pour y remédier.

L'une des méthodes, appelée régression « Stepwise » ou pas à pas, consiste à construire un sous modèle avec une sélection de variables explicatives. On commence par chercher la variable explicative la plus corrélée avec la variable à expliquer. On teste ensuite son coefficient s'il est différent de zéro. Dans ce cas on retient notre première variable du sous modèle sinon elle est rejetée. On applique par la suite cette méthode en partant de la variable la plus sensible à celle qui l'est moins envers la variable à expliquer. La qualité du sous modèle est évaluée selon des critères précis qui se basent sur la nécessité d'ajouter de nouvelles variables ou au contraire de supprimer des variables qui ne sont plus significatives. Une variable est dite significative lorsque le coefficient de régression qui y est associé est significativement différent de zéro. Autrement dit, une variable est significative avec un intervalle de confiance de 95% si la probabilité que le coefficient de régression est différent de zéro est inférieure à 0,001. Cette méthode veille aussi à ce que les variables choisies soient indépendantes.

L'efficacité du modèle est évaluée à partir du coefficient de détermination entre les valeurs prédites et celles obtenues en flexion quatre points. La distribution des points doit être bien répartie autour de la droite y = x. Les erreurs de prédiction doivent aussi être évaluées. Le RMSECV est un bon indicateur pour jauger l'efficacité du modèle. Le ratio entre le RMSEC et le RMSECV permet de juger sur la stabilité du modèle.

Les résidus du modèle correspondent aux écarts entre les valeurs prédites par le modèle et les valeurs mesurées. La répartition du nuage de points des résidus doit être normalement distribuée et ne doit pas montrer un comportement non linéaire. Un exemple est illustré dans la figure 3.10.

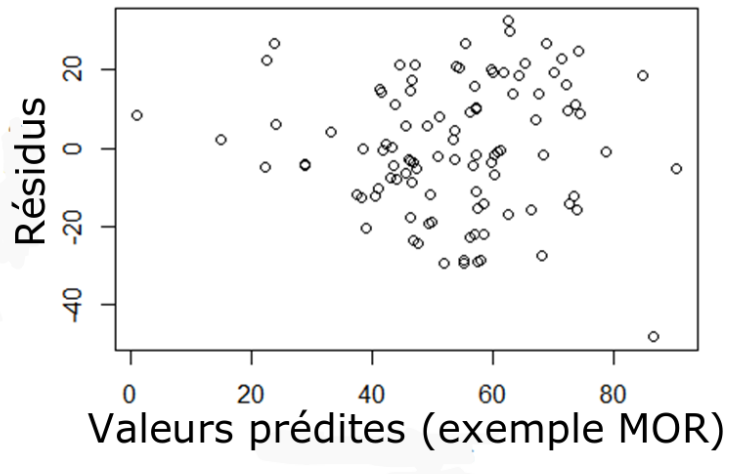


Figure 3.10: Exemple d'une distribution des résidus normalement distribuée

3.5.3 Résultats de prédiction

3.5.3.1 Prédiction du MOE statique

La régression multiple « Stepwise » conduit à la sélection des paramètres affichés dans le tableau 3.4.

	t value	Pr(>|t|)	Significativité
Constante	-1,037	0,300276	
$MOEB1^{EW}$	22,185	< 2e-16	***
$MOEB4^{EW}$	-3,693	0,000252	***
R^{EW}	3,517	0,000487	***
MOE^{C}	3,031	0,002599	**
$Ratio_4$	2,08	0,038154	*
$Ratio_2$	-1,89	0,059429	.

Tableau 3.4: Paramètres sélectionnés dans la régression "Stepwise" pour expliquer le MOE statique

Un total de six paramètres est choisi sachant que le niveau de significativité est différent pour chaque variable. Seulement $MOEB1^{EW}$, $MOEB4^{EW}$ et R^{EW} ont une probabilité inférieure à 0,001 (***) pour que les coefficients de régression qui leurs sont associés soient égaux à zéro. Les autres paramètres sont à des niveaux de probabilités plus importants : MOE^{C} est supérieur à 0,01 (**), $Ratio_4$ supérieur à 0,05 (*) et $Ratio_2$ est supérieur à 0,1 (.).

Le $MOEB4^{EW}$ ne peut pas être pris en compte car il est fortement corrélé au $MOEB1^{EW}$ et la fréquence propre qui y est associée n'est pas toujours identifiable. En ne prenant en compte que les variables fortement significatives ($MOEB1^{EW}$ et R^{EW}) une nouvelle régression multiple est effectuée. On obtient ainsi un $R^2 = 0,88$ et un RMSEC = 941 MPa (figure 3.11).

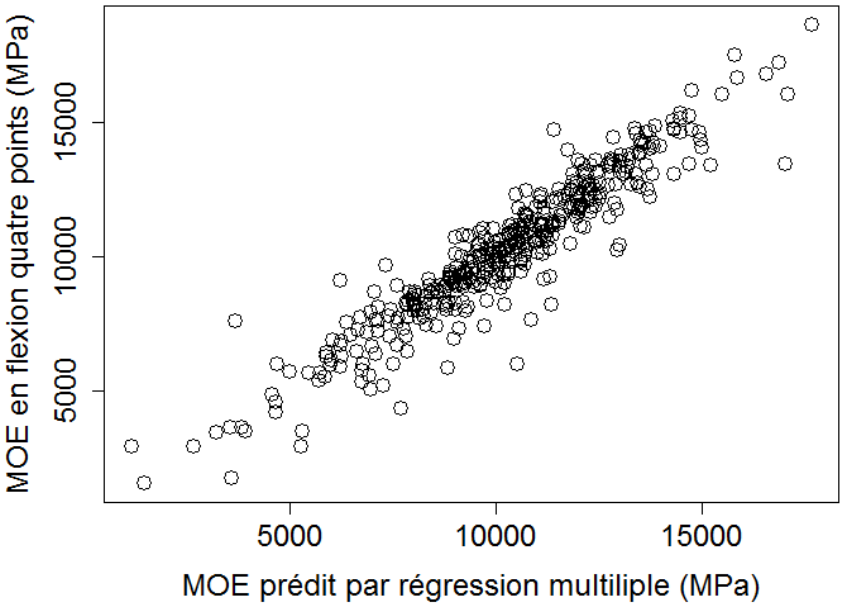


Figure 3.11 : Prédiction du MOE statique en fonction du MOE prédit par régression « Stepwise »

La validation croisée conduit à un RMSECV = 954 MPa. L'ajout du coefficient de détermination entre les quatre premières fréquences propres (R^{EW}) réduit sensiblement l'erreur par rapport à un MOE vibratoire sur chant MOEB1 ^{EW} seul (R^2 = 0,88, RMSEC = 948 MPa et RMSECV = 958 MPa).

Le choix de ces deux paramètres peut être justifié par le fait que le MOEB1 ^{EW} est obtenu en utilisant des vibrations transversales sur chant qui correspondent au même type de sollicitation que lors de la campagne de flexion quatre points donnant lieu au MOE statique. Le R^{EW} renseigne sur la qualité du signal. Une planche homogène (sans défaut) aurait un signal fréquentiel net et le coefficient de détermination entre les fréquences propres serait proche de 1 et par conséquent un haut module d'élasticité. A l'inverse, une planche avec des défauts conséquents aurait un R^2 bien inférieur à 1 et par conséquent un module d'élasticité faible. Ce paramètre est donc un bon indicateur pour la prédiction du MOE statique.

3.5.3.2 Prédiction du MOR

Le tableau 3.5 montre les paramètres choisis par la régression « Stepwise » pour expliquer la variance du MOR obtenu en flexion quatre points.

	t value	Pr(>|t|)	Significativité
Constante	0,45	0,654	
$MOEB1^{EW}$	11,74	< 2e-16	***
R^{EW}	4,75	2,80E-06	***
M_V	-2,24	0,025	*
R^{FW}	1,89	0,059	.
$MOEB3^{FW}$	-2,49	0,013	*
$Ratio_3$	1,56	0,12	

Tableau 3.5 : Paramètres sélectionnés dans la régression "Stepwise" pour expliquer le MOR obtenu en flexion quatre points

Le même scénario se dessine pour le MOR. Les paramètres significatifs sont le $MOEB1^{EW}$ et le R^{EW}. Une nouvelle régression multiple avec ces deux paramètres est réalisée. Elle conduit au nuage de points entre les valeurs prédites et celles obtenues en flexion quatre points de la figure 3.12.

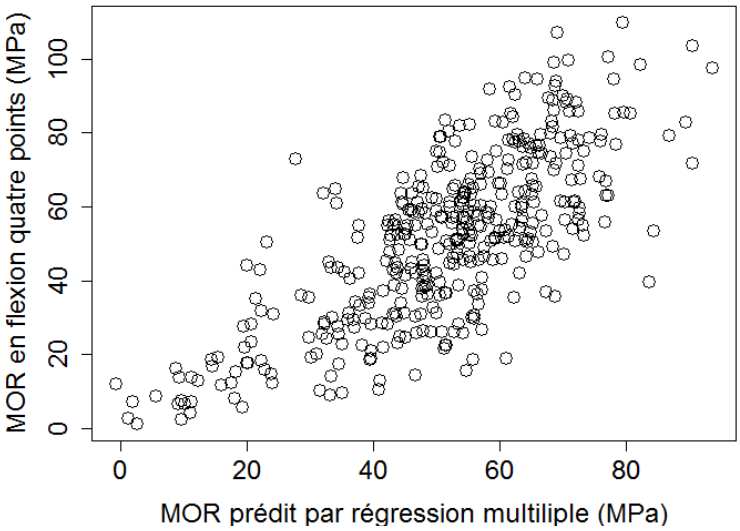


Figure 3.12: Prédiction du MOR obtenu en flexion quatre points en fonction du MOR prédit par régression « Stepwise »

Le coefficient de détermination entre les valeurs prédites et celles obtenues en flexion quatre points est de 0,56 et le RMSEC est égal à 15 MPa. La validation croisée donne un RMSECV de 15,1 MPa ce qui montre que le modèle est stable (RMSECV/ RMSEC ~=1). En comparant ce résultat à une corrélation directe entre le $MOEB1^{EW}$ et le MOR (R^2 = 0,51, RMSEC = 15,77 MPa et RMSECV = 15,8 MPa), on remarque que l'ajout du R^{EW} au $MOEB1^{EW}$ améliore la prédiction du MOR.

3.6 Modèle basé sur l'analyse du spectre fréquentiel

3.6.1 Principe

Dans cette étude, uniquement les essais vibratoires sur chant avec sélection manuelle des pics sont traités. On se place, ainsi, dans la meilleure configuration vibratoire pour prédire le MOE statique et le MOR. Les données d'entrée du modèle sont les informations brutes constituées par les spectres fréquentiels (figure 3.13) où chaque amplitude associée à une fréquence du spectre est considérée comme une variable prédictive. Avant d'injecter ces variables dans un modèle statistique, un traitement du spectre est effectué.

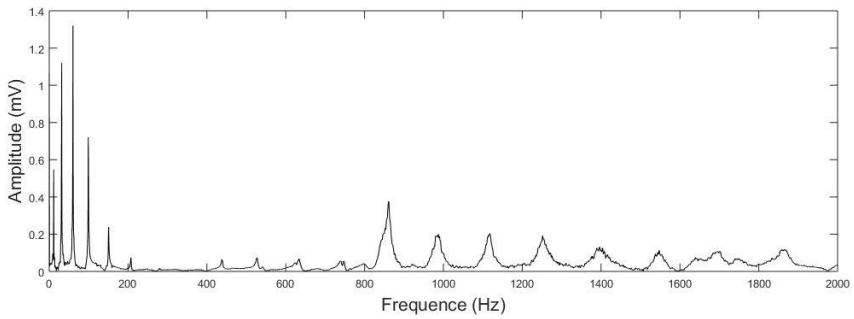


Figure 3.13 : Exemple d'un signal fréquentiel brut

La normalisation du vecteur de fréquence permet de s'affranchir de l'effet des dimensions des sciages et la normalisation des amplitudes rend le modèle indépendant de l'effet du choc généré lors de la percussion.

3.6.2 Normalisation des fréquences

La normalisation du vecteur des fréquences se fait en calculant le ratio entre chaque élément de fréquence et la fréquence fondamentale. Cette dernière est déterminée en prenant la fréquence du spectre la plus proche de la fréquence théorique. Pour ce faire, on commence par repérer l'ensemble des pics dans le spectre. Un pic est défini comme ayant une amplitude supérieure à deux amplitudes voisines (figure 3.14).

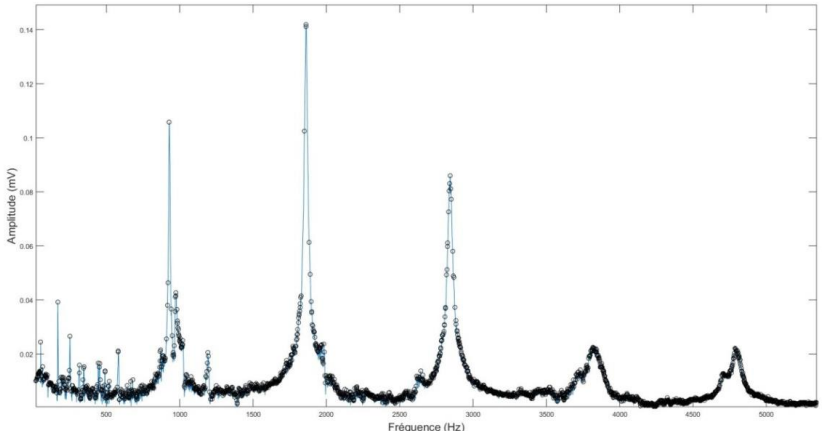


Figure 3.14 : Exemple de repérage des pics dans un spectre fréquentiel (cercles noirs)

Une fois la détection des pics établie, on construit un critère en deux parties. On cherche d'une part, la fréquence la plus proche de la fréquence théorique c'est-à-dire le $\mathbf{min}(\frac{\mathbf{f_{pic}-f_{théo}}}{\mathbf{f_{théo}}})^{\mathbf{2}}$. La deuxième partie consiste à trouver l'amplitude la plus proche de l'amplitude maximale c'est-à-dire $\mathbf{min}(\frac{\mathbf{A_{pic}-A_{max}}}{\mathbf{A_{max}}})^{\mathbf{2}}$. On additionne après les deux parties pour trouver la fréquence la plus proche de la fréquence théorique ayant la plus grande amplitude. Cette fréquence est appelée fréquence fondamentale. Elle permet de normaliser le vecteur de fréquence en divisant toutes les fréquences par la fréquence fondamentale. Cette normalisation permet de mettre les fréquences de tous les essais à la même échelle.

3.6.3 Normalisation des spectres

Les variables explicatives sont composées des amplitudes qui sont normalisées afin de s'affranchir de l'effet de l'ampleur de la percussion. L'énergie du signal est définie avec l'équation 3.8.

$$\text{Energie} = \sum_f |S(f)|^2 \qquad (3.8)$$

Avec S(f) : l'amplitude de la transformée de Fourrier relative à la fréquence f.

Dans un système linéaire, la réponse à un système soumis à deux impacts différents est décrite comme telle :

$$\begin{cases} S_1 = E_1 . H \\ S_2 = E_2 . H \end{cases} \qquad (3.9)$$

Avec S : la transformée de Fourier du signal de sortie ; E : la transformée de Fourier du signal d'entrée (impact) ; H : la réponse impulsionnelle du système linéaire.

En admettant qu'une relation linéaire existe entre les deux signaux d'entrés ($E_2 = \alpha \, . E_1$ avec α constant), la relation régissant le spectre de sortie s'écrit aussi sous la forme $S_2 = \alpha \, . S_1$ et la relation entre les énergies des deux signaux est sous forme : $\text{Energie}_2 = \alpha^2 \, . \text{Energie}_1$.

Pour éviter l'effet de l'amplitude de la percussion, la normalisation des amplitudes est réalisée en divisant chaque amplitude du spectre par la racine de l'énergie du signal.

$$\frac{S_2}{\sqrt{\text{Energie}_2}} = \frac{S_1}{\sqrt{\text{Energie}_1}} \qquad (3.10)$$

Dans la mesure où cette expression est sans dimension, le MOE, calculé à partir de la première fréquence de résonance issue des essais vibratoires transversaux sur chant, est inclus dans la formule de normalisation des amplitudes : $\frac{S}{\sqrt{\text{Energie}}}$ $MOEB_1^{EW}$. Ainsi, les variables explicatives et les variables à prédire (MOE statique et MOR) sont dans la même unité.

3.6.4 Critère de sélection des fréquences

Le nombre de points par essai (fréquence, amplitude) est de 2 500 points. Pour améliorer le temps de calcul et la stabilité du modèle ce nombre est réduit. Pour ce faire, on sélectionne les fréquences où il y a une corrélation entre les amplitudes et la variable à expliquer (MOE ou MOR). Le seuil de corrélation, représenté par le R^2 bilatéral, est fixé à 0,025 dans un premier temps (figure 3.15). L'effet de la valeur de ce seuil sur la qualité du modèle sera évalué en le faisant varier.

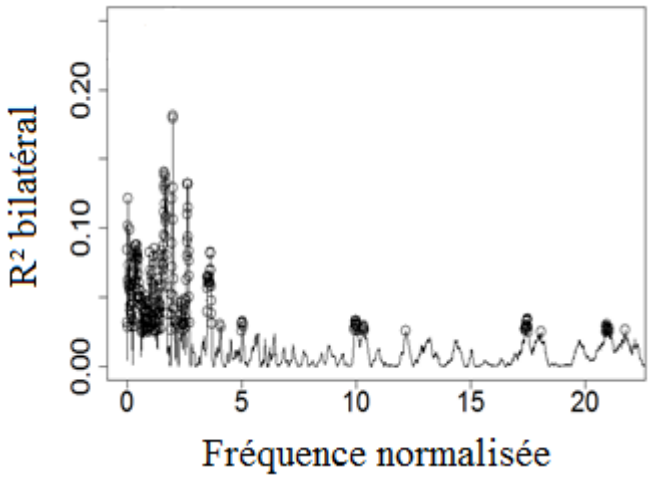


Figure 3.15: Exemple d'une sélection de fréquences normalisées en fonction de la valeur du R^2 bilatéral

Les variables explicatives restantes sont implémentées dans un modèle statistique basé sur les moindres carrées partiels.

3.6.5 Méthode des moindres carrées partiels (PLS)

La méthode des moindres carrés partiels (Partial Least Squares) est une régression multilinéaire proche de la régression en composantes principales. Elle consiste à remplacer la matrice X des variables explicatives (n lignes et m colonnes) en une matrice de taille réduite T ayant le même nombre de lignes (les observations) mais un nombre de colonnes p inférieur à m. Un exemple sur la prédiction du MOR est illustré dans les équations 3.11.

$$\begin{pmatrix} MOR_1 \\ MOR_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ MOR_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & x_{1,2} & \dots\dots & x_{1,m-1} & x_{1,m} \\ 1 & x_{2,2} & \dots\dots & x_{2,m-1} & x_{2,m} \\ \vdots & \vdots & \dots\dots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \dots\dots & \vdots & \vdots \\ 1 & x_{n,2} & \dots\dots & x_{n,m-1} & x_{n,m} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ a_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{pmatrix}$$

$$\Downarrow$$

$$\begin{pmatrix} MOR_1 \\ MOR_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ MOR_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} t_{1,1} & t_{1,2} \\ t_{2,1} & t_{2,2} \\ \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots \\ t_{n,1} & t_{n,2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ \epsilon_n \end{pmatrix} \tag{3.11}$$

La PLS réduit ainsi la colinéarité des mesures. Chaque colonne de la matrice T, appelée variable latente ou bien composante principale, est une combinaison linéaire de l'ensemble des variables explicatives initiales de façon à maximiser la variance de la variable cible (MOE ou MOR). Le nombre de variables latentes est choisi de telle façon à minimiser l'erreur de prédiction (figure 3.16). Cette erreur est représentée par le RMSECV défini précédemment. Cette méthode a été programmée sous le logiciel R en s'appuyant sur le script développé par Loïc Brancheriau et qui utilise le package « pls » (Mevik etWehrens 2007). De la même manière que les modèles précédents, la qualité du modèle est évaluée à partir du coefficient de détermination entre les valeurs prédites et celles obtenues en flexion quatre points. Les erreurs de prédiction (RMSEC et RMSECV) et les résidus du modèle sont aussi analysés.

3.6.6 Résultats de prédiction

3.6.6.1 Prédiction du MOE

En appliquant le critère de sélection des fréquences basé sur le R^2 bilatéral (supérieur à 0,025), 739 fréquences sont choisies pour la prédiction du MOE statique (figure 3.16). La majorité des fréquences sélectionnées sont inférieures à 3 f/f0 et sont proches de la première fréquence propre dont la moyenne est de 92 Hz et la valeur maximale est de 124 Hz. Le R^2 bilatéral ne dépasse pas 0,45. On remarque aussi que les fréquences choisies ne sont pas concentrées uniquement au niveau des harmoniques mais sont réparties sur l'ensemble du spectre fréquentiel.

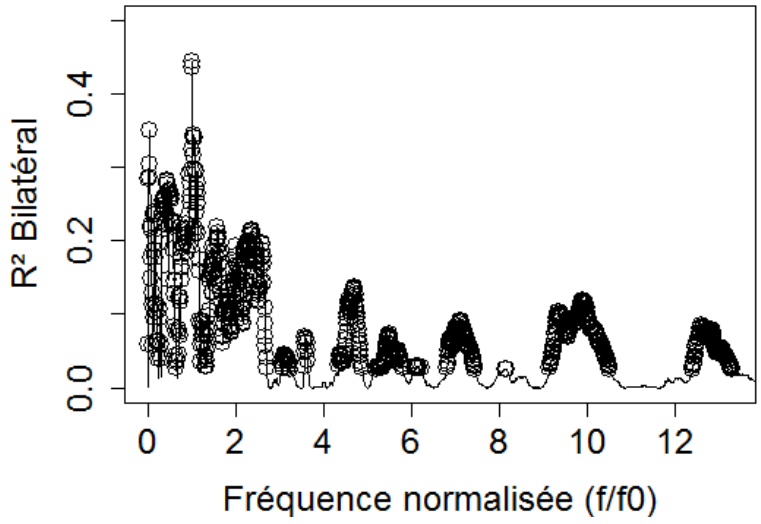


Figure 3.16 : Fréquences sélectionnées à partir du critère basé sur le R^2 bilatéral pour expliquer le MOE statique

À basse fréquence, l'énergie de vibration est maximale, mais les longueurs d'ondes sont importantes. Par conséquent, les basses fréquences sont peu sensibles aux défauts ponctuels. A contrario les fréquences élevées y sont plus sensibles. Cependant, la présence de défauts pourrait provoquer des conversions de mode, des vibrations de flexion à la torsion et à la compression, même pour les basses fréquences.

L'implémentation des amplitudes, associées aux fréquences choisies, dans le modèle PLS conduit à l'élaboration de nouvelles variables latentes. Pour minimiser l'erreur, six composantes principales ont été choisies (figure 3.17).

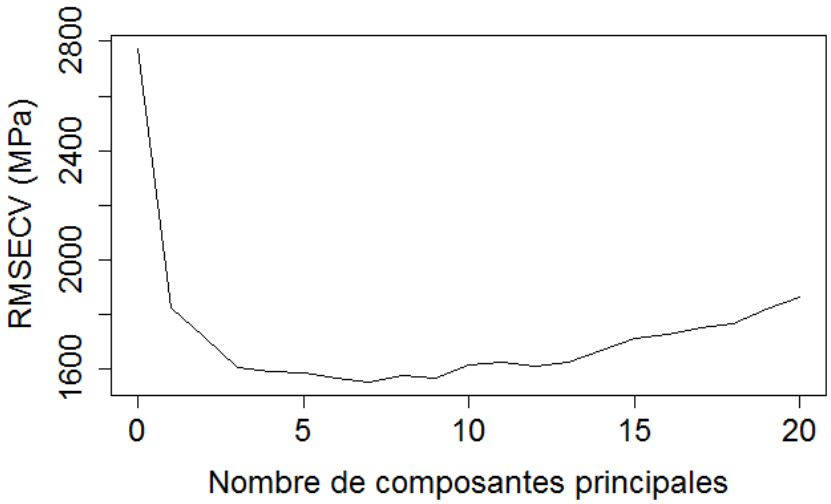


Figure 3.17 : RMSECV en fonction du nombre de composantes principales (cas du MOE)

A partir de ces six composantes, on obtient un RMSEC = 1 231 MPa, un R^2 = 0,8 (figure 3.18) et un RMSECV égal à 1 535 MPa. Les résidus correspondent à un nuage de points totalement dispersé et ne présente aucune structure ou forme particulière (figure 3.17).

Ce résultat est moins bon qu'une utilisation simple du $MOEB1^{EW}$ (R^2 = 0,88, RMSEC = 948 MPa et RMSECV = 958 MPa).

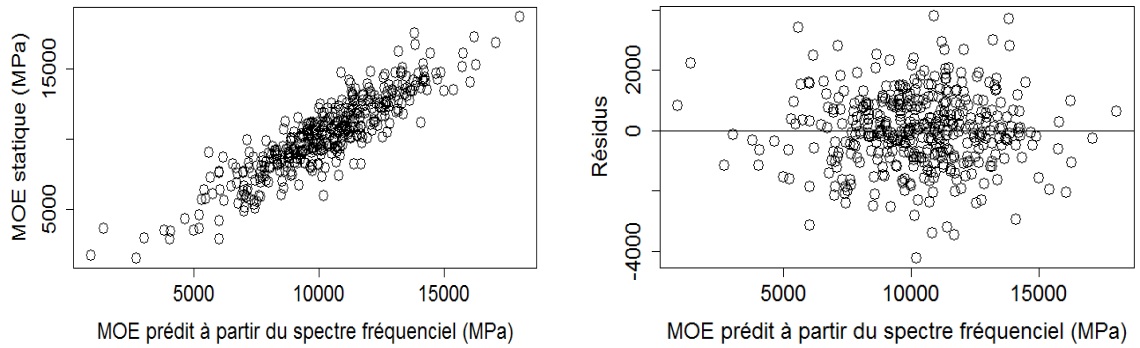


Figure 3.18 : Variation du MOE statique en fonction du MOE prédit à partir du spectre fréquentiel et distribution des résidus)

Ceci pourrait s'expliquer par le fait que l'ajout du reste du spectre fréquentiel à l'amplitude associée à la première fréquence propre dans les composantes principales perturberait le résultat. La théorie de Bernoulli qui relie la première fréquence propre au MOE vibratoire est suffisante pour une bonne prédiction du MOE statique.

3.6.6.2 Prédiction du MOR

En appliquant le critère de sélection des fréquences basé sur le R^2 bilatéral (supérieur 0,025), 710 fréquences sont choisies pour la prédiction du MOR (figure 3.19). On observe que la majorité des fréquences sélectionnées sont similaires à celles prises pour la prédiction du MOE statique. Cependant, le R^2 bilatéral ne dépasse pas, dans ce cas, 0,3. Les faibles fréquences (<3f/f0) sont plus représentées.

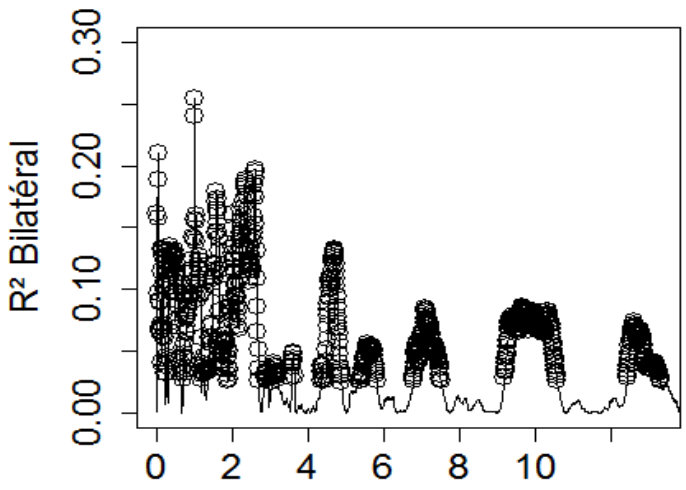


Figure 3.19 : Fréquences sélectionnées à partir du critère basé sur le R^2 bilatéral pour expliquer le MOR

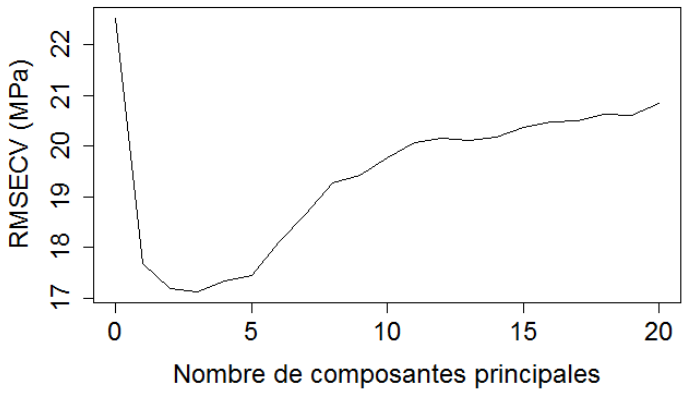


Figure 3.20 : RMSECV en fonction du nombre de composantes principales (cas du MOR)

Avec quatre composantes (figure 3.20), on obtient ainsi un R^2 = 0,5 (figure 3.21), un RMSEC = 15,84 MPa et un RMSECV égal à 17,1 MPa. Les résidus correspondent à un nuage de points totalement dispersé et ne présente aucune structure ou forme particulière (figure 3.20).

Ce résultat est proche d'une régression directe entre le $MOEB1^{EW}$ et le MOR (R^2 = 0,51, RMSEC = 15,77 MPa et RMSECV = 15,8 MPa). Par contre, le modèle utilisant l'ensemble du spectre fréquentiel est peu stable avec un ratio entre le RMSECV et le RMSEC égal à 1,11 contre 1,001 pour le ratio issu d'une exploitation du $MOEB1^{EW}$ seul.

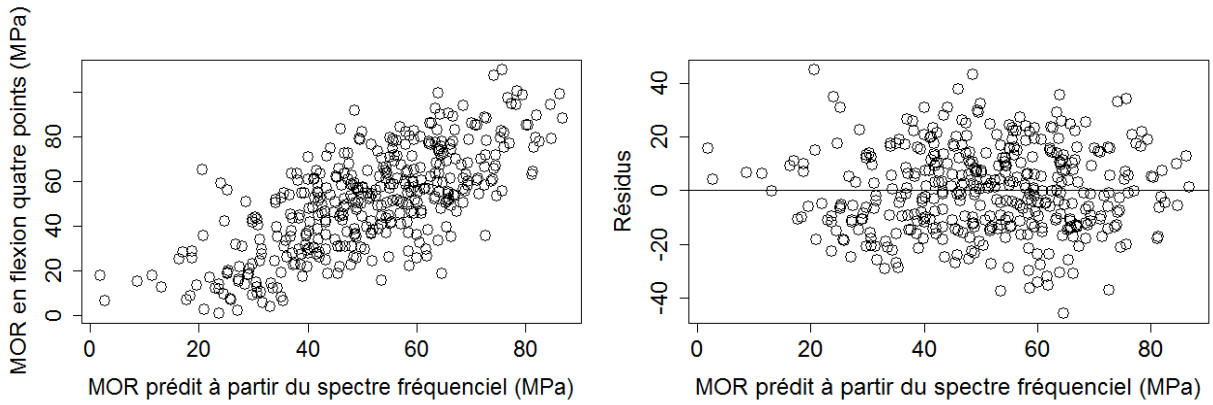


Figure 3.21 : Variation du MOR en fonction du MOR prédit à partir du spectre fréquentiel et distribution des résidus

3.6.7 Influence de la valeur seuil du R^2 bilatéral

Pour identifier l'effet du critère de sélection des fréquences basé sur le R^2 bilatéral sur le niveau de prédiction du MOE et du MOR, quatre valeurs seuils sont fixées. Dans un premier temps, on accepte l'ensemble des fréquences normalisées c'est-à-dire que les amplitudes normalisées qui y sont associées constituent les variables prédictives initiales. On évalue

ensuite les seuils autour de 0,025 (0,005, 0,05 et 0,1). Les tableaux 3.6 et 3.7 montrent respectivement les résultats pour le MOE et le MOR.

	R^2 bilatéral	Nombre de composantes	R^2	RMSEC (MPa)	RMSECV (MPa)
MOE	**0**	5	0,75	1 368	1 685
	0,005	6	0,79	1 254	1 566
	0,025	6	0,8	1 231	1 535
	0,05	6	0,77	1 318	1 600
	0,1	4	0,7	1 512	1 684

Tableau 3.6: Résultats du modèle en fonction des valeurs seuils du R^2 bilatéral (cas du MOE)

	R^2 bilatéral	Nombre de composantes	R^2	RMSEC (MPa)	RMSECV (MPa)
MOR	**0**	3	0,51	15,72	17,33
	0,005	3	0,52	15,53	17,23
	0,025	4	0,5	15,84	17,1
	0,05	4	0,53	15,5	16,4
	0,1	3	0,44	16,7	17,7

Tableau 3.7 : Résultats du modèle en fonction des valeurs seuils du R^2 bilatéral (cas du MOR)

Les deux tableaux 3.6 et 3.7 montrent que le seuil de sélection des fréquences en fonction de la corrélation entre les amplitudes et la variable à expliquer, influence l'issue des résultats. En effet, dans le cas extrême où l'on exerce un filtre avec un R^2 bilatéral égal à 0,1 qui réduit fortement le nombre de fréquences, le coefficient de détermination s'avère le plus faible et l'erreur de prédiction est la plus grande. L'acceptation de l'ensemble des éléments du vecteur de fréquences normalisées offre aussi un résultat plus faible qu'un R^2 bilatéral égal à 0,005, 0,025 ou bien 0,05.

Pour le MOE, le seuil optimal correspond à un R^2 bilatéral égal à 0,025 où le coefficient de détermination est de 0,8, le RMSEC est de 1 231 MPa et le RMSECV est de 1 535 MPa. On constate que le seuil est différent dans le cas du MOR où l'optimum correspond à un R^2 bilatéral égal à 0,05 (R^2 = 0,53, RMSEC = 15,5 MPa et le RMSECV = 16,4 MPa). Ce résultat est amélioré par rapport à un R^2 bilatéral de 0,025 vu précédemment (R^2 = 0,5, RMSEC = 15,84 MPa et le RMSECV = 17,1 MPa). La stabilité du modèle est aussi améliorée avec un ratio entre le RMSECV et le RMSEC égal à 1,05 contre 1,11 pour un R^2 bilatéral égal à 0,025.

3.6.8 Bilan

Un récapitulatif des résultats obtenus grâce aux méthodes développées est présenté. Pour chacune des méthodes, uniquement la variante présentant le meilleur niveau de prédiction est montrée. Le tableau 3.8 présente les résultats des modèles de prédiction pour le MOE et le MOR.

On constate que la méthode basée sur la première fréquence de résonance extraite des essais vibratoires longitudinaux (employée couramment en industrie) offre le plus bas niveau

de prédiction du MOE et du MOR. La méthode basée sur la première fréquence de résonance extraite des essais vibratoires transversaux sur chant est la plus efficace. On observe au niveau du MOE, un gain de 19 points dans le coefficient de détermination en comparaison aux essais longitudinaux et un gain de 15 points au niveau du MOR.

Récapitulatif des résultats issus des essais vibratoires	MOE			MOR		
	R^2	RMSEC (MPa)	RMSECV (MPa)	R^2	RMSEC (MPa)	RMSECV (MPa)
Méthode basée sur la première fréquence propre avec essai longitudinal	0,69	1 530	1 522	0,36	18,25	18,2
Méthode basée sur la première fréquence propre avec essai transversal sur chant	0,88	948	958	0,51	15,97	15,8
Méthode basée sur les quatre premières fréquences propres	0,88	941	954	0,56	15	15,1
Méthode basée sur l'ensemble du spectre fréquentiel	0,8	1 231	1 535	0,53	15,5	16,4

Tableau 3.8 : Récapitulatif des résultats issus des différents modèles vibratoires

On n'observe pas d'amélioration notable de la prédiction du MOE avec la méthode basée sur les quatre premières fréquences de résonance par rapport à un essai vibratoire transversal sur chant. En effet, l'erreur RMSEC est réduite de 7 MPa et le coefficient de détermination reste invariant. Concernant le MOR, une amélioration de 5 points dans le coefficient de détermination et une réduction d'erreur de 0,97 MPa. On remarque aussi que les deux modèles sont stables (RMSECV/RMSEC~=1).

La méthode basée sur l'ensemble du spectre fréquentiel apporte une meilleure prédiction du MOR comparée à une utilisation unique de la première fréquence de résonance (essai vibratoire longitudinal ou bien transversal). Elle est néanmoins moins efficace que la méthode basée sur les fréquences propres. Concernant le MOE, cette méthode est moins efficace qu'une extraction directe de la première fréquence de résonance d'un essai vibratoire sur chant. Le deuxième inconvénient est l'instabilité du modèle basé sur l'ensemble du spectre (RMSECV/RMSEC = 1,24), peut-être à cause des bruits de mesure présents dans le signal fréquentiel.

3.7 Conclusion

Dans ce chapitre, il a été montré que les essais vibratoires avec une sélection automatique des pics de fréquences pouvaient conduire à une mauvaise sélection des fréquences propres et plus particulièrement pour les planches présentant des défauts majeurs. Cet inconvénient est d'autant plus présent dans les essais vibratoires longitudinaux. Il est possible de s'en affranchir avec des traitements appropriés ou bien en excluant avec un moyen automatique les sciages contenant de gros défauts et qui donneraient une valeur aberrante du MOE vibratoire.

Pour prédire le MOE statique et le MOR obtenus en flexion quatre points, trois méthodes ont été décrites. La première repose sur l'extraction du signal fréquentiel de la première fréquence propre qui permet d'obtenir avec la théorie de Bernoulli le MOE

vibratoire et qui par régression linéaire conduit à la prédiction du MOR. Cette analyse a montré que les essais vibratoires transversaux sur chant sont plus efficaces, en termes de prédiction du MOE et du MOR, que les essais longitudinaux couramment employés en industrie.

Le deuxième modèle développé est basé sur une recherche sélective des paramètres issus des quatre premières fréquences propres et qui expliqueraient au mieux la variance du MOE statique et du MOR. Cette méthode est plus intéressante qu'une exploitation directe de la première fréquence de résonance et est aussi stable.

Le troisième modèle basé sur une exploitation de l'ensemble du spectre fréquentiel améliore la prédiction de MOR en comparaison à un modèle basé sur la première fréquence de résonance mais la prédiction du MOE est moindre par rapport à la première fréquence de résonance d'un essai vibratoire transversal sur chant. Ce troisième modèle présente aussi l'inconvénient d'être moins stable que les autres modèles. Il est, néanmoins, possible d'améliorer cette technique en assurant un filtrage préalable du signal fréquentiel qui permettrait de réduire les bruits de mesure.

Chapitre 4
Prédiction des propriétés mécaniques à partir de la cartographie des orientations des fibres

4.1 Introduction

La détermination des propriétés mécaniques à partir de l'analyse des cartographies de l'ODF est une technique très récemment développée pour les résineux (Jehl *et al.* 2011et Olsson *et al.* 2013). Cependant, dans le cas de feuillus et plus particulièrement celui du chêne, la technique de mesure de l'ODF utilisée pour les résineux (« effet trachéide ») n'était pas possible à cause de certains verrous techniques. Vincent Daval, Post-Doc à l'équipe bois de l'ENSAM de Cluny, a développé en 2015 un dispositif de mesure adapté au chêne et un prototype de scanner utilisé pour nos travaux de thèse. Ce chapitre décrit premièrement la technique et le matériel nécessaire pour la mesure de l'ODF. Ensuite, la précision et les limites de la machine sont abordées. Les cartographies de l'ODF qui sont obtenues en sortie constituent les données d'entrées avec lesquelles les propriétés mécaniques seront prédites. Pour ce faire, une première exploitation statistique des valeurs de l'ODF est réalisée. Un modèle de comportement mécanique, plus élaboré et basé uniquement sur les ODF est détaillé. Un certain nombre de paramètres d'entrée de ce modèle ont auparavant été identifiés expérimentalement. La dernière partie de ce chapitre consiste à développer les critères de rupture nécessaires pour la prédiction du MOR. La comparaison des différentes variantes du modèle est enfin discutée afin de conclure sur la meilleure configuration du modèle en termes de réduction de l'erreur de prédiction.

4.2 Description de la machine de mesure de l'ODF (BobiScan)

4.2.1 Principe de fonctionnement du BobiScan

Le principe de la mesure de l'ODF, dans le cas des résineux, se base sur l'"effet trachéide" (Nyström 2003). On émet un laser point projeté perpendiculairement à l'axe longitudinal du sciage. La lumière émise est, en partie, diffusée à la surface du bois. On observe, ainsi, une tâche sous forme d'ellipse (figure 4.1) dont le grand axe est orienté parallèlement à l'axe des fibres. Par contre, si les fibres sont orientées perpendiculairement à la surface, de manière « plongeante » (comme dans un nœud), la forme de la tâche est circulaire. Grâce à un système utilisant une ligne de laser point et en déplaçant la planche longitudinalement (figure 4.1), il est possible de déterminer l'ensemble de l'ODF sur une surface de bois.

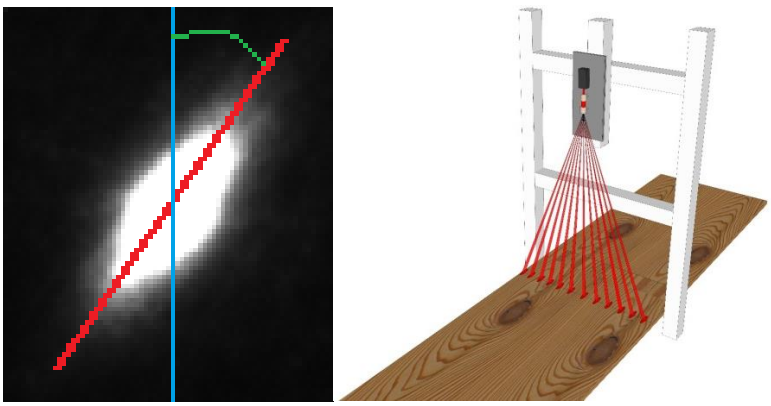


Figure 4.1 : Principe général de la mesure de l'orientation des fibres (Daval 2015)

Le scanner développé au LaBoMaP, appelé BobiScan s'appuie sur ce même principe général, mais des développements spécifiques ont été apportés pour arriver à un fonctionnement efficace sur le chêne. Les points lasers sont visualisés avec une caméra dont la définition est de 2040x1088 pixels. L'objectif de 50 mm permet de capturer jusqu'à 340 images par seconde dans une zone d'environs 300x160 mm à 1 mètre de distance. L'ODF des ellipses est déterminée à l'aide d'un logiciel qui binarise l'image puis détecte les contours des ellipses. Le système calcule, ensuite, l'orientation principale avec une analyse en composante principale (ACP). La figure 4.1 (à gauche) illustre les orientations du grand axe de l'ellipse (ligne rouge) et l'axe longitudinal du repère de l'image (ligne bleue) conduisant ainsi à l'ODF dans la zone de diffusion du laser. Un laser ligne est employé pour détecter les bords de la planche durant l'acquisition et recaler ainsi les ellipses dans le repère de la planche. La figure 4.2 montre les deux lignes de points sur la planche (ellipses) et sur le tapis (cercles) du convoyeur. On y observe aussi la projection de la ligne laser sur la planche.

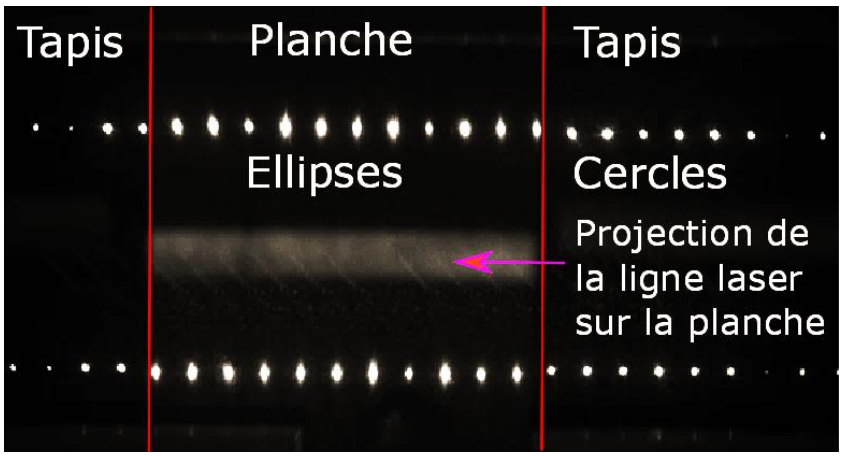


Figure 4.2 : Image de la projection du laser sur le tapis (cercle) et sur une surface de chêne (ellipse)

Les ODF sont calculées sur l'ensemble des points constituant les deux lignes lasers. Ces deux lignes sont légèrement décalées dans la direction transversale à la planche afin d'obtenir une meilleure résolution. En effet, la taille des ellipses peut devenir assez importante en fonction du bois scanné et les ellipses risquent de se chevaucher si elles sont trop proches. Afin d'éviter ce problème, le système calcul les ODF sur deux lignes puis les recale spatialement entre-elles une fois que la planche a été entièrement scannée. Ceci permet d'obtenir une seule ligne avec une résolution plus importante, une mesure d'orientation tous les 4.4 mm transversalement.

La détection des bords permet le transfert de la mesure de l'ODF du repère de l'image à celui de la planche. Ainsi, les coordonnées de chaque mesure pourront être exprimées dans le repère de la planche. Pour ce faire, le système détecte les bords de la planche, en même temps que le calcul des ellipses. La ligne laser est visible quand elle est se diffuse sur la planche et est totalement absorbée quand elle est projetée sur le tapis polymère du convoyeur.

Les deux derniers éléments de la machine sont une caméra linéaire qui permet uniquement d'obtenir une image de la planche dans le visible et un convoyeur pour déplacer

les planches longitudinalement. La vitesse du convoyeur est fixée à 9 % de sa vitesse maximale soit une vitesse de 13 m/min. Cette vitesse alliée à la vitesse d'acquisition de la caméra de 340 images par seconde permet d'obtenir une résolution longitudinale de 1 point pour 1,036 mm. Il pourrait être possible d'obtenir de plus grandes vitesses en diminuant la résolution longitudinale ou bien en utilisant une caméra à plus grande vitesse d'acquisition.

4.2.2 Répétabilité de la machine

Pour quantifier la fidélité des mesures de la machine provenant par exemple des vibrations du convoyeur, une campagne de répétabilité, comprenant 10 passages sur le scanner, est effectuée sur une frise de chêne (figure 4.3) d'une longueur de 1 000 mm et de section droite de 100x20 mm². Une moyenne et un écart-type sont calculés pour chaque surface de 10 mm de longueur et de 100 mm de largeur. La figure 4.4 montre la superposition des moyennes des orientations correspondantes aux 10 essais sur toute la longueur de la frise.

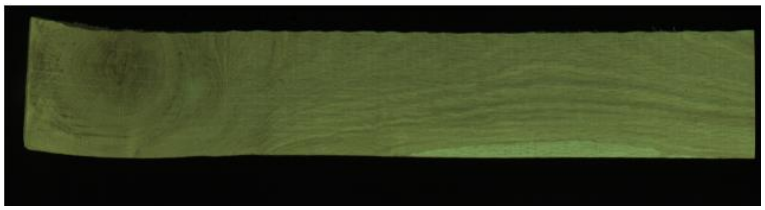


Figure 4.3 : Image de la frise étudiée pour les essais de répétabilité

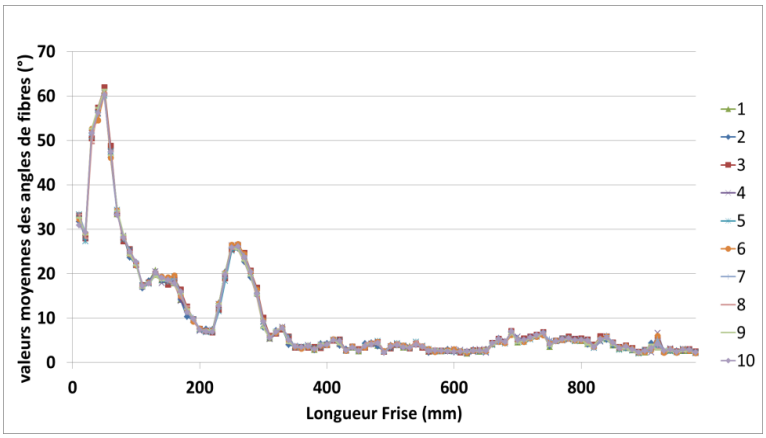


Figure 4.4: Superposition des dix essais pour la mesure de la répétabilité de la mesure de l'orientation des fibres

Les 10 courbes semblent se superposer parfaitement. Pour pouvoir quantifier les écarts des orientations entre les courbes de la figure 4.4, l'écart-type entre les valeurs moyennes est calculé et conduit au nuage de points dans la figure 4.5. Elle montre que l'écart-type maximum est inférieur à 1,4°. Ces écarts peuvent être dus aux vibrations de la planche lors de son passage dans le convoyeur qui provoquent du bruit de mesure, ou plus simplement dus au fait que les laser ne sont pas parfaitement focalisés aux mêmes endroits entre les différents passages. Cependant, une erreur de mesure de 1,4° est jugée faible et n'aura pas d'influence dans les modèles développés par la suite.

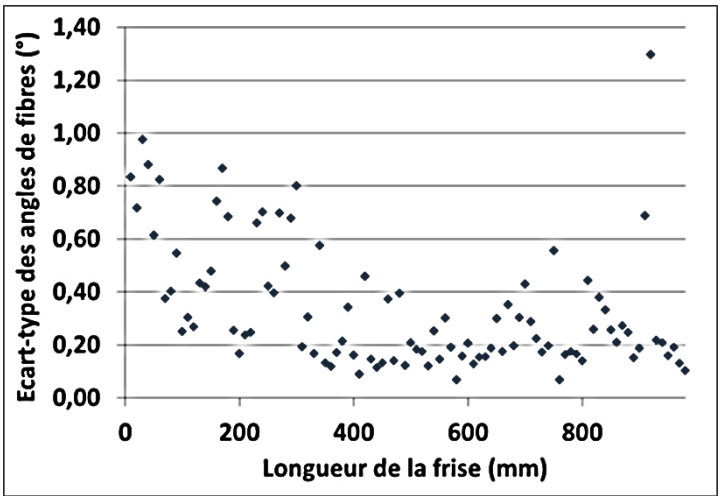


Figure 4.5: Ecart-types calculés entre les essais de répétabilité

4.2.3 Données de sortie

Un post-traitement du logiciel associé à la machine permet d'obtenir en sortie l'image couleur de la planche testée et un fichier de données brutes (figure 4.6). Ce dernier contient les valeurs des orientations des ellipses, leurs positions et le ratio entre leur grand et petit axe. La figure 4.6 montre que les bords de la planche apparaissent incurvés alors que les points de mesure des orientations sont parallèles aux axes qui correspondent au repère de la caméra. Ce phénomène est dû au fait que la planche peut s'insérer de travers dans le convoyeur. C'est pourquoi comme indiqué précédemment les coordonnées de chaque mesure sont recalculées dans le repère de la planche, mais il est aussi nécessaire d'interpoler ces mesures afin d'obtenir une cartographie de l'ODF à pas régulier. L'interpolation effectuée est une interpolation cubique. Par ailleurs, la présence de nœuds morts ou fissures formant une discontinuité dans la planche peut engendrer des ellipses mal formées indiquant une valeur d'orientation aberrante (figure 4.6). C'est la raison pour laquelle un filtrage est nécessaire. Le filtre employé est un filtre médian. De plus, les valeurs des orientations sont prises en valeur absolue, la connaissance du signe n'ayant pas d'influence sur les propriétés mécaniques.

Ces traitements conduisent finalement à une cartographie de l'ODF dont les dimensions ont été choisies de manière à avoir autant de colonnes que la résolution longitudinale maximale (1 point tous les 1,036 mm). Le nombre de lignes transversales à la planche a, quant à lui, été fixé à 22 points se rapprochant ainsi du nombre de points laser sur la largeur des planches de 100 mm. Un exemple de cartographie finalement obtenue est présenté dans la figure 4.6.

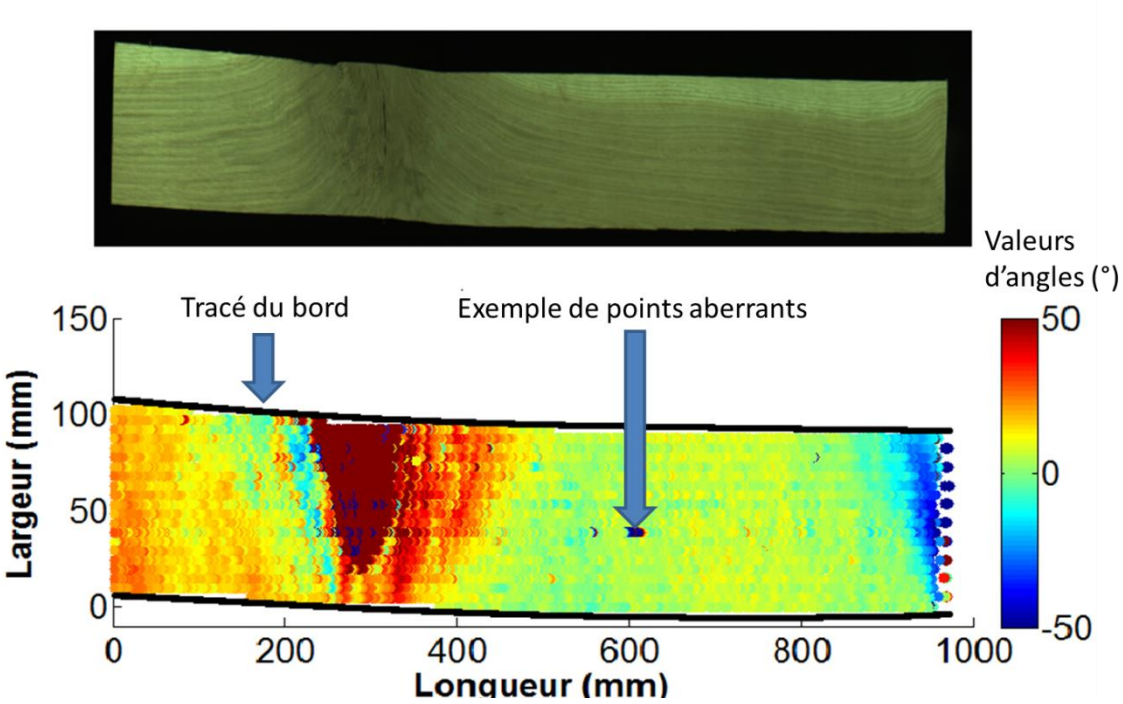


Figure 4.6 : Illustration d'une cartographie d'angles de l'ODF sans interpolation ni filtrage – chaque mesure d'un point laser est représentée par un point de couleur

Il est à noter que chaque sciage a été testé deux fois pour obtenir deux cartographies de l'ODF correspondant à la face supérieure et à la face inférieure (figure 4.7). En effet, ce prototype permet uniquement une mesure de l'ODF sur une face mais on pourrait bien imaginer le même dispositif laser implanté pour chaque face et rive.

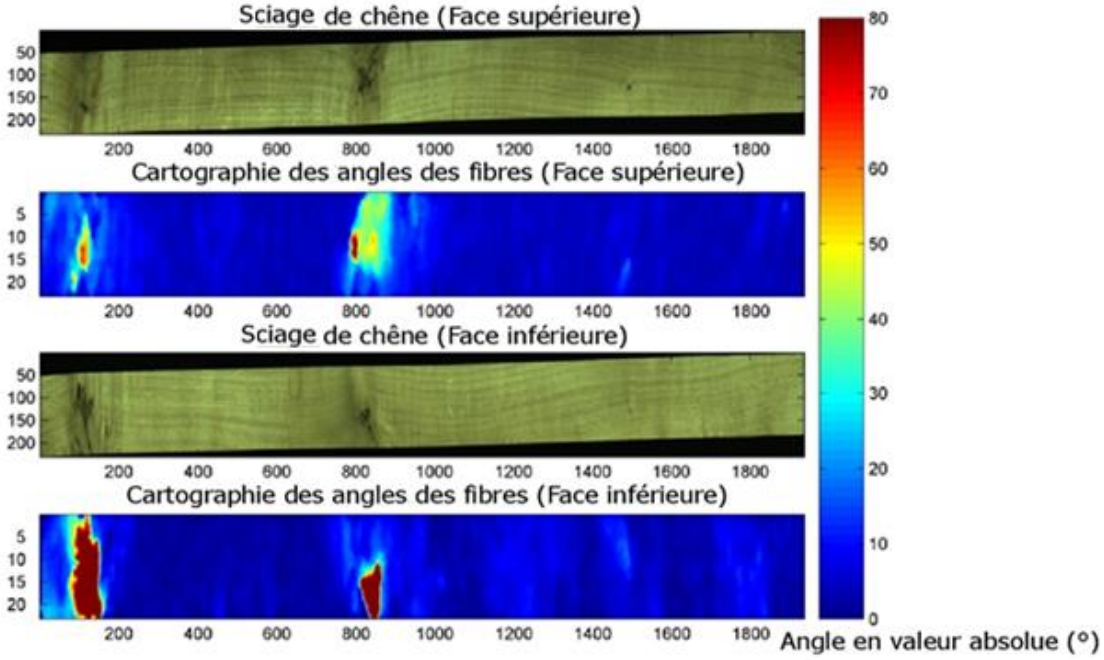


Figure 4.7 : Exemple de cartographies d'angles des orientations des fibres des deux faces d'une planche de chêne (après traitement)

Les zones en rouge représentent de fortes valeurs d'angles supérieures à 70° et font référence à un nœud. A contrario, les zones en bleu foncé représentent de faibles valeurs d'angles inférieures à 10° et font référence à du droit fil. A partir de ces cartographies, plusieurs traitements sont réalisés afin de prédire MOE et le MOR.

4.3 Modélisation de l'évolution des propriétés mécaniques en fonction de l'ODF

Avant de pouvoir utiliser les cartographies d'angles de fibres pour prédire les propriétés mécaniques de chaque planche de manière non-destructive, il convient de caractériser la variation de ces propriétés en fonction de différents angles de fibres pour du chêne de qualité secondaire. L'analyse destructive qui suit est exploitée via deux méthodes permettant d'estimer le module d'élasticité (MOE) et la résistance mécanique (MOR) à partir de l'ODF. L'objectif est de vérifier l'efficacité de ces méthodes en particulier la formule d'Hankinson qui est fondamentale pour la suite de notre étude.

4.3.1 Protocole

Les éprouvettes ont été dimensionnées selon la norme NF B 51 016 (1987) c'est-à-dire qu'elles ont une section carrée de 20 mm² et une longueur de 360 mm. La procédure de ces essais de flexion quatre points est la même que celle expliquée dans le chapitre 2 section 2.1.

Les éprouvettes, pour ces essais, ont été débitées pour présenter des angles entre 0° et 90° par rapport à l'axe longitudinal des fibres tout en veillant à ce qu'elles soient sans défaut. Les essais ont été réalisés dans des conditions normales de laboratoire avec une température de 20 °C et une humidité relative de 65 %. Les échantillons ont une humidité qui varie entre 10 et 12 %. A partir d'un plateau de chêne sans défaut illustré dans la figure 4.8, 18 échantillons ont été débités à différents angles par rapport au fil observé visuellement, en mesurant dans un premier temps avec un rapporteur l'angle de fil (2 échantillons par angle estimé). Ils ont été ensuite mesurés d'une manière plus précise avec le dispositif de mesure décrit dans la section précédente.

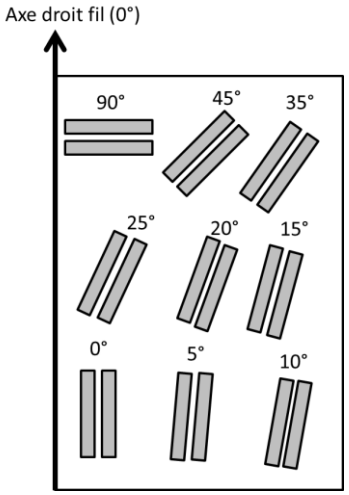


Figure 4.8: Illustration du plan de coupe des éprouvettes avec des angles de fibres entre 0° et 90° à partir d'un panneau de chêne

4.3.2 Résultats de la caractérisation expérimentale des éprouvettes

Les mesures laser ont permis d'obtenir 260 mesures d'angles de fibres pour chaque éprouvette. Nous avons considéré l'angle moyen. Le tableau 4.1 présente les angles moyens en fonction de l'angle estimé au départ et l'écart-type calculé entre les 260 mesures réalisées dans chaque éprouvette.

Angle estimé au rapporteur(°)	Angle moyen avec le BobiScan (°)	Ecart-type (°)
0	2,87	1,96
5	7,19	3,69
10	8,79	3,34
15	14,29	3,90
20	22,10	3,43
25	22,78	3,5
35	35,92	3,63
45	44,10	4,37
90	86,94	3,06

Tableau 4.1 : Liste des angles étudiés

D'après le tableau 4.1, les angles estimés avec le rapporteur ne correspondent pas exactement à l'angle moyen mesuré par le laser mais demeurent assez proches. Il apparaît aussi qu'au sein d'une même éprouvette, les angles varient avec un écart-type inférieur à 5°.

Les essais destructifs permettent de mesurer l'influence de la variation des angles de fibres sur la résistance à la rupture et le module élastique. Deux configurations d'essais ont été réalisées. La première consiste à appliquer l'effort dans le plan (xy) et dans la deuxième l'effort est appliqué dans le plan (xz) (figure 4.9).

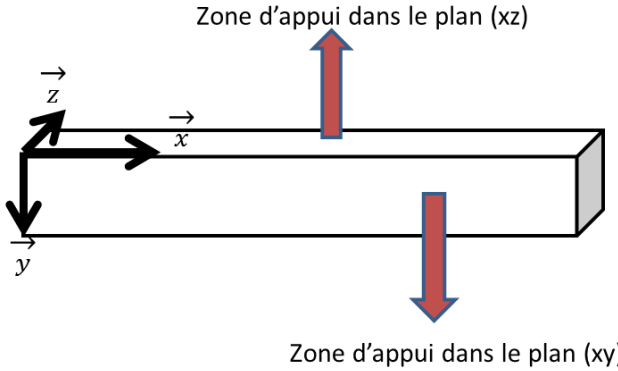


Figure 4.9 : Illustration des deux configurations d'essai de flexion quatre points

Le tableau 4.2 résume l'ensemble des résultats suivant les plans (xy) et (xz).

Angle estimé (°)	Angle moyen (°)	Plan (xy)		Plan (xz)	
		MOE (MPa)	MOR (MPa)	MOE (MPa)	MOR (MPa)
0	2,8	13 943	98	12 771	94
5	7,2	12 228	101	14 520	100
10	8,8	8 974	61	7 744	61
15	14,3	7 365	67	6 300	53
20	22,1	6 187	56	5 197	45
25	22,8	5 420	57	4 920	43
35	35,9	3 730	40	3 210	32
45	44,1	2 380	24	2 120	21
90	86,9	1 260	8	1 565	6

Tableau 4.2: Récapitulatif des résultats dans le plan (xy) et (xz)

Le tableau 4.2 montre que l'augmentation des angles de fibres conduit à une diminution des propriétés mécaniques (MOE et MOR). Ces propriétés réagissent visiblement de la même manière dans les deux plans. La figure 4.10 présente les corrélations résultantes de ces essais.

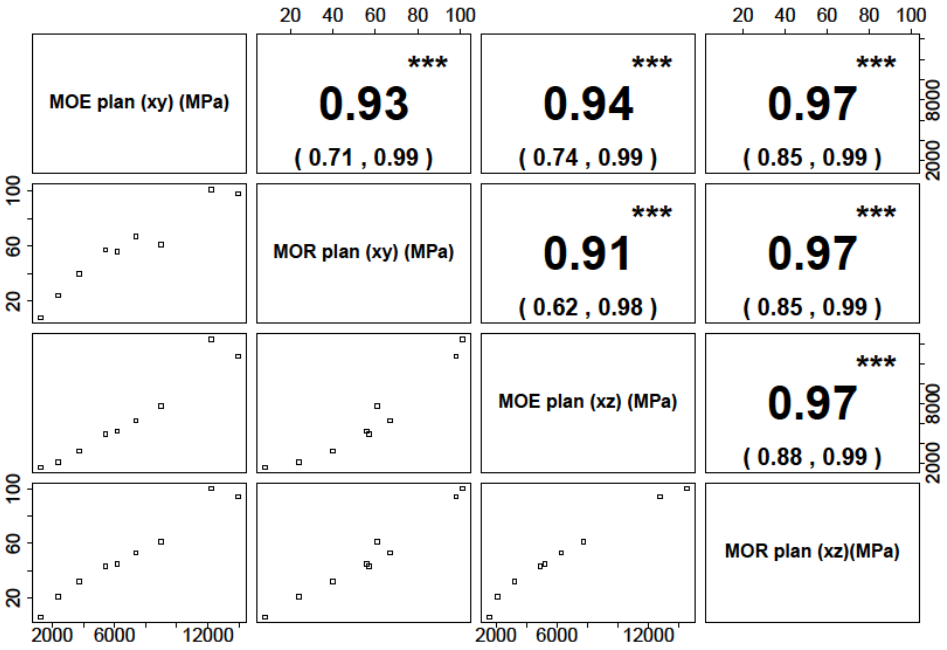


Figure 4.10 : Corrélations entre les propriétés mécaniques dans le plan (xy) et (yx) (le chiffre en gras correspond au coefficient de détermination entre deux paramètres ; les deux chiffres entre parenthèses correspondent aux bornes de l'intervalle de confiance avec un risque de 0,05% ; les étoiles indiquent le niveau de significativité : * très significatif pour une p-value <0,001, aucune pour 0,1 < p-value < 1)**

En comparant le MOE dans le plan (xy) avec celui du plan (xz), on retrouve une relation linéaire avec un écart moyen de 926 MPa. Cet écart pourrait être dû à des variations intrinsèques au matériau car deux éprouvettes ne sont jamais strictement identiques ou à l'incertitude du banc de flexion qui mesure le MOE statique et le MOR. Le même constat peut être fait pour le MOR avec un écart moyen de 6,3 MPa. Ces résultats nous permettent d'assembler les données des deux plans afin d'avoir davantage de points dans la régression des MOE et MOR en fonction de l'angle moyen (figure 4.11).

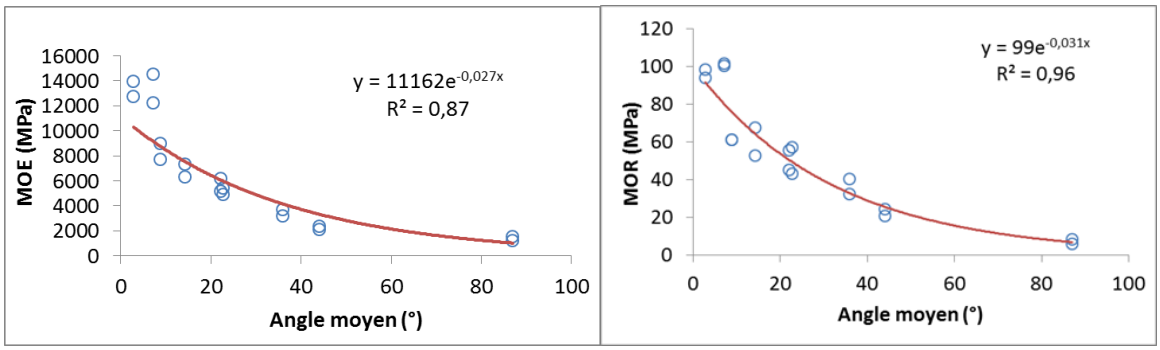


Figure 4.11 : Illustration de la variation des propriétés mécaniques en fonction de l'angle moyen

Le MOE passe de 14 520 MPa pour un angle moyen de 2,87° à 1 260 MPa pour un angle moyen de 86,94°, soit une réduction de 91.4 %. Les angles de fibres ont, par conséquent, une influence considérable sur les valeurs des MOE. Par contre, pour les angles inférieurs à 7°, on n'observe pas de variation significative de MOE.

Le même constat est observé pour le MOR, il passe de 98 MPa pour un angle moyen de 2,87° à 6 MPa pour un angle moyen de 86,94° soit une réduction de 94 %.

Il est possible de considérer les équations de régression exponentielles établies dans la figure 4.11 pour interpoler les propriétés mécaniques sur d'autres angles. L'inconvénient est la réponse qu'elles peuvent donner pour des angles proches de zéro. En effet, la fonction exponentielle utilisée augmente trop rapidement quand on s'approche de zéro. C'est pourquoi, dans ce qui suit, on propose d'autres modèles de régression.

4.3.3 Modèles

Ces méthodes ont pour but de modéliser l'évolution du MOE et du MOR en fonction de l'ODF.

4.3.3.1 Equation d'Hankinson

Cette équation (4.1) donne en fonction de l'ODF une information sur les résistances de rupture et sur les modules d'élasticité (DeBonis *et al.*1975).

$$f_\theta = \frac{f_0 f_{90}}{f_0 \sin^n\theta + f_{90}\cos^n\theta} \qquad (4.1)$$

Avec : f_θ : propriété mécanique (MOE ou MOR) pour un angle θ ; f_0 : propriété mécanique (MOE ou MOR) pour un angle à 0° ; f_{90} : propriété mécanique (MOE ou MOR)

pour un angle à 90° ; n : paramètre qui dépend de l'essence et du type de sollicitation. Pour les valeurs des MOE et MOR à 0° (paramètre « f_0 » de l'équation 4.1), on prendra les moyennes calculées dans le chapitre 2 sur la caractérisation en flexion quatre points du bois sans défaut ayant subi une rupture en mode traction simple (respectivement : 13 492 MPa et 98 MPa). Pour les valeurs des MOE et MOR à 90° (paramètre « f_{90} » de l'équation 4.1), on prendra les valeurs mesurées dans le plan (xy): respectivement 1 260 MPa et 8 MPa. La configuration (xy) est celle qui se rapproche des essais de flexion quatre points réalisés sur les échantillons du bois massif.

Le paramètre n reste à optimiser pour le MOE et pour le MOR. Sa valeur est obtenue par la méthode des moindres carrés de telle façon à ce que la courbe basée sur l'équation d'Hankinson soit la plus représentative de la variation du MOE ou MOR en fonction des angles de fibres. La figure 4.12 montre la régression du MOE.

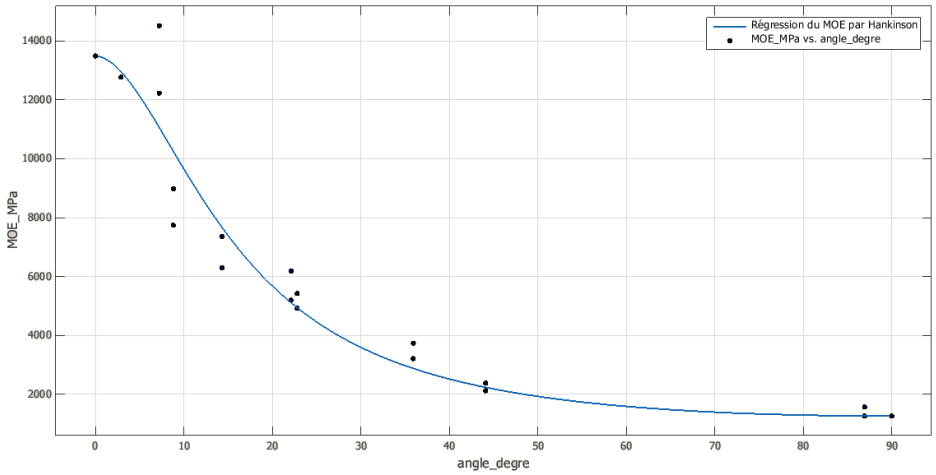


Figure 4.12: Courbe ajustée issue de l'équation d'Hankinson adaptée au MOE

Le paramètre optimisé n est égal à 1,85 avec un intervalle de confiance à 95 % entre 1,66 et 2. Le coefficient de détermination de cette régression est de 0,91.

La figure 4.13 montre la régression du MOR.

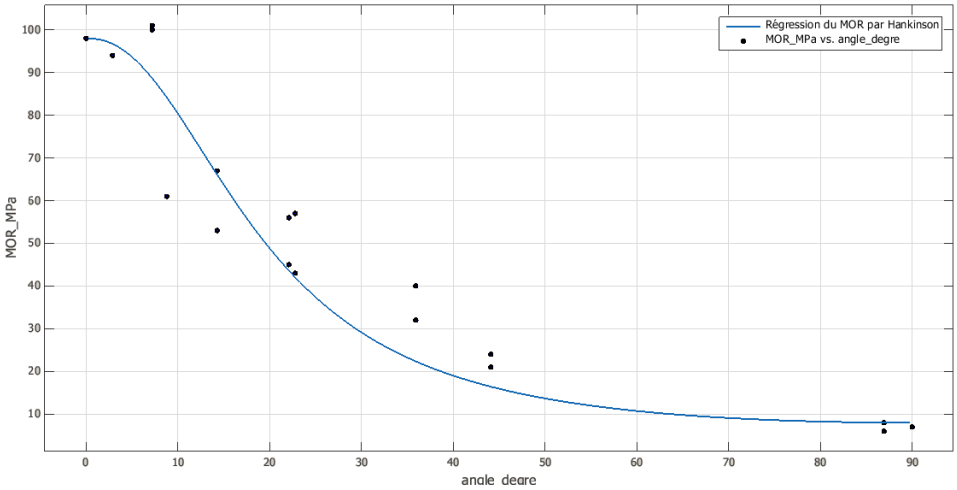


Figure 4.13 : Courbe ajustée issue de l'équation d'Hankinson adaptée au MOR

Le paramètre optimisé n est égal à 2,2 avec un intervalle de confiance à 95 % entre 1,94 et 2,49 Le coefficient de détermination de cette régression est de 0,84.

4.3.3.2 Rotation de la matrice de rigidité

En partant de la loi de comportement d'un matériau isotrope transverse, il est possible d'appliquer une rotation de cette matrice de rigidité pour déterminer théoriquement le module d'élasticité en fonction de l'ODF θ. Cette transformation mène à l'équation 4.2 (Bodig et Jayne 1982) :

$$\frac{1}{E_\theta} = \frac{\cos^4\theta}{E_0} + \frac{\sin^4\theta}{E_{90}} + \left(\frac{1}{G_0} - \frac{2\nu}{E_0}\right)\sin^2\theta\cos^2\theta \qquad (4.2)$$

Avec : E_θ : module d'élasticité pour un angle θ ; E_0 : module d'élasticité pour un angle à 0° ; E_{90} : module d'élasticité pour un angle à 90° ; G_0 : module de cisaillement pour un angle à 0° ; ν : coefficient de Poisson

L'inconvénient de cette méthode est qu'elle nécessite la connaissance du module de cisaillement G_0 et du coefficient de Poisson. La valeur utilisée ici pour cette inconnue a été mesurée grâce au système BING décrit au chapitre 3 section 1, par des essais vibratoires sur un bois sans défaut et droit fil : G_0= 1 134 MPa. Le coefficient de Poisson utilisé est celui dans le plan RT donné dans Bodig et Jayne (1982) : $\nu = 0{,}67$. Pour les valeurs des modules d'élasticité à 0° et 90°, on prendra les mêmes que ceux de l'équation d'Hankinson.

4.3.4 Comparaison des modèles

La figure 4.14 résume les résultats superposés des deux modèles accompagnés des valeurs réelles issues des essais destructifs.

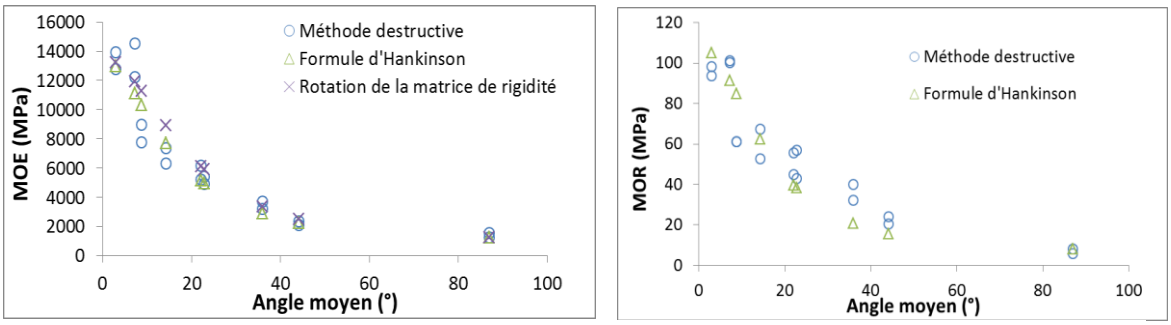


Figure 4.14: Illustration graphique des résultats des méthodes étudiées

L'écart moyen entre les valeurs de MOE calculées par Hankinson et les valeurs réelles est de 815 MPa contre 994 MPa entre les valeurs calculées par rotation de la matrice de rigidité et les valeurs réelles. On choisira de travailler pour la suite avec la formule d'Hankinson, car, bien qu'empirique, elle donne de bons résultats et possède moins de paramètres qui sont plus facilement identifiables.

Concernant le MOR, la formule d'Hankinson permet d'atteindre les valeurs destructives avec un écart moyen de 10,6 MPa.

4.3.5 Bilan

La caractérisation mécanique du chêne sans défaut avec différents ODF nous conduit aux conclusions suivantes :

- Les propriétés mécaniques (MOE et MOR) dans le plan de la face ou la rive de l'éprouvette sont fortement corrélées pour une section droite carrée.
- L'augmentation des angles de fibres conduit à une diminution des propriétés mécaniques.
- La formule de Hankinson est bien adaptée pour calculer les propriétés mécaniques en fonction des angles.
- Les paramètres de cette formule sont déterminés pour de petites éprouvettes sans défaut. Il est donc indispensable d'aller vers l'échelle globale, c'est-à-dire celle d'une planche de plus grandes dimensions possédant des variations d'ODF.

4.4 Prédiction des propriétés mécaniques des sciages à partir des grandeurs statistiques d'ODF

Les deux cartographies de l'ODF des deux faces des 405 sciages de l'étude sont converties en MOE et MOR en se basant sur la formule d'Hankinson dont les paramètres ont été fixés expérimentalement dans la section précédente.

Six paramètres statistiques sont calculés sur les éléments des cartographies des MOE et MOR ponctuels afin d'expliquer la variabilité des MOE et MOR statiques (la moyenne, le troisième fractile (75 %), le premier fractile (25 %), la médiane (50 %), et les fractiles à 5 % et 10 %). Les moyennes des cartographies des deux faces sont calculées de manière à donner un poids identique à chaque élément des deux faces.

La figure 4.15 présente les nuages de points représentant les fractiles des cartographies de MOE locaux en fonction des MOE statiques.

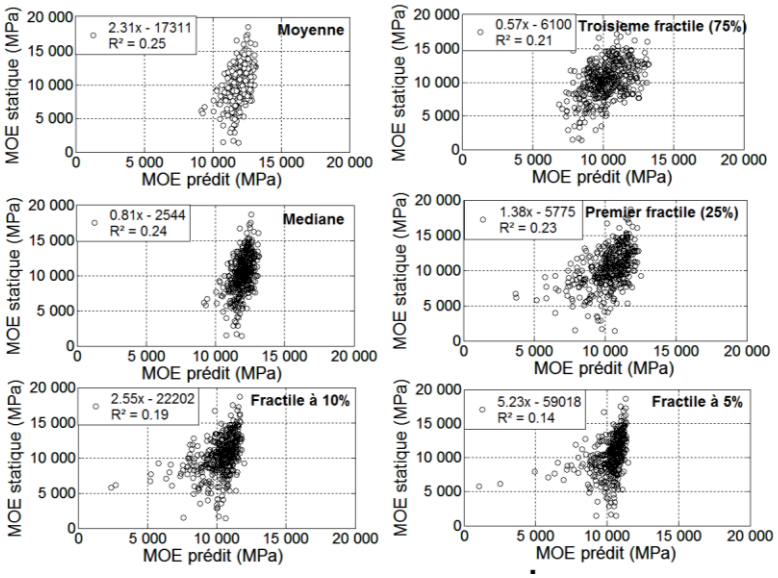


Figure 4.15: Prédiction du MOE à partir de variables statistiques descriptives des cartographies de l'ODF

Les corrélations entre les différents fractiles et le MOE statique montrent que la moyenne des MOE ponctuels offre le meilleur coefficient de détermination égal à 0,25 avec une erreur de prédiction RMSEC égale à 2 397 MPa. Il est suivi par la médiane qui conduit à un R^2 = 0,24 et une erreur de prédiction de 2 465 MPa. Les fractiles relatifs à la prise en compte des faibles valeurs des MOE ponctuels sont les moins pertinents. En effet, le fractile à 5 % donne un R^2 = 0,14 et un RMSEC = 2 556 MPa. Ce constat signifie que les faibles valeurs de MOE engendrées par la déviation des fibres autour des nœuds ne représentent pas ou n'expliquent pas le MOE global de la planche. Cela semble cohérent dans la mesure où le MOE mesuré sur banc de flexion dépend de la globalité de la planche, donc de l'ensemble des valeurs de MOE locales. On gardera, en mémoire, les résultats de la moyenne pour être comparés à un modèle plus élaboré dans la partie 4.4 de chapitre.

La figure 4.17 présente les nuages de points représentant les fractiles des cartographies des MOR locaux en fonction des MOR statiques.

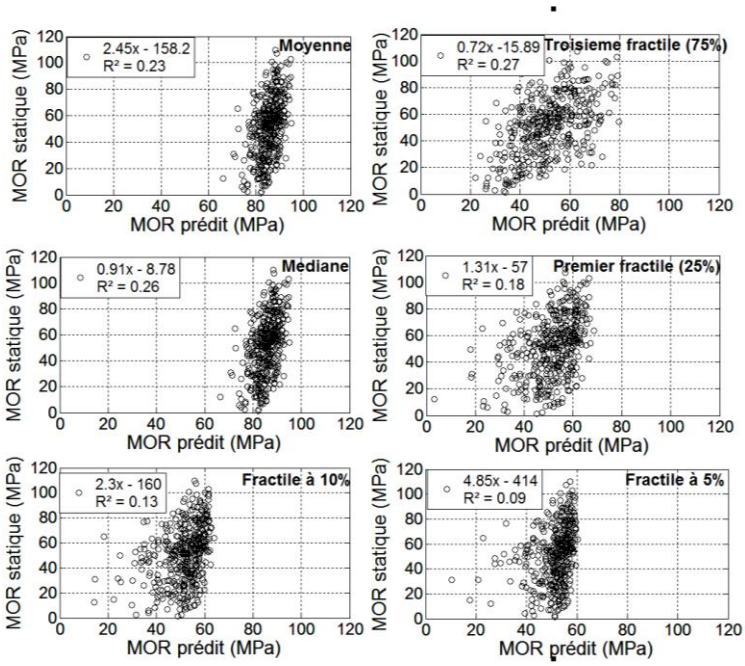


Figure 4.16: Prédiction du MOR à partir de variables statistiques descriptives des cartographies de l'ODF

Le troisième fractile est le paramètre statistique le plus sensible à la variation du MOR statique avec un R^2 = 0,27 et un RMSEC de 19,31 MPa. Un résultat proche est observé en prenant la médiane des MOR ponctuels avec un R^2 = 0,26 et un RMSEC = 19,46 MPa. Ce résultat est surprenant car le MOR prédit à partir du fractile à 5 % (R^2 = 0,09 et le RMSEC = 21,55 MPa) semblerait intuitivement plus efficace car la résistance mécanique dépend d'une région localisée et non pas de l'ensemble des zones fragiles dans une planche. Cependant, les MOR prédits avec un fractile à 75 % présentent une plus grande variabilité en fonction de la quantité de défauts dans un sciage alors qu'à 5 %, il est plus probable d'être dans des valeurs proches, et probablement basses, car même pour des sciages de bonne qualité il existe toujours des défauts qui impactent le fractile à 5 % avec les mêmes valeurs d'angle que des bois de moindre qualité.

Il est possible d'améliorer ces résultats en utilisant de manière plus intelligente une cartographie d'angles en prenant en compte les caractéristiques de ses éléments comme leurs positions. Pour la prédiction du MOR, on retiendra les résultats du troisième fractile pour une comparaison avec des modèles plus élaborés décrits ci-après.

4.5 Description d'un modèle élaboré basé sur l'ODF

Ce modèle a été construit sur la base du modèle de Viguier (2015) et initié par les travaux de Jehl (2012) dont les éléments principaux ont été détaillés dans le chapitre 1. Les deux modèles se rejoignent dans l'idée de créer une simulation d'un essai de flexion quatre points afin de se rapprocher des essais statiques. La première différence majeure réside dans l'approche exclusive avec les ODF sans utilisation de Rayons X, qui ont montré leur inefficacité dans le cas du chêne (chapitre 1). La deuxième différence est la modification du critère de rupture afin d'arriver à localiser la zone et la résistance de rupture.

4.5.1 Prédiction du MOE

Un schéma de principe pour modéliser le MOE est présenté dans la figure 4.17. Les étapes de construction du modèle seront par la suite détaillées.

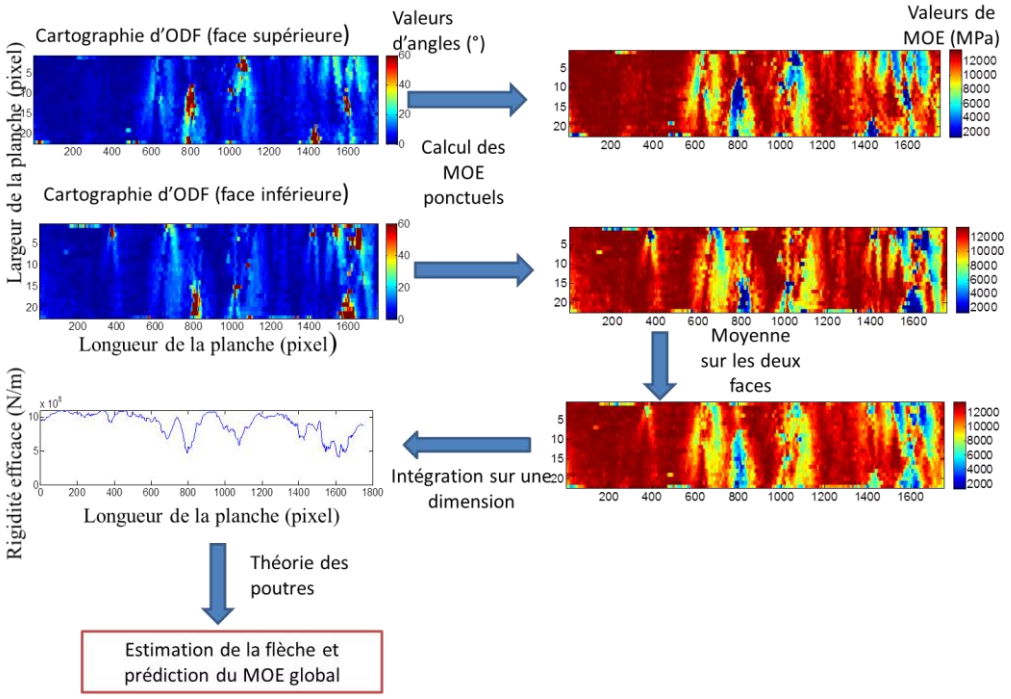


Figure 4.17 : Schéma de principe illustrant les étapes du modèle pour prédire le MOE

Les MOE ponctuels sont calculés sur chacune des deux faces d'un sciage à partir de l'équation d'Hankinson. Une nouvelle cartographie de MOE ponctuel est ensuite formée en en prenant la moyenne entre un élément d'une face et son symétrique de la deuxième face. Les paramètres d'Hankinson considérés pour la conversion sont ceux décrit dans la section 4.2 de ce chapitre, à savoir :

- Pour le MOE à 0°, la moyenne des MOE sans défaut obtenus à partir des essais de flexion quatre points sur du bois sans défaut avec une rupture en mode traction simple (13 492 MPa) (chapitre 2 section 2.1)
- MOE à 90° (1 260 MPa) obtenu dans le plan (xy) (chapitre 4 section 4.2)
- n = 1.85 optimisée dans le (chapitre 4 section 4.2)

A partir de cette cartographie, la rigidité efficace en flexion (équation 4.3) est calculée au niveau de la fibre neutre pour chaque section droite, c'est à dire chaque colonne de la cartographie de l'ODF. La fibre neutre varie sur chaque section droite en fonction de la distribution des MOE ponctuels dont elle est le barycentre. Ce calcul permet de passer d'une cartographie 2D à un profil 1D en prenant en compte la distance à la fibre neutre de chaque pixel de la cartographie des MOE. Le modèle étant basé sur une cartographie en deux dimensions, l'épaisseur des sciages est considérée comme unitaire.

$$(EI)_{ef}(x) = \sum_{i=1}^{ny} E_i I_i + E_i A_i a_i^2 \quad (4.3)$$

Avec E_i : MOE local de l'élément i calculé à partir de l'équation d'Hankinson (MPa); A_i : section de l'élément i égal (épaisseur prise égale à 1 et hauteur du pixel calculée en mètres selon la hauteur de la planche) ; a_i : distance de l'élément i à la fibre neutre en m; ny : nombre d'élément dans une hauteur de planche ; I_i : moment quadratique : pour une section rectangulaire $\frac{bh^3}{12}$ avec h : hauteur et b : épaisseur)

Comme le montre la figure 4.18, en flexion quatre points le moment de flexion a une valeur constante entre les deux appuis centraux et il est dégressif en s'y éloignant. L'application du théorème de Müller-Breslau (Delaplace *et al.* 2008) permet par un calcul intégral d'obtenir la flèche globale au sens de l'EN408 (c'est à dire au milieu de la planche), connaissant les rigidités efficaces, le moment de flexion réel en flexion quatre points et un moment de flexion virtuel dû à une force unitaire au milieu de la planche (équation 4.4) :

$$w = \sum_{i=1}^{nx} \frac{M_{f_i} M_{v_i}}{(EI)_{ef(i)}} \Delta x \quad (4.4)$$

Avec M_{f_i} : moment de flexion de chaque élément i le long de l'axe x (en N.m) ; M_{v_i} : moment de flexion issu d'un effort unitaire au centre de la planche (en N.m); nx : nombre d'élément tout au long de l'axe x ; Δx : longueur en m d'un pixel ; w : flèche globale (NF EN408 2016) au milieu de la planche en m (figure 4.18)

Ensuite, le MOE global est estimé en appliquant directement la théorie des poutres pour obtenir la flèche globale, selon l'équation 2.1 au deuxième chapitre issue de la norme NF EN408 (2016). Elle peut s'exprimer aussi de manière plus simple avec l'équation 4.5 lorsque le bras de levier est pris égal à 6h.

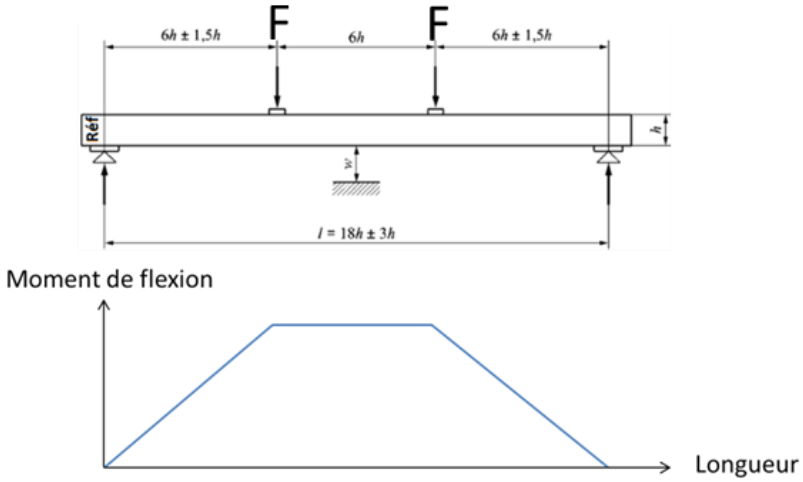


Figure 4.18 : Illustration schématique de la variation du moment de flexion dans un essai de flexion quatre points

Avec F : chargement ayant induit le moment de flexion (quelconque, 1 N dans ce cas) ; w : flèche globale (en m) associée à l'effort F ; l : portée de l'essai de flexion quatre point (en m) ; I : moment quadratique du sciage en m^4.

$$\widehat{\mathrm{MOE}} = \frac{23\mathrm{Fl}^3}{648\mathrm{Iw}} \quad (4.5)$$

Appliqué sur les 405 planches de chêne, ce modèle basé uniquement sur les cartographies d'angle conduit à un coefficient de détermination de 0,4 et un RMSEC égal à 2 153 MPa. Le nuage de points (figure 4.19) montre les MOE statiques en fonction des MOE prédits.

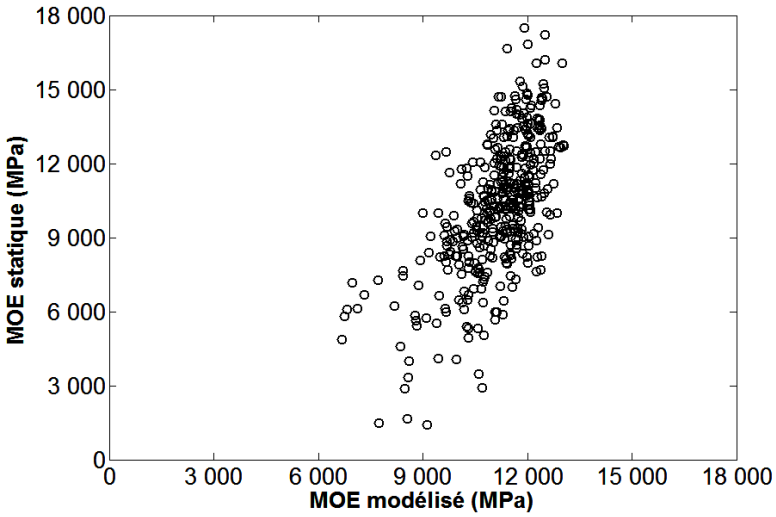


Figure 4.19: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé

Les valeurs des MOE prédits sont limitées dans un intervalle plus serré ([7 000, 13 492]) que les valeurs du MOE statique ([1 000,19 000]). Concernant la limite supérieure, l'équation d'Hankinson, établie au début pour le calcul des MOE ponctuels, impose à ces derniers ayant une valeur d'angle à 0° une limite égale à la valeur choisie pour le MOE sans défaut (13 492 MPa). Pour la limite inférieure, les ODF atteignent rarement les 90° et par conséquent les MOE ponctuels n'atteignent pas cette valeur minimale de 1 260 MPa. Ce modèle offre néanmoins une meilleure prédiction du MOE avec un R^2 = 0,4 alors que précédemment il n'était que de 0,25 en prenant la moyenne de l'ODF d'un sciage soit un gain de 15 points.

4.5.1.1 Sensibilité du modèle aux valeurs des MOE à 0° et à 90°

Les valeurs du MOE du bois sans défaut (à 0°) et du MOE à 90°, présents dans la formule d'Hankinson, pourraient varier en fonction des caractéristiques propres à chaque sciage comme la masse volumique, les angles de microfibrilles, etc. Dans le chapitre 2 section 2.1, la mesure du MOE statique réalisée sur des éprouvettes de bois sans défaut, montre un coefficient de variation égal à 24 %. Cette dispersion indique qu'une unique valeur moyenne ne représente pas convenablement le MOE du bois sans défaut. Il est donc intéressant de réaliser une étude de sensibilité du modèle par rapport à ces paramètres, ce qui est réalisé en faisant varier le MOE sans défaut entre 10 000 et 20 000 MPa (valeurs issues du chapitre 2 section 2.1) et le MOE à 90° entre 1 000 et 2 000 MPa (issue du chapitre 4 section 4.2). L'impact sur les prédictions du modèle est évalué à travers le coefficient de détermination et l'erreur de prédictions (tableau 4.3).

R^2		MOE à 90° (MPa)				RMSEC (MPa)		MOE à 90° (MPa)			
		1 000	1 200	1 500	2 000			1 000	1 200	1 500	2 000
MOE à 0° (MPa)	10 000	0,39	0,39	0,38	0,38	MOE à 0° (MPa)	10 000	2 163	2 168	2 176	2 187
	12 000	0,39	0,39	0,39	0,38		12 000	2 158	2 163	2 170	2 180
	15 000	0,4	0,4	0,39	0,39		15 000	2 152	2 157	2 163	2 172
	20 000	0,4	0,4	0,4	0,39		20 000	2 147	2 150	2 155	2 163

Tableau 4.3: Etude de l'influence des paramètres d'Hankinson (MOE sans défaut et MOE à 90°) sur le modèle de prédiction du MOE

Le tableau montre que la détermination du MOE prédit n'est pas significativement impactée par le MOE du bois sans défaut et celui à 90°. En effet, le coefficient de détermination entre MOE prédit et le MOE statique demeure proche de 0,39 pour un MOE sans défaut variant entre 10 000 et 20 000 MPa et un MOE à 90° variant entre 1 000 et 2 000 MPa. Le même constat est observé pour l'erreur de prédiction qui reste proche de 2 164 MPa. Le modèle demeure robuste face à la variation du MOE à 0° et à 90°. Il est cependant, difficile d'interpréter les raisons d'un tel comportement.

4.5.1.2 Prise en compte d'un MOE bois sans défaut propre à chaque éprouvette

Il a été considéré, jusqu'à présent une unique valeur de MOE bois sans défaut pour toutes les planches de l'étude (13 492 MPa). Pour prendre en compte l'information

intrinsèque au matériau de MOE bois sans défaut de chaque planche, les mesures réalisées dans le chapitre 2 pour déterminer les MOE du bois sans défaut vont être exploitées dans cette partie. En effet, on peut remplacer dans l'équation d'Hankinson le MOE à 0° par le MOE bois sans défaut de chaque sciage (équation 4.8). Ainsi, la valeur maximale que peut prendre un MOE ponctuel sera le MOE bois sans défaut de la planche étudiée. Il est par conséquent, possible de vérifier si la connaissance du MOE bois sans défaut permettrait une meilleure prédiction du MOE global.

$$MOE_{\theta} = \frac{MOE_{bois\ sain} MOE_{90}}{MOE_{bois\ sain} \sin^{n}\theta + MOE_{90} \cos^{n}\theta} \qquad (4.8)$$

Avec : MOE_{θ} : MOE ponctuel à un angle θ ; $MOE_{bois\ sans\ défaut}$: MOE du bois sans défaut d'un sciage ; MOE_{90} : MOE du bois à 90° égal à 1260 MPa ; n : paramètre d'Hankinson (égal à 1.85 dans ce cas).

Le nombre d'échantillons exploitables à la fois dans les campagnes sur du bois sans défaut que celles sur du bois massif est restreint à 78 planches (Chapitre 2 section 2.1). La figure 4.20 présente la variation du MOE statique en fonction du MOE prédit avec une valeur MOE bois sans défaut variable comparé aux prédictions avec MOE fixe.

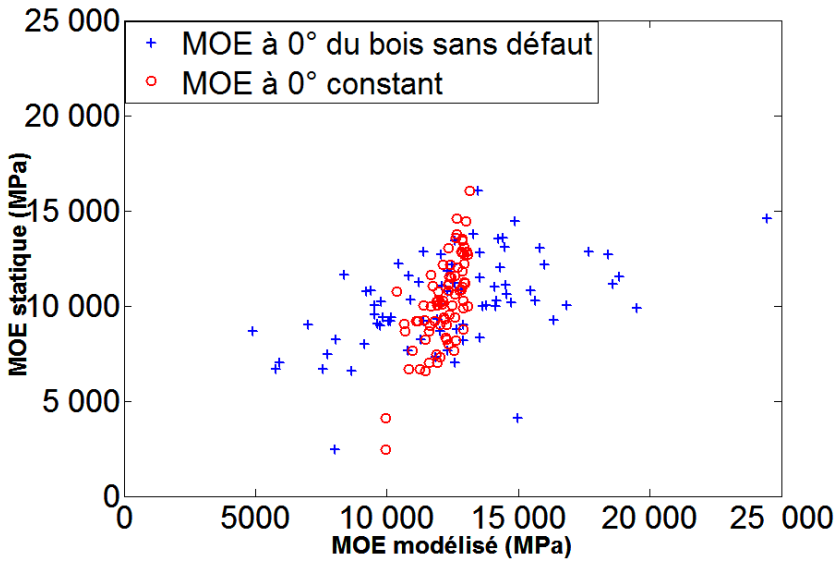


Figure 4.20: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en incluant le MOE du bois sans défaut

Nous obtenons, avec le modèle prenant en compte un MOE bois sans défaut variable, un R^2 = 0,24 et un RMSEC = 2 020 MPa. En comparaison, le modèle précédent (où le MOE bois sans défaut est constant et égal à 13 492 MPa) appliqué sur les 78 planches donne un R^2 = 0,47 et un RMSEC = 1 690 MPa. Cette différence pourrait s'expliquer par le fait que le MOE considéré comme celui du bois sans défaut n'est pas représentatif de l'ensemble du sciage dont il provient mais qu'en réalité il y a des variations significatives de MOE du bois sans défaut au sein d'une même planche. Ainsi, le fait de prendre la valeur MOE d'une petite

éprouvette comme valeur « bois sans défaut » de toute une planche augmente les écarts au lieu de les diminuer.

4.5.1.3 Sensibilité au paramètre n de l'équation d'Hankinson

La sensibilité du modèle au coefficient n de l'équation de Hankinson est ici évaluée. La plage de variation est limitée par l'intervalle de confiance ([1,66, 2]) calculé dans la section précédente (chapitre 4 section 4.2). Afin d'observer le comportement du modèle face à un coefficient n encore plus extrême que ces bornes, deux valeurs inférieure et supérieure aux bornes de l'intervalle de confiance ont été ajoutées (tableau 4.4). Les valeurs du MOE bois sans défaut et à 90° sont respectivement égales à 13 492 et 1 260 MPa.

Coefficient n	R^2	RMSEC (MPa)
1	0,39	2 153
1,66	0,44	2 146
1,85	0,4	2 153
2	0,39	2 160
2,5	0,37	2 200

Tableau 4.4 : Influence du coefficient n de l'équation d'Hankinson sur le modèle de prédiction du MOE

Le tableau montre que le modèle est très peu sensible à la variation du coefficient n dans l'intervalle [1,66 ; 2]. L'erreur a tendance à augmenter entre n = 1,66 et n = 2. Cependant, pour n = 2,5, valeur supérieure à l'intervalle [1,66 ; 2] l'erreur de prédiction augmente et le R^2 diminue.

Globalement, il apparaît que ce modèle apporte une meilleure prédiction du MOE statique en comparaison à un modèle basé uniquement sur la moyenne des cartographies d'angles. Cependant, on est plus bas que le MOE prédit à partir de la première fréquence propre issue des essais vibratoires longitudinaux employés classiquement dans l'industrie où le R^2 était de 0,44 et le RMSEC était égale à 2 076 MPa.

4.5.1.4 Prise en compte du MOE vibratoire global

La raison qui pourrait expliquer le manque d'efficacité du modèle présenté serait l'absence d'une information globale qui prenne en compte la totalité de planche. Pour répondre à cette interrogation, on remplace, dans l'équation d'Hankinson, le MOE du bois sans défaut par le MOE vibratoire longitudinal de chaque planche avec détection automatique ou manuelle du pic correspondant à la première fréquence de résonnance (chapitre 3 section 3.3).

$$\mathrm{MOE}_{\theta} = \frac{\mathrm{MOE}_{\mathrm{vibratoire}}\mathrm{MOE}_{90}}{\mathrm{MOE}_{\mathrm{vibratoire}}\sin^{n}\theta + \mathrm{MOE}_{90}\cos^{n}\theta} \quad (4.8)$$

Avec : MOE_{θ} : MOE ponctuel à un angle θ; $MOE_{vibratoire}$: MOE d'un sciage mesuré par essai vibratoire en prenant la première fréquence propre ; MOE_{90} : MOE du bois à 90° égal à 1 260 MPa ; n : paramètre d'Hankinson (égal à 1.85 dans ce cas).

La figure 4.21 présente la variation du MOE statique en fonction du MOE prédit de ce nouveau modèle.

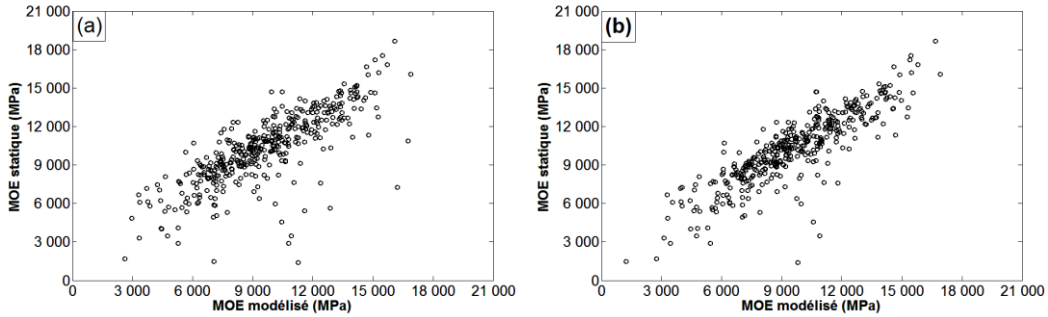


Figure 4.21 : Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en associant intégrant les MOE vibratoires longitudinaux automatique (a) et manuel (b)

L'association du MOE vibratoire dans l'équation d'Hankinson a permis d'améliorer nettement le résultat final avec un coefficient de détermination entre les valeurs prédites respectivement avec détection automatique et manuelle des pics de fréquence et les valeurs statiques égale à 0,62 et 0,74 et une erreur de prédiction égale à 1 714 MPa et 1 416 MPa. Ce résultat confirme que la détermination du MOE statique nécessite l'identification d'un paramètre global comme la fréquence de résonance.

La deuxième conclusion qui apparaît est l'apport de la mesure de l'ODF au MOE vibratoire longitudinal avec une détection automatique des pics. En effet, le R^2 est amélioré de 18 points et l'erreur est réduite 346 MPa comparés au MOE vibratoire longitudinal en automatique seul (R^2 =0,44 et le RMSEC = 2 060 MPa). Dans la détection manuelle des pics de fréquences, l'association de l'ODF au MOE vibratoire offre aussi un meilleur résultat en comparaison avec le MOE vibratoire seul (R^2 =0,69 et le RMSEC = 1 530 MPa) avec un gain de 5 points dans le R^2 et une réduction d'erreur de 114 MPa. L'association de ces deux techniques est donc intéressante en termes de prédiction du MOE statique. L'intérêt se manifeste lorsqu'une mauvaise sélection de la première fréquence dans un essai vibratoire a lieu à cause de la présence de défauts engendrant une valeur aberrante du MOE vibratoire (très élevée), la mesure de l'ODF permet de prendre en compte les défauts et de diminuer en conséquence la valeur du MOE vibratoire.

Il est probable que le MOE vibratoire transversal sur chant avec une détection automatique associé à la mesure de l'ODF conduirait à une meilleure prédiction du MOE statique. Pour vérifier cette hypothèse, on remplace le MOE vibratoire longitudinal par le MOE vibratoire transversal avec une détection des pics automatique ou manuelle. La figure 4.22 présente la variation du MOE statique en fonction du MOE prédit dans ces deux cas. Avec un R^2 = 0,78 et un RMSEC = 1 303 MPa, l'association du MOE vibratoire sur chant automatique à la mesure de l'ODF améliore la prédiction du MOE statique en comparaison au MOE vibratoire sur chant seul (R^2 = 0,75 et le RMSEC = 1 390 MPa ; cf. chapitre 3 section 3.2). Le constat inverse est observé en associant le MOE vibratoire transversal sur chant

manuel à la mesure de l'ODF avec un R^2 = 0,85, un RMSEC = 1 077 MPa contrairement au MOE vibratoire transversal sur chant manuel seul où le R^2 = 0,88 et le RMSEC = 948 MPa. Ces résultats indiquent que l'information ODF permet de pallier partiellement à la problématique de la détection automatique des pics de fréquences qui engendre des points aberrants. Autrement dit, la prédiction du MOE statique est plus robuste en associant la mesure des orientations des fibres au MOE vibratoire sur chant. En revanche, la variabilité apportée par la mesure de l'ODF nuit aux résultats vibratoires sur chant lorsque les fréquences de résonnance ont pu être déterminées de manière optimale manuellement.

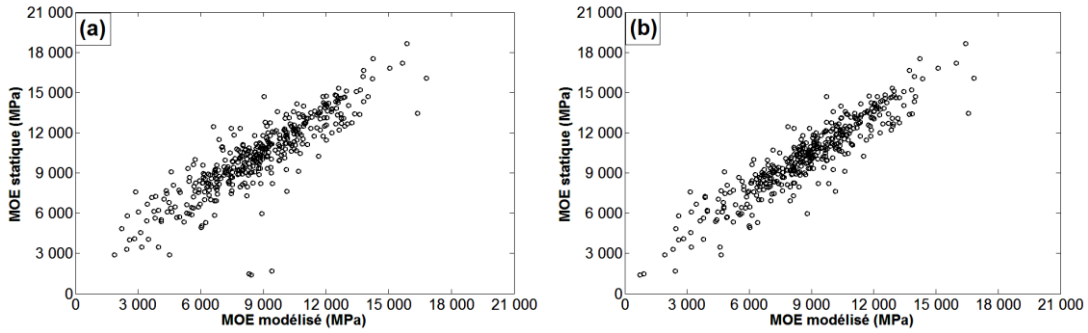


Figure 4.22 : Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en associant intégrant les MOE vibratoires transversal sur chant automatique (a) et manuel (b)

4.5.2 Prédiction du MOR

La figure 4.23 présente un schéma de principe indiquant les étapes du modèle pour prédire le MOR qui seront, par la suite, détaillées.

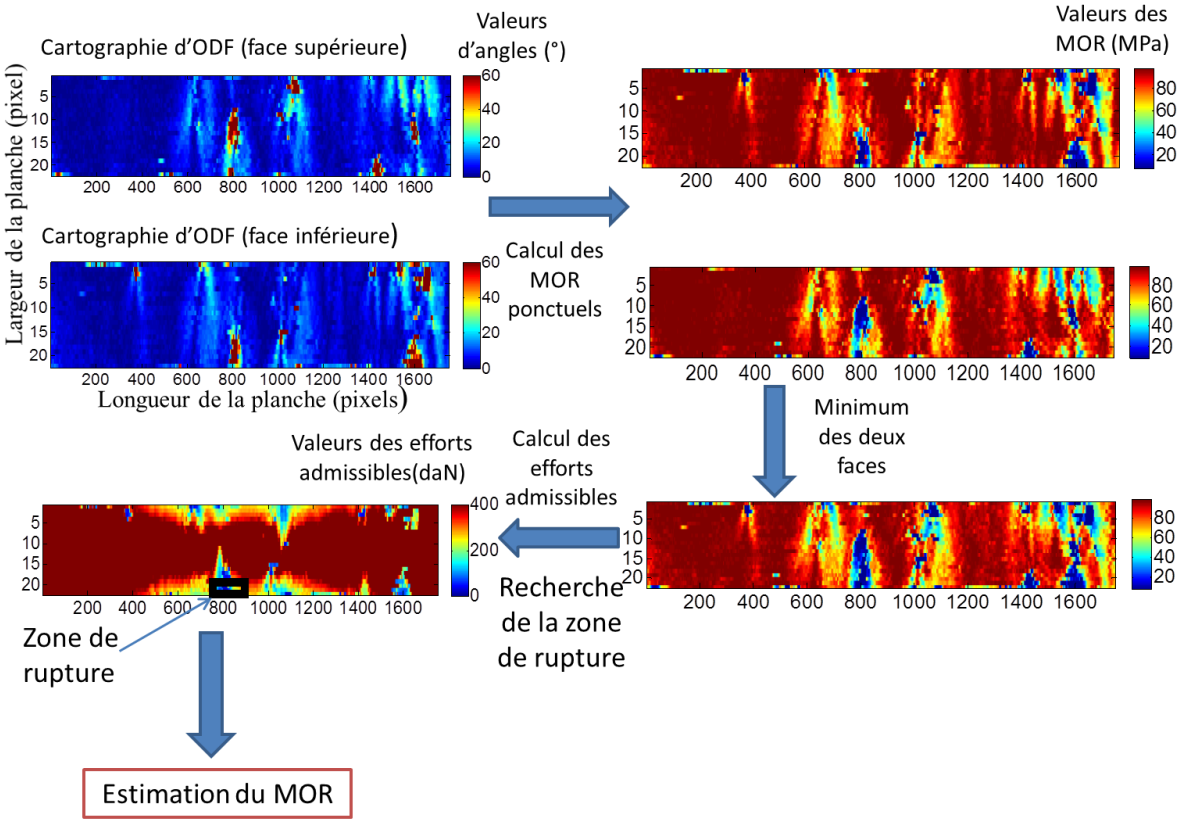


Figure 4.23 : Schéma de principe illustrant les étapes du modèle pour prédire le MOR

A partir de l'équation d'Hankinson (4.1), les angles de fibres sont convertis en résistances à la rupture ponctuelles constituant ainsi deux cartographies relatives aux deux faces d'un sciage. Une nouvelle cartographie unique de résistances est calculée en prenant le minimum entre un élément d'une face et son symétrique de la deuxième face (figure 4.24). Les paramètres d'Hankinson considérés pour la conversion sont :

- Moyenne des MOR sans défaut obtenus en mode de rupture « traction simple » soit 98 MPa (chapitre 2 section 2.1).
- MOR à 90° obtenu dans le plan (xy) soit 8 MPa (chapitre 4 section 4.2).
- n = 2,2 optimisé dans le (chapitre 4 section 4.2)

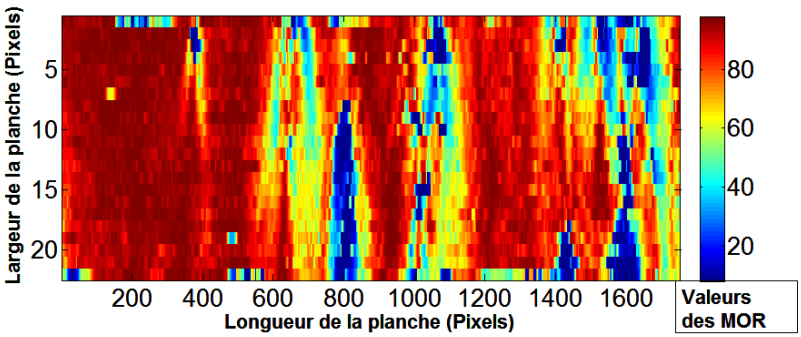


Figure 4.24 : Exemple de cartographie de MOR ponctuels

Les contraintes normales lors de l'essai de flexion quatre points sont calculées au centre de chaque élément en appliquant l'équation 4.9. Elles correspondent aux contraintes atteintes pour un effort unitaire appliqué sur un appui de la flexion quatre points. La figure 4.25 présente un exemple des contraintes normales dans une planche.

$$\sigma\,(x,y) = \frac{E_i(x,y)}{(EI)_{ef}(x)}\,(a_i M_{f_i}(x) + \frac{h_i}{2} M_{f_i}(x)) \quad (4.9)$$

Avec :

$E_i(x,y)$: module d'élasticité ponctuel obtenu selon l'équation d'Hankinson (4.1) ; $EI_{ef}(x)$: rigidité efficace à la position x (calculé dans l'équation 4.4) ; M_{f_i} : moment de flexion à la position x pour un effort unitaire ; a_i : distance de l'élément i à la fibre neutre (calculée dans l'équation 4.3) ; h_i : hauteur de l'élément i.

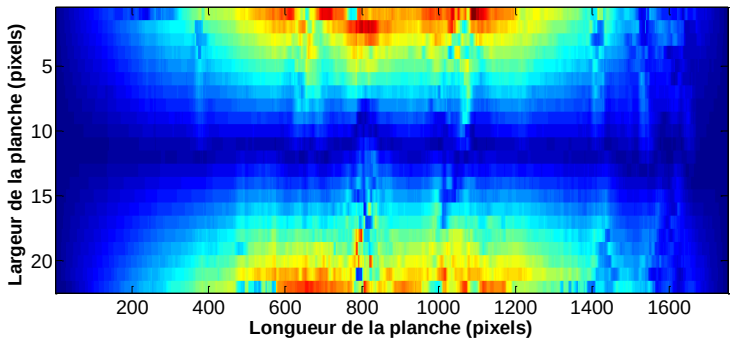


Figure 4.25 : Exemple de distribution des contraintes normales dans une planche

Du fait de la répartition hétérogène des contraintes dans un essais de flexion, si deux éléments ont un même angle de fibre, et donc une même contrainte limite, mais s'ils sont à deux positions différentes, l'effort nécessaire pour la rupture de ces deux éléments ne sera pas forcément le même. Pour évaluer la résistance d'un élément à une position donnée, une nouvelle matrice dite « matrice des efforts admissibles » est calculée en divisant chaque pixel constituant la cartographie des résistances à la rupture par les contraintes normales (figure 4.25). En effet, dans ce modèle élastique linéaire ce rapport de contraintes est égal au rapport de l'effort appliqué pour atteindre la rupture sur l'effort appliqué pour obtenir la cartographie de contraintes de l'équation 4.9. Cette dernière valeur ayant été choisie comme unitaire, le rapport des termes de la cartographie des résistances à la rupture divisé par les contraintes normales est bien homogène à un effort. L'effort nécessaire pour qu'un pixel atteigne sa résistance à la rupture est appelé effort admissible. La figure 4.26 présente finalement pour chaque pixel l'effort qu'il faudrait fournir sur un appui de la flexion quatre points pour que le pixel en question atteigne sa résistance à la rupture, ce indépendamment des autres parties de la planche qui pourraient casser bien avant dans la réalité. Les pixels proches de la ligne neutre présentent donc des valeurs d'effort de rupture très élevées au contraire de ceux situés aux bords de la planche.

Le critère de rupture consiste à localiser la région qui présente le plus faible effort admissible. En effet, dans la mesure où la rupture est un phénomène local dû à un endroit de faible résistance soumis à une contrainte significative, il parait évident de chercher à le situer. En considérant le pixel le plus faible, le risque de confondre un bruit de mesure avec un réel

point faible ponctuel est élevé. Une solution consiste à balayer la cartographie de la matrice des efforts admissibles à l'aide d'une fenêtre dont les dimensions sont prédéfinies (100 mm en longueur et 10 mm en hauteur). L'influence des valeurs prises pour ces dimensions sur les résultats du modèle sera évaluée ultérieurement. Dans chaque étape du balayage, on moyenne les valeurs contenues dans la fenêtre jusqu'à trouver la moyenne la plus faible (carré blanc dans la figure 4.26). En fonction de cette valeur de la moyenne, la résistance à la rupture du sciage est alors calculée selon l'équation 4.10,

$$\widehat{MOR} = \frac{M_{f_{lim}}}{\frac{I}{\frac{h}{2}}} \qquad (4.10)$$

Avec : $\widehat{MOR}$: MOR prédit ; $M_{f_{lim}}$: moment de flexion calculé sur la base de la moyenne des efforts admissibles présentant la plus faible valeur ; I : moment quadratique ; h : hauteur de la planche dans l'essai de flexion

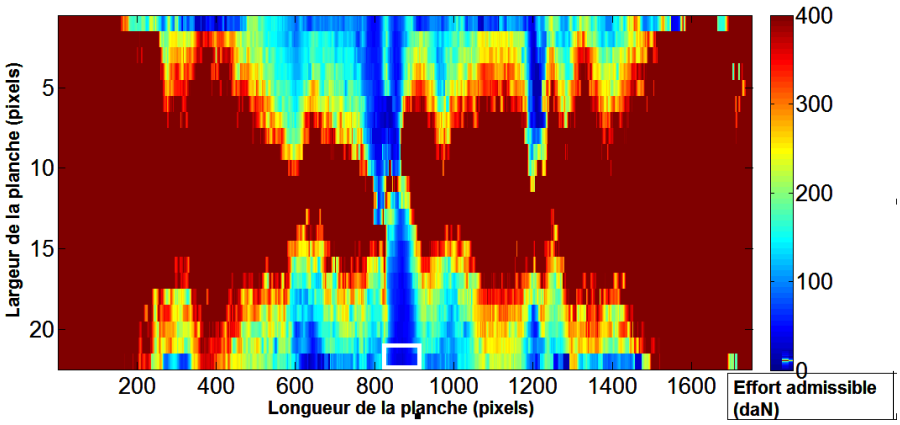


Figure 4.26 : Exemple d'une cartographie d'efforts de rupture ponctuels et de la localisation de la zone de rupture

Appliqué sur les 405 planches du lot de chêne, ce modèle conduit au nuage de points (figure 4.27) présentant les MOR obtenus en flexion quatre points en fonction des MOR prédits. Ce modèle conduit à un coefficient de détermination R^2 entre les valeurs prédites et celles obtenues en flexion quatre points de 0,5 et une erreur de prédiction égale à 16,04 MPa. Concernant la prédiction des positions de rupture (figure 4.28), le modèle prédit avec un coefficient de détermination égal à 0,52 et une erreur de prédiction égale à 130 mm.

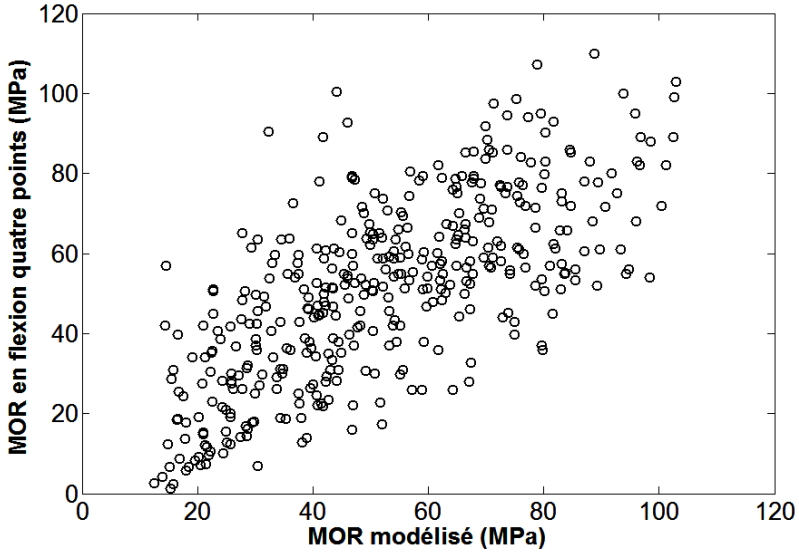


Figure 4.27 : Prédiction du MOR en fonction du MOR modélisé basé sur la localisation de la zone à faible effort de rupture

Le niveau de prédiction de la position est relié à celui de la résistance mécanique. En effet, si le modèle prédit une position différente de la position réelle, la résistance mécanique serait aussi différente. Une imprécision de prédiction pourrait arriver lorsque deux ou plusieurs régions sont en concurrence en particulier si l'une est dans la partie supérieure (sollicitée en compression) et l'autre dans la partie inférieure (sollicité en traction). Le modèle ne fait pas de différence entre ces deux parties alors qu'un essai destructif en flexion quatre points les distingue. Ainsi, Il est possible d'améliorer les performances du modèle en agissant sur ces paramètres.

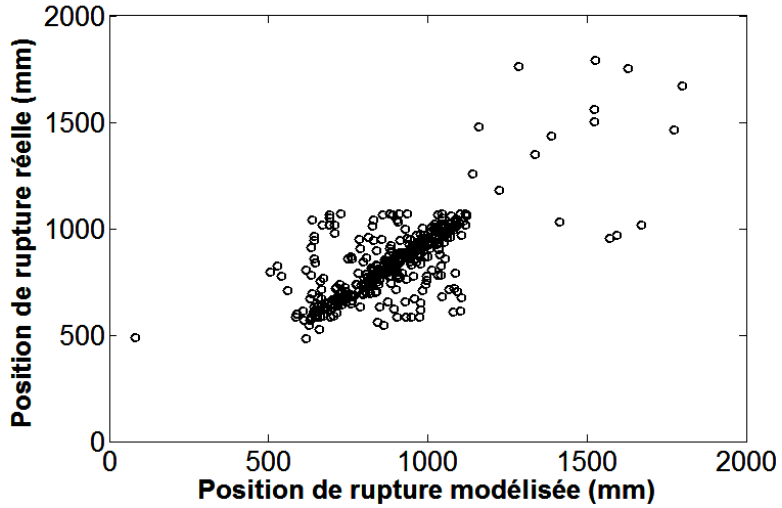


Figure 4.28 : Prédiction de la position de rupture réelle en fonction de celle modélisée basée sur la localisation de la zone à faible effort de rupture

A noter, sur la figure 4.28, que certaines positions à la rupture sont supérieures à 1 300 mm. Elles correspondent aux planches ayant une hauteur supérieure à 150 mm. En respectant

la norme NF EN 338 (2016), la distance entre les appuis extérieurs est 18 fois supérieure à la hauteur et la distance entre les appuis centraux varie entre 900 et 1 800 mm. Ainsi les positions à la rupture supérieures à 1 300 mm correspondent bien à des planches ayant cassées dans la zone centrale lors des essais de flexion quatre points.

4.5.2.1 Influence de la position de la fenêtre de balayage

En focalisant le balayage de la fenêtre uniquement sur la moitié inférieure de la planche c'est-à-dire la partie qui est sollicitée en traction, il est possible d'améliorer le résultat de prédiction car la rupture des sciages se produit majoritairement dans cette partie. Ainsi, la figure 4.29 présente les MOR prédits en fonction des MOR obtenus en flexion quatre points dans le cas d'un balayage sur la partie de traction.

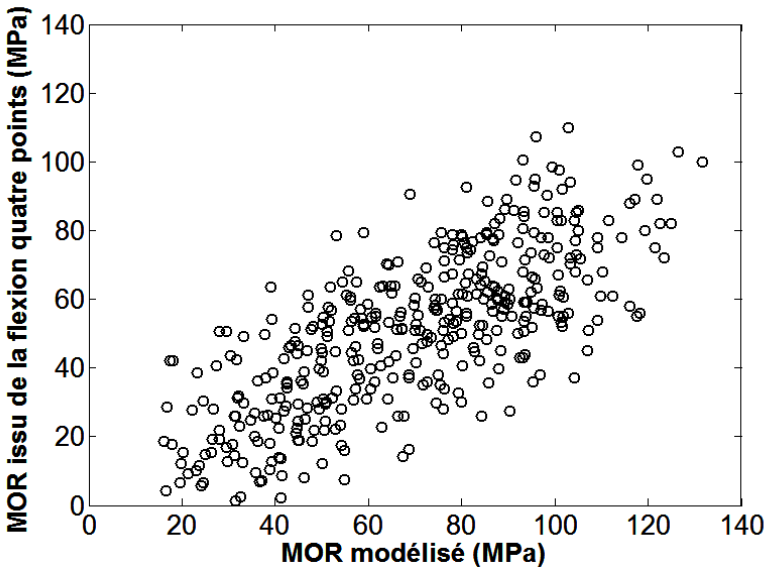


Figure 4.29 : Variation du MOR en fonction du MOR prédit basé sur la localisation de la zone à faible effort de rupture dans la partie du sciage sollicitée en traction

La régression linéaire donne un coefficient de détermination de 0,54 et un RMSEC égal à 15,27 MPa qui sont meilleurs qu'un balayage sur l'ensemble de la cartographie (R^2 = 0,5 RMSEC = 16,04 MPa). Le résultat est aussi grandement amélioré par rapport aux valeurs fractiles obtenues sur les cartographies des résistances aux ruptures ponctuelles (troisième fractile : R^2 = 0,27 et un RMSEC de 19,31 MPa), ce qui prouve l'intérêt du modèle mécanique. Le nuage de points de la figure 4.30 montre la variation de la position prédite en fonction de la position de rupture réelle. Le niveau de prédiction est amélioré en balayant uniquement dans la zone sollicitée en traction avec un R^2 = 0,57 et une erreur de prédiction de 123 mm. Dans cette analyse, Il paraît assez difficile d'aller beaucoup plus loin dans la précision de la position prédite dans la mesure où le relevé de la position de rupture réelle est lui-même imprécis car on ne connaît pas l'endroit exact où la rupture a eu lieu.

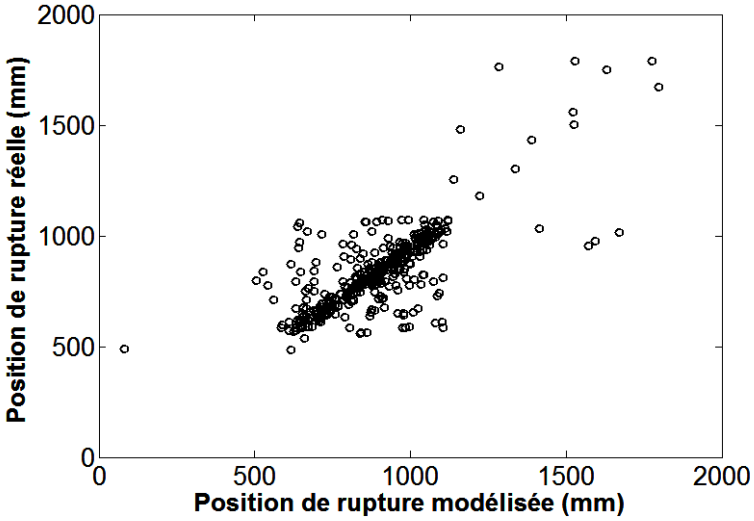


Figure 4.30 : Variation de la position de rupture réelle en fonction de celle modélisée basée sur la localisation de la zone à faible effort de rupture dans la partie du sciage sollicitée en traction

Pour la suite, le balayage sera fait sur la partie en traction sauf mention contraire. L'influence des paramètres d'Hankinson doit être aussi évaluée sur le modèle de prédiction des MOR.

4.5.2.2 Sensibilité aux paramètres d'Hankinson du modèle

Les paramètres à tester sont les résistances aux ruptures du bois sans défaut (f_0) et à 90° (f_{90}) ainsi que le coefficient n. Dans un premier temps, pour n = 2 (paramètre mesuré dans le chapitre 4 section 4.2), les paramètres f_0 et f_{90} sont variables dans des plages raisonnables et leur effet est évalué avec le coefficient de détermination entre les MOR prédit et ceux obtenus en flexion quatre points (tableau 4.5).

R^2		MOR à 90° (MPa)				RMSEC (MPa)		MOR à 90° (MPa)			
		2	8	12	15			2	8	12	15
MOR à 0° (MPa)	80	0,51	0,54	0,53	0,52	MOR à 0° (MPa)	80	15,81	15,31	15,53	15,67
	120	0,49	0,54	0,54	0,53		120	16,16	15,28	15,32	15,44
	150	0,48	0,54	0,54	0,54		150	16,32	15,3	15,27	15,33
	180	0,47	0,54	0,55	0,54		180	16,45	15,35	15,25	15,27

Tableau 4.5 : Etude de l'influence des paramètres d'Hankinson (MOR sans défaut et MOR à 90°) sur le modèle de prédiction du MOR

Le tableau 4.5 montre que le modèle est très peu sensible face à la variation des constantes f_0 et f_{90} à l'exception de f_{90} = 2 MPa où les coefficients de détermination sont plus bas que le reste du groupe et les erreurs de prédiction sont plus grandes.

Le dernier paramètre d'Hankinson à évaluer est le coefficient n qui est choisi entre 1 et 2,5 (valeurs issues de l'optimisation de n dans le chapitre 4 section 4.2). La résistance à la rupture du bois sans défaut est fixée à 98 MPa et la résistance à la rupture du bois à 90° est

fixée à 8 MPa. Le tableau montre le comportement du modèle (R^2 et RMSEC) face à une variation du coefficient n.

n	R^2	RMSEC (MPa)
1	0,49	16,13
1,77	0,54	15,35
2	0,54	15,27
2,28	0,54	15,32
2,5	0,53	15.5

Tableau 4.6 : Influence du coefficient n de l'équation d'Hankinson sur le modèle de prédiction du MOR

Le tableau montre que le modèle est insensible pour une variation du coefficient n entre 1,77 et 2,5. Le seul cas où le modèle est moins efficace est lorsque n = 1 où le coefficient de détermination est égal à 0,49 et le RMSEC est égal à 16,13 MPa. Le modèle est par conséquent robuste dans l'intervalle de confiance [1,77 ; 2,28] mais il est difficile d'expliquer ce résultat. Pour la suite de l'étude, on prendra n = 2,2 comme indiqué dans la section 4.2.

4.5.2.3 Effet du MOR bois sans défaut

Comme dans le cas du MOE, la résistance à la rupture du bois sans défaut f_0 contenue dans l'équation d'Hankinson est remplacée par les valeurs obtenues dans le chapitre 2 section 2.1. Ainsi, il est possible de voir si l'information intrinsèque au matériau contenue dans le MOR bois sans défaut des éprouvettes de faibles dimensions a une influence sur la détermination des résistances des planches.

Pareillement au MOE, le nombre d'échantillons exploitables à la fois dans les campagnes sur du bois sans défaut que celles sur du bois massif est restreint à 78 planches (Chapitre 2 section 2.1). La figure 4.31 présente la variation du MOR en flexion quatre points en fonction du MOR prédit.

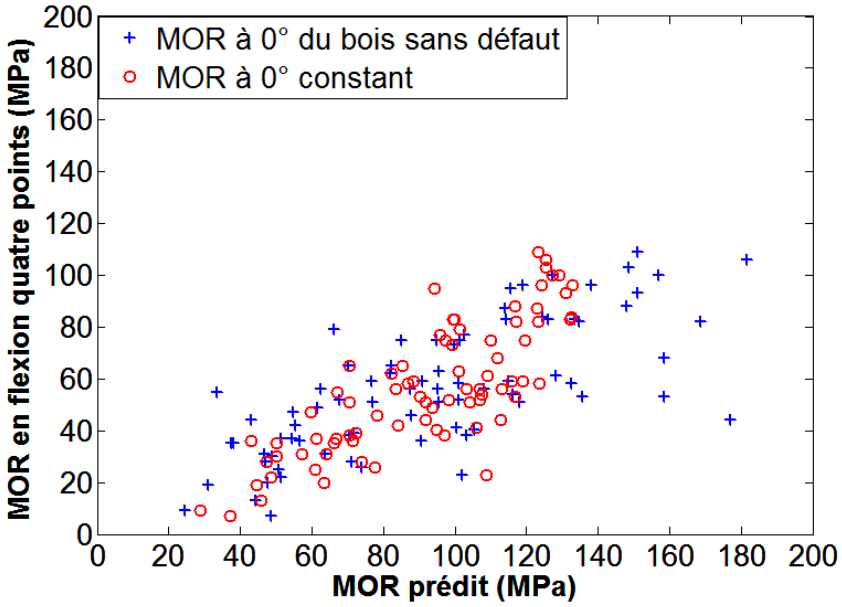


Figure 4.31 : Prédiction du MOR statique en fonction du MOR en incluant le MOE du bois sans défaut

Le résultat issu de ce nuage de points indique un coefficient de détermination égal à 0,53 et une erreur de prédiction de 16,95 MPa. En comparant avec le modèle sans prise en compte du MOR bois sans défaut, ce dernier offre un $R^2 = 0,64$ et une erreur de prédiction de 14,77 MPa sur les 78 planches étudiées. On constate que l'insertion du MOR bois sans défaut dans le modèle n'améliore pas le niveau de prédiction du MOR. Comme pour le MOE, ce résultat pourrait s'expliquer par le fait que le MOR considéré comme celui du bois sans défaut n'est pas représentatif de l'ensemble du sciage dont il provient mais qu'en réalité il y a une dispersion des valeurs des MOR du bois sans défaut au sein d'une même planche. Ainsi, le fait de le considérer le MOR d'une petite éprouvette comme valeur du MOR « bois sans défaut » de toute une planche augmente les écarts au lieu de les diminuer. En outre ce résultat montre que le MOR dépend principalement de la nature des défauts contenus dans le sciage et que la résistance de la partie bois sans défaut a peu de rapport avec le sciage entier. Il reste à vérifier l'apport d'une information qui concerne la globalité de la planche.

4.5.2.4 Influence du MOE vibratoire

La résistance à la rupture f_0 est remplacée, dans l'équation d'Hankinson, par l'équation de régression qui relie le MOE au MOR. Cette équation est extraite du chapitre 2 dans la section 2.1 concernant la corrélation entre MOE et MOR du bois sans défaut. Le MOE du bois sans défaut est remplacé par le MOE vibratoire. Le coefficient 0,005 (équation 4.11) est aussi observé lors de la corrélation entre MOE et MOR dans le cas du bois massif.

$$f_0 = 0,005.\,\mathrm{MOE}_{\mathrm{vib}} \quad (4.11)$$

La figure 4.32 présente la variation du MOR prédit obtenu en associant le MOE vibratoire longitudinal avec détection de la première fréquence propre automatique ou manuelle au modèle prenant en compte l'ODF en fonction du MOR obtenu en flexion quatre points.

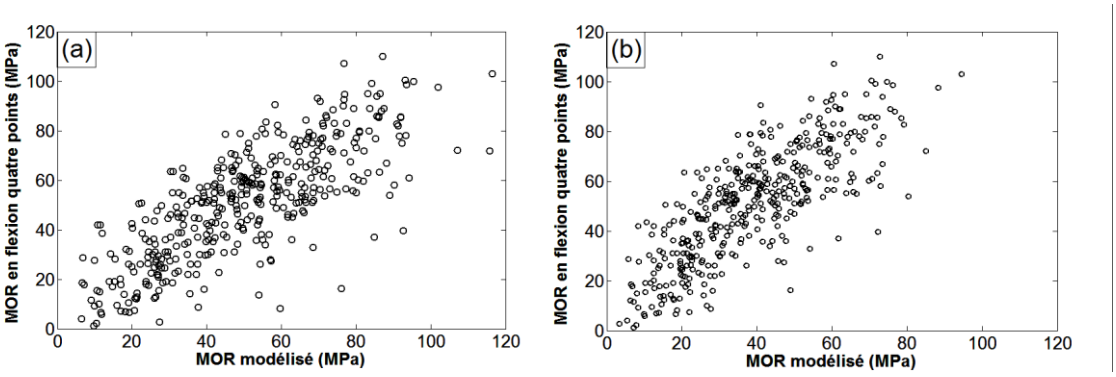


Figure 4.32 : Prédiction du MOR en fonction du MOR modélisé en incluant le MOE vibratoire longitudinal automatique (a) et manuel (b)

L'association du MOE vibratoire longitudinal automatique et manuel à la mesure de l'ODF conduit respectivement à un $R^2 = 0,60$ et 0,63 et une erreur de prédiction égale à 14,20 MPa et 13,79 MPa. Le modèle est amélioré par rapport à la détection de l'ODF seule ($R^2 = 0,54$ et un RMSEC = 15,27 MPa) ce qui prouve que l'information locale représentée par la

mesure de l'ODF est aussi importante que l'information globale représentée par le MOE vibratoire longitudinal.

La figure 4.33 présente la variation du MOR prédit obtenu en associant le MOE vibratoire transversal sur chant automatique ou manuel au modèle basé sur l'ODF en fonction du MOR obtenu en flexion quatre points. L'ajout du MOE vibratoire transversal sur chant automatique et manuel à la mesure de l'ODF offre respectivement un R^2 égal à 0,65 et 0,67 et un RMSEC de 13,34 MPa et 13 MPa. La mesure de l'ODF seul donnait un R^2 = 0,54 et un RMSEC = 15,27 MPa. Le MOR en flexion quatre points est mieux prédit en associant le vibratoire sur chant à la mesure de l'ODF. La raison serait la similitude du type de sollicitation entre un essai vibratoire transversal sur chant et un essai en flexion quatre points. Par ailleurs la combinaison des deux technologies est aussi plus efficiente que le vibratoire transversal seul en automatique ou en manuel (R^2 = 0,45 et le RMSEC = 16,8 MPa pour l'automatique ; R^2 = 0,51 et le RMSEC = 15,97 MPa pour le manuel). Cette association de machines offre ainsi le meilleur résultat.

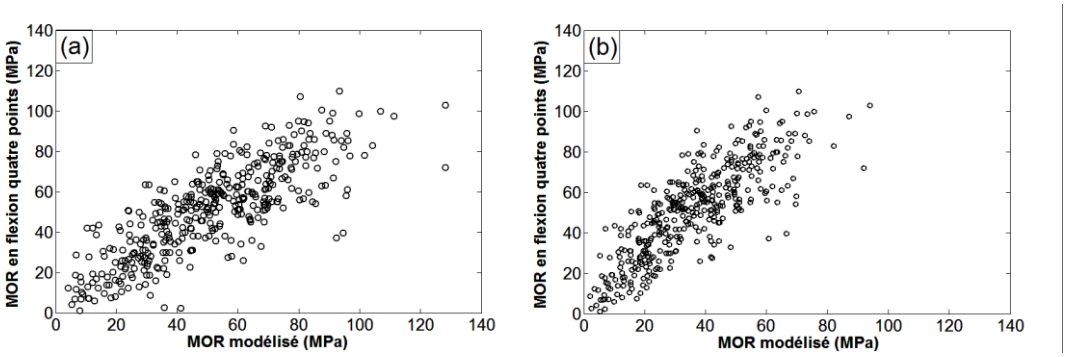


Figure 4.33 : Variation du MOR en fonction du MOR modélisé en incluant le MOE vibratoire transversal sur chant automatique (a) et manuel (b)

4.5.2.5 Influence de la taille de la fenêtre

Dans ce qui précède, la localisation du défaut conduisant à la rupture a été réalisée par une fenêtre de dimension [100 10] mm². Il est intéressant de voir si le changement des dimensions de la fenêtre aurait un impact sur la prédiction du MOR en flexion quatre points. Pour cela, seul le modèle incluant la mesure de l'ODF sera utilisé dans ce qui suit afin d'essayer d'améliorer spécifiquement son efficacité.

Pour prendre en compte une hauteur du rectangle supérieure à la mi-hauteur de la planche, le balayage de la fenêtre a été réalisé sur l'ensemble de la cartographie, c'est-à-dire sans différencier la partie sollicitée en traction et la partie sollicitée en compression. Ainsi les hauteurs du rectangle varient entre 2 et 70 mm. La longueur du rectangle varie, quant à elle, entre 20 et 400 mm.

Les tableaux 4.7 et 4.8 résument les résultats obtenus en termes de coefficient de détermination et d'erreur de prédiction entre les MOR prédits et ceux obtenus en flexion quatre points et entre les positions de ruptures réelles et prédites.

	R^2	Hauteur du rectangle (mm)							RMSEC	Hauteur du rectangle (mm)						
		2	5	10	20	40	50	70	(MPa)	2	5	10	20	40	50	70
Longueur du rectangle (mm)	20	0,17	0,3	0,34	0,35	0,32	0,38	0,43	20	20,7	19	18,4	18,2	18,6	17,7	17,1
	50	0,25	0,4	0,43	0,43	0,36	0,42	0,45	50	19,6	17,5	17,1	17	18	17,1	16,7
	100	0,29	0,47	0,5	0,49	0,4	0,49	0,5	100	19,1	16,5	16	16	17,5	16,2	16
	150	0,28	0,47	0,5	0,5	0,38	0,49	0,5	150	19,1	16,6	16	16	17,9	16,2	16
	200	0,26	0,44	0,48	0,48	0,35	0,46	0,48	200	19,4	17	16,4	16,4	18,3	16,7	16,4
	300	0,22	0,39	0,43	0,43	0,28	0,39	0,42	300	20	17,7	17,1	17,1	19,4	17,8	17,3
	400	0,2	0,36	0,4	0,4	0,21	0,32	0,37	400	20,3	18,1	17,5	17,5	20,2	18,6	17,9

Tableau 4.7 : Coefficients de détermination entre les MOR et les MOR modélisés accompagnés des erreurs de prédictions RMSEC pour différentes dimensions du rectangle de balayage

	R^2	Hauteur du rectangle (mm)							RMSEC	Hauteur du rectangle (mm)						
		2	5	10	20	40	50	70	(MPa)	2	5	10	20	40	50	70
Longueur du rectangle (mm)	20	0,41	0,55	0,55	0,55	0,56	0,55	0,52	20	144	126	126	126	125	126	131
	50	0,41	0,52	0,55	0,51	0,55	0,56	0,51	50	145	130	126	132	127	124	131
	100	0,4	0,48	0,51	0,55	0,52	0,53	0,48	100	146	135	132	127	131	130	136
	150	0,4	0,49	0,51	0,54	0,52	0,52	0,52	150	146	135	131	128	131	131	130
	200	0,43	0,52	0,56	0,52	0,54	0,55	0,53	200	142	130	125	130	127	126	129
	300	0,47	0,51	0,55	0,54	0,56	0,57	0,55	300	137	132	127	128	125	124	126
	400	0,49	0,51	0,52	0,53	0,54	0,55	0,54	400	135	132	131	129	127	127	128

Tableau 4.8 : Coefficients de détermination entre les positions de ruptures réelles et modélisées accompagnées des erreurs de prédictions RMSEC pour différentes dimensions du rectangle de balayage

On remarque que la taille du rectangle a un effet sur le niveau de prédiction du MOR. Plus la longueur du rectangle augmente meilleur est le R^2 et ce jusqu'à atteindre une longueur de 100 ou 150 mm puis il diminue en allant vers des longueurs plus grandes. Concernant la hauteur du rectangle, les faibles valeurs inférieures à 5 mm génèrent un R^2 plus faible que les hauteurs de rectangle supérieures à 5 mm. L'erreur de prédiction suit le même constat que le R^2. Concernant l'influence des dimensions du rectangle de balayage sur la précision de la détection des positions de rupture, l'étendue des erreurs est de 23 mm avec une erreur minimale de 123 mm et un R^2 égal à 0,56. Il est cependant difficile d'en tirer des conclusions claires. En tous cas, en utilisant un fenêtrage, il apparaît nécessaire d'optimiser les dimensions du rectangle pour obtenir le meilleur niveau de prédiction. En effet, pour une autre essence ou peut-être un lot de qualité différente, l'optimisation ne conduirait pas forcément au même résultat car les dimensions du rectangle optimales seront adaptées à la majorité des tailles des défauts causant la rupture dans ce lot. Dans le chapitre 2 section 2.2, il a été observé que le diamètre d'un nœud à l'origine de la rupture avait une influence directe sur la résistance à la rupture alors qu'une fenêtre de dimensions fixes ne prend pas en compte cet aspect. Ce problème se manifeste d'autant plus lorsque la taille d'un nœud est supérieure à la hauteur ou

à la longueur du rectangle comme le montre la figure 4.34. C'est la raison pour laquelle le modèle surestimera le MOR de la planche. Autrement dit, la surface réelle du nœud n'est pas prise en compte avec ce type de fenêtrage.

Le deuxième inconvénient du fenêtrage réside dans le fait que les planches sans défaut ne peuvent être représentées par une localisation de la zone de faibles contraintes aux limites (figure 4.35). En effet, une fenêtre de valeurs d'efforts correspondant à des angles à 0° ne représente pas l'effort à la rupture du sciage. Ce problème est d'autant plus accentué lorsque le balayage est réalisé sur l'ensemble de la cartographie (parties sollicitées en traction et celle sollicitée en compression dans un essai de flexion quatre points).

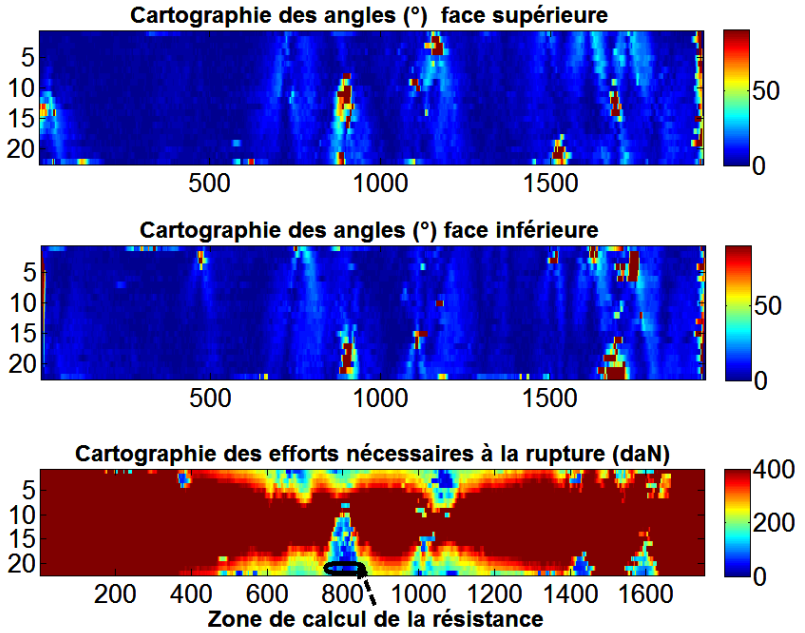


Figure 4.34: Exemple d'une localisation par fenêtrage sur un nœud

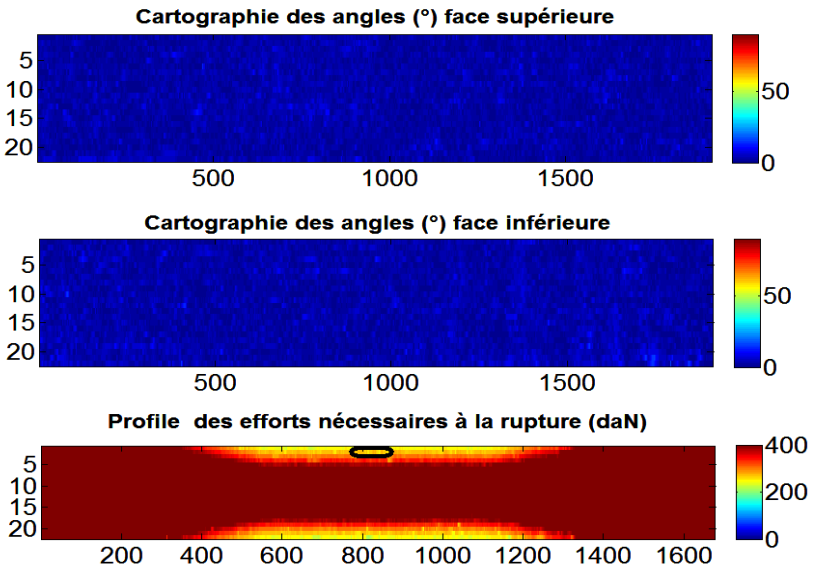


Figure 4.35: Exemple d'une localisation par fenêtrage sur un sciage sans défaut

La solution à ces deux problèmes serait de découpler le comportement du modèle en fonction des nœuds présents dans la planche, c'est-à-dire qu'il s'agit tout d'abord de détecter la présence ou pas de nœuds et travailler par la suite au cas par cas. Un sciage exempt de tout défaut sera traité différemment d'un sciage avec de gros défauts.

4.5.2.6 Modèle basé sur la détection de nœuds

La détection des nœuds proposée ici est basée exclusivement sur les valeurs de l'ODF. En effet, les fibres sont déviées dans le contour d'un nœud qui lui-même possède de l'ODF supérieures à 25° et qui peuvent atteindre 90° c'est-à-dire dans un sens perpendiculaire au sens longitudinal du sciage. A contrario, les fibres contenues dans du bois sans défaut ont des valeurs plutôt inférieures à 10°.

Le modèle développé se base sur l'identification de l'ODF supérieures à 25°. Pour ce faire, le modèle est construit sur la base de l'algorithme du peintre qui permet de différencier les objets dans une image. Il compare la couleur de chaque pixel avec ses proches voisins pour établir des groupements correspondant aux différents objets.

En partant de ce principe, la cartographie de l'ODF est balayée et convertie en étiquettes qui font référence soit à un pixel autour ou à l'intérieur d'un nœud soit à un pixel hors du nœud. Le but est de repérer les coordonnées des pixels des nœuds. Une étiquette avec une valeur très élevée (10^5) est attribuée pour les ODF inférieures à 25° et une étiquette, associée au numéro du nœud auquel elle fait référence, est attribuée pour les ODF supérieures à 25°. Le balayage se fait dans le sens croissant de la hauteur puis dans le sens croissant de la longueur (figure 4.36).

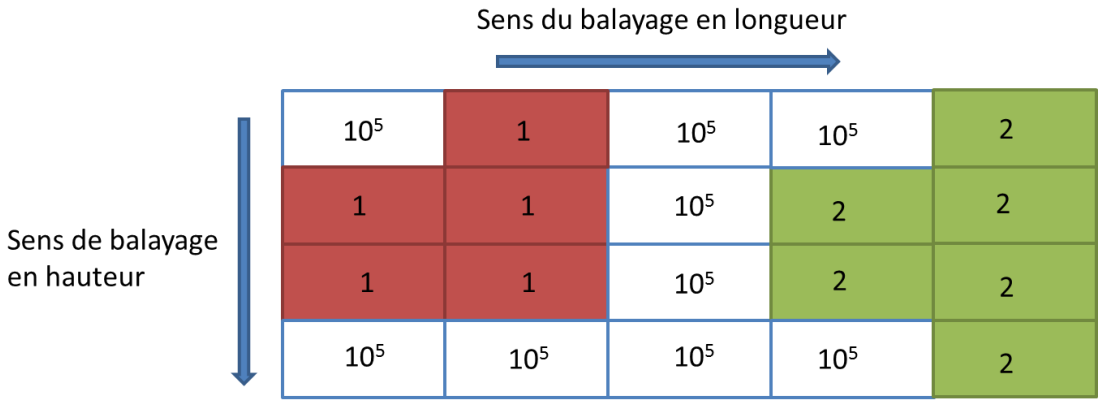


Figure 4.36 : Illustration du système d'étiquetage et du sens de balayage

Pour différencier les nœuds entre eux, le pixel traité, s'il correspond à un nœud, est comparé à ses proches voisins et plus précisément au pixel à sa gauche et au pixel au-dessus (figure 4.38). Dans le cas où un des proches voisins a une étiquette correspondante à un nœud, le pixel traité se voit attribuer la même étiquette.

Ce premier balayage permet de localiser avec une étiquette commune l'ensemble des pixels relatifs à un nœud. Cependant, les ODF autour d'un nœud ne sont pas forcément supérieures à 25°. C'est la raison pour laquelle un même nœud pourrait se voir attribué

différentes étiquettes. Il est donc essentiel de propager une même étiquette pour un nœud donné. Pour se faire, des balayages sont effectués en réexaminant à chaque fois les quatre voisins du pixel traité (pixels à droite, à gauche, au-dessus et en-dessous), puis en lui attribuant la plus petite étiquette de l'ensemble de ces pixels. A la fin de cette procédure on obtient, grâce aux étiquettes, les coordonnées des pixels de chaque nœud. Un exemple de l'étiquetage final est donné dans le tableau 4.9.

100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	1	1	100000	100000	100000
100000	100000	100000	100000	1	1	1	100000	100000
100000	1	1	1	1	1	1	1	1
100000	1	1	1	1	1	1	1	1
100000	1	1	1	1	1	1	1	1
100000	100000	1	1	1	1	1	1	100000
100000	100000	1	1	1	1	1	100000	100000
100000	100000	1	1	1	1	1	100000	100000
100000	100000	100000	1	1	1	1	100000	100000
100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000

Tableau 4.9 : Exemple de la propagation d'une étiquette

L'inconvénient majeur de ce système d'étiquetage réside dans son incapacité à attribuer une même étiquette à des voisins plus éloignés que les pixels frontaliers. On obtient, ainsi, en sortie, plusieurs nœuds qui correspondent dans la réalité à un même nœud (tableau 4.10).

100000	100000	100000	100000	100000	100000	100000
100000	1	1	1	100000	3	3
100000	1	1	1	100000	3	3
100000	100000	100000	1	100000	3	3
100000	100000	100000	100000	100000	3	3
100000	2	2	2	100000	3	3
100000	2	2	2	100000	3	3
100000	2	2	2	100000	3	3
100000	100000	100000	2	100000	3	3
100000	100000	100000	2	100000	3	3

Tableau 4.10 : Illustration de la difficulté d'homogénéiser une même étiquette dans un nœud

Pour y remédier, un post traitement est effectué sur les coordonnées des nœuds identifiés. Le but est d'assembler les nœuds qui ont des coordonnées proches. Afin d'y arriver, une distance minimum est fixée entre deux nœuds. Un nœud qui a une distance inférieure à 40 pixels en longueur et 6 pixels en hauteur au nœud précédent sera concaténé à ce dernier. Le seuil de la distance est optimisé par rapport au lot étudié mais il n'est pas concevable d'obtenir un seuil fixe et adapté à tout type de nœud.

Pour donner un exemple graphique de la détection, les contours des nœuds d'un sciage sont présentés dans la figure 4.37. Ils ont été obtenus en réalisant un ajustement elliptique à partir des coordonnées des nœuds. A noter que ces contours sont à titre d'illustration et le modèle de prédiction considère uniquement les coordonnées propres aux nœuds. A partir de ces coordonnées, la position du centre de gravité des nœuds est calculée ainsi que la surface du nœud.

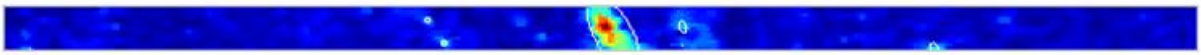


Figure 4.37 : Exemple de la détection de nœud sur une surface d'un sciage

La détection des nœuds est un outil qui permettra d'accéder à la position et à la surface des nœuds. Un premier objectif est de renforcer le fenêtrage expliqué précédemment, c'est-à-dire qu'avant de balayer la cartographie des efforts avec une fenêtre, on cherchera à savoir si le sciage possède un nœud de taille supérieure à la mi-hauteur et s'il est positionné dans la zone entre appuis centraux dans la partie sollicitée en traction. Dans ce cas, le MOR prédit par le fenêtrage sera réduit de moitié de telle façon à approcher le MOR en flexion quatre points qui possèdent généralement dans ce cas une faible valeur.

Le graphique de la figure 4.38 montre l'effectif des planches détectées comme ayant un nœud supérieur à la mi-hauteur.

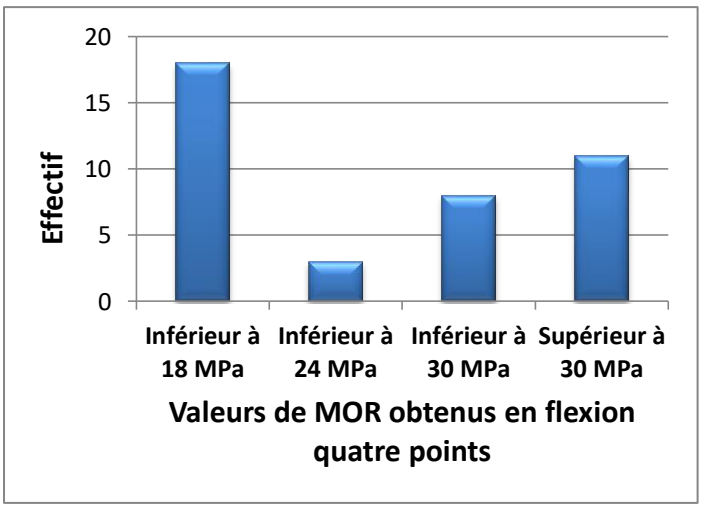


Figure 4.38 : Histogramme des valeurs de MOR en flexion quatre points des planches ayant des nœuds supérieurs à la mi-hauteur

On remarque que 18 planches avec une valeur de MOR en flexion quatre points en dessous de 18 MPa ont été détectées. Cependant, le modèle détecte aussi des planches avec des valeurs supérieures à 30 MPa, ce qui signifie que malgré des défauts conséquents dans la zone centrale, certaines planches cassent à des contraintes supérieures à 30 MPa. Ces planches ont probablement des nœuds dans la partie sollicitée en compression.

Malgré cette sur-détection, on constate (figure 4.39) que la prédiction avec cette détection des nœuds s'est améliorée avec un $R^2 = 0,56$ et un RMSEC = 15,04 MPa par rapport au balayage simple avec un $R^2 = 0,5$ et un RMSEC = 16,04 MPa. Ce résultat est encourageant car significatif bien qu'une grande partie des sciages ne possède pas de nœuds pénalisants et sont donc prédit à travers le balayage simple. De plus, l'amélioration de la prédiction des planches de faibles résistances pourrait être davantage sensible lors du classement mécanique.

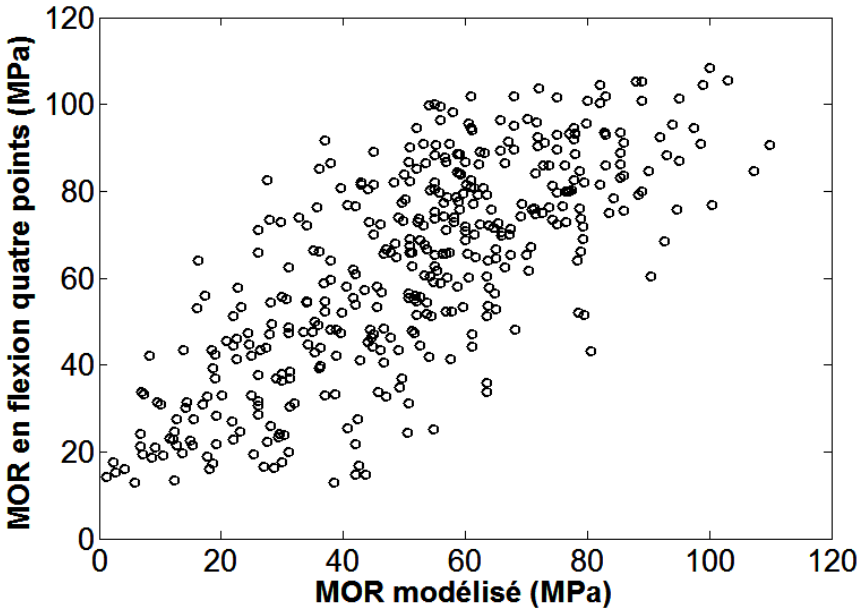


Figure 4.39: Variation du MOR en flexion quatre points en fonction du MOR modélisé et incluant la détection des nœuds

4.6 Bilan

En conclusion, à travers les différentes variantes du modèle développé, la mesure de l'ODF apparaît comme un moyen efficace pour prédire le MOE et le MOR. La connaissance des cartographies de l'ODF des deux faces des sciages permet de prédire le MOE avec un coefficient de détermination égal 0,4 et un RMSEC de 2 153 MPa. Ce niveau de prédiction est amené à 0,78 pour le R^2 et 1 303 MPa pour le RMSEC, en associant les cartographies de l'ODF à une mesure vibratoire sur chant avec détection automatique des pics de fréquence. Cependant, on a vu dans le chapitre précédent que la méthode vibratoire sur chant avec détection automatique des pics de fréquence prédit à elle seule le MOE à hauteur d'un R^2 = 0,75 et RMSEC = 1 390 MPa. Cette comparaison doit être faite maintenant en termes de classement mécanique car un coefficient de détermination moindre peut éventuellement suffire, particulièrement si le MOE n'est pas un critère discriminant dans le classement.

Concernant le MOR, les modèles développés ont permis d'atteindre un coefficient de détermination égal à 0,56 et un RMSEC de 15,04 MPa en employant les cartographies de l'ODF. A titre de comparaison avec la littérature Viguier (2015) a atteint un coefficient de détermination de 0,28 en employant les Rayons X et 0,22 avec la méthode vibratoire. La mesure de l'ODF est par conséquent un moyen très pertinent pour prédire le MOR.

Le modèle développé a permis d'améliorer la prédiction du MOR en passant d'un R^2 de 0,27 en exploitant simplement les valeurs statistiques de l'ODF ($3^{ème}$ fractile) à un R^2 = 0,56 avec ce modèle.

L'utilisation de la détection des nœuds est intéressante dans le cas des sciages à faible résistance car il a été montré qu'un nœud de surface importante et positionné dans la zone centrale d'un essai de flexion a une influence significative sur le MOR. L'association des cartographies de l'ODF au MOE vibratoire transversal sur chant avec détection automatique offre le meilleur résultat avec un R^2 = 0,65 et un RMSEC = 13,34 MPa. La prise en compte de l'information « bois sans défaut » dans le modèle basé sur les ODF a été sans succès. Elle nécessite une investigation plus poussée pour la détermination des propriétés mécaniques du bois sans défaut au sein d'un sciage.

Chapitre 5

Comparaison et impact des modèles sur le classement mécanique

5.1 Introduction

Dans ce chapitre, il s'agit tout d'abord comparer les résultats de prédictions du MOE et MOR relatifs aux technologies employées. Seuls les modèles conduisant aux meilleurs résultats pour chaque machine sont étudiés. A partir de ces résultats et de ceux obtenus de manière destructive en flexion quatre points, les classements mécaniques sont réalisés selon la norme, puis comparés selon des critères décrivant la justesse du classement. Ainsi, il est possible de comparer les machines en termes d'efficacité pour classer le chêne de qualité secondaire en particulier dans la classe D18/Rejet qui constitue la classe la plus faible pour une utilisation en construction.

5.2 Synthèse des résultats de prédiction

Le tableau 5.1 résume les résultats de prédiction obtenus en termes de coefficient de détermination (R^2) et d'erreur de prédiction (RMSEC). Pour mieux positionner les performances des moyens de prédiction choisis parmi toutes les méthodes possibles, on précise qu'au niveau de l'analyse vibratoire les deux cas extrêmes ont été pris en compte, c'est-à-dire que l'on utilisera les mesures vibratoires longitudinales automatiques et à l'opposé les mesures transversales manuelles. La machine vibratoire longitudinale basée sur la détection automatique de la première fréquence de résonance représente la configuration industrielle typique de l'analyse vibratoire. C'est aussi celle qui offre le résultat le moins performant en termes de prédiction. De l'autre côté, la machine vibratoire transversale sur chant basée sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance représente la meilleure configuration d'une analyse vibratoire basée uniquement sur la première fréquence de résonance. Il a été ajouté le modèle vibratoire stepwise basé sur la détection manuelle des quatre premières fréquences de résonance qui offre le meilleur résultat. Ensuite, les résultats basés sur la mesure de l'ODF en prenant le modèle avec le meilleur fenêtrage et détectant les nœuds (chapitre 4 section 4.4) sont affichés ainsi que ceux résultants des associations entre cette technologie, le vibratoire longitudinal et le vibratoire transversal sur chant cités précédemment.

Moyens de prédiction	**Prédiction MOE**		**Prédiction MOR**	
	R^2	**RMSEC (MPa)**	**R^2**	**RMSEC (MPa)**
MOE statique			0,51	15,83
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	0,44	2 060	0,23	19,9
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	0,88	948	0,51	15,97
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	0,88	941	0,56	15
Modèle basé sur **la seule mesure de l'ODF seule + localisation nœuds**	0,4	2 147	0,56	15,04
Association de **la mesure de l'ODF**et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	0,62	1 714	0,6	14,2
Association de la **mesure de l'ODF**et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	0,85	1 077	0,65	13,34

Tableau 5.1 : Récapitulatif des niveaux de prédiction du MOE statique et du MOR obtenus par différentes machines

Concernant la prédiction du MOE, la machine vibratoire transversale basée sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance (R^2 = 0,88 et un RMSEC = 948 MPa) ou les quatre premières fréquences de résonance (R^2 = 0,88 et un RMSEC = 941 MPa) présente le meilleur niveau de prédiction. Ce résultat peut s'expliquer par la similitude du type de sollicitation, appliquée sur chant, entre l'essai statique et l'essai vibratoire transversal sur chant. A contrario, quand la direction de vibration est différente de celle de l'essai statique, le niveau de prédiction du MOE est moindre. En effet, la prédiction issue des essais vibratoires longitudinaux (R^2 = 0,44, RMSEC = 2 060 MPa) est moins efficace et le R^2 baisse de 44 points et l'erreur de prédiction augmente de 1 112 MPa soit plus de 50 % par rapport au vibratoire transversal. La capacité de prédiction du vibratoire longitudinal est proche de celui basé sur la mesure de l'ODF (R^2 = 0,4, RMSEC = 2 147 MPa). Cependant, leur association permet d'améliorer le niveau de prédiction et atteindre un R^2 de 0,62 et un RMSEC de 1 714 MPa. La mesure de l'ODF permet dans le modèle qui l'associe au vibratoire longitudinal de réduire les valeurs aberrantes obtenues à partir de la première fréquence propre de l'essai vibratoire longitudinal. Ces valeurs sont, généralement, synonymes d'une planche de mauvaise qualité qui contient des défauts. Ces derniers sont pris en compte par la mesure de l'ODF alors qu'ils perturbent les mesures dans le cas du vibratoire longitudinal. Cependant, le modèle associant la mesure de l'ODF au vibratoire transversal sur chant n'améliore pas le résultat car les vibrations transversales sont peut-être davantage sensibles aux défauts que le vibratoire longitudinal. Le modèle ainsi construit en associant ces deux techniques n'est peut-être pas optimal. Par ailleurs, il est possible d'arriver aussi à un plafond de la prédiction qui ne peut pas dépasser celui du transversal sur chant car la mesure du MOE statique est différente du MOE dynamique en cela qu'elle ne sollicite pas de manière uniforme les planches (flexion quatre points sur une partie du sciage). La machine permettant des essais vibratoires sur chant apparait donc comme étant la plus efficace pour prédire le MOE statique.

Concernant la prédiction du MOR, la machine vibratoire longitudinale basée sur la détection automatique de la première fréquence de résonance offre le plus bas niveau de prédiction (R^2 = 0,23 et RMSEC = 19,9 MPa) bien que celle-ci soit la plus fréquemment employée en industrie résineuse. En supposant une connaissance exacte du MOE, et donc utilisant le MOE statique comme prédicteur du MOR, on atteint un niveau de prédiction du MOR avec un R^2 de 0,51 et un RMSEC de 15,83 MPa, ce qui est égal aux résultats du MOE vibratoire transversal sur chant basé sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance (R^2 de 0,51 et RMSEC de 15,97 MPa). Cela montre le plafonnement des méthodes de mesure du MOE pour la prédiction du MOR, du fait de la corrélation limitée entre le MOE et le MOR dans le cas du chêne. Cependant, une mesure vibratoire plus poussée qui prend en compte la linéarité des quatre premières fréquences de résonances en plus du MOE vibratoire transversal sur chant permet d'obtenir de meilleurs résultats (R^2 de 0,56 et RMSEC de 15,00 MPa). La linéarité est représentée par le coefficient de détermination entre les quatre fréquences de résonance (chapitre 3 section 3.5). Un mauvais coefficient de détermination indique que la planche est de mauvaise qualité et qu'elle contient des défauts et par conséquent possède un faible MOR. A l'inverse, un bon coefficient de détermination indique que la planche contient peu de défaut, c'est à dire un MOR élevé.

Le modèle basé sur la mesure de l'ODF conduit à des résultats très proches de cette dernière méthode vibratoire (R^2 de 0,56 et un RMSEC de 15,04). Cependant les deux modèles ne fonctionnent pas de la même manière. Le modèle employant les cartographies de l'ODF est basé sur une mesure locale ciblée sur la zone de rupture à l'inverse du vibratoire transversal sur chant qui offre une mesure globale sur les propriétés du sciage. C'est la raison pour laquelle le couplage de ces deux techniques permet d'apporter une complémentarité d'information sur la rupture. Ainsi, l'association de la détection de l'ODF et du MOE vibratoire transversal sur chant basé sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance conduit à la meilleure prédiction avec un R^2 égal à 0,65 et un RMSEC égal à 13,34 MPa. Il s'ensuit l'association de la détection de l'ODF et du MOE vibratoire longitudinal basé sur la détection automatique de la première fréquence de résonance (R^2 = 0,6 et RMSEC = 14,2 MPa).

En comparant les erreurs entre les modèles de prédiction du MOE et du MOR, celles-ci sont du même ordre de grandeurs entre les deux variables. Par exemple, pour le MOE, la différence entre la valeur maximale et minimale des RMSEC des modèles varie de 1 206 MPa soit de 11 % par rapport à la moyenne du MOE statique du lot (10 269 MPa). Concernant le MOR, La différence entre la valeur maximale et minimale des RMSEC des modèles varient de 6,6 MPa soit de 12 % par rapport à la moyenne du MOR statique du lot (51 MPa). Ces comparaisons, d'erreurs de prédiction ne reflètent pas forcément l'efficience des classements. En effet, même s'il est toujours intéressant d'avoir les erreurs de prédictions minimales, le protocole de classement, expliqué par la suite, ne prend pas en compte de la même manière les planches dont les propriétés mécaniques sont sur-estimées et celles qui sont sous-estimées. De plus, le classement peut conduire à donner davantage d'importance au MOE ou au MOR. Autrement dit, il est possible que le classement dépende essentiellement de la variabilité du MOR et non pas celle du MOE. Dans ce cas, une machine qui prédirait bien le MOR serait la plus efficace sans trop regarder son niveau de prédiction du MOE. Pour ces raisons, il convient donc de comparer les différentes technologies en termes de classement. Pour l'ensemble des classements, on rappelle que les valeurs MOE et MOR utilisées n'ont pas été corrigées selon l'EN 384 (2016).

5.3 Protocole de classement par machine

Comme indiqué dans le chapitre 1 section 1.2, le classement mécanique par machine est régi par la norme NF EN 14081-2 (2013). Dans ce qui suit, on décrit plus en détail le protocole pour réaliser un tri sur une seule classe et le rejet (D30/Rejet, D24/Rejet, D18/Rejet…etc). Ce protocole est basé sur les propriétés indicatrices (IP) : IPMOE en référence au MOE prédit, IPMOR en référence au MOR prédit ou bien IPdensité en référence à la masse volumique mesurée (de manière exacte dans notre étude). Ce protocole résume de manière simplifiée la norme car il ne s'agit pas, dans ce contexte, de décrire en détail la EN 14081-2 (2013).

Pour appartenir à une classe, les valeurs des IP doivent être supérieures à un seuil défini à travers les règles de la norme NF EN 14081 (2013). Pour déterminer un seuil d'une IP (figure 5.1), il faut définir préalablement la classe à étudier (usuellement D30, D24 ou bien D18) et la borne en termes de propriété qui y est associée (figure 5.1). Cette dernière est

extraite de la norme NF EN 338 (2016) (Tableau 1.3 du chapitre 1). Elle est légèrement modifiée pour prendre en compte la fiabilité du classement machine en comparaison avec le classement visuel (règles de l'Eurocode 5 pour le dimensionnement des structures). La borne du MOR est divisée par 1.12 pour les classes inférieures ou égales à D30 et la borne du MOE est multipliée par 0,95. Un exemple d'une valeur seuil de l'IPMOR et de la borne MOR corrigée relative à la classe D30 est montré dans la figure 5.1.

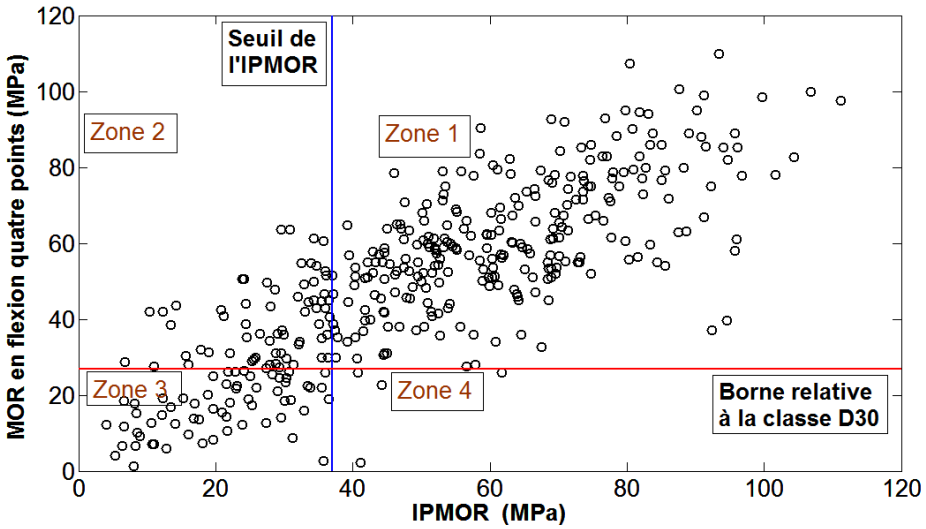


Figure 5.1 : Exemple d'un seuil IPMOR et de la borne relative à la classe D30

En supposant que le MOR est la variable discriminante du classement, la zone 1 de la figure 5.1 représenterait les planches bien classées dans la classe D30, La zone 2 représenterait les planches sous classées par la machine. La zone 3 représenterait les planches rejetées aussi bien par la machine que par le classement optimal et la zone 4 serait relative aux planches ayant été surestimées par la machine.

La valeur du seuil augmente c'est-à-dire que les plus faibles valeurs des IP sont éliminées jusqu'à ce que la moyenne des MOE soit supérieure à la borne et que le fractile à 5% du MOR soit supérieur à la borne. Concernant l'IPDensité, on ne s'y intéresse pas dans notre cas car on suppose sa détermination comme parfaite. Une fois ces conditions remplies, il faut que les éléments de la matrice de coût global soient supérieurs à 0,2 pour éviter trop de sur-classement (cf. Chapitre 1 section 1.3). Sinon, la valeur du seuil est augmentée. La troisième condition exige que la classe étudiée contienne au minimum 20 sciages. Sinon, la valeur du seuil est augmentée. La norme recommande au minimum 5 pièces ou 0,5 % des sciages rejetés

Un exemple illustrant ce processus est présenté dans la figure 5.2 pour la D18.

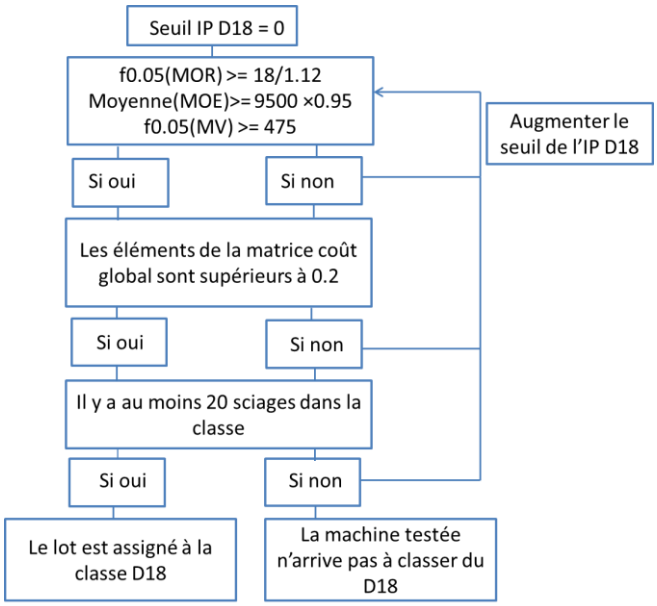


Figure 5.2 : Protocole de classement machine (exemple du D18)

5.4 Indices d'évaluation du classement

Pour rappel, la matrice d'effectif représente le nombre de pièces dans chaque zone définie dans la figure 5.1. Chaque pièce doit avoir une classe assignée par la machine et une classe optimale après essai de flexion quatre points. Un exemple de matrice d'effectif est fourni dans le tableau 5.2.

Matrice d'effectif		
Classe optimale	**Classe assignée**	
	D30	**Rejet**
D30	327	52
Rejet	9	49

Tableau 5.2: Exemple d'une matrice d'effectif (éléments en diagonale descendante : sciages bien classés ; éléments sous la diagonale : sciages sur classées ; éléments sur la diagonale : sciages sous classés)

En partant de cette matrice trois indices sont calculés :

- Pourcentage de planches bien classées, appelé indice de justesse (équation 5.1) :

$$\text{Indice de justesse} = 100 \cdot \frac{\text{Nombre de planches dans la diagonale}}{\text{Nombre total des planches}} \qquad (5.1)$$

Cet indice décrit la performance de la machine à classer convenablement les planches. Cependant, il ne différencie pas les planches bien classées dans la classe étudiée de celles qui sont bien rejetées. Pour y remédier, un autre indice de justesse est calculé (équation 5.2).

- Pourcentage de planches bien classées dans la classe considérée :

$$\text{Indice de justesse de la classe} = 100 \,.\, \frac{\text{Nombre de planches bien classées par la machine dans la classe}}{\text{Nombre de planches classées de manière optimale dans la classe}} \quad (5.2)$$

Cet indice consiste à diviser le nombre de planches bien classées par la machine dans la classe concernée par le nombre de planche classées de manière optimale dans la classe.

- Pourcentage des planches sous classées (équation 5.3) :

$$\text{Pourcentage des planches sous classées} = 100 \,.\, \frac{\text{Nombre de planches sous classées}}{\text{Nombre total des planches}} \quad (5.3)$$

Ce pourcentage décrit le taux de planches sous classées. Il est important car il décrit la quantité de planches sous-estimées et qui représente une perte de rendement pour le scieur.

- Pourcentage des planches sur classées (équation 5.4) :

$$\text{Pourcentage des planches sur classées} = \quad 100 \,.\, \frac{\text{Nombre de planches sur classées}}{\text{Nombre total des planches}} \quad (5.4)$$

Ce pourcentage décrit le taux de planches sur classées. Comme déjà indiqué précédemment, ce taux de planches est limité par le procédé de classement (éléments de la matrice doivent être inférieurs à 0,2).

5.5 Résultats des classements mécaniques

Pour illustrer les résultats de classement, trois combinaisons de classes ont été choisies à savoir les combinaisons D30/Rejet, D24/Rejet et D18/Rejet. A noter que les classements multiples ne sont pas présentés ici. En effet, il est difficile d'en tirer des conclusions car il semble que le nombre d'échantillons dans chacune des classes multiples ne soit pas suffisant.

Dans l'ensemble des classements, il s'avère que le MOR est la variable discriminatoire entre la classe étudiée et le rejet. Elle est, par conséquent pour ce lot de bois de chêne de qualité secondaire, la variable à prédire correctement.

5.5.1 Comparaison de classement sur le lot complet

5.5.1.1 Classe D30/rejet

Le tableau 5.3 résume l'ensemble des indices de classement cités précédemment relatifs aux machines étudiées pour la classe D30/Rejet.

D30/Rejet	Indices de classement			
	Planches sous classées (%)	**Indice de justesse (%)**	**Indice de justesse de la classe (%)**	**Planches sur classées (%)**
Classement visuel	81	19	7	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	88	12	0	0
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	24	75	73	1
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	17	82	81	1
Modèle basé sur **la seule mesure de l'ODF+ détection des nœuds**	12	86	86	1
Association de **la mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	24	74	73	2
Association de **la mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	12	86	86	1

Tableau 5.3 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D30/Rejet

Le classement visuel sous-classe 81 % des planches et seulement 19 % sont bien classées. Ces indices sont cohérents avec la littérature (Lanvin *et al.* 2007). Malgré la sécurité qu'offre ce classement (0 % de planches sur classées), le lot est très dévalorisé avec cette technique.

Le rendement des modèles basés sur les machines vibratoires est, quant à lui, variable. Il dépend de la technique employée. Le modèle basé sur la détermination du MOE vibratoire longitudinal à partir de la détection automatique de la première fréquence de résonance sous-classe 88 % des sciages et uniquement 12% des sciages sont bien classées. En réalité, il s'agit des 12 % de planches « bien rejetées » : aucune planche n'a été classée en D30 c'est-à-dire que la machine rejette tout le lot. Ce phénomène est dû à la présence de points aberrants engendrés par la détection automatique du premier pic de fréquence propre, ce qui créée la mauvaise corrélation entre les MOE vibratoire et statique (chapitre 3 section 3.1). En effet, en utilisant une détection manuelle du premier pic de fréquence propre, le résultat est différent avec un indice de sous-classement de 34 % soit une réduction de 54 points par rapport à une détection automatique. Aussi, l'indice de justesse de la machine est amélioré et atteint 63 % et 61 % des planches sont bien classées en D30, Néanmoins, ces résultats demeurent inférieurs à une machine à vibrations transversales sur chant où 24 % des planches ont été sous classées et l'indice de justesse de la machine atteint 75 % et 73 % des sciages ont été classées en D30, Le modèle développé à partir de cette machine, et basé sur les quatre premières fréquences de résonance, améliore davantage le niveau de classement avec un indice de justesse de 82 % et un indice de sous-classement de 17 %.

Le modèle basé sur la mesure de l'ODF offre le meilleur rendement en comparaison aux machines citées précédemment. Il permet d'atteindre un indice de justesse égal à 86 % et 86 % des planches ont été classées en D30, Le sous-classement est aussi réduit grâce à cette

technique avec un indice de 12%. L'efficacité relative de cette méthode de mesure comparée aux autres techniques vibratoires et visuelle, est due au fait que le MOR est la variable discriminante entre une classe D30 et du rejet. Ainsi, le tableau 5.1 montre que le modèle basé sur la détection de l'ODF offre la meilleure prédiction du MOR même si le niveau de prédiction du MOE est moins bon qu'avec les autres techniques de mesure car le MOR est la variable discriminatoire dans ce classement. Cependant, une exception dans les méthodes vibratoires est à relever. Il s'agit du modèle basé sur la machine vibratoire transversale sur chant comprenant la détection des quatre premières fréquences de résonance. Bien que cette méthode conduit à une prédiction du MOR (R^2 et RMSEC) proche de celle obtenue par mesure de l'ODF, cette dernière offre un niveau de classement plus élevé possiblement à cause de certains points prédits différemment et qui ont eu un impact lors du classement. En associant le vibratoire à la détection de l'ODF, aucun apport n'est constaté dans la classe D30/Rejet. Pour le lot étudié, l'analyse vibratoire est moins efficace que la mesure de l'ODF qui offre une meilleure précision de la prédiction du MOR.

5.5.1.2 Classe D24/Rejet

Le tableau 5.4 résume l'ensemble des indices de classement cités précédemment relatifs aux machines étudiées pour la classe D24/Rejet.

D24/Rejet	**Indices de classement**			
	planches sous classées (%)	**Indice de justesse (%)**	**Indice de justesse de la classe (%)**	**planches sur classées (%)**
Classement visuel	72	28	23	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	23	75	76	2
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	3	96	97	1
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	4	94	95	2
Modèle basé sur **la seule mesure de l'ODF+ détection des nœuds**	8	90	91	2
Association de **la mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	8	90	91	2
Association de la **mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	3	96	97	1,2

Tableau 5.4 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D24/Rejet

En allant vers des classes plus basses, le rendement du classement visuel s'améliore avec un indice de justesse de 28 % et 23 % des planches bien classées en D24. Néanmoins, une quantité importante des sciages est sous classée soit 72 % de la quantité totale des sciages. Cette méthode est par conséquent très peu efficace pour la classe D24/Rejet.

Concernant les méthodes vibratoires, le classement basé sur la détermination du MOE vibratoire longitudinal à partir de la détection automatique de la première fréquence de résonance conduit à un indice de justesse de la machine égal à 75 % et 76 % des planches sont

bien classées en D24. Ces taux sont meilleurs que ceux affichés pour la classe D30, Le sous-classement a été aussi réduit avec 23 % de planches sous classées.

Le classement basé sur la détermination du MOE vibratoire transversal sur chant basé sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance présente un indice de justesse de la machine égal à 96 % et 97 % des planches ont été bien classées en D24. Le taux de sous-classement est de 3 %. L'efficacité de cette machine est surprenante mais ce résultat est discutable comme nous allons le voir dans la partie suivante. L'exploitation complémentaire des harmoniques n'est pas profitable dans ce cas (D24/Rejet).

La justesse du modèle basé sur la mesure de l'ODF demeure, elle, quasi constante par rapport au classement D30/Rejet, avec un indice de justesse de la machine égal à 90 % et 91 % des planches bien classées en D24. Le taux de sous-classement est de 8,4 %. Ces résultats sont donc inférieurs à la méthode vibratoire transversale sur chant basée sur la détection manuelle de la première fréquence de résonance. En associant le vibratoire à la détection de l'ODF, aucun apport n'est constaté pour la classe D24/Rejet.

5.5.1.3 Classe D18/Rejet

Le tableau 5.5 résume l'ensemble des indices de classement cités précédemment relatifs aux machines étudiées pour la classe D18/Rejet.

D18/Rejet	**Indices de classement**			
	planches sous classées (%)	**Indice de justesse (%)**	**Indice de justesse de la classe (%)**	**planches sur classées (%)**
Classement visuel	53	47	46	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	4	95	96	2
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	1	99	99	1
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	1	98	99	1
Modèle basé sur **la seule mesure de l'ODF+ détection des nœuds**	6	94	94	1
Association de **la mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	3	96	97	1
Association de la **mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	2	98	98	1

Tableau 5.5 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D18/Rejet

Le classement visuel devient un peu plus efficace pour la classe D18/Rejet (indice de justesse égal à 47 % et 46 % des planches bien classées en D18). En réalité, les planches qui seraient classées en D30 et D24 sont ajoutées à celles qui seraient classées en D18, formant ainsi un effectif plus grand et améliorant les indices de justesse. Le sous-classement est de 53 %, ce qui demeure très grand par rapport aux classements machines. Le sur-classement est quant à lui nul.

En revanche, les classements machines sont tous efficaces avec des indices de justesse supérieurs à 93 %. Ce résultat, que l'on commençait à entrevoir avec la classe D24/rejet, est

surprenant car il apparaît que les machines inefficaces sur les classes supérieures (exemple du vibratoire longitudinal en D30) deviennent très performantes en D18. Ces résultats peuvent être contestés à cause de l'échantillonnage qui contient une quantité importante de sciages avec des propriétés de résistances mécaniques plus adaptées à des classes supérieures à D24. Ce phénomène s'explique bien avec la figure 5.3 : le seuil d'IPMOR défini par la méthode de classement en D18/Rejet est très bas, autorisant la quasi-totalité des planches à être classées en D18. Ce seuil bas autorise un nombre important de planches sur-classées tout en respectant les conditions de la norme. Ceci est dû au fait que le critère de la norme est un fractile à 5 % (16,07 MPa pour le classement par machine en D18), le seuil à respecter est donc relatif à la distribution de la population du lot. Dans notre cas, les valeurs de MOR supérieures à la borne sont très majoritaires et donc le critère sur la valeur caractéristique du MOR est aisément satisfait même avec un seuil IPMOR bas.

Ainsi, les résultats de classement dépendent fortement de la distribution de la population du lot étudié, et cette distribution a une influence différente sur chaque classe. On peut imaginer que si les classements avaient été calculés à partir d'un lot de meilleure qualité que dans cette étude (donc un pourcentage important de MOR élevés), toutes les machines auraient également un excellent rendement en D24 et D30, A l'inverse, en partant d'un lot de moindre qualité, des différences entre machines auraient été plus sensibles pour la classe D18/Rejet.

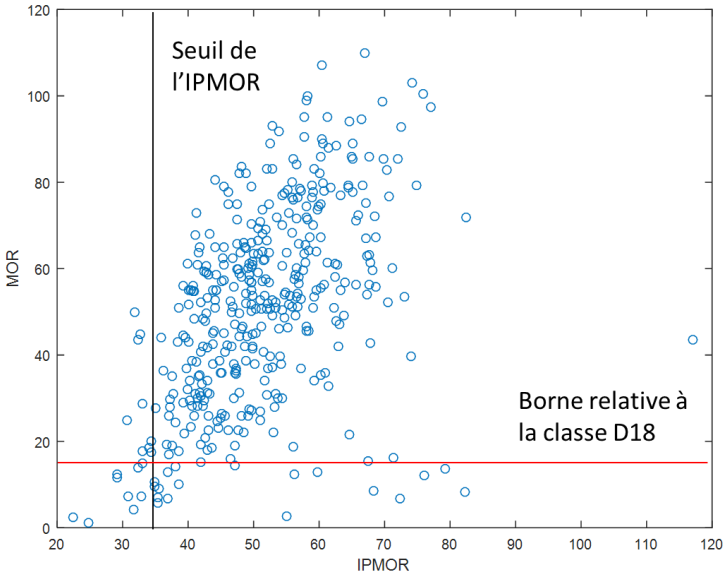


Figure 5.3 : Illustration du seuil IPMOR et de la borne du MOR relative à la classe D18

5.5.2 Comparaison de classement sur une distribution uniforme des MOR des sciages

Pour une meilleure comparaison des résultats de classement, de manière indépendante du lot, on propose de partir d'une population distribuée de manière uniforme continue, c'est-à-dire une population pour laquelle toutes les valeurs de MOR sont équitablement représentées. De cette manière, il ne devrait plus y avoir d'effet de la distribution de la population sur le classement, le fractile à 5 % n'ayant plus de raisons d'être calculé principalement à partir de valeurs élevées. Remarquons que le choix est fait de partir d'une distribution uniforme des MOR car il s'agit du critère discriminant pour le classement du chêne de qualité secondaire, mais que la distribution des MOE ne suivra pas forcément cette même loi.

En pratique, pour obtenir une distribution la plus proche possible d'une répartition uniforme continue, on réduit le nombre de sciages de telle façon à équilibrer l'ensemble du lot à partir des valeurs des MOR obtenus en flexion quatre points. Pour ce faire, les sciages sont classés par ordre croissant de MOR. On réduit progressivement, ensuite, toutes les valeurs majoritaires de MOR de telle façon à obtenir un histogramme de répartition des MOR aplati. Le degré d'aplatissement est mesuré à chaque étape avec le calcul du Kurtosis, et l'histogramme est supposé assez aplati lorsque le Kurtosis atteint une valeur inférieure à 2. A noter qu'une loi uniforme continue présente en théorie un Kurtosis de 1,8, mais cette valeur n'est en pratique pas atteignable si l'on veut garder un nombre de valeurs suffisant. Au final, 245 sciages sont gardés pour équilibrer la distribution des valeurs de MOR obtenus en flexion quatre points. L'histogramme de la figure 5.4 montre le résultat avant et après aplatissement de l'histogramme des MOR. On observe bien la diminution importante de MOR supérieurs à 50 MPa, qui étaient sur-représentés.

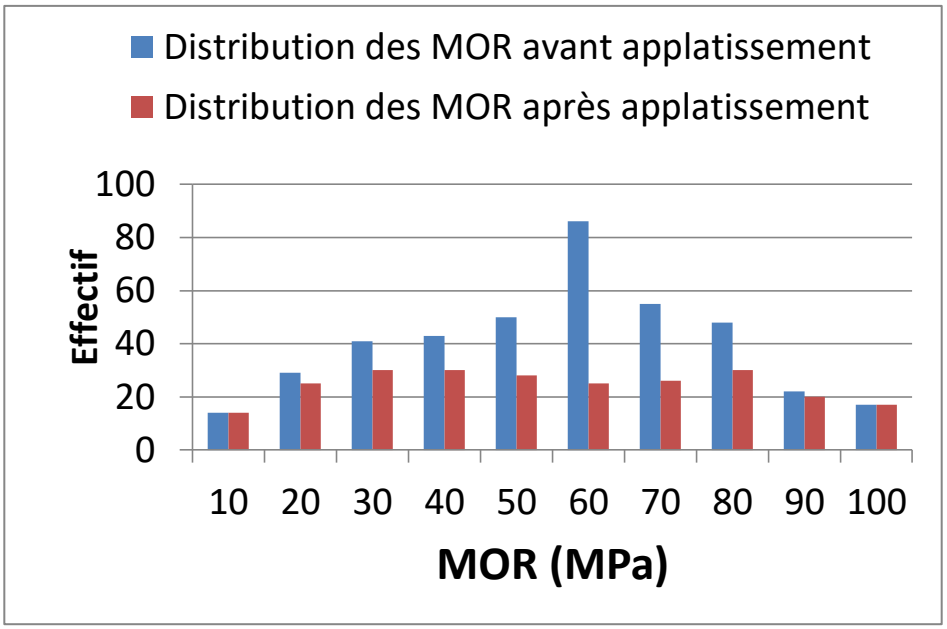


Figure 5.4 : Histogrammes présentant les distributions avant et après réduction des valeurs de MOR

Le tableau 5.6 présente les nouveaux résultats des classements pour les 245 sciages appliqués pour la classe D18/Rejet.

D18/Rejet (distribution uniforme des MOR)	Indices de classement			
	planches sous classées (%)	**Indice de justesse (%)**	**Indice de justesse de la classe (%)**	**planches sur classées (%)**
Classement visuel	51	49	48	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	27	69	69	5
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	6	91	93	2
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	6	92	93	2
Modèle basé sur **la seule mesure de l'ODF + détection des nœuds**	11	86	87	3
Association de **la mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	14	82	84	4
Association de la **mesure de l'ODF** et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	8	89	90	3

Tableau 5.6 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D18/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages

L'indice de justesse de la machine vibratoire longitudinale perd 26 points en passant à un lot à distribution uniforme des MOR et à l'inverse le sous-classement gagne 23 points alors que pour le reste des machines les pertes des indices de justesse ne dépassent pas 10 points, ce qui démontre leur plus grande stabilité vis-à-vis du lot étudié. Ce même constat est accentué avec le classement D24/Rejet appliqué sur le lot à distribution uniforme des MOR (tableau 5.7) où l'on constate une baisse de l'indice de justesse de la machine vibratoire longitudinale de 53 points et une hausse du sous-classement de 55 points. La machine vibratoire longitudinale pourrait être employée pour classer du D18/Rejet mais avec de faibles rendements et une instabilité qui ne conforte pas sa position. Cependant, en D24/Rejet et D30/Rejet, la machine vibratoire longitudinale ne fonctionne plus (tableaux 5.7 et 5.8).

D24/Rejet (distribution uniforme des MOR)	Indices de classement			
	planches sous classées (%)	Indice de justesse (%)	Indice de justesse de la classe (%)	planches sur classées (%)
Classement visuel	66	34	30	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	78	22	1	0
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	18	78	77	4
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	10	86	87	4
Modèle basé sur **la seule mesure de l'orientation des fibres + détection des noeuds**	13	84	84	3
Association de **la mesure de l'orientation** des fibres et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	18	77	78	5
Association de la **mesure de l'orientation des fibres** et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	12	84	85	4

Tableau 5.7 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D24/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages

D30/Rejet (distribution uniforme des MOR)	Indices de classement			
	planches sous classées (%)	Indice de justesse (%)	Indice de justesse de la classe (%)	planches sur classées (%)
Classement visuel	75	25	22	0
MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la première fréquence de résonance	71	29	1	0
MOE vibratoire **transversal sur chant** basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	24	72	66	4
Modèle vibratoire transversal basé sur la détection manuelle des **quatre premières fréquences** de résonance	17	79	77	5
Modèle basé sur **la seule mesure de l'orientation des fibres + détection des noeuds**	15	81	79	4
Association de **la mesure de l'orientation** des fibres et du MOE **vibratoire longitudinal** basé sur la détection **automatique** de la **première fréquence** de résonance	24	74	73	2
Association de la **mesure de l'orientation des fibres** et du MOE **vibratoire transversal** sur chant basé sur la détection **manuelle** de la **première fréquence** de résonance	14	82	81	4

Tableau 5.8: Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D30/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages

Concernant les autres classements machines appliquées sur le lot à distribution uniforme des MOR, la mesure de l'ODF conduit à des résultats assez proches quelle que soit la classe étudiée. En effet, pour les classes D18/Rejet, D24/Rejet et D30/Rejet, on obtient respectivement des indices de justesse de 86 %, 84 % et 81 %. Les indices de sous-classement

sont respectivement de 11%, 13% et 15%. Le modèle employant les cartographies de l'ODF est par conséquent stable vis-à-vis du lot étudié, tout en présentant une justesse de classement intéressante.

La machine vibratoire transversale sur chant incluant la détection des quatre premières fréquences de résonance améliore le rendement par rapport à l'unique utilisation de la première fréquence de résonance issue de la même machine. Cette amélioration atteint 8 points d'indice de justesse dans la classe D24/Rejet. Elle est encore plus nette pour le vibratoire longitudinal où l'amélioration en indice de justesse dans la classe D24/Rejet est de 64 points.

La machine vibratoire transversale sur chant incluant la détection des quatre premières fréquences de résonance conduit à de bons résultats mais qui peuvent varier en fonction de la classe étudié de l'ordre de 10 %. Par exemple, pour les classes D18/Rejet, D24/Rejet et D30/Rejet, on obtient respectivement des indices de justesse de 92 %, 86 % et 79 %. Les indices de sous-classement sont respectivement de 6 %, 10 % et 17 %.

Les résultats issus de la machine vibratoire transversale et ceux obtenus avec la mesure de l'ODF sont relativement proches à l'exception du D18/Rejet où l'indice de justesse du vibratoire transversale avec détection des quatre premières fréquences de résonance est supérieur de 6 points.

Le modèle associant une machine vibratoire transversale sur chant et un scanner mesurant l'ODF n'apporte pas d'amélioration notable. Cependant, en associant la machine vibratoire longitudinale à la mesure de l'ODF le rendement est amélioré par rapport à la seule utilisation du vibratoire longitudinal où l'indice de justesse gagne 55 points en D30/Rejet et 45 en D24/Rejet.

Habituellement, l'association des machines améliore le rendement par rapport à l'utilisation d'une seule machine. Cette règle n'est pas respectée en comparant la mesure de l'ODF seule à son association avec le vibratoire longitudinal. L'indice de justesse baisse entre 3 et 6 points. Ce phénomène pourrait être dû à l'apport négatif des valeurs MOE prédites par le vibratoire longitudinal, en particulier pour les faibles valeurs. Une autre explication serait que la nature du modèle qui associe l'ODF au vibratoire longitudinal ne soit pas approprié.

En conclusion, l'uniformisation de la distribution de la population des MOR des sciages semble pertinente et révélatrice de l'efficience de chaque machine. Elle permet une comparaison moins dépendante du lot. Cependant, elle conduit à une sélection plus restrictive du lot à tester. Dans ce cas, l'effectif du lot a baissé de 679 à 245 sciages, ce qui peut poser d'autres problèmes de représentativité.

5.6 Analyse des critères de choix pour une machine de classement

5.6.1 Machine vibratoire longitudinale

Dans un contexte industriel, malgré un rendement plus faible compétitivement aux autres machines, l'analyse vibratoire basée sur les vibrations longitudinales offre l'avantage d'avoir une cadence élevée et peut s'intégrer facilement dans une chaîne de production à grande série. En outre, la maturité et la disponibilité de cette technologie sur le marché.

Cependant, l'inconvénient d'une machine vibratoire longitudinale industrielle, c'est à dire avec détection automatique du premier pic de fréquence, réside dans son manque d'efficience par rapport aux autres machines étudiées. Ce problème est principalement dû à une mauvaise prédiction de certaines valeurs du MOE statique perturbant ainsi la prédiction du MOR et par conséquent la qualité du classement mécanique. Dans le chapitre 3 section 3.1, il a été montré que les planches ayant un ou plusieurs grands défauts pouvaient potentiellement conduire à une mesure du MOE vibratoire aberrante.

Dans l'état actuel et en partant des conclusions provenant du lot étudié, la machine vibratoire n'est pas adaptée pour classer du chêne. Pour y remédier une des solutions serait de rejeter les pièces susceptibles de présenter un MOE vibratoire aberrant, c'est à dire avec une valeur très grande. En d'autres termes, un seuil bien supérieur à la moyenne est défini, 16 000 MPa par exemple. Si une mesure conduit à une valeur de MOE vibratoire supérieure à ce seuil, la pièce est contrôlée par un opérateur ou un scanner optique qui vérifie la présence ou non de défauts majeurs.

La combinaison de la machine vibratoire longitudinale et du scanner optique pour détecter la présence ou pas des nœuds devra être étudiée en termes de faisabilité technique et normative.

5.6.2 Machine vibratoire transversale

Pour le lot étudié, la machine vibratoire transversale est l'une des plus performantes pour le classement mécanique et plus particulièrement pour les classes D24 et D18. Cependant, elle dispose actuellement d'une cadence très faible avec une vitesse de 4 pièces/minute (machine mise actuellement sur le marché) très en-dessous de la machine vibratoire longitudinale. Cette cadence est dû à la durée d'acquisition du signal vibratoire qui est plus longue dans le cas du vibratoire transversal rendant ainsi son implantation difficile dans une chaîne à haut niveau de production. Il serait envisageable d'atteindre une cadence de 120 pièces/minute en réduisant le nombre de points à acquérir (fréquences, amplitudes).

Actuellement, pour les unités qui produisent de petites séries, la machine vibratoire transversale peut être une solution très pertinente.

5.6.3 Scanner de mesure de l'orientation des fibres

Pour le lot étudié, la mesure de l'ODF est la technologie qui offre de bons résultats de classement dans les trois classes étudiées et une cadence compatible à la production en grande série. Son rendement est quasi constant pour l'ensemble des classes étudiées. Elle peut aussi s'intégrer facilement dans une chaîne de production.

Pour le classement du chêne, la machine n'a pas encore atteint un niveau de maturité industriel. Le scanner a été développé au cours de ces travaux et demeure encore à l'échelle du laboratoire mais son industrialisation s'effectuerait sans difficulté.

A noter, qu'avec cette technologie, les sciages devront obligatoirement être rabotés avant le scanner de classement mécanique pour pouvoir mesurer l'ODF dans de bonnes conditions.

5.7 Conclusion

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'efficience des machines vibratoires longitudinale, transversale sur chant ainsi que le scanner de mesure de l'ODF. Il a été montré que cette efficience pouvait dépendre du lot étudié. Par exemple, pour la classe D24/Rejet, en testant sur un lot de 405 planches contenant une part majoritaire de valeurs de MOR élevées (supérieures à 60 MPa), la machine vibratoire longitudinale affiche un indice de justesse de 75 %. Par contre, quand le lot est rééquilibré avec une distribution uniforme des MOR, l'indice de justesse baisse à 22 % montrant que la machine vibratoire longitudinale n'est pas adaptée pour classer convenablement le chêne de qualité secondaire. Ce manque d'efficience est dû à la mauvaise prédiction du MOE statique engendrant des valeurs de prédiction aberrantes des MOE et MOR.

Contrairement au vibratoire longitudinal, la machine vibratoire transversale sur chant conduit à des rendements tout à fait acceptables mais qui peuvent varier d'une classe à l'autre de l'ordre de 8 points. L'inconvénient actuel de cette machine est sa cadence industrielle mais qui pourrait être optimisée en vue d'une intégration dans une chaîne de production à grande série.

Le scanner mesurant l'ODF offre le meilleur compromis entre l'efficacité du rendement et la cadence industrielle. La stabilité de son rendement en fonction des classes et des deux lots étudiés lui confère un critère de choix par rapport aux machines de classements étudiées. C'est une machine qui est plus efficiente pour les planches de basses qualités ayant des défauts qui réduisent leurs propriétés mécaniques.

L'association du vibratoire longitudinal au scanner de mesure de l'ODF apporte une amélioration par rapport au vibratoire longitudinal seul mais reste moins bon qu'une utilisation unique du scanner de mesure de l'ODF. Un constat assez proche est observable en remplaçant le vibratoire longitudinal par le vibratoire transversal sur chant. Plus généralement, l'association de deux machines conduit à un indice de justesse proche du meilleur indice des deux machines, mais pas nécessairement plus grand qu'avec la meilleure des machines seule.

Par ailleurs, les conclusions sur ces associations de machines sont fortement tributaires des modèles développés au chapitre 4, c'est-à-dire que le résultat aurait pu être différent si les analyses des données vibratoires et des cartographies de l'ODF avaient été modélisées différemment.

En conclusion, le scanner mesurant l'ODF est suffisant pour satisfaire aux divers classements réalisés sur le chêne de qualité secondaire et en particulier pour la classe D18/Rejet qui donne droit aux planches D18 d'être valorisées pour des usages structurels.

Conclusion générale

La valorisation du chêne de qualité secondaire dans la construction nécessite la prédiction des propriétés mécaniques et le classement de chaque sciage à travers un contrôle non destructif. Il n'y a pour l'heure aucune machine sur le marché assez efficiente pour classer le chêne de qualité secondaire. Les industriels doivent effectuer des classements visuels qui sous estiment la classe des sciages. Ce travail a permis d'apporter de nouvelles solutions machines pour répondre à cette problématique.

Le chêne et plus généralement le matériau bois est un matériau hétérogène dont les propriétés mécaniques sont spécifiques à chaque sciage. La première étape de ce travail a consisté à étudier le comportement mécanique du chêne sans défaut afin d'obtenir ses propriétés dans un cas idéal. La masse volumique, le module élastique (MOE) et la résistance à la rupture (MOR) ont été mesurés. Ensuite, une campagne expérimentale a été menée dans les conditions normatives sur des planches de différentes sections pour mesurer ces mêmes grandeurs. Les résultats ont montré que la masse volumique n'explique pas à elle seule la variance du MOE et du MOR, que ce soit pour de petites éprouvettes de bois sans défaut ou du bois massif. Cependant, si la détermination du MOE est bonne, cette donnée peut constituer une base solide pour la prédiction du MOR. Par ailleurs, une analyse des caractéristiques des nœuds (taille, forme et position) causant la rupture a été réalisée. Elle montre que le diamètre du nœud, sa position dans la longueur et la hauteur du sciage influencent la résistance de rupture. Ces caractéristiques n'expliquent cependant pas non plus entièrement la variabilité du MOR.

Le premier modèle développé pour la prédiction des caractéristiques mécaniques des sciages de chêne de qualité secondaire est basé sur l'analyse des fréquences de résonance des sciages soumis à des essais vibratoires. Deux types d'essais sont effectués. Le premier génère des vibrations longitudinales et le second des vibrations transversales sur chant. La première fréquence de résonance permet de calculer un MOE dynamique et de prédire par corrélation directe le MOR. La détection des fréquences de résonance s'est faite de manière manuelle et automatique. Cette dernière, plus représentative de ce qui peut se faire industriellement, engendre quelques valeurs aberrantes de MOE et plus particulièrement dans le cas des vibrations longitudinales. Globalement, la prédiction du MOE, et par conséquent celle du MOR, est meilleure avec les vibrations transversales sur chant où la sollicitation est plus proche des essais statiques. Une analyse plus poussée du signal vibratoire a été aussi réalisée. Elle consiste à prendre en compte les quatre premières fréquences de résonance de l'essai vibratoire transversal sur chant. Cette méthode a permis d'améliorer la prédiction du MOR mais pas celle du MOE. Un troisième modèle a été construit sur la base de l'ensemble du spectre fréquentiel où chaque élément (fréquence, amplitude) a été considéré comme une variable prédictive pour expliquer la variabilité du MOE et du MOR. Bien qu'apportant une meilleure prédiction que la méthode basée uniquement sur la première fréquence de résonance, ce modèle est moins stable et offre un résultat moindre que celui basé sur les quatre premières fréquences de résonance.

La deuxième technologie de contrôle non destructif employée est le scanner mesurant l'ODF. La mesure est réalisée sur les deux faces d'un sciage et permet d'obtenir une cartographie de l'ODF. La déviation des fibres par rapport à l'axe longitudinal des sciages abaisse les valeurs de MOE et de MOR. En appliquant l'équation d'Hankinson, les ODF sont converties en une cartographie des MOE locaux et une cartographie des MOR locaux Pour prédire le MOE statique d'un sciage, la rigidité efficace est calculée. Elle permet de prendre en compte la distance de chaque élément à la fibre neutre et de convertir la cartographie en un profil à une dimension. Ensuite en utilisant un modèle de théorie des poutres, le MOE global est prédit. Le résultat du modèle en termes de MOE s'avère moins efficace que les vibrations transversales mais demeure proche des vibrations longitudinales. L'association du vibratoire au scanner mesurant l'ODF est pertinent uniquement en couplant le vibratoire longitudinal à la mesure de l'ODF. Sinon, le vibratoire transversal sur chant demeure le meilleur moyen pour prédire le MOE. Concernant la prédiction du MOR à partir des cartographies de l'ODF, le modèle prend en compte la variation des résistances de rupture dans la planche et les compare à la cartographie des contraintes normales. Ainsi, une nouvelle cartographie d'efforts à la rupture est établie. Le modèle est construit sur la base d'un balayage de la cartographie des d'efforts à la rupture avec une fenêtre glissante pour rechercher la zone de rupture c'est-à-dire la zone qui nécessite un minimum d'effort qui conduirait le sciage à la rupture. Grâce à cette localisation, une moyenne des efforts contenus dans la zone détectée constitue l'effort admissible pour la rupture. A partir de cet effort, le MOR du sciage est déduit. Pour améliorer la qualité du modèle et plus particulièrement pour les sciages contenant des nœuds supérieurs à la mi-hauteur, une variante incluant la détection des nœuds a été réalisée. Elle permet d'améliorer la prédiction du MOR. Ce modèle conduit à des erreurs de prédictions similaires au modèle vibratoire transversal sur chant basé sur les quatre premières fréquences de résonance.

En termes de classement mécanique, le MOR s'avère la variable discriminante, aussi, la prédiction du MOR est plus importante que celle du MOE et de la masse volumique. En termes de rendement de classement pour le lot étudié, le classement visuel est le moins efficient suivi du modèle basé que les mesures vibratoires longitudinales. Ce dernier, employé fréquemment en industrie des résineux, offre un mauvais rendement à cause de la mauvaise mesure de certaines planches de basse qualité. En effet, la présence de nœuds peut perturber le signal vibratoire et engendrer une mauvaise sélection de la première fréquence de résonance à partir de laquelle le MOE dynamique est calculé. Par contre, le modèle basé sur les mesures vibratoires transversales sur chant est plus robuste et offre des rendements relativement élevés. Une machine basée sur ces mesures transversales sur chant possède, néanmoins, l'inconvénient d'être moins rapide qu'une machine vibratoire longitudinale et peut présenter des difficultés d'intégration dans une ligne de production. Le meilleur compromis entre efficience, cadence, et facilité d'implantation est obtenu avec le modèle basé sur le scanner de mesure de l'ODF, qui offre des rendements proches du vibratoire transversal. Le modèle développé offre aussi l'avantage d'être stable sur l'ensemble des classes étudiées et plus particulièrement pour la classe D18 qui représente la classe minimale pour une application en structure. Enfin, il apparaît que la combinaison des modèles basés sur les mesures vibratoires et celles de l'ODF n'apporte pas de gain sur le classement.

Perspectives

Il existe plusieurs pistes d'amélioration de ce travail. Cependant, la première étape serait de valider ces résultats sur un lot plus important, et respectant les critères d'homologation des machines.

Concernant les machines basées sur les mesures vibratoires longitudinales, il serait pertinent de l'associer à un scanner optique qui vérifierait, dans le cas où le MOE vibratoire est très élevé, si le sciage est effectivement sans défaut majeur et dans quel cas la prédiction de la machine vibratoire pourrait être acceptée (sinon, le sciage serait rejeté). Ainsi, l'apparition de prédictions trompeuses serait évité et le classement mécanique amélioré.

Pour les machines basées sur les vibrations transversales, le défi serait d'améliorer leur cadence pour être adapté à un milieu industriel produisant des grandes séries. Il serait envisageable de le faire en agissant sur le nombre de points du spectre fréquentiel afin de réduire le temps d'acquisition. Grâce à ce traitement, il semble en effet possible d'atteindre une vitesse de 120 pièces/minute au défilé. Ce traitement rendrait aussi la détection du premier pic de fréquence, nécessaire pour la prédiction du MOE, plus robuste. Par ailleurs, le développement d'une machine vibratoire transversale sur chant avec un convoyage transversal améliorerait la cadence qui serait indépendante de la longueur du sciage.

Concernant le scanner de mesure de l'orientation des fibres, une phase de développement pour un fonctionnement industriel reste encore à faire. Par exemple, il est possible d'imaginer une machine avec quatre systèmes laser pour les quatre faces des sciages (deux pour les faces et deux pour les rives). Le modèle pourrait aussi être amélioré. En effet, la prise en compte et l'exploitation de la détection des nœuds n'est pas encore optimale. Il faudrait améliorer le balayage de la fenêtre qui recherche la zone critique en détectant le nœud critique pour tous les sciages et prédire à partir de ce dernier la résistance à la rupture du sciage. Cette approche pourrait améliorer la qualité du classement car elle permettrait de réduire l'écart entre les valeurs MOR modélisés et des MOR obtenus en flexion quatre points. Elle serait davantage pertinente pour les sciages possédants une quantité importante de défauts.

Table des figures

.

Figure 1.1: Illustration des différentes parties d'un tronc d'arbre (Jehl.2012) 12
Figure 1.2: Vue transversale de bois de chêne (Biologie et Multimédia) 14
Figure 1.3: Directions principales dans une pièce de bois. (R: radiale; T: tangentielle; L : longitudinale) (Moutee 2006) 14
Figure 1.4: Anatomie des feuillus (Bodig et Jayne 1982) 15
Figure 1.5 : Courbe illustration du comportement du bois sous une sollicitation de traction/compression (Trouy-Triboulot 2001) 17
Figure 1.6 : Evolution des modules d'élasticité dans les trois directions pour des feuillus et des résineux Guitard (1987) 18
Figure 1.7 : Illustrations d'un nœud adhérent (Raven 2010) 19
Figure 1.8 : Illustrations du nœud non adhérent (Raven 2010) 20
Figure 1.9 : Histogramme des composantes de contrainte en fonction de la position du nœud Guindos et Guaita (2013 et 2014) 21
Figure 1.10: Confrontation du classement visuel au classement optimal dans le cas d'essences de chêne (Lanvin *et al.* 2007) 25
Figure 1.11: Illustration de l'effet "trachéide" 32
Figure 1.12: Schéma synoptique des travaux réalisé dans cette étude 34
Figure 2.1: illustration du montage d'un essai de flexion quatre points selon la norme NF B 51 016 (1987) 37
Figure 2.2: Configuration d'un essai de flexion quatre points 37
Figure 2.3 : Illustration d'une rupture en traction 39
Figure 2.4 : Histogrammes de distribution des propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture en traction simple 39
Figure 2.5 : Corrélations entre les propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture en traction simple 40
Figure 2.6 : Illustration d'une rupture transversal 41
Figure 2.7 : Histogrammes de distribution des propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture transversale 41
Figure 2.8 : Corrélations entre les propriétés mécaniques pour du bois sans défaut ayant une rupture transversale 42
Figure 2.9: Illustration du banc d'essais de flexion quatre points 44
Figure 2.10: Plage de variation de l'humidité des planches avant essais destructifs 46
Figure 2.11: Histogramme de la distribution des propriétés mécaniques du lot principal 47
Figure 2.12: Corrélations entre les propriétés mécaniques du lot principal étudié 49
Figure 2.13: Corrélations entre les propriétés mécaniques des planches de grandes dimensions et les éprouvettes de faibles dimensions dont elles sont issues 51
Figure 2.14: Photographie d'un nœud elliptique (gauche) et d'un nœud circulaire (droit) 52
Figure 2.15: Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de la forme du nœud 53
Figure 2.16: Variation du MOR en fonction du diamètre grand axe des nœuds 53
Figure 2.17: Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de la position en hauteur du nœud 54
Figure 2.18: Figure d'un nœud perpendiculaire à la face de la planche (gauche) et perpendiculaire à la rive de la planche (droit) 55
Figure 2.19: Comparaison de la variabilité du MOR en fonction de l'orientation du nœud 55
Figure 3.1: Illustration schématique des essais vibratoires 61
Figure 3.2: Prédiction du MOE statique en fonction du MOE vibratoire longitudinal avec détection automatique du premier pic des fréquences propres 63
Figure 3.3 : Prédiction du MOR en fonction du MOE vibratoire longitudinal calculé à partir de la détection automatique de la première fréquence de résonance 65
Figure 3.4: Illustration de l'intérêt de la détection manuelle de la première fréquence propre 66
Figure 3.5: Prédiction du MOE statique et du MOR à partir des essais vibratoires longitudinaux calculés à partir de la détection manuelle de la première fréquence de résonance 66
Figure 3.6: Variation du MOE statique en fonction du MOE vibratoire transversal sur chant avec détection automatique de la première fréquence de résonance 67
Figure 3.7: Prédiction du MOR en fonction du MOE vibratoire transversal sur chant avec sélection automatique de la première fréquence de résonance de fréquences 68
Figure 3.8: Prédiction du MOE statique et du MOR à partir des essais vibratoires transversales sur chant avec sélection manuelle de la première fréquence de résonance 68
Figure 3.9: Illustration de la sélection manuelle des fréquences propres 70

Figure 3.10: Exemple d'une distribution des résidus normalement distribuée 72
Figure 3.11: Prédiction du MOE statique en fonction du MOE prédit par régression « Stepwise » 73
Figure 3.12: Prédiction du MOR obtenu en flexion quatre points en fonction du MOR prédit par régression « Stepwise » 74
Figure 3.13: Exemple d'un signal fréquentiel brut 75
Figure 3.14: Exemple de repérage des pics dans un spectre fréquentiel (cercles noirs) 76
Figure 3.15: Exemple d'une sélection de fréquences normalisées en fonction de la valeur du R^2 bilatéral 77
Figure 3.16: Fréquences sélectionnées à partir du critère basé sur le R^2 bilatéral pour expliquer le MOE statique 79
Figure 3.17 : RMSECV en fonction du nombre de composantes principales (cas du MOE) 79
Figure 3.18 : Variation du MOE statique en fonction du MOE prédit à partir du spectre fréquentiel et distribution des résidus) 80
Figure 3.19: Fréquences sélectionnées à partir du critère basé sur le R^2 bilatéral pour expliquer le MOR 80
Figure 3.20: RMSECV en fonction du nombre de composantes principales (cas du MOR) 81
Figure 3.21: Variation du MOR en fonction du MOR prédit à partir du spectre fréquentiel et distribution des résidus 81
Figure 4.1: Principe général de la mesure de l'orientation des fibres (Daval 2015) 86
Figure 4.2: Image de la projection du laser sur le tapis (cercle) et sur une surface de chêne (ellipse) 87
Figure 4.3: Image de la frise étudiée pour les essais de répétabilité 88
Figure 4.4: Superposition des dix essais de répétabilité pour la mesure de la précision de la mesure de l'orientation des fibres 88
Figure 4.5: Ecart-types calculés entre les essais de répétabilité 89
Figure 4.6: Illustration d'une cartographie d'angles de l'ODF sans interpolation ni filtrage chaque mesure d'un point laser est représentée par un point de couleur 90
Figure 4.7: Exemple de cartographies d'angles des orientations des fibres des deux faces d'une planche de chêne (après traitement) 90
Figure 4.8: Illustration du plan de coupe des éprouvettes avec des angles de fibres entre 0° et 90° à partir d'un panneau de chêne 91
Figure 4.9: Illustration des deux configurations d'essai de flexion quatre points 92
Figure 4.10: Corrélations entre les propriétés mécaniques dans le plan (xy) et (yx) 93
Figure 4.11: Illustration de la variation des propriétés mécaniques en fonction de l'angle moyen 94
Figure 4.12: Courbe ajustée issue de l'équation d'Hankinson adaptée au MOE 95
Figure 4.13: Courbe ajustée issue de l'équation d'Hankinson adaptée au MOR 95
Figure 4.14: Illustration graphique des résultats des méthodes étudiées 96
Figure 4.15: Prédiction du MOE à partir de variables statistiques descriptives des cartographies de l'ODF 97
Figure 4.16: Prédiction du MOR à partir de variables statistiques descriptives des cartographies de l'ODF 98
Figure 4.17: Schéma de principe illustrant les étapes du modèle pour prédire le MOE 99
Figure 4.18: Illustration schématique de la variation du moment de flexion dans un essai de flexion quatre points 101
Figure 4.19: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé 101
Figure 4.20: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en incluant le MOE du bois sans défaut 103
Figure 4.21: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en associant intégrant les MOE vibratoires longitudinaux automatique (a) et manuel (b) 105
Figure 4.22: Variation du MOE statique en fonction du MOE modélisé en associant intégrant les MOE vibratoires transversal sur chant automatique (a) et manuel (b) 106
Figure 4.23: Schéma de principe illustrant les étapes du modèle pour prédire le MOR 107
Figure 4.24: Exemple de cartographie de MOR ponctuels 107
Figure 4.25: Exemple de distribution des contraintes normales dans une planche 108
Figure 4.26: Exemple d'une cartographie d'efforts de rupture ponctuels et de la localisation de la zone de rupture 109
Figure 4.27: Prédiction du MOR en fonction du MOR modélisé basé sur la localisation de la zone à faible effort de rupture 110
Figure 4.28: Prédiction de la position de rupture réelle en fonction de celle modélisée basée sur la localisation de la zone à faible effort de rupture 110
Figure 4.29: Variation du MOR en fonction du MOR prédit basé sur la localisation de la zone à faible effort de rupture dans la partie du sciage sollicitée en traction 111
Figure 4.30: Variation de la position de rupture réelle en fonction de celle modélisée basée sur la localisation de la zone à faible effort de rupture dans la partie du sciage sollicitée en traction 112

Figure 4.31: Prédiction du MOR statique en fonction du MOR en incluant le MOE du bois sans défaut 113
Figure 4.32: Prédiction du MOR en fonction du MOR modélisé en incluant le MOE vibratoire longitudinal automatique (a) et manuel (b)..... 114
Figure 4.33: Variation du MOR en fonction du MOR modélisé en incluant le MOE vibratoire transversal sur chant automatique (a) et manuel (b) 115
Figure 4.34: Exemple d'une localisation par fenêtrage sur un nœud dépassant la mi-hauteur..... 117
Figure 4.35: Exemple d'une localisation par fenêtrage sur un sciage sans défaut 117
Figure 4.36: Illustration du système d'étiquetage et du sens de balayage 118
Figure 4.37: Exemple de la détection de nœud sur une surface d'un sciage..... 120
Figure 4.38: Histogramme des valeurs de MOR en flexion quatre points des planches ayant des nœuds supérieurs à la mi-hauteur..... 120
Figure 4.39: Variation du MOR en flexion quatre points en fonction du MOR modélisé et incluant la détection des nœuds..... 121
Figure 5.1: Exemple d'un seuil IPMOR et de la borne relative à la classe D30..... 127
Figure 5.2: Protocole de classement machine (exemple du D18)..... 128
Figure 5.3: Illustration du seuil IPMOR et de la borne du MOR relative à la classe D18 133
Figure 5.4: Histogrammes présentant les distributions avant et après réduction des valeurs de MOR 134

Table des tableaux

Tableau 1.1: Résumé de l'ensemble des coefficients inclus dans la matrice de comportement du bois..... 16
Tableau 1.2: Valeurs des paramètres mécaniques issus du modèle de Guitard 1987 pour résineux et feuillus standards 17
Tableau 1.3: Propriétés mécaniques des feuillus en fonction des classes de résistances (NF EN 338 2016) 23
Tableau 1.4: Exemple d'une matrice d'effectif..... 26
Tableau 1.5: Exemple d'une matrice de coût élémentaire 27
Tableau 1.6: Exemple d'une matrice de coût global..... 27
Tableau 1.7: Comparatif des coefficients de déterminations (R^2) des méthodes de classement mécanique Viguier (2015) 33
Tableau 2.1: Comparaison des propriétés mécaniques obtenues avec celles issues de la littérature dans le cas du chêne (Tropix 2012) 41
Tableau 2.2: Effectifs des planches testées et celles qui ont été retenues pour la suite de l'étude 45
Tableau 2.3: Comparaison des propriétés mécaniques du lot actuel avec celles issues de lots de chêne pris dans la littérature 48
Tableau 2.4: Comparaison entre les propriétés mécaniques des planches de grandes dimensions et les éprouvettes de faibles dimensions dont elles sont issues..... 50
Tableau 2.5: Indice de justesse entre le classement optimal et le classement visuel 56
Tableau 3.1: Récapitulatif des points aberrants dans un essai vibratoire longitudinal avec une sélection automatique du de la première fréquence propre 64
Tableau 3.2: Récapitulatif des points aberrants dans un essai vibratoire transversal sur chant avec une sélection automatique du premier pic des fréquences propres..... 67
Tableau 3.3: Récapitulatif des variables susceptibles d'expliquer la variance du MOE statique et du MOR 71
Tableau 3.4: Paramètres sélectionnés dans la régression "Stepwise" pour expliquer le MOE statique..... 73
Tableau 3.5: Paramètres sélectionnés dans la régression "Stepwise" pour expliquer le MOR obtenu en flexion quatre points 74
Tableau 3.6: Résultats du modèle en fonction des valeurs seuils du R^2 bilatéral (cas du MOE) 82
Tableau 3.7: Résultats du modèle en fonction des valeurs seuils du R^2 bilatéral (cas du MOR) 82
Tableau 3.8: Récapitulatif des résultats issus des différents modèles vibratoires..... 83
Tableau 4.1: Liste des angles étudiés 92
Tableau 4.2: Récapitulatif des résultats dans le plan (xy) et (xz) 93
Tableau 4.3: Etude de l'influence des paramètres d'Hankinson (MOE sans défaut et MOE à 90°) sur le modèle de prédiction du MOE..... 102
Tableau 4.4 : Influence du coefficient n de l'équation d'Hankinson sur le modèle de prédiction du MOE 104
Tableau 4.5: Etude de l'influence des paramètres d'Hankinson (MOR sans défaut et MOR à 90°) sur le modèle de prédiction du MOR 112
Tableau 4.6 : Influence du coefficient n de l'équation d'Hankinson sur le modèle de prédiction du MOR..... 113
Tableau 4.7: Coefficients de détermination entre les MOR et les MOR modélisés accompagnés des erreurs de prédictions RMSEC pour différentes dimensions du rectangle de balayage..... 116

Tableau 4.8: Coefficients de détermination entre les positions de ruptures réelles et modélisées accompagnées des erreurs de prédictions RMSEC pour différentes dimensions du rectangle de balayage..... 116
Tableau 4.9 : Exemple de la propagation d'une étiquette 119
Tableau 4.10: Illustration de la difficulté d'homogénéiser une même étiquette dans un nœud 119
Tableau 5.1: Récapitulatif des niveaux de prédiction du MOE statique et du MOR obtenus par différentes machines 124
Tableau 5.2: Exemple d'une matrice d'effectif..... 128
Tableau 5.3: Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe 130
Tableau 5.4 Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D24/Rejet..... 131
Tableau 5.5: Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D18/Rejet..... 132
Tableau 5.6: Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D18/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages 135
Tableau 5.7 : Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D24/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages 136
Tableau 5.8: Résultats de classement des machines étudiées relatif à la classe D30/Rejet concernant une distribution uniforme des MOR des sciages 136

Bibliographie

Références normatives

AFNOR; Norme NF EN B51 016 (1987) Bois - Flexion statique - Détermination du module d'élasticité en flexion statique de petites éprouvettes sans défaut. . — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR ; Norme NF EN 975-1 (2009). Bois sciés - Classement d'aspect des bois feuillus - Partie 1 : chêne et hêtre . — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF B 52-001 (2011) – partie 1. Classement visuel pour l'emploi en structure des principales essences résineuses et feuillues. — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF EN 14081-1 (2016). Structures en bois. Bois de structure de section rectangulaire classé selon la résistance. Partie 1:exigences générales. — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF EN 14081 - 2+A1 (2013). Structures en bois - Bois de structure de section rectangulaire classé selon la résistance - Partie 2 : classement mécanique - Exigences supplémentaires concernant les essais de type initiaux. — Paris La Défense : AFNOR

AFNOR. Norme NF EN 14081- 3 (2012). Structures en bois - Bois de structure à section rectangulaire classé pour sa résistance - Partie 3 : classement mécanique - Exigences complémentaires relatives au contrôle de la production en usine. — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF EN 408:2010+A1(2012). Structures en bois. Bois de structure et bois lamellé collé. Détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques. — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF EN 384 (2016). Bois de structure - Détermination des valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques et de la masse volumique— Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR. Norme NF EN 338 (2016). Bois de structure. Classes de résistance. — Paris La Défense : AFNOR.

AFNOR ; Norme NF EN14358 (2016). Structures en bois - Détermination et vérification des valeurs caractéristiques. — Paris La Défense : AFNOR.

Autres références

Alteyrac J., Cloutier A., Zhang, S.Y.(2006). Characterization of juvenile wood to mature wood transition age in black spruce (Picea mariana (Mill.) B.S.P.) at different stand densities and sampling heights. Wood Science and Technology 40: 124-138.

APECF et Arts Cluny (2011). Étude en vue de la valorisation de la ressource bourguignonne en chênes de qualité secondaire dans de nouveaux usages constructifs. — Paris : APECF,. — 66 p.

Aramaki M., Baillères H., Brancheriau L., Kronland-Martinet R., Ystad, S. (2007). Sound quality assessment of wood for xylophone bars," The Journal of the Acoustical Society of America 121(4): 2407-2420

Bailleres H., Hopewell G, Boughton G. (2009).MOE and MOR assessment technologies for improving graded recovery of exotic pines in Australia. Forest & Wood Products Australia : Products & Processing

Baillères H., Hopewell G., Boughton G., Brancheriau L. (2012). Strength and stiffness assessment technologies for improving grading effectiveness of radiata pine wood. BioResources 7:1264–1282.

Bernoulli D. (1748). Réflexion et éclaircissement sur les nouvelles vibrations des cordes exposées dans les mémoires de l'académie. Royal Academy of Berlin

Bodig J., Jayne B.A. (1982) Mechanics of wood and wood composites. Van Nostrand Reinhold

Bordonné P. A. (1989). Module Dynamique et Frottement Intérieur dans le Bois, Mesures Sur poutres Flottantes en Vibrations Naturelles. Thèse de doctorat. Université de Lorraine Nancy France.

Brancheriau L., Bailleres H. (2002). Natural vibration analysis of clear wooden beams: Theoretical review. Wood Science and Technology 36: 347-365

Brancheriau, L., Paradis, S.,Baillères, H. (2007). Bing: Beam identification by non-destructive grading (Cirad), (http://ur-biowooeb.cirad.fr/en/products/bing/what-is-it),

Brancheriau L., Kouchade, C., and Brémaud, I. (2010). "Internal friction measurement of tropical species by various acoustic methods," Journal of Wood Science 56: 371-379

Collet R., Bléron L. , Croisel J., Lanvin J.D. (2012). The processing of small low-grade French oaks into solid cross laminated panels. International Scientific Conference on Hardwood Processing

Daval V., Pot G., Belkacemi M., Meriaudeau F., Collet R. (2015), Automatic measurement of wood fiber orientation and knot detection using an optical system based on heating conduction. Optical Society of America. 23(26):33529-39.

DeBonis L., Bodig J. (1975). Nailed Wood Joints under Combined Loading. Wood Science and Technology 9 : 129-144

Delaplace A., Gatuingt F., Ragueneau F. (2008). Aide-Mémoire mécanique des structures Résistance des matériaux. Dunod . Paris France

Faydi Y., Brancheriau L., Pot G, Collet R. (2017a). Prediction of Oak Wood Mechanical Properties Based on the Statistical Exploitation of Vibrational Response. BioResources 12(3) : 5913-5927

Faydi Y., Brancheriau L., Pot G, Collet R. (2017b) . Prediction of oak wood mechanical properties based on vibratory tests. Compwood conference 2017

Guindos P., Guaita M. (2013). A three-dimensional wood material model to simulate the behavior of wood with any type of knot at the macro-scale. Wood Sci Technol 47: 585–599

Guindos P., Guaita M. (2014). The analytical influence of all types of knots on bending, Wood Sci Technol 48:533–552

Goulet M., Ouellet E. (1968) Effet de la teneur en humidité du bois sur sa résistance à la traction transversale", Notes de recherches n°1, Département d'exploitation et utilisation des bois,Université Laval, Ste-Foy

Grazide C. (2014). Modélisation du comportement mécanique en zone pré-nodale. Thèse de doctorat Univérsité de Bordeaux. France

Guitard D. (1987). Mécanique du matériau bois et composites. Cepadues éditions

Hanhijarvi A., Ranta-Maunus A., Turk G. (2008). Potential of strength grading of timber with combined measurement techniques. Combigrade-project VTT Publications 568, VTT Technical Research Centre of Finland Ltd

Hankinson R. L. (1921). Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain, Air Force Information Circular No. 259, U. S. Air Service

Hearmon R.F.S. (1948). The Elasticity of Wood and Plywood. Forest Products Research Special Report #9, Dept. Sci. Inds. Res., HMSO, London

Jehl A., Bleron L., Meriaudeau F., Marchal R. (2011). Apport de la mesure de pente de fil au classement mécanique des bois de structures. 20ème Congrès Français de Mécanique

Jehl A. (2012). Modélisation du comportement mécanique des bois de structures par densitométrie X et imagerie laser. Thèse de doctorat. ENSAM Cluny France

Kandler G., Füssl J., Markus M. (2017), Reconstruction of knots within timber boards and link to the mechanical behavior of glued laminated timber Compwood conference 2017

Kollmann Wilfred F.F.P., Cote,]r A. (1968). Principles of Wood Science and Technology, Springer-Verlag

Lanvin J.D., Reuling D., Costrel Y., Ducerf J (2007). Evaluation of the French oak for structural use. In COST E53 Quality Control for Wood and Wood Products, Warsaw

Lanvin J.D., Reuling D.(2012), Caractérisation du Chêne sessile et pédonculé de France en vue de son utilisation en structure. Activité, Produits et marché. Rev. For. Fr. LXIV

Lanvin J.D. (2015), Caractérisation du hêtre pour une utilisation en structure répondant aux éxigences du marquage CE. Abbaye des Prémontrés- Pont à Mousson-FCBA

Mevik B. H., Wehrens R. (2007). The PLS package: Principal component and partial least squares egression in R. Journal of Statistical software 18:1-24

Moore J., Achim A., Lyon A., Mochan S., Gardiner B. (2009). Effectsofearlyre- spacing on the physical and mechanical properties of sitka spruce structural timber, Forest ecology and management, 258: 1174–1180

Moutee M. (2006). Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage

Nyström J. (2003). Automatic Measurement of Fiber Orientation in Softwoods by Using the Tracheid Effect," Computers and Electronics in Agriculture 41(1-3): 91–99

Oh J.K., Shim K., Kim K.M., Lee J.J. (2009). Quantification of knots in dimension lumber using a single-pass X-ray radiation. Journal of Wood Science 55:264-272

Olsson A., Oscarsson J., Johansson M., Källsner B. (2011). Prediction of timber bending strength on basis of bending stiffness and material homogeneity assessed from dynamic excitation. Wood Science and Technology, 46(4):667–683

Olsson A., Oscarsson J., Serrano E., Källsner B., Johansson M., Enquist B. (2013). Prediction of timber bending strength and in-member cross-sectional stiffness variation on the basis of local wood fibre orientation. European Journal of Wood and Wood Products 71:319–333.

Prat R. (2012) - Le bois de Chêne à l'œil nu. Biologie et Multimédia. Université Pierre et Marie Curie - UFR des Sciences de la Vie

Rajeshwar B., Bender D.A., Bray D.E., McDonald K.A. (1997). An ultrasonic technique for predicting tensile strength of southern pine lumber. Transactions of the ASAE, 40(4):1153–1159

Raven. (2010). deboecksuperieur - Site internet http://www.deboecksuperieur.com/resource/extra/9782804150204/Pages_from_PDF_Raven-10,pdf

Roblot G., Coudegnat D., Bleron L., Collet R.(2008). Evaluation of the visual stress grading standard on French Spruce (Picea excelsa) and 212 BIBLIOGRAPHIE Douglas-fir (Pseudotsuga menziesii) sawn timber. Annals of forest science, 65(8).

Roblot G, Bléron L, Mériaudeau F, Marchal R (2010). Automatic computation of the knot area ratio for machine strength grading of Douglas-fir and Spruce timber, EJECE 14:1317-1332

Roohnia L., Brancheriau L. (2015). Orientation and position effects of a local heterogeneity on flexural vibration frequencies in wooden beams, Cerne 21:339-344

Simonaho S., Palviainen J., Tolonen Y., Silvennoinen R. (2004). Determination of wood grain direction from laser light scattering pattern," Optics and lasers in engineering 41(1): 95–103

Timoshenko, S. (1921). On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars. Philosophical Mag. and Journal of Science 41(6):744-746.

Tredwell T.(1973), Visual Stress Grading of Timber, Explanation and practical interpretation of the visual grading elements of BS 4978:1973. Timber grade for structural uses. Timber Research and Development Association.

Tropix (2012). Les principals caractéristiques technologiques de 245 essences forestière tropicales. CIRAD. Montpellier France.

Trouy-Triboulot, M.C., Triboulot. P.(2001). Matériau bois: Structure et caractéristiques. Techniques de l'ingénieur. Construction, (C925):C925. 1–C925. 26.

US DEPT. OF AGRICULTURE (1999). Wood HandBook : Wood as an Engineering Material. Madison, WI. 486 p

Van de Kuilen J-W.G. (2002). Bending strength and stress wave grading of tropical hardwoods. COST E24 Reliability analysis of timber structures, Zurich

Viguier J.(2015). Classement mécanique des bois de structure. Prise en compte des singularités dans la modélisation du comportement mécanique. Thèse de doctorat, Université de Lorraine, Epinal France

Viguier J., Bourreau D., Bocquet J.F., Pot G., Bleron L., Lanvin J.D. (2017). Modelling mechanical properties of spruce and Douglas timber by means of X-ray and slope of grain measurements for strength grading purpose. European Journal of Wood and Wood Products, Springer Verlag, 75: 527-541

Zhou J., Shen J., (2003). Detection and Phase Demodulation for Wood Grain Orientation Measurement Based on the Tracheid Effect, Optics and Lasers in Engineering 39(1) : 73–89

Classement pour la résistance mécanique du chêne par méthodes vibratoires et par mesure des orientations des fibres

RESUME :

En France, les feuillus constituent la part majoritaire du parc forestier, dont, notamment, le chêne de qualité secondaire. Ce dernier pourrait devenir une alternative à d'autres matériaux de construction. Cependant, en fonction des singularités relatives à chaque sciage, les performances mécaniques peuvent varier considérablement. Il est donc nécessaire de trier les sciages adaptés pour une application en structure. L'efficience des méthodes de classement du chêne apparaît comme une des problématiques majeures. Ce projet de recherche a pour but de développer des méthodes et moyens de mesure capables de classer convenablement le chêne de qualité secondaire et palier au classement visuel par un opérateur. Ce dernier sous-estime fortement les qualités du chêne mais reste fréquemment employé par les industriels faute d'alternative. Au cours de cette thèse, deux modèles de prédiction des propriétés mécaniques ont été développés pour classer par machine le chêne de qualité secondaire. Ces modèles se basent sur une large campagne expérimentale de contrôle non destructif, avec validation par essais destructifs. Le premier modèle est statistique, basé sur l'analyse des signaux vibratoires sous sollicitation longitudinale ou transversale. Le second modèle est analytique, exploitant les cartographies d'orientation des fibres des sciages pour déterminer localement les résistances et modules élastiques, et en déduire les propriétés globales. Les résultats obtenus montrent que la méthode vibratoire longitudinale, employée couramment en industrie dans le cas des résineux, n'est pas adaptée pour classer convenablement le chêne de qualité secondaire. A l'inverse, la méthode vibratoire transversale sur chant permet d'obtenir des rendements de classement pertinents mais nécessite des efforts de développement pour être industrialisée. Le modèle basé sur la mesure de l'orientation des fibres offre les meilleurs rendements et des résultats stables sur l'ensemble des classes étudiées.

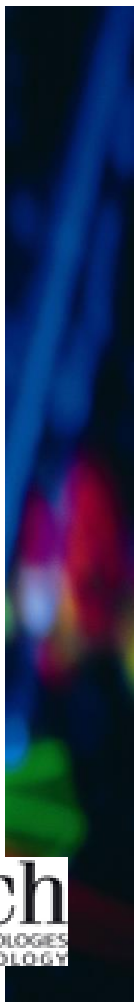
Mots clés : bois de structure, chêne, contrôle non destructif, modèles de prédiction, classement mécanique

Mechanical grading of oak wood using vibrational and grain angle measurements

ABSTRACT :

Hardwoods are the majority in France, with a substantial amount of small, low grade oaks. This resource could be an alternative of typical construction materials. However, mechanical properties can change a lot depending on timber defects. Thus, it is necessary to verify the good quality of each board in order it can be used in structural applications. The efficiency of grading methods is one of principal challenges to promote the use of oak in structures. The present work aims to provide new grading machine solutions relative to low grade oak which could replace the traditional and downgrading method based on visual sorting by an operator.
Indeed, two models have been developed during this thesis, based on nondestructive measurements following by destructive tests to validate them. The first one is a statistical model based on the analysis of longitudinal and transversal vibrational measurements. The second one is an analytical model based on grain angle scanning measurements. From grain angle data maps, local values of modulus of elasticity and resistance were computed, then the global mechanical properties were computed. The results show that the longitudinal vibrational method based on the first longitudinal eigen frequency, which is mostly employed in softwood industry, is not suited for oak grading. However, the efficiency of the methods based on transversal vibrations is pretty good but it needs additional efforts for industrial application. In this work, the model based on grain angle scanning offer the best and the more robust grading efficiency for all grades.

Key words: wood structure, oak, nondestructive control, prediction models, mechanical grading



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY