



HAL
open science

Développement de produits LVL de douglas aux propriétés mécaniques optimisées par l'exploitation de la mesure en ligne de l'orientation des fibres lors du déroulage

Robin Duriot

► To cite this version:

Robin Duriot. Développement de produits LVL de douglas aux propriétés mécaniques optimisées par l'exploitation de la mesure en ligne de l'orientation des fibres lors du déroulage. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. HESAM Université, 2021. Français. NNT : 2021HESAE060 . tel-03683607

HAL Id: tel-03683607

<https://pastel.hal.science/tel-03683607>

Submitted on 31 May 2022

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

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

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR
LaBoMaP – Campus de Cluny

THÈSE

présentée par : **Robin DURIOT**

soutenue le : **08 décembre 2021**

pour obtenir le grade de : **Docteur d'HESAM Université**

préparée à : **École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

Spécialité : **Mécanique du Solide et Matériaux**

Développement de produits LVL de douglas aux propriétés mécaniques optimisées par l'exploitation de la mesure en ligne de l'orientation des fibres lors du déroulage

THÈSE dirigée par :
M. DENAUD Louis

et co-encadrée par :
M. POT Guillaume
M. GIRARDON Stéphane

Jury

Mme. Evelyne TOUSSAINT, Professeure des universités, Institut Pascal, Université Clermont Auvergne
M. Laurent BLERON, Professeur des universités, ENSTIB, LERMAB, Université de Lorraine
M. Florent EYMA, Professeur des universités, Institut Clément ADER, IUT de Tarbes, UPS III
M. Louis DENAUD, Maître de conférences (HDR), Arts et Métiers (directeur thèse)
M. Guillaume POT, Maître de conférences, Arts et Métiers (co-encadrant)
M. Stéphane GIRARDON, Maître de conférences, Arts et Métiers (co-encadrant)
M. Nicolas SAUVAT, Maître de conférences, GC2D, Université de Limoges
M. Fabien RENAUDIN, Référent technique OA, CEREMA DTer Centre Est

Rapportrice
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité
Invité

**T
H
È
S
E**

Table des matières

REMERCIEMENTS	6
INTRODUCTION GENERALE	10
CONTEXTE DE LA THESE	10
INSCRIPTION DE LA THESE DANS LA THEMATIQUE PONT BOIS-BETON	12
INTRODUCTION AU PLAN DU MEMOIRE	13
1 - ETAT DE L'ART - SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE	16
1.1 STRUCTURE DE L'ARBRE	18
1.1.1 BIOLOGIE D'UN ARBRE	18
1.1.2 OBSERVATIONS MORPHOLOGIQUES MULTI-EHELLES DU BOIS	19
1.2 COMPORTEMENT MECANIQUE DU BOIS	21
1.2.1 CARACTERISTIQUES INTRINSEQUES	21
1.2.2 COMPORTEMENT MECANIQUE	22
1.3 LA RESSOURCE CIBLEE	24
1.3.1 LE DOUGLAS EUROPEEN	24
1.3.2 LES GROS BOIS	26
1.4 LE LVL	28
1.4.1 HISTOIRE	28
1.4.2 PROCEDE DE PREMIERE TRANSFORMATION : LE DEROULAGE	29
1.4.3 CARACTERISTIQUES « TYPIQUES » DU MATERIAU COMPOSITE LVL	30
1.5 MESURES DES PROPRIETES MECANQUES DE POUTRES	33
1.5.2 METHODES DESTRUCTIVES	35
1.6 FACTEURS AFFECTANT LE COMPORTEMENT MECANIQUE D'UN PLACAGE BOIS ET DU MATERIAU LVL ET MOYENS DE MESURES	37
1.6.1 HUMIDITE ET HYGROSCOPICITE	37
1.6.2 BOIS JUVENILE / BOIS MATURE	38
1.6.3 MASSE VOLUMIQUE	39
1.6.4 NŒUDS	41
1.6.5 VARIATION DE PENTE DE FIL	44
1.6.6 FISSURATION	50
1.7 SYNTHESE DE L'ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	52
1.8 PLAN DES PARTIES	53
2 - CARACTERISATION MECANIQUE DU LVL DE GROS DOUGLAS	56
2.1 INTRODUCTION DU CHAPITRE	58
2.2 DEMARCHE DE L'ETUDE	58
2.3 ARTICLE PUBLIE DANS LE JOURNAL CONSTRUCTION AND BUILDING MATERIALS	60

2.4	RESULTATS COMPLEMENTAIRES SUR LA COMPRESSION TRANSVERSALE	72
2.4.1	MATERIAUX ET METHODES	72
2.4.2	RESULTATS	74
2.5	SYNTHESE	76
3	- TRI EN LIGNE DES PLACAGES SELON LEUR POTENTIEL MECANIQUE	80
3.1	INTRODUCTION DU CHAPITRE ET COMPLEMENT DE BIBLIOGRAPHIE	82
3.2	DEMARCHE DE L'ETUDE	83
3.3	ARTICLE PUBLIE DANS LE JOURNAL FORESTS	85
3.4	SYNTHESE ET PERSPECTIVES	108
4	- OPTIMISATION EN FLEXION DE POUTRES	112
4.1	INTRODUCTION DU CHAPITRE	114
4.2	DEMARCHE EXPERIMENTALE	115
4.3	ARTICLE PUBLIE DANS LE JOURNAL FORESTS	117
4.4	DEVELOPPEMENTS COMPLEMENTAIRES	139
4.5	SYNTHESE	146
5	- MODELISATION NUMERIQUE DES PROPRIETES ELASTIQUES MECANIQUES DE LVL PAR LA METHODE DES ÉLÉMENTS FINIS	150
5.1	AVANT-PROPOS	152
5.2	INTRODUCTION	152
5.3	MATERIEL ET METHODES	152
5.3.1	MODELISATION DES RAIDEURS DES POUTRES DE LVL PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS	153
5.3.2	DETERMINATION DES MODULES DYNAMIQUES EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES	159
5.3.3	DETERMINATION DES MODULES STATIQUES EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES EN FLEXION QUATRE POINTS	165
5.3.4	MODELISATION DE L'ORIENTATION LOCALE DES FIBRES PAR EQUATIONS DE RANKINE	166
5.4	RESULTATS	167
5.4.1	IDENTIFICATION DES PARAMETRES ELASTIQUES DE LA MATRICE DE SOUPLESSE DU MODELE EF PAR ANALYSE MECANIQUE VIBRATOIRE	167
5.4.2	MESURE ET PREDICTION DES MODULES DYNAMIQUES	174
5.4.3	MESURE ET PREDICTION DES MODULES STATIQUES LOCAUX	178
5.5	CONCLUSION	187
6	- CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	190
6.1	CONCLUSIONS	192
6.2	PERSPECTIVES	194
7	- ANNEXES	198

7.1 PRINCIPE D'OPTIMISATION DE PANNEAU PAR COURBE CONSIGNE CONSTANTE	199
TABLES	202
TABLE DES FIGURES	202
TABLE DES TABLEAUX	205
REFERENCES	206

Remerciements

En premier lieu, je souhaite exprimer chaleureusement ma gratitude à mon encadrement - Louis Denaud, mon directeur de thèse, ainsi qu'à Guillaume Pot et Stéphane Girardon - pour m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce sujet et d'intégrer cette équipe. Je les remercie pour leur sympathie et leur disponibilité, qui m'ont permis de progresser jusqu'à m'épanouir dans mes activités de recherche. L'osmose a été permanente pendant ces trois années, et le soutien que m'a procuré cette bienveillance dans nos relations de travail a été un solide pilier de confiance pour mener à terme ces travaux. Je remercie aussi Robert Collet, impliqué entre autres dans le processus de mon recrutement, pour son accueil et sa gentillesse.

J'adresse mes remerciements à mon jury de thèse, en commençant par mes rapporteurs, Evelyne Toussaint et Laurent Bléron, d'avoir accepté de lire et d'évaluer ce travail. Je remercie également ce dernier pour avoir veillé à m'offrir une excellente intégration au sein de l'ENSTIB pour ma prise de fonction d'ATER en cours de troisième année, ainsi qu'une bonne compatibilité entre mes différentes obligations lors de ces derniers mois de thèse. Je remercie de plus Florent Eyma, Nicolas Sauvat et Fabien Renaudin qui complètent ce jury pour leur retour sur le travail de thèse effectué.

Ces trois années n'auraient pas été aussi agréables sans l'intégralité de l'équipe bois du LaboMaP de Cluny. Je leur adresse mes remerciements pour leur disponibilité, et pour la contribution de tous à cette cohésion et cette ambiance si agréable. J'exprime toute ma gratitude à Jean-Claude Butaud pour le partage de son expérience ainsi que pour son aide précieuse et spontanée, notamment lors des phases expérimentales des travaux présentés. Je remercie Joffrey Viguié pour ses conseils avisés mais aussi pour sa jovialité connue et reconnue. Je souhaite témoigner ma reconnaissance également à Benjamin Roux pour son temps et son aide dans la prise en main et l'exploitation d'instrumentations. Je remercie Bertrand Marcon - la rigueur de la mesure physique incarnée, à l'exception du dosage du café - pour sa sympathie et sa franchise. Je souhaite saluer le beau Fabrice Cottin pour son aide, ses anecdotes si bien articulées et sa gentillesse. Je remercie Roger Letourneau pour qui j'ai la plus grande sympathie. Je remercie Rémy Marchal, notamment pour son appréciation de mon travail lors des jalons d'évaluations qui ont rythmé cette thèse. Je salue Mariem Yaich et lui souhaite une excellente intégration dans cette équipe. Je remercie enfin la salle Serrano pour sa convivialité.

Je remercie Lucie Heim pour tous les bons moments partagés, particulièrement en période de rédaction où ils étaient le plus les bienvenus. Je souhaite également à Juliette Boivin, Leyne Demoulin et Caroline Marc - la relève doctorale de l'équipe - une bonne continuation dans cet environnement qui saura les mettre dans les meilleures conditions de réussite. J'ai aussi une pensée particulière pour Ivan Hamm, collègue du jour mais aussi des nuits clunisoises, sans qui elles n'auraient pas eu la même saveur. Je souhaite remercier Rémy Frayssinhes pour le temps passé à m'expliquer les thématiques communes de nos sujets lors d'une période de tuitage qui a largement contribué à faciliter ma compréhension des bases bibliographiques et

des outils à ma disposition. J'exprime aussi mes salutations et félicitations à Benoit Besseau, avec qui nous avons partagé la date de début de notre thèse et le dénouement heureux de cette aventure. J'adresse mes salutations aux stagiaires – Grégoire Guillaume, Pierre Bigay et Mathieu Lascoste – d'avoir fait profiter l'équipe de leur bonne humeur communicative le temps de leur présence. J'exprime enfin ma gratitude aux étudiants que j'ai encadrés lors de leur projet pour leur contribution à mes travaux : Florent Aparé, Roxane Dodeler et Raphaël Parisot.

Je remercie l'ensemble du personnel du campus de Cluny pour leur accueil et leur sympathie, dont l'équipe BE-Méca, aux côtés de qui j'ai pris plaisir à m'initier à l'enseignement. Je souhaite aussi remercier les étudiants du campus, qui ont aussi à leur manière contribué à rendre cette expérience si enrichissante.

J'adresse mes salutations à l'ensemble des membres du consortium GC2D - CEREMA avec qui j'ai été en relation dans le cadre de cette thèse.

Je souhaite aussi adresser mes salutations de manière générale à toutes les superbes rencontres effectuées lors des événements du GDR Bois, qui ont participé à me rendre fier d'appartenir à cette communauté de recherche bois.

J'exprime toute ma gratitude à ma famille : leur fierté me remplit de joie. Je salue tous les amis que je n'ai pas pu voir autant que souhaité pendant les deux derniers tiers de cette thèse pour leur soutien. J'ai aussi une pensée particulière pour Anne-Sophie, pour sa patience, sa douceur et le réconfort de nos moments passés ensemble.

Je remercie Max Verstappen et Fabio Quartararo pour l'inspiration de résilience qu'ils m'ont apportée et les respirations du dimanche après-midi. Au bout de l'effort, le titre !

Je finis ces remerciements par Cluny, la seconde Rome, où mon chemin m'a mené et qui n'a rien à envier à Lyon, que cela soit écrit !

Introduction générale

Contexte de la thèse

La considération du bois comme matériau de construction est une thématique plus que d'actualité dans un contexte environnemental incontournable mis en avant dans la publication du 6^e rapport d'évaluation du GIEC [1]. Le bois est un matériau organique, dont le processus de captage du CO₂ atmosphérique nécessaire à son accroissement lui confère un bilan carbone très à son avantage lors de son utilisation, comparé aux autres matériaux usuels de construction type acier ou béton. Il est par ailleurs moins dense, amenant à des résistances spécifiques plus importantes que ces deux matériaux, et réduisant ainsi l'énergie consommée lors de son transport. Il en va de même pour sa production et sa transformation qui sont moins impactantes en termes de consommation énergétique que pour ces deux matériaux, à plus forte raison lorsqu'il est d'origine locale.

Si la construction bois continue de progresser lentement quant à ses parts de marché, la question de son approvisionnement doit continuellement se poser. La part de bois français utilisée est de l'ordre de 50 à 60 % selon l'Enquête nationale de la construction bois en 2018 [2]. L'évolution de la demande des clients ayant la volonté de privilégier cette provenance est par ailleurs encourageante. Limiter la quantité d'énergie grise produite par un raccourcissement du circuit d'approvisionnement du matériau bois constitue un enjeu économique et environnemental. La dernière édition du Forum Bois Construction a d'ailleurs mise en avant cet objectif de la filière avec plusieurs interventions et sessions consacrées aux enjeux du carbone [3]. La valorisation du bois local dans le secteur de la construction s'inscrit donc dans cette dynamique par une diminution des distances de transport de la matière première mais aussi dans un cycle vertueux de maintien de l'activité dans des zones souvent rurales.

Le douglas est une essence bien présente sur le territoire français, favorisée par deux grandes vagues de reboisement. La seconde, initiée à partir des années 1970 a fait naître un très grand volume sur pieds devenu mature, ayant atteint des diamètres leur valant la dénomination « gros bois » voir « très gros bois ». Le douglas possède de bonnes propriétés mécaniques et un duramen naturellement durable (Classe 3), ce qui lui permet d'être assez couramment utilisé dans la construction en France par des éléments structurels massifs sans traitement additionnel typiquement pour les éléments de charpente. Cependant, le diamètre important des gros bois présente des inconvénients rendant délicate leur transformation dans les scieries, notamment par la présence de gros nœuds, et diminue ainsi leur rentabilité. Le déroulage du douglas, essence parmi les plus anciennement transformée par ce procédé aux Etats-Unis, semble un bon moyen de valoriser ces bois. Pourtant, il n'existe à ce jour aucun site de déroulage de douglas en France ou en Europe. Les raisons ne sont pas technologiques, ni liées à une différence de propriétés supposées du douglas d'un côté ou de l'autre de l'Atlantique mais plutôt historiques et économiques. D'après les travaux menés par Rémy Frayssinhes [4] au LaBoMaP, les paramètres recommandés pour dérouler le douglas Français (géométrie des outils, température d'étuvage, paramètres de coupe) sont comparables à ceux couramment

utilisés par les dérouleurs nord-américains pour peu que leurs sylvicultures aient été comparables. Ce travail de thèse s'inscrit en aval des questions scientifiques liées à la transformation qui n'est pas plus complexe que pour les plantations nord-américaines et se focalise sur l'emploi des placages issus de gros bois de douglas dans un matériau composite multicouche : le LVL (Laminated Veneer Lumber) ou lamibois en français.

Le LVL est un produit technique bois constitué de placages de bois collés et pressés ensemble principalement dans le sens longitudinal. Il présente l'avantage de permettre d'obtenir des produits de grandes dimensions aux propriétés homogénéisées par l'effet de lamellation qui distribue les défauts dans le matériau. Il est donc tout désigné pour une exploitation de placages hautement hétérogènes issus de gros bois. Évidemment, la prudence s'impose lorsqu'on traite de l'aspect écologique du LVL. Le bois est certes en termes de volume sec le matériau largement prépondérant (supérieur à 94% de la masse totale en général [5]), mais l'utilisation de colle de type résine phénol formaldéhyde (PF) réduit l'aspect biodégradabilité, recyclabilité et son intégration dans une économie circulaire.

Partant d'un panel de placages nécessairement très hétérogènes lorsqu'ils sont réalisés à partir de bois de gros diamètre et issus de sylvicultures plutôt dynamiques, le classement des placages sur des critères mécaniques semble pertinent pour optimiser leur usage dans le produit technique LVL. Dans l'industrie du déroulage, les placages sont classés selon plusieurs méthodes. Le tri selon des critères visuels établit des classes en fonction de la présence, de la taille, et de la concentration de singularités dans le bois. Le fondement de ce classement est principalement esthétique et le lien avec la performance mécanique du placage ne se fait que de manière indirecte. En revanche, la mesure ultrasonore étant liée la vitesse de propagation d'ondes dans le milieu à densité déterminée, permet une estimation d'un module élastique moyen relativement fiable, mais sur du bois avec peu de défauts [6].

Ces moyens technologiques, bien que basés sur des critères très différents, ont en commun une absence de prise en compte du positionnement des défauts dans le matériau. Ils ne délivrent ainsi que des informations partielles qui ne permettent pas de tirer parti de la possibilité qu'offre le LVL de contrôler et d'optimiser le positionnement des singularités afin de maîtriser les performances finales du produit technique. On comprend ainsi que le tri et l'estimation de la qualité des placages sont prépondérants dans cet objectif.

Il a été montré que la variation de l'orientation de la pente de fil locale dans un volume de bois considéré influe de manière significative sur les propriétés mécaniques locales [7]. Le bois étant un matériau très anisotrope, les propriétés de résistance et de rigidité sont bien meilleures dans la direction principale des fibres (longitudinale) que dans les directions orthogonales. La mesure en surface par exploitation de l'effet trachéide est une technologie largement utilisée dans la détermination de ces propriétés pour les sciages. Appliquées aux placages destinés à la fabrication de LVL, les cartographies de chaque pli du matériau sont tout à fait indiquées, à la fois pour émettre des prédictions fiables des propriétés du matériau via des modélisations, et améliorer le contrôle du placement des placages par une connaissance des propriétés mécaniques locales.

Le but principal de cette thèse est de permettre la fabrication d'un LVL de performance optimisée à partir de gros bois de douglas par une meilleure prise en compte de la qualité intrinsèque de chaque placage et une maîtrise de leur placement afin d'obtenir un produit aux performances optimisées. Un ouvrage de construction peut nécessiter la conception et l'usage de ce type de produit : les ponts associant bois et béton. Ils nécessitent la fabrication de poutres de bois, appelées nervures, de grandes portées ce qui empêche l'utilisation de bois massif. Dimensionnées pour de fortes sollicitations en flexion selon le trafic et avec des zones aux appuis de compression transversale, l'adaptation des caractéristiques mécaniques à la localisation des différentes sollicitations semble intéressante mais plus compliquée à mettre en œuvre avec du bois lamellé-collé composé de lamelles 10 ou 15 fois plus épaisses que les placages d'un LVL. La stabilité dimensionnelle du LVL est par ailleurs tout à fait indiquée pour une intégration dans une structure en extérieur. Les qualités du duramen de douglas en termes de résistances aux attaques fongiques et biologiques le rendent bien adapté pour cet emploi.

La partie suivante décrit le contexte du projet dans lequel s'inscrit la thèse et comment l'actualité a mis en avant la problématique de valorisation de la ressource de gros douglas et la perspective de développements de produits mixtes bois béton qui en a émergé.

Inscription de la thèse dans la thématique pont bois-béton

Le 14 août 2018, le viaduc Morandi de Gênes en Italie, s'effondrait. Cet événement tragique lança, notamment en France, une vague de questionnements quant à la connaissance de l'état et de la qualité de maintenance des ponts du territoire.

Un rapport rendu au Sénat le 27 juin 2019 par une commission parlementaire [8], souligna par ses conclusions le vieillissement du patrimoine des ponts du réseau routier. En effet, sur un nombre total d'ouvrages compris entre 200 000 et 250 000, plus de 25 000 présentaient une structure en mauvais état, dont une grande partie présentaient « à terme, un risque d'effondrement ». 2 800 ouvrages construits dans la période 1950-1960 vont prochainement arriver en fin de vie. La situation est par ailleurs encore plus préoccupante concernant les ponts gérés par les communes et les intercommunalités, dont la dégradation était dans certains cas très avancée. À cette situation s'ajoute le fait que la gestion d'environ 90% de la totalité de ces ouvrages, pour la plupart construits en maçonnerie ou en béton, est à la charge des collectivités locales (50% par les départements, 40% par les communes et intercommunalités), contre 10% pour l'Etat.

Le constat est donc le suivant : un remplacement progressif de ces infrastructures doit être mené dès à présent, en veillant à employer des solutions constructives les moins onéreuses possibles pour permettre aux collectivités de s'en doter et dans le respect des objectifs bas carbone signés par la France. En conséquence, une dizaine de propositions regroupées en 3 axes ont été élaborées, dont l'une d'entre elles est l'« apport d'une offre d'ingénierie aux collectivités ». Cette impulsion se fait notamment par le concours de l'Agence Nationale de Cohésion des Territoires (ANCT) et du Centre d'Etudes et d'Expertise sur les Risques, l'Environnement, la Mobilité et l'Aménagement (CEREMA).

Le croisement de toutes ces informations a ainsi mené à l'élaboration d'un cahier des charges décrivant une solution de remplacement efficace, rapide et économique de ce parc vieillissant. Les ponts mixtes bois-béton constituent une alternative remplissant dans une certaine mesure ces critères.

Un consortium constitué du CEREMA (Centre d'Etudes et d'Expertise sur les Risques, l'Environnement, la Mobilité et l'Aménagement) d'Autun, du GC2D (laboratoire de Génie Civil, Diagnostic et Durabilité) d'Egletons et du LaBoMaP, s'est créé en 2017 afin de développer une approche croisée dans l'élaboration de l'ouvrage composite simple travée de courte et moyenne portée. Le fait que la date de l'accident du pont italien ait été postérieure à celle de création du partenariat témoigne de l'actualité du sujet.

- Le CEREMA apporte son expertise dans la conception de ponts, et notamment des solutions constructives mixtes bois/béton
- Le GC2D traite de problématiques liées à la diffusion hydrique dans les poutres en bois et aux profils thermiques dans la dalle de béton afin d'étudier les déformations induites et le comportement à long terme de l'ouvrage.
- Le LaBoMaP apporte son expertise dans l'élaboration de produit d'ingénierie bois à partir de ressource locale

Cette thèse, financée par la région Bourgogne Franche-Comté, a pour but le développement de produits innovants et optimisés pour un usage structurel. Avant de tenter de proposer une solution de modélisation du comportement mécanique des placages et des LVLs reconstitués, une première difficulté est liée à la nature hétérogène à plusieurs niveaux de la ressource ciblée et à l'absence de caractéristiques de références issus de produits standard réalisés à partir de gros douglas européens.

Introduction au plan du mémoire

Dans un premier temps, une partie de synthèse bibliographique viendra décrire le comportement mécanique général du bois, dont la complexité est en partie dû à son architecture cellulaire végétal. Issue d'une croissance dans des environnements naturels, le bois peut comporter un certain nombre de défauts, d'hétérogénéité, qui sont autant de singularités qui doivent être prises en compte pour obtenir une modélisation des performances mécaniques d'autant plus fiables. Une liste de ces principaux facteurs impactant les propriétés mécaniques du LVL sera dressée. Ces données seront complétées par des références de bibliographies. La contribution scientifique nouvelle de ce mémoire sera constituée de quatre parties, qui ont fait ou feront l'objet de publications scientifiques dans des revues internationales à comité de lecture. La première visera à caractériser mécaniquement un LVL fabriqué à partir de la ressource considérée, afin de permettre de situer les performances du produit vis à vis des produits disponibles sur le marché. Ensuite, pour constituer un matériau aux propriétés maîtrisées, la détermination des propriétés mécaniques locales des placages employés permet à la fois une modélisation par conséquent locale des propriétés du produit, mais aussi peut intervenir dans un processus de classement. Cela rend possible un positionnement ajusté des placages selon leur qualité dans le matériau, offrant ainsi la possibilité d'optimiser les performances de ce dernier par rapport à la répartition des

contraintes en flexion appliquées. Ces deux thématiques seront traitées dans les deux parties suivantes. Enfin, la notion de précision de la modélisation des propriétés mécaniques locales est analysée en comparant les approches analytiques et Eléments Finis dans la 4^e partie de ce mémoire.

1 - Etat de l'art - synthèse bibliographique

La première partie de ce mémoire est consacrée à une synthèse bibliographique permettant de mettre en exergue la complexité du comportement mécanique du bois, de par le fait qu'il est un matériau organique, issu d'une croissance soumise à une quantité considérable de facteurs. Le matériau d'ingénierie bois LVL est ensuite introduit à travers l'histoire de sa fabrication et des principales caractéristiques mécaniques particulières qu'il présente par rapport à du bois massif ou du lamellé collé très utilisé en construction sur le territoire. Le procédé de transformation qui permet de le fabriquer est détaillé. Il n'existe aucune entreprise sur le territoire français qui déroule du douglas ayant poussé en Europe et aucune base d'essai de référence typique de cette ressource n'était disponible au début de cette étude. Il était donc indispensable d'identifier les essais à réaliser pour permettre d'envisager une utilisation en produits de structure. Des essais permettant de déterminer des propriétés mécaniques d'éléments bois sont décrits en se focalisant sur la flexion, sollicitation privilégiée par le sujet. Enfin, une liste des principaux défauts naturels qui viennent abaisser les performances des produits bois est dressée. Les moyens technologiques permettant de les mesurer sont présentés, et des données issues de la littérature permettent d'argumenter sur la fiabilité de leur prise en compte dans des modélisations.

1.1 Structure de l'arbre

1.1.1 Biologie d'un arbre

Pour comprendre toute la complexité de l'utilisation du bois comme matériau de construction, il est nécessaire de rappeler un certain nombre de notions, jusqu'à revenir au fonctionnement même de l'arbre en tant qu'organisme vivant.

Pour vivre, l'arbre a besoin de capter un certain nombre de matières premières. L'eau et les sels minéraux du sol, par l'intermédiaire de ses racines, sont mélangés dans une solution appelée sève brute, qui est acheminée jusqu'aux feuilles du houppier à travers des vaisseaux. L'évaporation (on parle plus précisément d'évapotranspiration) à leur surface permet de créer un phénomène d'aspiration du liquide par cohésion des molécules d'eau, et ainsi de palier aux effets de la gravité : c'est pourquoi la sève brute est aussi nommée sève ascendante. Grâce à la chlorophylle contenue dans les feuilles et à l'énergie solaire, le processus de photosynthèse capte une nouvelle matière première qu'est le carbone atmosphérique, qui se mélange à la sève brute pour créer de nouveaux composants organiques. Cette nouvelle solution se nomme la sève élaborée ou descendante, car elle redescend par gravité via d'autres canaux dans le tronc et les racines pour alimenter la division cellulaire dans l'arbre et stocker des réserves.

Comme tout être vivant, ce fonctionnement global résulte d'une structuration de cellules assurant des fonctions différentes. Ces groupements de cellules peuvent être observés à plusieurs échelles, macro et microscopiques.

1.1.2 Observations morphologiques multi-échelles du bois

1.1.2.1 Structure microscopique

Au niveau microscopique, les structures biologiques des résineux et des feuillus présentent un certain nombre de différences. Etant donné que cette thèse ne s'applique qu'à valoriser le douglas en termes d'essence, seuls les résineux seront décrits ici. Le bois, ou xylème secondaire, est constitué d'un tissu cellulaire assurant la conduction de la sève brute, des racines au houppier. Cette fonction est assurée par des cellules que l'on appelle trachéides. Par ailleurs, celles-ci participent collectivement au maintien de la posture de l'arbre et au stockage. Ces cellules sont dites indifférenciées car elles remplissent plusieurs fonctions (contrairement aux essences feuillues). Les trachéides présentent une forme rectangulaire fusiforme caractéristique. Comme des tuyaux, elles sont fortement allongées dans la direction du tronc, que l'on nomme direction des fibres. Les cellules de parenchymes, dont les fonctions sont le stockage nutritif et la conduction de sève, sont disposées dans la direction du centre vers la périphérie, pour former des rayons ligneux, comme illustré sur la Figure 1.

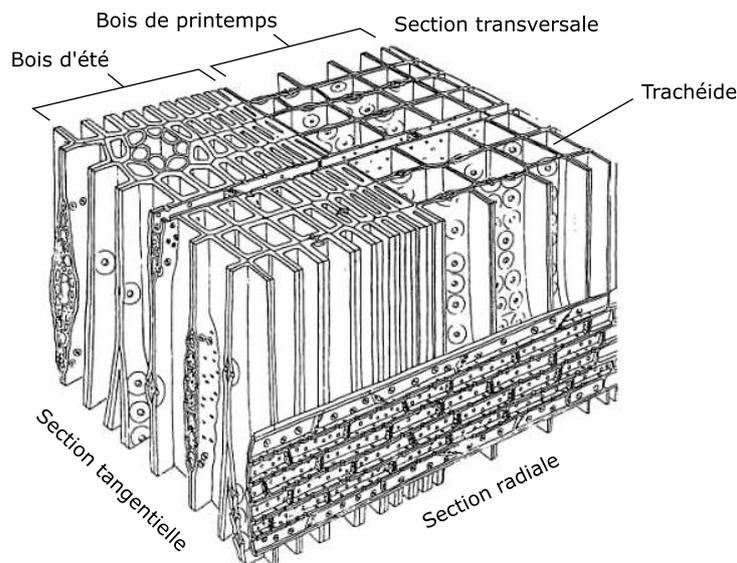


Figure 1. Anatomie du bois de résineux [9]

Une variation régulière du diamètre des trachéides est constatée sur la Figure 1. Cela est dû à l'activité de l'arbre qui change selon les saisons. En effet, à la sortie de l'hiver, la reprise végétative pousse l'arbre à créer des canaux d'approvisionnement en sève plus larges et des parois cellulaires plus minces pour relancer sa croissance primaire (longitudinale). Il produit donc un bois plus poreux que le bois d'été, aux cellules d'épaisseurs plus importantes et aux cavités plus étroites (croissance secondaire). Il s'en suit une hibernation où la couche ligneuse ne varie plus, où l'arbre limite ses dépenses d'énergie et consomme ses réserves. L'analogie intuitive qui peut être formulée est de considérer le bois comme un matériau composite multicouche à nids d'abeilles, dont les alvéoles de sections inégales seraient les cellules, globalement orientées selon l'axe du tronc.

La paroi cellulaire des fibres se décompose en plusieurs parties, elles-mêmes formées de couches. La couche S2 de la paroi secondaire est la plus volumineuse (de l'ordre de 80 % de la paroi) et est composée principalement de microfibrilles de cellulose dont l'angle (AMF) est généralement compris entre 0° et 30°, comme visible sur la Figure 2. Elles sont le principal apport à la mécanique longitudinale du bois [10].

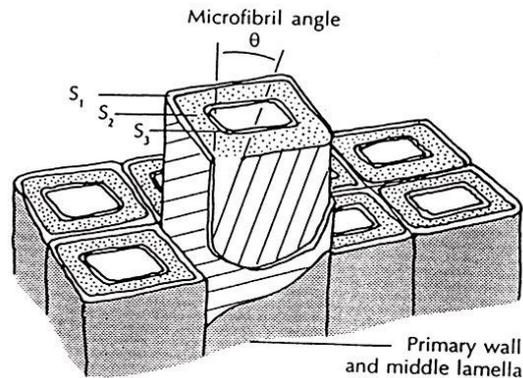


Figure 2. Orientation des microfibrilles dans la couche S2 de la paroi cellulaire [11]

1.1.2.2 Structure macroscopique

Bien qu'on puisse noter des différences entre feuillus et résineux, la coupe d'un tronc permet de mettre en évidence plusieurs zones.

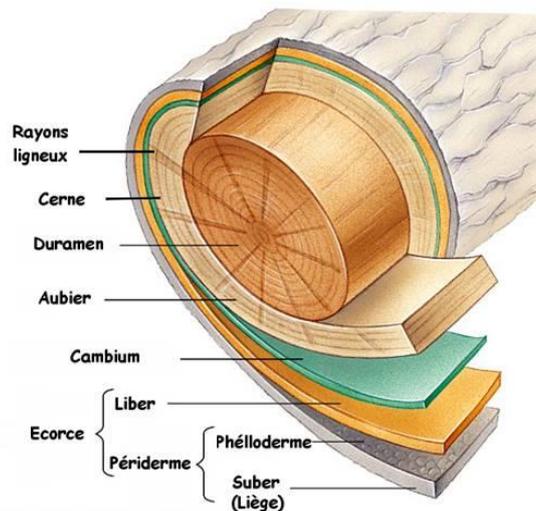


Figure 3. Coupe transversale d'une grume [12]

De la périphérie vers le centre, on observe sur la Figure 3:

- L'écorce, retirée en général avant les opérations de transformation ;
- L'aubier, composé partiellement de cellules vivantes. C'est dans cette partie de l'arbre que circule la sève brute par les trachéides qui ont aussi un rôle de soutien mécanique et de contrôle de la posture de l'arbre. Les parenchymes y sont vivants.

- Le duramen, ou bois mort, composé de cellules mortes lignifiées lors du processus de duraminisation. La fonction du duramen est majoritairement le soutien mécanique de l'arbre. Le processus de duraminisation entraîne la disparition de l'amidon cellulaire et le dépôt de substances variées (dont les résines) sur les parois cellulaires, ce qui rend ce tissu beaucoup plus résistant aux décomposeurs et agents de dégradations biologiques.

Chaque année, le cambium, sollicité en reprise de végétation au printemps et en été, produit une couche que l'on nomme cerne annuel. Les zones d'intérêt de l'arbre pour la construction sont évidemment l'aubier et le duramen. Il est à noter que la différence visuelle entre les deux bois dépend des espèces. Le douglas par exemple est à aubier différencié : on distingue visuellement le duramen (couleur rosée) et l'aubier (couleur plus claire)

1.2 Comportement mécanique du bois

1.2.1 Caractéristiques intrinsèques

Le bois est donc un matériau fibreux et poreux, qui possède deux caractéristiques fondamentales : l'hétérogénéité et l'anisotropie. Ces termes nécessitent d'être définis.

- Hétérogénéité
Au sein d'un même individu : les processus impliqués dans la croissance de l'arbre permettent déjà d'expliquer en partie l'hétérogénéité du matériau. Le premier est la différence de densité entre le bois de printemps et le bois d'été au sein d'un même cerne, due à l'épaisseur des parois cellulaires des trachéides et à la section des trachéides. On obtient alors un bois au contraste structurel fort en fonctions des couches dont la largeur peut aussi fortement varier d'une année à l'autre. La deuxième vient de la position dans l'arbre. En effet, on observe une augmentation de la densité du cœur vers l'écorce de l'arbre [13]. Lorsque l'arbre est sollicité de manière prépondérante dans une direction du fait d'un vent dominant ou de la pente du terrain, il développe généralement un bois de réaction (« bois de compression » pour les résineux) parfois de manière très significative afin de compenser ce déséquilibre qui se traduit souvent par des largeurs très différentes le long d'un même cerne ayant pour conséquence une moelle excentrée. La masse volumique est souvent plus importante au pied de l'arbre que vers le houppier. C'est principalement lié à la répartition des bois juvénile et mature. Le bois juvénile est fabriqué par un cambium jeune et présente des rigidités et une densité significativement plus faible que celles du bois adulte. L'hétérogénéité se retrouve également au sein d'une même essence : même entre deux individus ayant effectué leur croissance selon le même itinéraire sylvicole voire ayant poussé côte à côte, on peut constater une différence de masse volumique. Les causes environnementales sont nombreuses: climat, nature du sol, mode de sylviculture, patrimoine génétique, agression du milieu (animal ou lors d'opérations d'exploitation ou d'entretien) ou encore compétition entre individus voisins.

Cette hétérogénéité a pour conséquence directe un impact sur les propriétés mécaniques du bois, comme les modules d'élasticité. Elle est valable quelles que soient la direction de sollicitation ou l'essence observée.

- Anisotropie

Le bois possède des propriétés très différentes en fonction de la direction dans laquelle on l'observe. En cela, il est donc un matériau anisotrope, mais du fait des plans de symétrie observables dans le repère cylindrique du tronc, il est généralement admis de le considérer comme un matériau orthotrope. La Figure 4 permet de mettre en évidence les trois directions principales du bois, liées directement à la croissance de l'arbre :

- La direction longitudinale L dans l'axe du tronc (or déviations locales et fils tors) ;
- La direction radiale R, qui passe par la moelle, le centre biologique de l'arbre et se dirige vers l'écorce en périphérie ;
- La direction tangentielle T, tangente aux cernes de croissance.

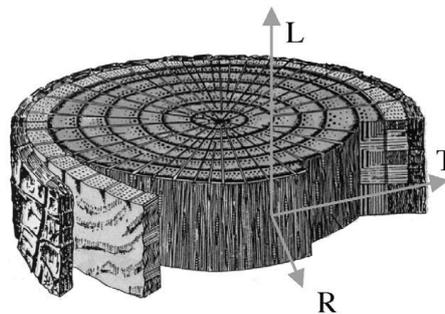


Figure 4. Directions orthotropes du bois [14]

La structure cellulaire du bois explique un certain nombre de différences de propriétés selon les directions. Les trachéides sont très allongées dans la direction longitudinale: de 2 à 7 mm et plus contre 10 à 50 μm de diamètre [15]. Les différences de propriétés longitudinales sont ainsi majeures par rapport aux deux autres directions du repère.

1.2.2 Comportement mécanique

Sous l'hypothèse d'un comportement élastique, la loi de comportement du bois peut être exprimée par la loi de Hooke généralisée (en notation de Voigt), écrite dans le repère d'orthotropie RTL selon l'Équation 1.

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

avec :

- Les 3 déformations ε_R , ε_T , ε_L selon les 3 directions principales d'orthotropie ;
- Les 3 distorsions angulaires γ_{TL} , γ_{RL} , γ_{RT} des 3 plans TL, RL et RT ;
- Les 3 modules d'élasticité E_R , E_T et E_L , selon les 3 directions principales d'orthotropie ;
- Les 3 modules de cisaillement G_{TL} , G_{RL} et G_{RT} , selon les 3 plans d'orthotropie ;
- Les 6 coefficients de Poisson ν_{TR} , ν_{LR} , ν_{RT} , ν_{LT} , ν_{RL} , ν_{TL} ;
- Les 3 contraintes normales σ_R , σ_T , σ_L selon les 3 directions d'orthotropie ;
- Les 3 contraintes de cisaillement τ_{TL} , τ_{RL} , τ_{RT} des 3 plans TL, RL et RT.

Issu d'un processus évolutif en réponse aux sollicitations mécaniques que subit l'arbre et sa propre masse, le bois est très résistant à la compression axiale de par sa structuration cellulaire majoritairement orientée longitudinalement. Les valeurs obtenues pour le douglas sont de l'ordre de 50 MPa [16]. Elles sont supérieures à d'autres matériaux de construction comme la brique (10-20 MPa) ou le béton (20-50 MPa) alors que le bois possède des densités bien inférieures. Cela caractérise bien le matériau bois qui permet à l'arbre d'atteindre des hauteurs de plusieurs dizaines de mètres en associant rigidité et légèreté. La résistance élastique à la compression exercée perpendiculairement (direction T ou R) au fil est largement inférieure. Cela s'explique encore une fois par sa structure en nid d'abeille, les fibres et microfibrilles de cellulose étant orientées longitudinalement.

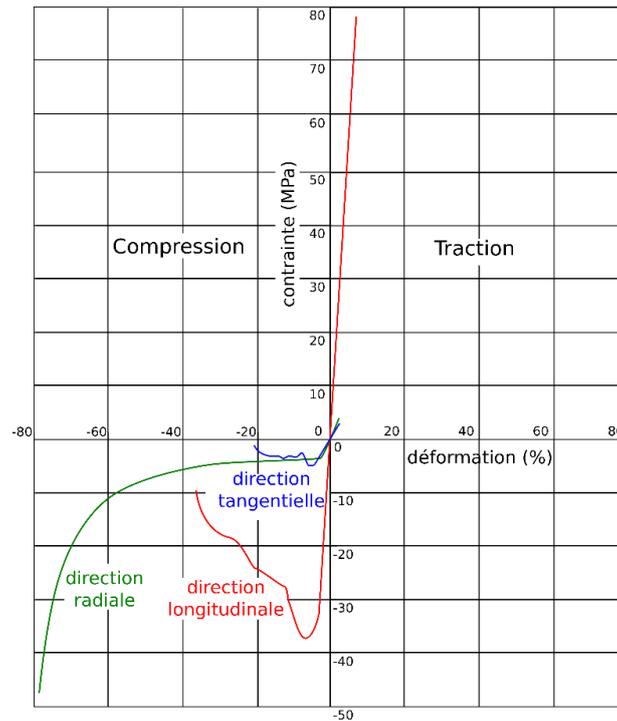


Figure 5. Allures de courbes d'essais selon des sollicitations de traction/compression du bois selon les directions dans son repère orthotrope

Les performances du bois en traction axiale sont particulièrement élevées. La contrainte à la rupture est 2 à 2,5 fois plus élevée qu'en compression axiale, avec une rupture de type élastique fragile. Cependant, l'influence des nœuds et de la pente de fil sur la résistance sont importants. Pour ce qui concerne le cisaillement et la traction perpendiculaire au fil, cas de figure rarissime dans le milieu naturel d'un arbre, le bois offre peu voire très peu de résistance.

1.3 La ressource ciblée

1.3.1 Le douglas européen

Le douglas (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco) est une espèce de conifère ayant pour origine la côte Pacifique d'Amérique du Nord. Il est ainsi parfois nommé pin d'Oregon ou sapin de douglas. Il n'est pourtant ni un sapin car ses cônes tombent en rameau, ni un pin car ses aiguilles ne poussent pas en faisceaux de deux, trois ou cinq. À la fin de XIX^e siècle, la série d'inondations qui frappa la France entre 1840 et 1856 commença à interroger géographes et agronomes sur les conséquences écologiques néfastes de la déforestation. Les craintes ne se portaient alors plus seulement sur les risques de pénurie de bois comme matériau de construction, mais aussi sur un potentiel déséquilibre environnemental induit. Ainsi, un reboisement de grande envergure fut initié. Le douglas, introduit en France en 1842 par le botaniste écossais David Douglas, fut ainsi sélectionné comme essence de reboisement en particulier pour sa rapidité de croissance. Une seconde impulsion lancée par le Fonds Forestier National entre 1970 et 1980-2000 permit au douglas de devenir la 2^e essence de reboisement en France, avec une forte concentration dans le Massif Central et le Morvan (Figure 6).

I - Etat de l'art - synthèse bibliographique

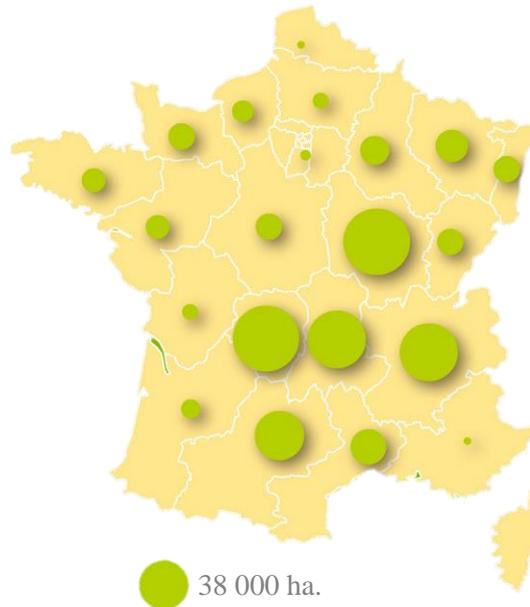


Figure 6. Répartition de la surface sur pied de Douglas (France-douglas [17])

La France possède ainsi le plus grand massif forestier de douglas en Europe, avec environ 420 000 hectares de bois sur pied ([17]). En 2019, le volume de prélèvement de douglas dépassait les 2,9 millions de m³ [18], principalement de bois d'œuvre (Tableau 1).

unité : millier de m³ ronds sur écorce

	2012	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019
Récolte de bois commercialisé	35 189	35 895	37 511	37 201	37 687	38 341	38 894	38 152
dont bois certifié*	18 362	18 668	19 673	19 157	20 477	21 282	21 297	20 889
Bois d'œuvre	18 218	18 535	19 345	18 818	19 089	19 431	20 042	19 558
dont grumes certifiées*	9 807	9 919	10 410	9 839	10 766	11 055	10 985	10 639
dont grumes destinées à l'exportation	1 177	1 292	1 149	1 169	1 217	1 155	1 231	1 218
Feuillus	4 978	4 862	5 209	5 145	5 392	5 304	5 443	5 313
Chêne	2 141	2 129	2 196	2 239	2 352	2 348	2 392	2 332
Chêne à tranchage et merrain	267	280	271	268	288	302	350	317
Chêne à sciages	1 874	1 848	1 925	1 971	2 064	2 046	2 042	2 014
Hêtre	1 111	1 086	1 173	1 109	1 035	983	1 042	936
Hêtre à déroulage	121	78	83	78	58	60	83	65
Hêtre à sciages	990	1 008	1 091	1 031	977	923	959	871
Châtaignier	134	105	109	87	104	93	91	106
Feuillus précieux	169	160	182	185	225	219	252	274
Feuillus précieux à placages	16	34	33	31	35	31	47	
Feuillus précieux à sciages	153	126	149	155	190	189	205	
Peuplier	1 128	1 117	1 297	1 263	1 363	1 404	1 456	1 450
Peuplier à déroulage	659	672	778	784	890	963	1 046	1 041
Peuplier à sciages	469	445	519	479	473	441	410	408
Autres feuillus	296	265	252	262	313	257	211	216
Conifères	13 239	13 673	14 136	13 673	13 698	14 127	14 599	14 245
Sapin								3 377
Épicéa	6 311	6 512	6 668	6 348	6 219	6 494	6 664	3 420
Douglas	1 993	2 107	2 274	2 219	2 309	2 662	2 919	2 967
Mélèze	115	98	91	90	97	104	106	97
Pin maritime	3 525	3 652	3 674	3 734	3 757	3 629	3 601	3 203
Pin maritime à placages	285	289	319	289	291	308	275	265
Pin maritime à sciages	3 240	3 362	3 354	3 445	3 466	3 321	3 326	2 937
Pin sylvestre	731	703	722	750	727	701	674	591
Autres conifères	565	601	707	531	587	537	635	589

Tableau 1. Récolte de bois en France métropolitaine de 2012 à 2019 [18]

Il a été estimé que ce volume pourrait dépasser 6 millions de m³ d'ici 2030, soit plus de 30 % de la production résineuse nationale [19].

Cette essence se définit par de bonnes caractéristiques mécaniques, un retrait volumique faible à moyen. La sélection et l'utilisation du duramen présente un avantage prépondérant dans le cas de construction extérieure d'une durée prévue de 100 ans : sa durabilité.

1.3.2 Les gros bois

La notion de gros bois est variable selon les différents acteurs du milieu forestier, donnant lieu à des définitions totalement subjectives comme d'autres plus objectives, soumises à des critères mesurables [20]. L'IFN (Inventaire Forestier National) distingue usuellement quatre classes de diamètre des bois dans ses restitutions standards. La classe des gros bois (GB) se définit par des arbres de diamètre sur écorce supérieur ou égal à 47,5 cm et strictement inférieur à 67,5 cm, les très gros bois (TGB) ayant un diamètre au-delà. Afin de simplifier, le terme gros bois définira ici la ressource en gros et très gros bois (GTGB).

En France, bien que le résineux n'occupe qu'environ un tiers de la surface sur pied, il a été estimé en 2019 que la production de sciages, bois sous rails et merrains de résineux à 6,5 Mm³, soit environ 84 % de la production totale [18], tel que présenté dans le Tableau 2.

unité : millier de m³ sciage

	2012	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019
Production de sciages, bois sous rails et merrains	8 252	8 113	7 935	7 869	7 971	8 252	8 300	7 931
Sciages	8 067	7 901	7 697	7 650	7 742	8 006	8 094	7 724
Dont sciages certifiés*	2 900	3 074	2 746	2 560	2 732	3 353	3 443	3 157
Dont sciages séchés artificiellement	1 046	1 084	934	927	903	1 066	1 203	1 144
Essences tempérées	7 991	7 849	7 663	7 619	7 711	7 986	8 076	7 708
Feuillus	1 241	1 305	1 304	1 275	1 312	1 333	1 348	1 253
Conifères	6 750	6 544	6 359	6 344	6 398	6 653	6 728	6 455

Tableau 2. Production de sciages, bois sous rails et merrains en France métropolitaine de 2012 à 2019 [18]

Leur croissance plus rapide et leur géométrie (long cône à faible angle au sommet) plus simple que la plupart des feuillus associée à un mode de traitement en futaie régulière généralisé qui favorise le volume de bois d'œuvre expliquent notamment cette importante production. De plus, leur prix abordable les rendent particulièrement attrayants pour l'industrie de la construction [21].

À partir de la seconde moitié du XX^e siècle, la sylviculture de la ressource de résineux favorisait le développement de gros bois pour les scieries très largement équipées de scies à ruban [21]. Cette dynamique atteint son paroxysme dans les années 1980-1990, où le bois planté sous l'impulsion du Fonds Forestier National arrive à maturité. Cependant, au début du XXI^e siècle, la tendance s'inverse. Les gros bois résineux se retrouvent fréquemment en montagne, dans des zones d'accessibilité plus difficile, comme montré sur la Figure 7. Cela dessert leur exploitation.

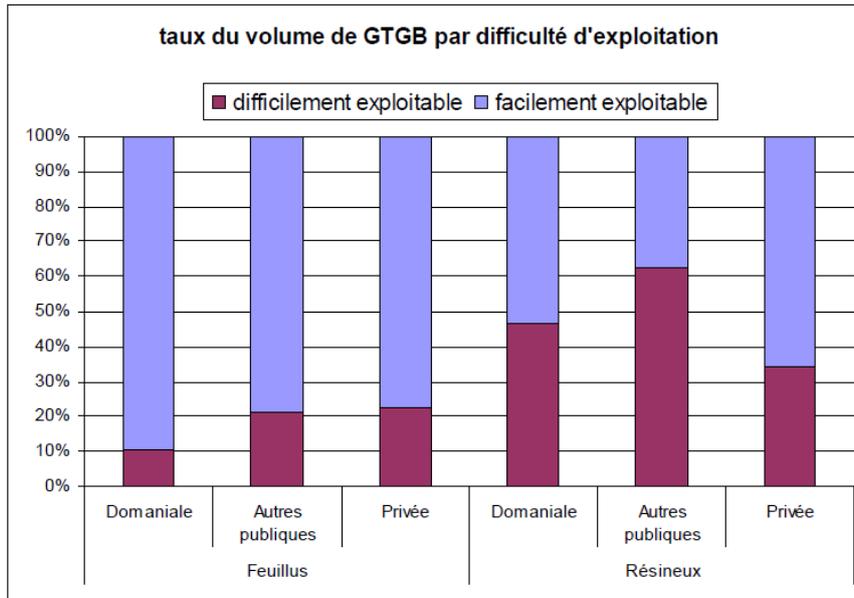


Figure 7. Taux de volume de GTGB par difficulté d'exploitation, 2014 [22]

Influencée par les standards de production des pays nordiques [23], l'industrie cherche à traiter des bois issus d'itinéraires de sylvicultures permettant de calibrer la taille des bois et la qualité, produisant des diamètres plus petits (35 à 45 cm), plus droits de fil. Cette ressource doit permettre de produire des avivés standards de faibles sections avec une faible nodosité à l'image de celle des « bois du nord » qui trustent le marché mondial. Les scieurs s'équipent alors de lignes à canters-circulaires dimensionnées selon ces critères. Si les canters permettent tout de même de scier des diamètres jusqu'à 50-55 cm sous écorce, cela se fait au détriment du rendement matière [20] et de la cadence. Même si les scieries les plus importantes ont conservé des unités de scie à ruban, la mise en position est délicate étant données les dimensions, et la transformation des grumes de gros bois se fait de toutes manières au détriment du prix. Ainsi, la ressource en gros bois de douglas ne trouve pas aisément des débouchés, en particulier ceux de qualité médiocre (avec de grosses branches, non élaguées) ne permettant pas de compenser le surcoût de leur transformation. L'évolution de la ressource en gros bois de douglas est singulière, avec des hausses significatives et importantes en volume, dans les forêts domaniales et plus encore dans les forêts privées [22].

Bien que des canters de plus grosse capacité commencent à être développés, les grands diamètres ne sont pas le seul problème. La présence de tare et de pourriture, une forte hétérogénéité liée à une croissance irrégulière sont notamment la cause d'un délaissement des gros bois. De plus, des surbilles à forte nodosité sont aussi observées [23]. Les gros nœuds desservent le produit sur le plan non négligeable de l'esthétisme, et pénalisent mécaniquement le produit, à plus forte raison lorsque .que les dimensions des sciages évoluent vers des sections toujours plus petites [20]. Enfin, la mise en œuvre d'assemblages est plus délicate dans les zones nouvelles.

Un avantage majeur du gros bois aurait pu demeurer ses dimensions importantes, permettant d'y scier des produits massifs de grande portée et de section importante malgré les défauts cités précédemment. Cependant, les temps de séchage associés seraient décuplés alors que les

produits d'ingénierie bois tels que le lamellé-collé, le Cross Laminated Timber (CLT) ou le Laminated Veneer Lumber (LVL), permettent déjà une grande liberté de dimensions, ce qui annule donc le potentiel avantage du gros bois pour des produits de construction de grandes dimensions [20].

1.4 Le LVL

Le LVL, traduit officiellement en français par lamibois, est un produit d'ingénierie bois de la famille des bois composites structuraux. C'est un matériau ligneux multicouches composé de feuilles de placages issues de déroulage et collées majoritairement fil parallèle.

1.4.1 Histoire

Dans l'Histoire, le LVL apparaît comme une variante récente d'un autre matériau d'ingénierie bois lamellaire, le contreplaqué.

Les premières traces du contreplaqué remontent à l'Antiquité égyptienne [24]. Utilisé au XVII^e et XVIII^e siècle principalement pour du mobilier, les premières usines spécifiquement dédiées à la fabrication du contreplaqué émergèrent en Russie et aux Etats Unis, respectivement en 1880 et 1890. Le douglas nord-américain commença à être utilisé dans la confection du matériau à partir de 1905. Son utilisation en tant que matériau structurel arriva avec la production du premier panneau standardisé (1,2 m par 2,4 m) en 1928 aux Etats-Unis. Un essor de son utilisation se produit lors de la seconde guerre mondiale, où il était impliqué dans la conception d'hélices et de pièces d'avions nécessitant légèreté et haute résistance [25]. À cette époque, son emploi s'élargit à d'autres domaines tels que le nautisme durant cette période, grâce à l'émergence de colles résistantes à l'eau.

Utilisé dans la conception de mobilier, le principe de matériau issu de placage positionné parallèlement entre eux date du début du XX^e siècle [5]. En revanche, le LVL dans sa forme actuelle date des années 1970 aux Etats Unis, issu de la recherche et du développement de Peter Koch et du USDA Forests Product Laboratory. La première solution commerciale de fabrication de LVL sous le nom est proposée par Art Troutner et Herold Thomas de l'entreprise TJ (Trus-Joist) International, aujourd'hui Weyerhaeuser, pour une application de semelles de poutres en I de charpentes. Fait de douglas, associé à une âme en contreplaqué, le produit dénommé MICRO-LAM fut le premier succès commercial d'un matériau d'ingénierie bois au monde, ouvrant la porte à une production croissante de LVL [26]. En 1975, la compagnie Metsäliiton Teollisuus Oy (Metsä Wood) développe la première ligne de production de LVL en Europe.

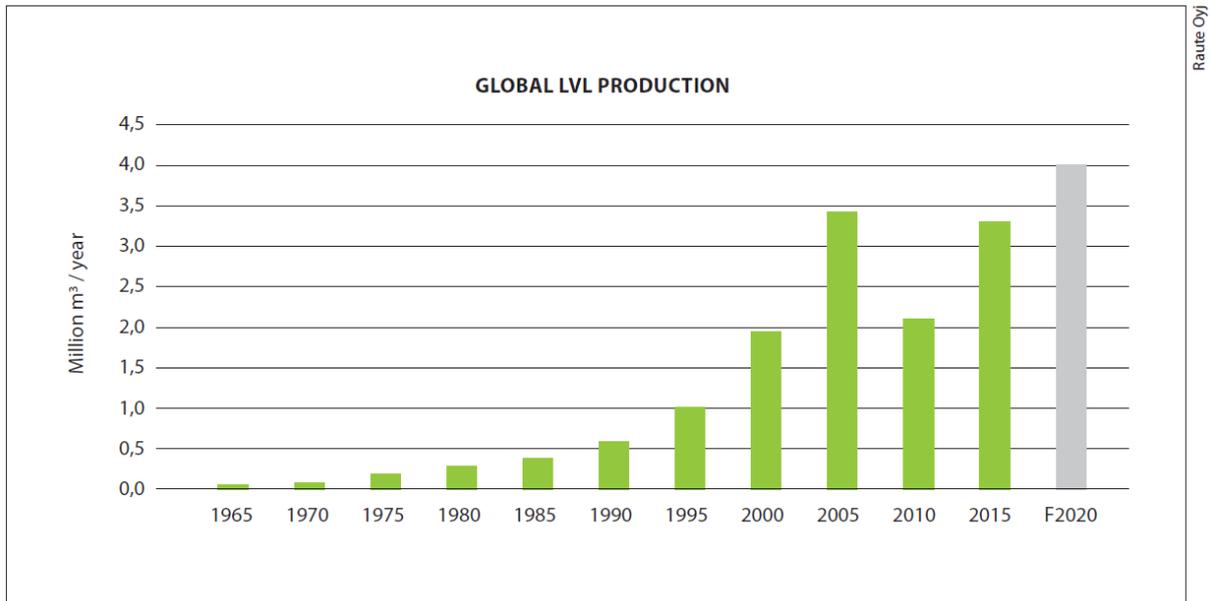


Figure 8. Volume de LVL produit à l'échelle mondiale sur la période 1965 – 2020 [5]

Depuis, la production s'est continuellement accrue (Figure 8), jusqu'à atteindre une capacité mondiale de 3.9 millions de m³, sur plus d'une trentaine d'usines, à travers 4 continents [5].

1.4.2 Procédé de première transformation : le déroulage

Ce procédé de première transformation suit un mode de coupe orthogonal à 0°/90° [27]. La première valeur de cette désignation indique l'angle entre l'arête de l'outil et le fil du bois, la seconde entre la trajectoire de l'outil et le fil [28]. Il consiste à placer un billon de bois sur un axe rotatif en assurant le maintien en position par l'intermédiaire de griffes aux extrémités. Sur le principe d'un taille-crayon, un couteau vient dérouler la matière après une phase d'écorçage. Le « copeau » constitue le produit fini, comme montré sur la Figure 9 :

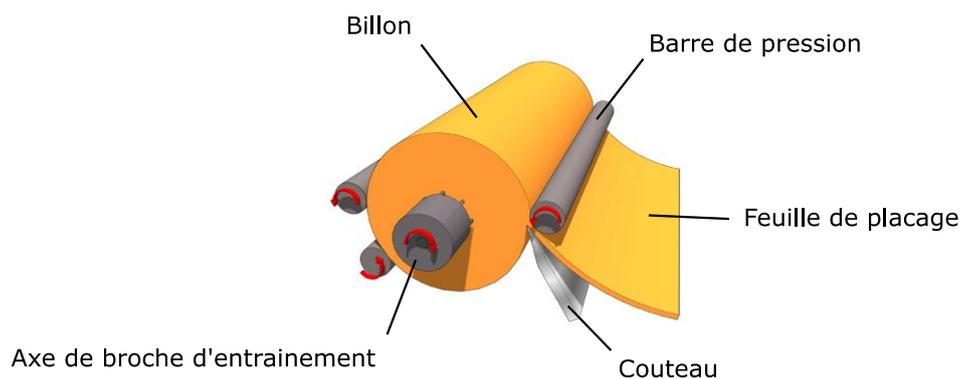


Figure 9 : Principe du déroulage avec barre ronde [5]

Cette opération est menée en continu jusqu'à atteindre le cœur du billon, ne laissant qu'un cylindre de bois contenant la moelle : le noyau. L'épaisseur du pli obtenu est de manière générale comprise entre 0,8 à 4 mm, 6 mm au grand maximum [29]. L'épaisseur standard pour la fabrication du LVL est de 3 mm [5].



Figure 10 : Dériveuse instrumentée Equipex du LaboMaP

Le LaBoMaP est équipé d'une dérouleuse instrumentée (Figure 10) complétée d'une encolleuse et de presses qui permettent au laboratoire de maîtriser la fabrication de LVL depuis le billon jusqu'au produit.

1.4.3 Caractéristiques « typiques » du matériau composite LVL

Le LVL possède plusieurs avantages. Tout d'abord, par le principe de lamellation, il offre la possibilité de sectionner les défauts tels que les nœuds et d'homogénéiser leur répartition de manière beaucoup plus importante que dans le lamellé collé qui est composé de pièces de bois plus massives. Ainsi, il permet d'obtenir des caractéristiques mécaniques supérieures et moins variables que celles des lamellés-collés et du bois massif. Cela est montré dans la littérature scientifique, notamment par Burdurlu et al (2007) [30] avec des essais de flexion effectués sur des échantillons de 80 poutres de LVL constituées exclusivement de placages de hêtre et de peuplier avec défauts, et comparés à des lots témoins d'éprouvettes de bois massif respectivement de la même essence.

Le LVL présente aussi la possibilité d'être orienté soit sur chant, soit à plat (Figure 11) en fonction de la direction de la sollicitation imposée. Cela fait donc intervenir les différences de propriétés en fonction du repère orthotrope du matériau bois. Dans le cas de la compression transversale, Ido et al. (2010) [31] montrent ainsi le meilleur comportement en résistance sur plusieurs essences de LVL sollicitées sur chant par rapport à une configuration de chargement à plat, ainsi que par rapport à des éprouvettes de bois massif débitées de manière à impliquer un chargement radial et tangentiel (Figure 12).

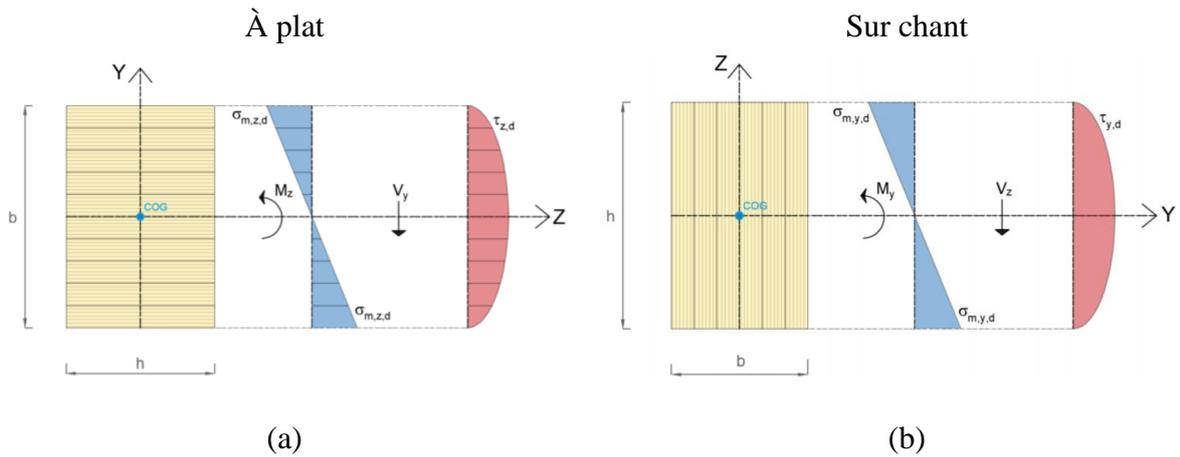


Figure 11. Orientation du LVL et contraintes de flexion et de cisaillement associées : (a) à plat, (b) sur chant

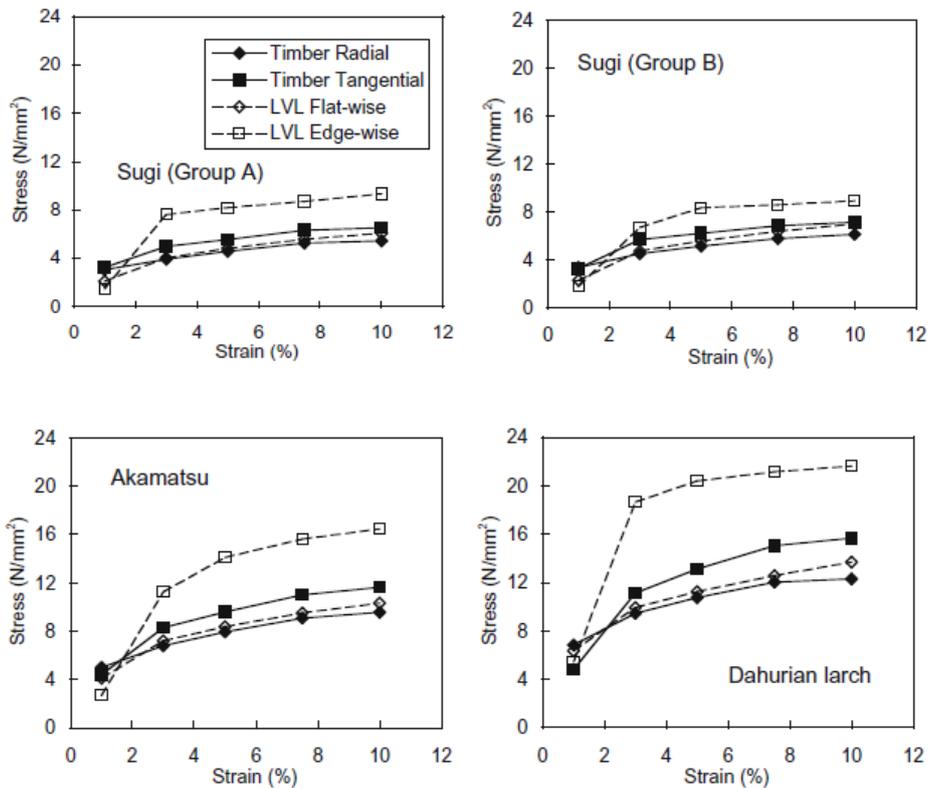


Figure 12. Relation entre contrainte et déformation pour plusieurs essences en compression transversale [31]

En flexion, le chant de contrainte appliqué à une section de poutre de LVL est un gradient de compression pour la partie supérieure à la fibre neutre dont la valeur maximale est théoriquement atteinte à l'extrémité haute de la poutre. De manière opposée, le gradient de contrainte de traction, théoriquement nul, atteint son maximum à l'extrémité basse de la poutre. Dans la Figure 11, ce champ de contrainte est mis en parallèle avec les 2 orientations d'utilisation du LVL, à plat et sur chant.

On comprend ainsi que pour la configuration à plat, il est exigé une réponse mécanique très différente du placage en fonction de son positionnement par rapport aux sollicitations

mécaniques imposées. Un pli placé au niveau de la fibre neutre dans cette configuration ne subira que très peu les contraintes de traction-compression, mais subira en revanche le maximum des contraintes de cisaillement imposées. L'opposé se produit pour les plis aux extrémités (plis de parement). En configuration sur chant, chacun des plis est théoriquement sollicité selon les mêmes contraintes, peu importe leur position dans la largeur du matériau. Cela constitue une différence majeure dans leur utilisation, puisqu'un pli de faible qualité (on définira ce à quoi le terme qualité peut correspondre par la suite) a le potentiel d'affaiblir considérablement la tenue mécanique du matériau s'il est par exemple à une position de pli de parement sur une configuration à plat, alors que sur chant, son comportement sera moyenné parmi les autres plis. Ainsi, les industriels tels que Metsäwood accordent une attention particulière à la qualité des plis de parement du multiplis, privilégiant les placages de bonne qualité afin que les performances à plat soient meilleures [32]. La deuxième raison est aussi esthétique : étant donné que ces plis sont les plus visibles, cela améliore l'aspect visuels du produit.

Le comportement en cisaillement du LVL est supposément largement tributaire des propriétés mécaniques du bois selon ses directions orthotropes. Ainsi, les fabricants font état d'une résistance et d'un module élastique plus important sur chant que à plat, impliquant respectivement les modules du plan LT et LR.

Au-delà de son positionnement selon sa lamellation, le composite de bois lamellaire présente par ailleurs l'avantage de pouvoir orienter chaque feuille du multiplis l'un par rapport à l'autre. Un certain nombre de produits industriels suivent des séquences d'empilement systématisées. Le LVL correspond à un produit où l'orientation principale des fibres de tous les plis suit une même direction (voir Figure 13a), soit une désignation [0] selon la convention des matériaux stratifiés [33]. Le contreplaqué (CP) alterne l'orientation de plis qui le composent selon une séquence [0 / 90], désignant une alternance d'orientation de chaque pli à 0°, puis 90°. Cependant, d'autres produits présentent des séquences plus complexes, afin de correspondre à des besoins en construction plus singuliers. Le Kerto® Q, présente une séquence [0₄ / 90], désignant une alternance de quatre plis à 0° puis le cinquième à 90° (voir Figure 13b). Le Kerto® Q est toujours considéré comme un LVL car la majorité de ses plis est orienté à 0°.



Figure 13. Séquence d'empilement unitaire de LVL : (a) Kerto® S [34], (b) Kerto® Q [35]

De manière très évidente, le but de ces séquences à croisement de plis est de moduler les performances du matériau par l'alternance des directions d'orthotropie des placages. Ainsi, dans le cas du produit Kerto® Q (voir Figure 13), le croisement à 90° d'un des plis permet d'améliorer la reprise d'efforts transversaux du matériau au détriment du longitudinal, comme le montre le Tableau 3 qui présente les données issues des déclarations de performances du Kerto® S [34] et du Kerto® Q [35], déterminées à partir d'essais suivant la norme EN 14374 [29].

		Symbole	Kerto® S (épaisseur 21-90 mm)	Kerto® Q (épaisseur 27-75 mm)
Module d'élasticité/de cisaillement (MPa)	Flexion	$E_{0,m}$	13800	10500
	Cisaillement	$G_{0,chant,m}$	600	600
		$G_{0,plat,m}$	380	120
Résistance (MPa)	Flexion	$f_{m,0,chant,k}$	44	32
		$f_{m,0,plat,k}$	50	36
	Compression	$f_{c,0,k}$	35	26
		$f_{c,90,chant,k}$	6	9
	Traction	$f_{t,0,k}$	35	26
		$f_{t,90,chant,k}$	0.8	6
	Cisaillement	$f_{v,0,chant,k}$	4.2	4.5
		$f_{v,0,plat,k}$	2.3	1.3

Tableau 3. Tables de propriétés mécaniques de produits LVL MetsWood Kerto® S et Q

Les propriétés du produit à plis croisés sont donc réduites dans les propriétés relatives à l'axe longitudinal mais sont augmentées significativement sur le transversal, ce qui peut correspondre à des besoins en construction.

De par sa constitution d'éléments minces collés qui homogénéise le matériau, le LVL fournit une bonne stabilité dimensionnelle face aux changements hydriques qui créent des phénomènes de retrait/gonflement importants pour des matériaux bois massif ou lamellé-collé, de par le volume plus important de chaque « pli » (les lamelles sont plus épaisses que les placages). Cet avantage est accru pour des produits à plis croisés, permise par cette variation d'orientation des directions locales orthotropes des plis les uns par rapport aux autres, et donc des coefficients de retrait/gonflement.

1.5 Mesures des propriétés mécaniques de poutres

Partant du constat qu'il n'existait pratiquement aucun document de référence permettant de décrire les propriétés mécaniques du LVL de douglas Européen, il nous a été indispensable de réaliser une série d'essais prioritairement autour de la flexion, sollicitation cible principale

dans notre contexte d'étude. Ce qui suit permet donc de faire le point sur les méthodes de mesure existantes.

1.5.1.1 Mesure non-destructive par méthode vibratoire

L'analyse vibratoire d'un volume de bois à des fins d'évaluation de la rigidité et de classement mécanique est une technologie répandue. Elle se base sur le principe suivant : soumettre le système mécanique bois à une percussion entraînera une réponse vibratoire, qui pourra permettre de remonter à des propriétés mécaniques par la prise en compte de paramètres dimensionnels et physiques. Cette excitation impulsionnelle peut être de plusieurs types : en compression, selon l'axe longitudinal de la poutre, ou en flexion, où l'on se trouve en oscillation mécanique libre transversale. Elle génère donc respectivement des vibrations longitudinales ou transversales. L'analyse du spectre vibratoire permet de déterminer plusieurs fréquences associées à des modes dits « propres ». Le premier mode, associé à la fréquence la plus basse, est dit fondamental (Figure 14). Les autres modes propres, désignant des fréquences supérieures, sont dits harmoniques.

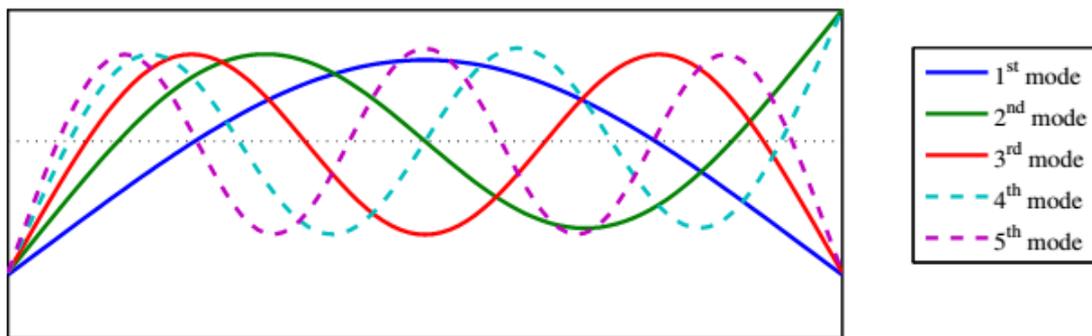


Figure 14. Formes des 5 premières fréquences de vibration pour une poutre en configuration d'appui libre-libre

Des modèles, basés sur l'exploitation de ces fréquences et des hypothèses de mécanique des poutres, ont été développés successivement par Bernoulli (1748) et Timoshenko (1921) et ont permis l'établissement de relations avec des propriétés de rigidité mécanique. Classiquement, la méthode de Bernoulli pose des hypothèses de sections droites perpendiculaires à la fibre neutre. Elle n'est donc pertinente que pour des poutres assez élancées, pour déterminer la fréquence fondamentale, où les déplacements longitudinaux sont prépondérants. La méthode de Timoshenko prend en compte la déformation en cisaillement et l'inertie de rotation des sections droites, ce qui la rend adaptée à des modes d'ordres plus élevés et/ou des poutres à l'élancement faible. L'importance croissante de l'amortissement suivant l'élévation de la valeur de l'ordre rend ces fréquences hautes d'autant plus sensibles au bruit de mesure. Il est donc usuel de ne considérer que les premiers modes.

En contexte industriel, la méthode de mesure par percussion en compression est largement utilisée pour son implantation aisée ne nécessitant que peu de besoin en asservissement et pour sa cadence élevée de mesure [36] [37] [38]. En laboratoire, le BING (« Beam Identification by Non-Destructive testing ») développé par Brancheriau et al. (2007) [39] fonctionne sur la base d'une percussion manuelle avec mesure des vibrations par un

microphone, ce qui confère à cet outil une grande adaptabilité et permet de mesurer aussi bien les vibrations longitudinales que transversales. La percussion est appliquée par un maillet, le son perçu par l'oreille est d'ailleurs issu de la fréquence fondamentale. Le signal vibratoire est enregistré par un microphone. Grâce à un algorithme, le signal vibratoire est alors décomposé en séries de Fourier (FFT) afin d'être converti en un spectre visualisable selon le repère amplitude-fréquence. Les fréquences sont ainsi extraites, associées à des pics de forte amplitude.

1.5.2 Méthodes destructives

La norme NF EN 14374 [29] spécifie les exigences relatives au LVL pour qualifier ses propriétés dans le cadre d'une utilisation en structure. Concernant les spécificités des essais destructifs (tailles d'éprouvettes, configuration d'essai), elle fait très largement référence à la norme EN 408+A1 [40].

1.5.2.1 Importance de l'effet de taille

Le bois de structure est un matériau largement soumis aux effets de taille étant donné que les singularités (les nœuds) ont une taille fixe là où les produits peuvent avoir des dimensions très variables. Ainsi, pour les sollicitations mécaniques du bois amenant à une rupture fragile, telles que la traction, plus une éprouvette est petite, plus la probabilité que son volume contienne un élément faible type nœud initiant la rupture est faible. Cela a donc pour conséquence une surestimation du module de rupture. C'est pourquoi l'influence du volume, et donc de la dimension des éprouvettes testées n'est pas négligeable. Pour le LVL, la norme EN 14374 fournit des facteurs de correction sur les essais à rupture fragile, tels que la traction ($k_{t,corr}$) ou la flexion sur chant ($k_{m,corr}$) lorsque la hauteur est en deçà d'une valeur de référence de 300 mm, comme montré dans l'Equation 2.

$$k_{m,corr} = \left(\frac{b}{300} \right)^s \quad (2)$$

Avec b la largeur de l'éprouvette et s le paramètre d'effet de dimension.

Pour la plupart des essais visant à déterminer des résistances (traction perpendiculaire, compression parallèle et perpendiculaire au fil du bois), les sections doivent être au minimum de $45 \times 45 \text{ mm}^2$.

1.5.2.2 Essai de flexion

La flexion 4-points est préférée dans les essais à la flexion 3 points car elle permet d'avoir une zone centrale soumise à un moment de flexion constant, propice aux calculs des seules propriétés mécaniques longitudinales.

2 modules élastiques sont calculés, chacun comportant avantages et inconvénients :

- Le module global est calculé en prenant en considération la déflexion globale de la poutre en son centre. Elle prend donc en compte toute la portée de la poutre, mais l'évolution du moment fléchissant en son long et la présence de matage aux appuis

dans la déflexion globale nécessitent de conclure prudemment sur ses résultats. La norme EN 384+A1 fournit l'Equation 3, qui est une correction empirique permettant de convertir le module global à 12 % d'humidité (u_{ref}) en un module d'élasticité longitudinal E_0 .

$$E_0 = E_{m,global(u_{ref})} \times 1.3 - 2690 \quad (3)$$

Cependant, cette formule est commune à tous les bois résineux. Moreno et. al [41] ont montré qu'elle ne s'adapte donc pas aux spécificités de chaque essence, ce qui la rend polyvalente mais peu précise pour une essence particulière. De plus, la prise en compte dans son calcul des déplacements liés à la compression transversale aux appuis et au cisaillement montre là encore ses limites dans une mesure du module élastique longitudinal pour une comparaison entre essences, même dans les mêmes conditions d'essai.

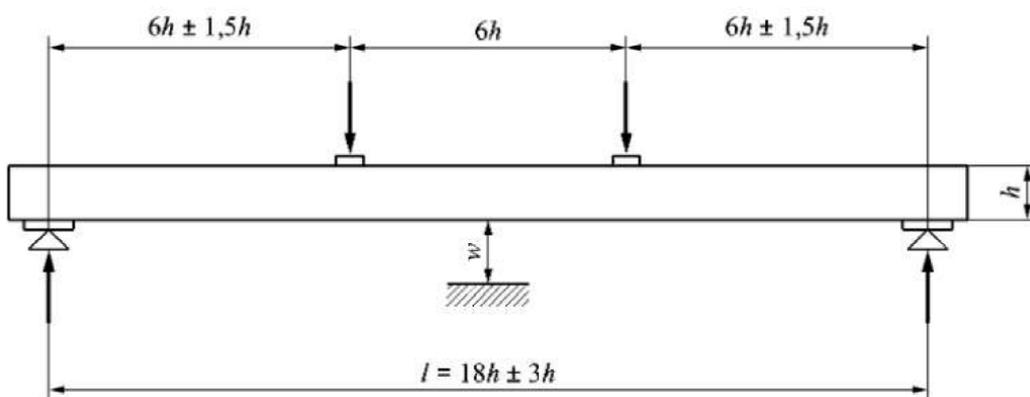


Figure 15. Dispositif d'essai pour la mesure du module global d'élasticité en flexion 4-points (EN 408+A1 [40])

- Le module local est calculé dans la zone de moment fléchissant constant, sur une distance de $5h$ centrés, étant donné que les appuis supérieurs sont espacés de $6h$. Du point de vue de la nature longitudinale de la sollicitation, le module local est ainsi plus fiable et peut être directement lié au module longitudinal tel que décrit dans l'Equation 4.

$$E_0 = E_{m,local(u_{ref})} \quad (4)$$

Cependant, étant donné qu'il est calculé sur une plus petite portée, il peut être soumis à l'effet de taille ou au moins à une conséquence d'une concentration localisée de défauts, entre ou hors appuis supérieurs.

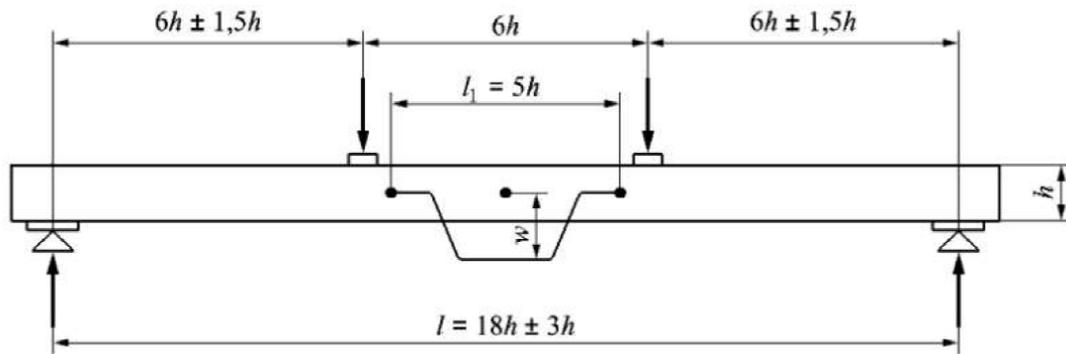


Figure 16. Dispositif d'essai pour la mesure du module local d'élasticité en flexion 4-points (EN 408+A1 [40])

1.6 Facteurs affectant le comportement mécanique d'un placage bois et du matériau LVL et moyens de mesures

Au même titre que les sciages, la qualité des placages constituant le matériau LVL dépend majoritairement de paramètres physico-mécaniques et de la présence ou de l'absence de défauts liés à la croissance de l'arbre. Le procédé de transformation, différent entre les deux types de produits, a par ailleurs lui aussi un impact sur le produit lui-même. Pour le déroulage, on notera en particulier la fissuration. Cette partie établit une liste des principaux facteurs d'influence et des moyens existants pour les mesurer.

1.6.1 Humidité et hygroscopicité

1.6.1.1 Influence

Le bois est un matériau hygroscopique, qui est la capacité d'un corps à absorber l'humidité de l'air [42]. L'humidité du bois se calcule grâce à sa masse M_H à un état donné d'humidité H par rapport à sa masse anhydre M_0 selon l'Equation 5.

$$H(\%) = \frac{M_H - M_0}{M_0} \times 100 \quad (5)$$

Au-delà d'environ 30 %, l'humidité absorbée par le matériau bois est stockée sous forme liquide dans les vides cellulaires : les lumens. Appelée point de saturation des fibres, cette limite implique ainsi qu'au-delà, l'eau absorbée est dite libre et n'a pas d'influence sur la constitution chimique de la matière ligneuse. Sa valeur est plus précisément de 27 % pour le douglas selon [43]. En dessous et jusqu'à environ 4 % d'humidité, l'eau contenue imprègne la paroi cellulaire : les molécules d'eau sont liées aux chaînes de molécules constituant la paroi cellulaire : la cellulose et l'hémicellulose. Ainsi, la variation de cette eau dite liée, ou de saturation, implique des variations dimensionnelles, c'est-à-dire des déformations liées à des phénomènes de retrait-gonflement.

Les propriétés mécaniques d'élasticité sont affectées par des variations du taux d'humidité en dessous du point de saturation des fibres. La norme EN 384 [44] donne une équation

d'ajustement permettant d'exprimer le module d'élasticité longitudinal mesuré à une humidité donnée selon une humidité de référence de 12% (Equation 6).

$$E_0(u_{ref}) = E_0(u) \left(1 + 0.01(u - u_{ref}) \right) \quad (6)$$

Excepté pour le cas de la traction longitudinale, les propriétés mécaniques du bois sont maximales à l'état anhydre et minimales aux environs du point de saturation des fibres (PSF) et au-delà.

1.6.1.2 Mesures

Dans le cadre d'essais en laboratoire, que ce soit pour du bois massif, des placages ou un panneau technique (EWP pour Engineering Wood Product), la méthode de la double pesée définie par la norme NF EN 322 [45] est d'une précision largement satisfaisante. Cependant, elle peut être qualifiée de « destructive » car les éprouvettes abaissées à une humidité proche de la siccité absolue ne sont plus employables par la suite. Dans un contexte industriel, les mesures capacitives et résistives sont employées.

1.6.2 Bois juvénile / bois mature

A la fréquente opposition entre aubier et duramen s'ajoute une autre distinction entre parties du bois aux identités cellulaires distinctes : le bois juvénile et le bois mature (ou adulte). La transition entre les deux types de bois n'est pas soudaine. Pour les résineux, le bois juvénile se caractérise notamment par des trachéides plus courtes, des cellules de plus petites tailles et d'épaisseur de parois plus faible, ou encore des Angles des Microfibrilles plus importants. Très logiquement, les propriétés morphologiques des cellules influent sur les propriétés mécaniques du bois, où des densités, des résistances et des modules élastiques plus faibles sont notées [46]. Si le bois juvénile est globalement mécaniquement moins performant que le bois adulte, il autorise néanmoins des déformations importantes qui peuvent être nécessaires à la croissance de jeunes plants.

La Figure 17 [47], illustre l'abaissement de la densité localisé à la première dizaine de cernes et l'augmentation progressive jusqu'à stabilisation dans le bois mature. Il n'existe aucun moyen de mesure de la juvénilité d'un bois à l'échelle industrielle pour le moment. Il est à noter que lors du procédé de déroulage classique à entraînement par broches, la partie centrale du billon n'est pas transformée en placage. Ce noyau de déroulage est d'un diamètre de l'ordre de 7 cm et contient donc déjà plusieurs cernes de croissance qui sont constitués de bois juvénile (7 cernes en supposant par exemple une largeur de cernes de 5 mm). Il n'y a donc que quelques centimètres de rayon de bois juvénile qui sont transformés en placage, et cela dans une zone où par définition le périmètre du cercle correspondant est faible. Finalement, la portion de bois juvénile dans les placages provenant d'un billon de douglas est faible, voir très faible.

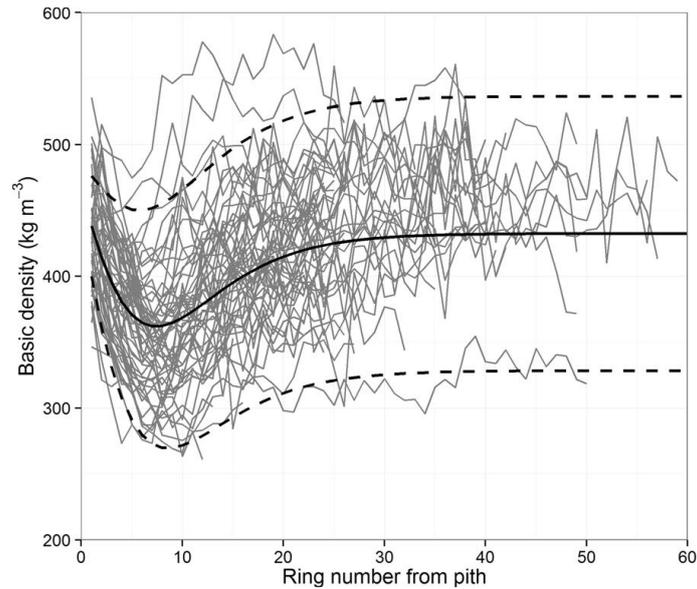


Figure 17. Densité selon le nombre de cernes sur des Douglas Néo-zélandais [47]

1.6.3 Masse volumique

1.6.3.1 Cause

La masse volumique permet de quantifier la masse de la matière ligneuse par rapport à un volume donné. En considérant la propriété hygroscopique du bois, une valeur de masse volumique s'exprime à une valeur d'humidité donnée, à 12 % par convention. La norme EN 384 [44] donne une équation de premier degré d'ajustement permettant d'exprimer la masse volumique mesurée à une humidité donnée selon une humidité de référence (Equation 7).

$$\rho(u_{ref}) = \rho(u) \left(1 - 0.005(u - u_{ref}) \right) \quad (7)$$

Indépendamment du paramètre humidité, les causes de variation de la masse volumique pour un volume de bois donné sont nombreuses, à l'image de la complexité des phénomènes intervenants lors de la croissance de l'arbre. À l'échelle de populations différentes d'une même essence, la sylviculture, la nature du sol, le climat notamment sont autant de conditions de croissance qui influent sur la masse volumique. Au sein d'un même arbre, on constate une diminution de la masse volumique de la base du tronc au houppier. On note aussi une variation selon la position radiale, de la moelle à l'écorce, comme montré dans [47], et lié au caractère juvénile ou mature du bois. Enfin, à un niveau plus localisé, la différence de formes des trachéides en termes de diamètres et d'épaisseurs, dépendant de la saisonnalité, crée des couches concentriques de densités inégales de matière ligneuse (direction orthotrope R), très clairement observables chez le douglas. L'épaisseur des couches de bois de printemps et d'été ont ainsi un impact fort sur la variation de la masse volumique locale dans l'épaisseur faible d'un placage.

1.6.3.2 Mesure

En laboratoire, la mesure de la masse volumique des panneaux bois est normé par l'EN 323 [48], et se fait par une mesure du volume et de la masse. Pour une mesure individuelle de placage, le principe est le même. Dans un contexte industriel, la technologie rayons X est employée pour une mesure localisée en ligne.

1.6.3.3 Influence

Guitard montre en 1987 [13] l'influence de la masse volumique sur le comportement élastique du bois. Pour les résineux, des équations de fonctions affines permettent d'exprimer les composantes de la matrice de rigidité en fonction de la masse volumique. Ainsi, le module élastique longitudinal s'exprime selon l'Equation 8.

$$E_0 = 13100 + 41700 (\rho - 0.45) \quad (8)$$

avec E_0 exprimé en MPa et ρ exprimé en g/cm^3

Cette étude présente des premiers résultats pour un « résineux standard », basé sur un effectif réduit de 38 éprouvettes. Pollet et al. (2017) [49] précise notamment cette équation dans une étude appliquée au douglas d'Europe de l'Ouest. Ses essais sur 1158 éprouvettes de bois sain ont permis la détermination d'équations affines plus spécifiques à l'essence, et différenciées entre bois mature (Equation 9) et bois juvénile (Equation 10).

$$E_0 = 36.605 \rho - 4242.4 \quad (9)$$

$$E_0 = 38.283 \rho - 6279.4 \quad (10)$$

avec E_0 exprimé en MPa et ρ exprimé en kg/m^3 .

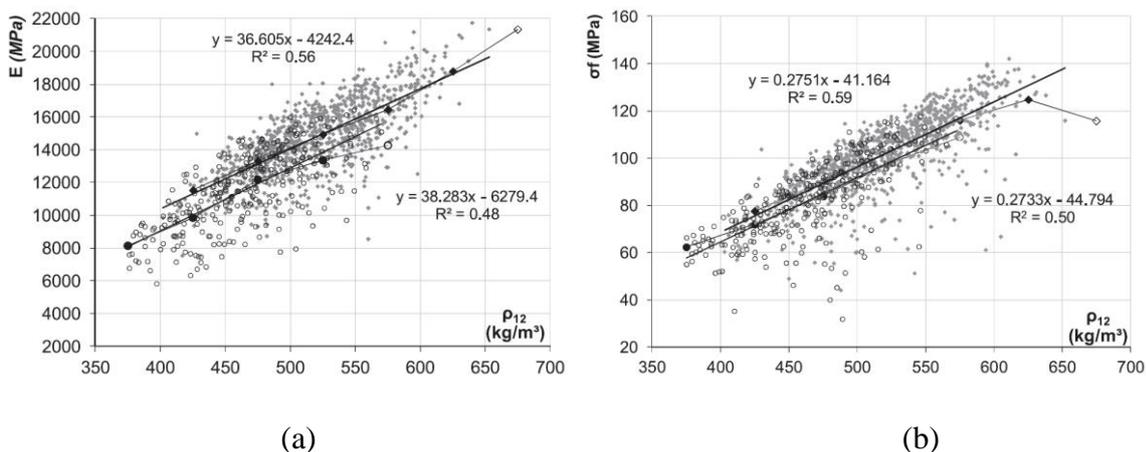


Figure 18 : Relation entre propriétés mécaniques et masse volumique, exprimés à 12%, dans un bois sain de douglas, en haut bois mature, en bas bois juvénile selon Pollet [49] : (a) module d'élasticité, (b) résistance en flexion

De manière générale, le coefficient directeur de chacune des 3 équations est positif, impliquant que plus la valeur de masse volumique est importante, plus la rigidité est élevée.

1.6.4 Nœuds

1.6.4.1 Cause et influence

Le nœud est une source d'abaissement des performances mécaniques d'un placage. Il résulte de l'incorporation progressive d'un rameau, d'une branche, dans le tronc par recouvrement successif des couches annuelles, comme le montre la Figure 19.

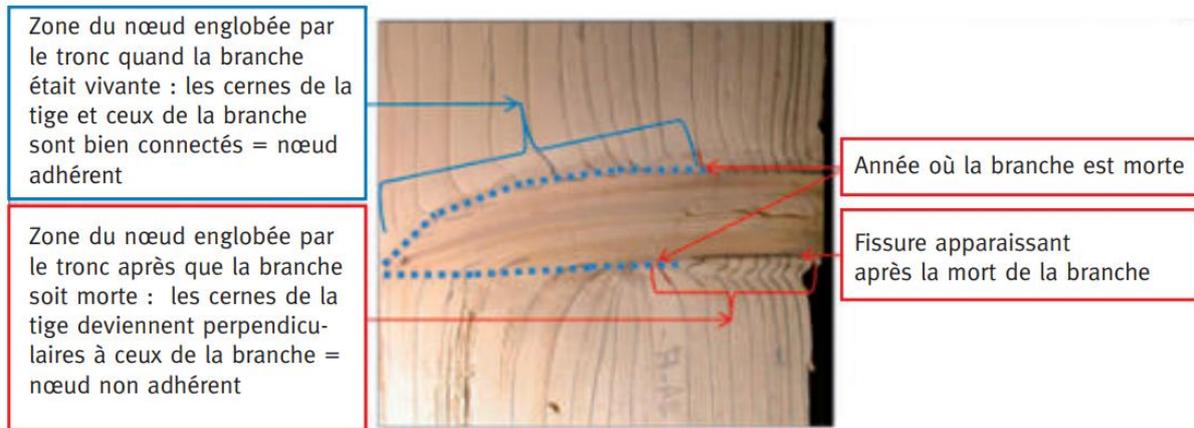


Figure 19. Illustration des parties adhérentes et non adhérentes d'un nœud d'épicéa [50]

Il est une discontinuité de la matière par un changement localisé de la direction des fibres, ce qui implique des conséquences sur le comportement mécanique dans et autour du nœud, par la variation de la pente de fil induite mais aussi par la concentration de contraintes qu'il cause. Pour les sciages ou les placages, l'influence du nœud sur les propriétés mécaniques dépend d'un grand nombre de paramètres [51], dont :

- Sa taille : plus un nœud a un diamètre important, plus il est pénalisant ;
- Sa forme : rond ou ovale, dépendant de la direction de la branche l'ayant formé ;
- Sa position, selon la sollicitation mécanique appliquée ;
- Sa « santé » : adhérent ou non adhérent (voir Figure 19), assurant respectivement encore ou très peu de fonction mécanique, mais provoquant plus ou moins la pente de fil autour de celui-ci, ce qui a un effet sur la rigidité et la concentration de contraintes.

De manière générale, les nœuds affectent plus la résistance que la raideur des poutres [51]. Cela s'explique par le fait que même s'ils sont nombreux, les nœuds et la zone de perturbation des fibres qu'ils occasionnent représentent un volume souvent très modéré par rapport au volume de bois considéré. La rigidité d'une poutre étant estimée sur le volume total, les nœuds n'ont donc qu'un effet modéré. A contrario, les nœuds représentent des points faibles très localisés qui peuvent induire rapidement une rupture en fonction de leur taille, de leur proportion par rapport à la section du matériau et de leur position.

En termes de résistance mécanique, on peut noter que les nœuds ont un effet plus néfaste en traction qu'en compression longitudinale. C'est pourquoi un nœud est plus pénalisant en flexion s'il est placé dans le volume sollicité en traction qu'en compression. Entre ces deux zones, à la fibre neutre il n'a que très peu d'impact, mais sur le bord en traction, il crée une

excentricité qui induit des contraintes de flexion [51]. En ce qui concerne l'impact des nœuds sur la résistance à la compression transversale, la littérature scientifique ne le traite pas spécifiquement.

1.6.4.2 Mesure

On comprend ainsi que caractériser la nodosité d'un élément bois est un enjeu important s'inscrivant dans la démarche de classement mécanique, et doit évidemment préférentiellement être non-destructive. Par exemple, la norme NF B52-001-1 [52] fournit notamment des critères de taille de nœuds et ratio par rapport à la largeur et l'épaisseur de poutre pour classer les sciages. Cependant, l'observation de la présence de nœuds uniquement en surface ne donne qu'une information partielle. Le coefficient de détermination entre cette information de nodosité en surface et la résistance des sciages est faible (par exemple, $R^2 = 0.25$ pour le chêne selon Lanvin et Reuling (2012) [53]).

Le KAR (Knot Area Ratio) est un ratio entre la portion de section noueuse et la section totale du tronçon de bois considéré (DIN 4076-1 [54]). Il est calculé par projection des nœuds observés en surface (Figure 20) dans les normes de classement visuel anglaise et allemande, mais il peut aussi s'appliquer à partir de mesures par machine. Cela était rendu possible dans [55] par l'utilisation d'un scanner visuel scannant les 4 faces principales et détectant les nœuds en surface par un couplage de traitement d'information RGB, de pente de fil locale et image proche infrarouge. La modélisation des volumes de nœuds se faisait par correspondance entre les faces, sur une hypothèse de trajectoire radiale par rapport à la moelle. Le paramètre KAR est très flexible, tant dans la fenêtre de calcul que dans la zone du tronçon (dans les zones de bords supérieurs et inférieurs, où les contraintes en traction compression sont les plus importantes). Il a ainsi été montré que le KAR est un bon complément au MOE vibratoire pour prévoir la résistance des sciages [55].

Cependant, la problématique d'une observation uniquement en surface n'est pas totalement levée par le recours à l'interpolation, imprécise lorsque le sciage considéré incluait le cœur de l'arbre. L'utilisation de rayons X permet de lever ce frein, autorisant le calcul du KDR, rapport entre l'épaisseur des nœuds par rapport à l'épaisseur du bois mesuré [56].

Concernant les placages, il n'existe pas de critères aussi élaborés. La norme NF EN 635-3 [57], propose des classements selon ces critères d'aspect, dont encore une fois la taille des nœuds et leur concentration.

Evidemment, pour le LVL, l'impact de la nodosité doit s'observer de manière différente car l'effet de lamellation implique que les nœuds ne sont que sur l'épaisseur d'un pli : ils ne traversent donc pas toute l'épaisseur d'un LVL comme c'est le cas pour un sciage (Figure 21). De plus, ils peuvent être répartis dans l'entièreté du volume du produit.

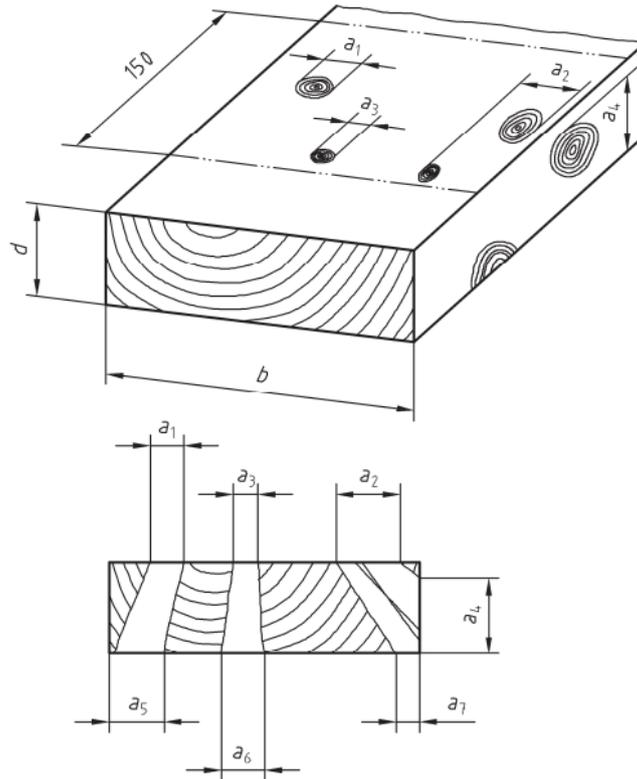


Figure 20. Principe de projection de la surface des nœuds sur la section, intervenant dans le calcul du KAR

Globalement, dans le LVL, en déroulant des placages très noueux, on va forcément abaisser le module de rupture, mais l'effet de discontinuité et de répartition des nœuds offre un levier intéressant pour limiter l'effet de la nodosité et valoriser une ressource médiocre de ce point de vue.



Figure 21. LVL sur chant mettant en évidence la discontinuité de la progression des nœuds à travers les plis créés par le principe de lamellation

1.6.5 Variation de pente de fil

1.6.5.1 Causes

La rectitude des fibres du bois n'est pas parfaite par rapport à l'axe longitudinal principal du tronc. En considérant que les propriétés mécaniques sont maximales dans cette direction orthotrope, toute déviation implique une réduction des propriétés mécaniques. Pour les sciages, cette pente de fil est d'autant plus problématique qu'elle implique des variations de cinématique de retrait/gonflement liées à l'humidité entraînant déformations et contraintes dans le matériau bois [51]. La variation de l'orientation du fil a plusieurs causes :

- Fil tors



Figure 22. Illustration du fil tors [58]

Il n'y a actuellement pas de consensus à propos des mécanismes biologiques intervenant sur ce facteur. Il a notamment été constaté par Philips (1941) [59] dans [11] que le fil tors dans l'épicéa de Sitka diminue rapidement d'une valeur maxi à la moelle jusqu'à atteindre une valeur stable de 6 à 9 cernes. Il peut être supposé que cet angle permette de stabiliser l'arbre quand il est jeune. Il a noté que les spirales sont couramment observées dans les deux sens (gauche et droite) et que la direction de la spirale peut s'inverser plusieurs fois pendant la vie d'un arbre. Kubler (1991) [60] explique que les causes peuvent être nombreuses, notamment en réaction à un stress appliqué par une exposition au vent, ou pour améliorer l'approvisionnement de l'eau et des éléments nutritifs dans des cas particuliers par une meilleure adhésion des molécules aux parois. On comprend ainsi que l'angle de fil tors a un effet significatif sur le comportement mécanique et la stabilité dimensionnelle du bois.

- Présence de nœuds

Les nœuds sont un facteur important de perturbation locale des fibres. Ils correspondent à des discontinuités dans la matière, on observe donc une déviation des fibres autour des nœud, comme présenté sur la Figure 23. Par analogie avec des lignes de flux contournant un obstacle, Foley (2003) [61] a proposé des formules analytiques permettant de modéliser la déviation des fibres autour du nœud. Cette méthodologie a été reprise par Lukacevic et al. (2019) [62] pour modéliser le comportement mécanique de sciages et par Frayssinhes et al. (2020) [63] pour des placages issus de déroulage.



Figure 23. Déviation du fil autour de nœuds [64]

- Procédé

Si lors du procédé de déroulage comme du sciage, l'usinage ne se fait pas parfaitement dans les directions d'orthotropie du matériau, le produit lui-même peut se retrouver dans une orientation un peu différente de celle de l'axe du billon. Le mode de coupe du déroulage débite théoriquement des placages dont la surface est coplanaire au plan principal LT, mais du fait d'un centrage imparfait, les fibres peuvent se retrouver avec un léger angle par rapport à ce plan. C'est aussi le cas pour le massicotage, découpant théoriquement le ruban de bois en placages selon l'axe longitudinal, mais qui par un positionnement désaxé de la moelle par rapport à l'axe de la broche, peut impliquer une coupe avec un léger angle également.

1.6.5.2 Influence

La formule empirique de Hankinson [7] permet d'exprimer une valeur d'une propriété mécanique hors des axes principaux P_θ , en fonction de propriétés de directions orthogonales principales P_0 et P_{90} (propriété à 0° et 90° par rapport aux fibres) et du paramètre n , tel qu'exprimé dans l'Equation 11 :

$$P_\theta = \frac{P_0 P_{90}}{P_0 \sin^n \theta + P_{90} \cos^n \theta} \quad (11)$$

La formule décrit la décroissance des propriétés dépendant de l'angle θ de l'axe considéré par rapport à la direction longitudinale.

Le paramètre n est une constante dépendant de la propriété considérée, le Wood Handbook [51] propose les valeurs listées dans le Tableau 4.

Propriétés	Valeur du paramètre n
Résistance en traction	1.5-2
Résistance en compression	2-2.5
Résistance en flexion	1.5-2
Module d'élasticité	2
Dureté	1.5-2

Tableau 4. Valeur du paramètre n en fonction de la propriété mécanique considérée d'après [38]

Dans ce mémoire, cette équation est écrite sous une forme modifiée de l'Equation 12, de manière à faire apparaître le paramètre k , qui est le ratio $\frac{P_{90}}{P_0}$.

$$P_{\theta} = P_0 \frac{k}{\sin^n \theta + k \cos^n \theta} \quad (12)$$

Concernant les modules d'élasticité, le Wood Handbook fourni des tables de ratios de modules élastiques à 12 % d'humidité pour des espèces données. Le Tableau 5 reprend la ligne du tableau correspondant à l'essence de douglas, selon les directions orthotropes du bois. On remarquera que les ratios $\frac{E_T}{E_L}$ et $\frac{E_R}{E_L}$ sont différents, alors que la formule de Hankinson ne fait intervenir qu'une seule valeur de module à 90°.

Essence	$\frac{E_T}{E_L}$	$\frac{E_R}{E_L}$	$\frac{G_{LR}}{E_L}$	$\frac{G_{LT}}{E_L}$	$\frac{G_{RT}}{E_L}$
Douglas	0.050	0.068	0.064	0.078	0.007

Tableau 5. Ratios élastiques pour le douglas à 12 % d'humidité

1.6.5.3 Mesure par effet trachéide

La détermination de la pente de fil locale par effet trachéide consiste dans un premier temps à illuminer une surface de bois par une source lumineuse concentrée et circulaire, telle qu'un faisceau laser. Une partie de cette lumière est réfléchiée tandis qu'une seconde partie pénètre le matériau dans une épaisseur relativement faible et est dispersée dans celui-ci. De par leur morphologie cellulaire fortement allongée, les trachéides des résineux conduisent mieux la lumière dans leur longueur que dans leur section. Ainsi, il apparaît à la surface du bois une forme elliptique dont le grand axe est parallèle à l'axe des fibres [65], comme le montre la Figure 24. Cette technologie est ainsi adaptée à la mesure de l'orientation des fibres.

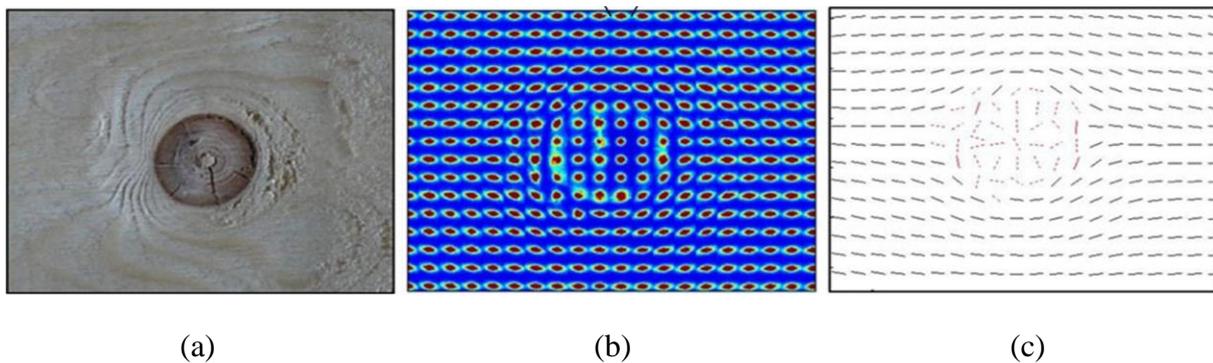


Figure 24. Illustration de la détermination de la pente de fil locale par effet trachéide (a) Surface d'une planche d'épicéa norvégien dans le plan LT incluant un nœud, (b) ellipses par diffusion de faisceaux lasers, (c) orientation locale de la pente de fil par angle du grand axe des ellipses [66]

L'exploitation de cette technologie dans la détermination de la cartographie locale de pente de fil pour une surface donnée implique l'utilisation de plusieurs lasers, disposés à intervalle constant dans une direction donnée. Le défilement de la surface à mesurer par convoyage dans

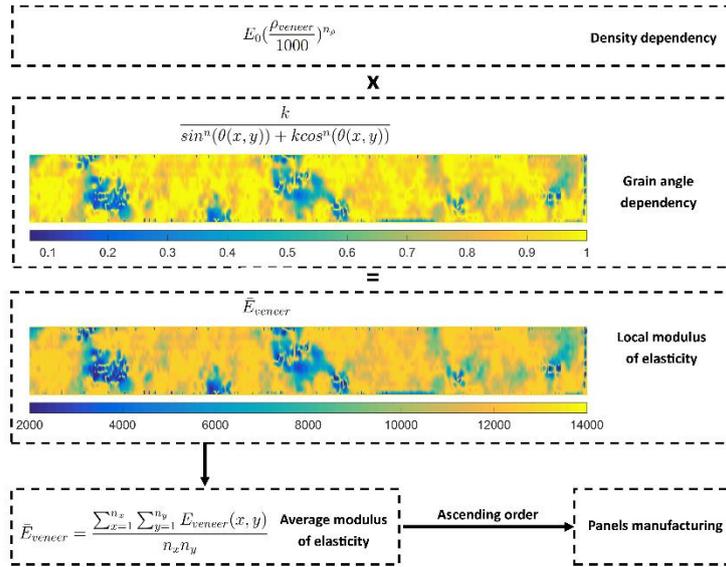
une direction orthogonale à la première permet son balayage par les lasers. Enfin, l'acquisition des informations se fait par des caméras dirigées vers les zones de surfaces pointées par les lasers. Le défilement combiné à la fréquence d'acquisition des caméras permet la composition de la cartographie de pente de fil locale (Figure 24).

L'intensité de l'effet trachéide diffère en fonction des essences, pour des raisons intrinsèques telles que leur couleur (ayant une influence sur l'absorption de la lumière), leur structure cellulaire, le plan orthotrope observé, l'état de surface, l'humidité, etc. Ainsi, la puissance des lasers doit être ajustée en fonction de l'essence [67]. Ces mêmes auteurs expliquent que tant que la puissance est suffisante pour permettre une diffusion significative de la lumière dans les conditions d'essai, la mesure d'angle de fibre est fiable malgré les variations locales d'intensité de la diffusion. Dans cette même étude, l'erreur moyenne de mesure de l'angle de fibre observée par effet trachéide sur le Douglas est très faible (moins de 1°).

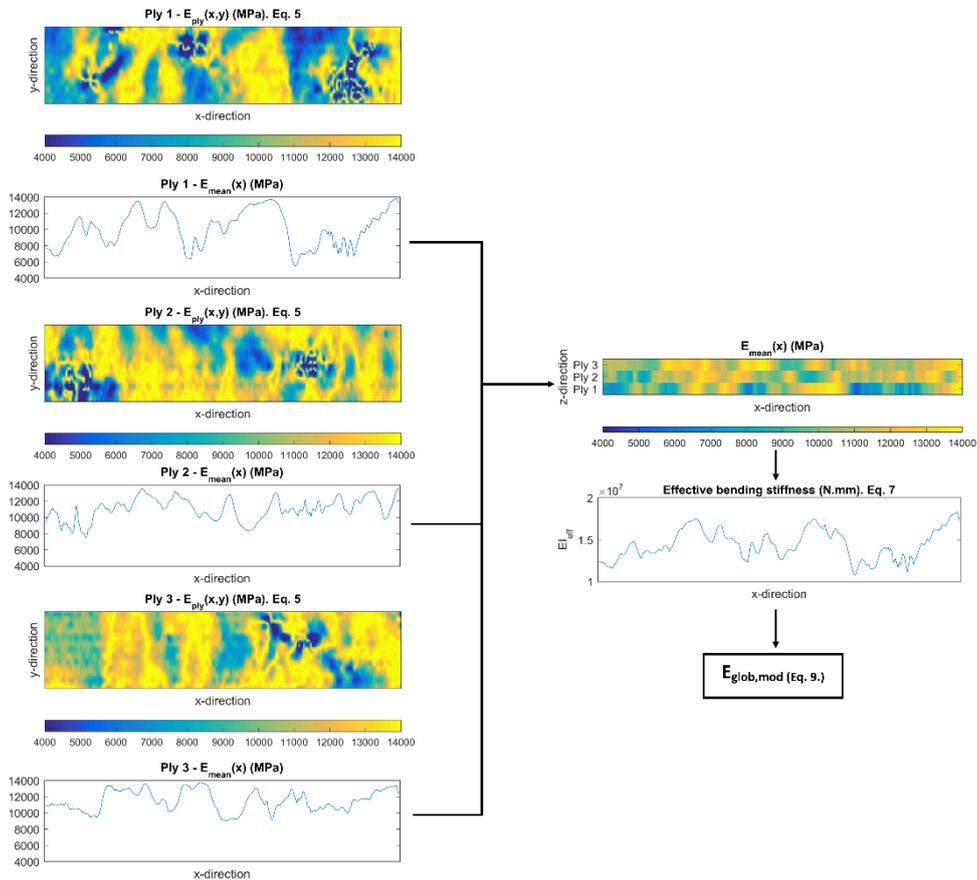
Dans la littérature scientifique, plusieurs auteurs traitent de la prédiction des propriétés élastiques de résistance des poutres par une mesure locale de la pente de fil effectuée grâce à des instruments exploitant l'effet trachéide. Au début des années 2010, un principe de modélisation des sciages similaire a été développé indépendamment au LaBoMaP (Jehl et al. 2011 [68], Jehl 2012 [69]) et à l'université de Linnaeus (Olsson et al. 2013 [70]). Ces modèles ont été développés et améliorés depuis lors (Faydi 2017 [71], Viguier et al. 2017 [72], Hu et al. 2018b [73]). Le principe général de ces modèles est de calculer localement un module élastique à partir de chaque mesure locale d'angle, pour en déduire le module global des sciages considérés par modélisation analytique ou éléments finis.

Ce même principe a été adapté au LVL par Viguier et al. [74]. Ce travail constitue une étude de référence pour cette thèse : la prédiction du module global y est réalisée par méthode de calcul analytique sur des poutres LVL fabriquées avec des placages de hêtre et testées à plat. Le principe est détaillé Figure 25a: (1) un module longitudinal élastique moyen est associé à chaque placage en fonction de sa densité moyenne ; (2) ce module est localement pondéré selon l'angle mesuré par effet trachéide en appliquant la formule de Hankinson ; (3) les modules de chaque placage constituant les LVL 3 plis sont sommés de manière à calculer finalement une rigidité efficace du LVL 3 plis variant selon la position longitudinale du LVL Figure 25b ; (4) le module global (au sens du module obtenu en flexion quatre points selon l'EN 408) du LVL considéré est calculé analytiquement.

1 - Etat de l'art - synthèse bibliographique



(a)



(b)

Figure 25. Principe de modélisation des propriétés de rigidité de poutre LVL dans [74] : (a) modélisation des propriétés élastiques longitudinales locales de plis, (b) modélisation moyennée de LVL à plat et détermination de module global

Les coefficients de détermination entre module expérimental et modélisé obtenus par cette modélisation étaient encourageants (Figure 26c). En particulier, les auteurs ont montré que la seule information de densité n'était pas suffisante à la modélisation (Figure 26a), mais que la prise en compte de l'orientation des fibres dans le modèle permettait une prédiction plus fiable dans le cas du hêtre, réputé plus homogène en termes de densité que le douglas (Figure 26b). Viguier et al. [74] soulignent en conclusion une nécessité d'approfondissement des résultats sur des LVL comportant un plus grand nombre de plis et le manque d'une étude du comportement du LVL sur chant. De plus, les LVL étudiés étaient courts en longueur (600 mm) et constitués d'un seul placage par pli dans la longueur, alors qu'à l'échelle structurelle les produits LVL sont de grandes longueurs et composés de plusieurs placages dans la longueur. Enfin, la courte portée des poutres testées engendre une erreur moindre dans la prédiction du module global par rapport à la mesure expérimentale, notamment dû à des zones hors points d'application des efforts soumises au cisaillement logiquement plus faibles (distance entre point d'application de la charge et appui le plus proche $a = 143$ mm, contre une distance entre vérins de 230 mm). La fiabilité de ce principe de calcul doit donc être vérifiée pour des poutres de plus grandes portées.

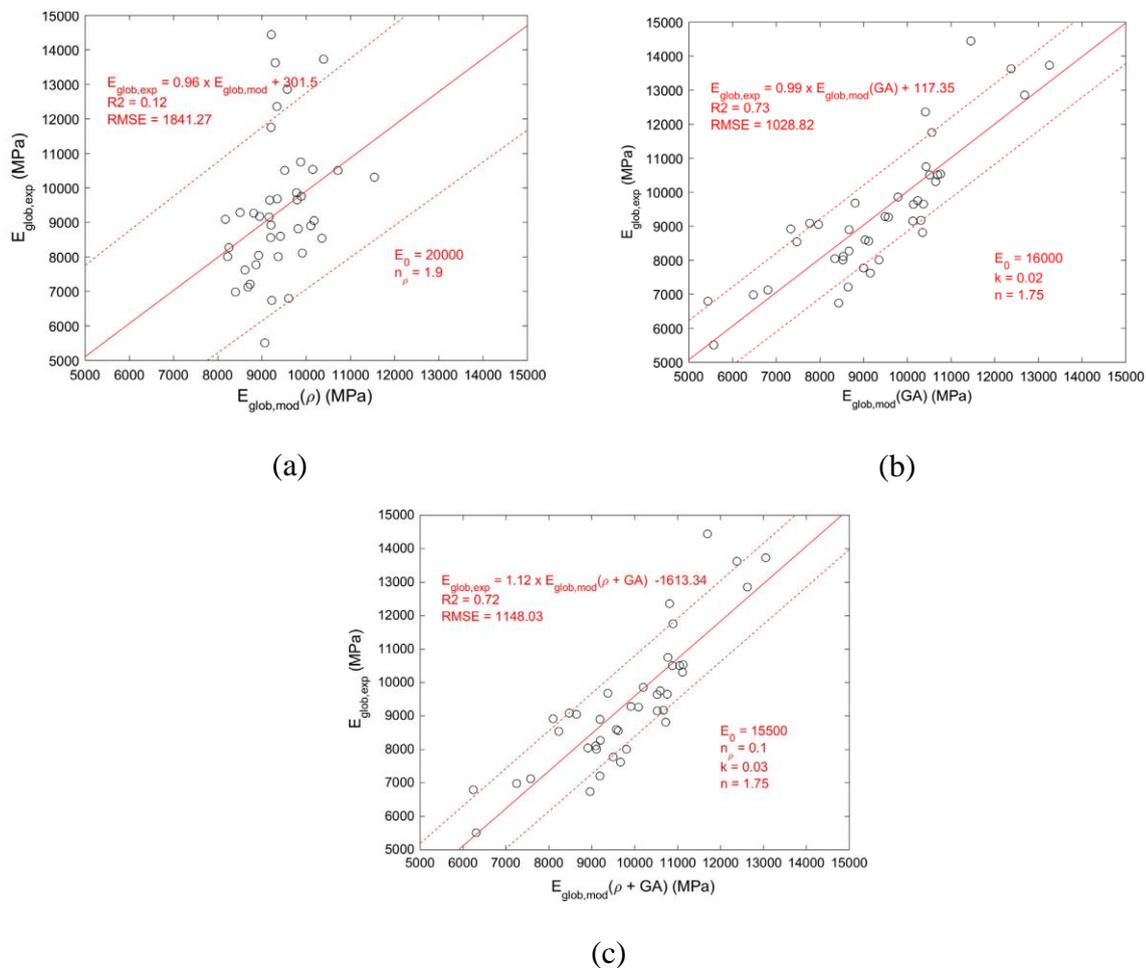


Figure 26. Résultats de [74] de module global expérimental par rapport au modélisé selon : (a) la masse volumique moyenne du placage seule, (b) la pente de fil locale seule, (c) la masse volumique moyenne du placage et la pente de fil locale

1.6.6 Fissuration

1.6.6.1 Causes

La fissuration de déroulage est un endommagement du matériau qui intervient lors de la coupe. Elle est sujette à de nombreuses variables, telles que les propriétés physico-mécaniques du matériau usiné ainsi que des paramètres d'usinage. Etant donné que les épaisseurs de déroulage usuellement employées pour la confection de LVL sont de l'ordre de 3 mm, on se place dans le cas d'une fissuration en coupe de « forte » épaisseur. Elle intervient sur la face dit « ouverte » du placage, en contact avec le couteau Figure 27 (a). Le processus de création de la fissure est très bien décrit dans [75]. Il intervient dans la zone de coupe où la matière subit des combinaisons de sollicitations mécaniques, entre cisaillement dans le plan RT, compression et traction selon plusieurs directions. Une fissure se crée dans une zone en amont de la pointe du couteau, soumise à un champ de contrainte en traction orthogonale au plan de coupe, lorsque le facteur d'intensité de σ en mode I est dépassé. Dans un deuxième temps, la fissure continue de s'ouvrir, dépendant de paramètres tels que la pression exercée ou l'angle de dépouille de l'outil. Enfin, la fissure change de direction et se propage plus lentement dans l'épaisseur du placage, sous l'action de la flexion du copeau.

Les différents niveaux d'hétérogénéité du douglas européen le rendent particulièrement sensible à la fissuration. En premier lieu, une importante différence d'humidité entre l'aubier et le duramen, plus prononcée encore que le douglas américain, est constatée [76]. Le déroulage d'un duramen très sec à l'état vert est une potentielle source de mauvaise qualité de placages, l'humidité ayant un rôle sur la visco-élasticité du matériau. Le déroulage de bois trop sec peut notamment mener à la fissuration, ainsi qu'accessoirement à des arrachements de matière et une déstructuration du placage. La jeunesse du bois dans les cernes proches de la moelle contribue à accentuer aussi ces phénomènes.

L'hétérogénéité intra-cerne entre bois de printemps et bois d'été en termes de densité est aussi un facteur très important. Le bois de printemps, peu dense, nécessiterait une vitesse de coupe élevée avec un faible taux de compression de la barre de pression et une température d'étuvage très basse (inférieure à 50°C). Le bois d'été, d'une masse volumique couramment 3 fois plus élevée, nécessiterait des paramètres inverses soit un fort taux de compression, une vitesse de coupe mesurée et une température d'étuvage élevée. L'alternance de couches de bois d'été et de bois de printemps au niveau du couteau ou de la barre plusieurs fois à l'intérieur d'un même placage pose aussi des problèmes. Les phénomènes en cours lors de la coupe sont alors très différents avec deux cas extrêmes mais très fréquents, représentés sur la Figure 27. Lorsque la barre comprime un cerne de bois initial, son effet est très peu sensible au niveau de la zone de coupe et une grosse fissure se formera alors dans le bois final. A l'opposé, un fort taux de compression transmis intégralement dans la zone de coupe par le contact d'une couche de bois dense pourra provoquer un flambement cellulaire et des refus de coupe appelé effet Horner très dommageable pour la qualité finale du produit (voir Figure 27).

De manière évidente, la complexité anatomique du matériau et l'incompatibilité des paramètres de coupe pour « 2 matériaux en un » impose un compromis qui se traduit par une qualité de placage jamais optimale puisque toujours composé des deux types de bois.

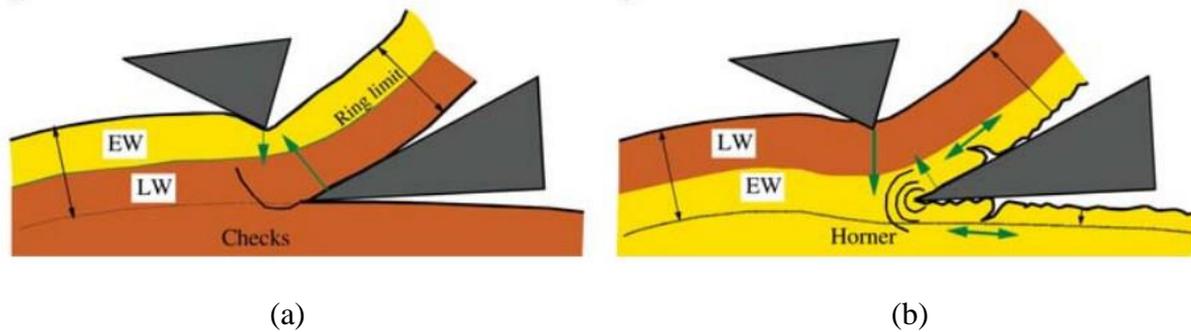


Figure 27. Formation de fissures de déroulage [77]

1.6.6.2 Influence

La fissuration des placages influence la déformation au séchage, modifie la résistance mécanique du placage, complexifie sa manutention, impacte la qualité du collage et représente l'un des facteurs les plus influents sur la rugosité. Elle affecte le matériau d'un point de vue mécanique. Purba et al. (2019) [78] ont mis en évidence expérimentalement une diminution du module de cisaillement et de la résistance de LVL de chêne et de hêtre avec la profondeur des fissures de déroulage. Pot et al. (2015) [79] rapportent dans une étude numérique par éléments finis que c'est le cas particulièrement sur chant pour des modules de flexion mais surtout de cisaillement.

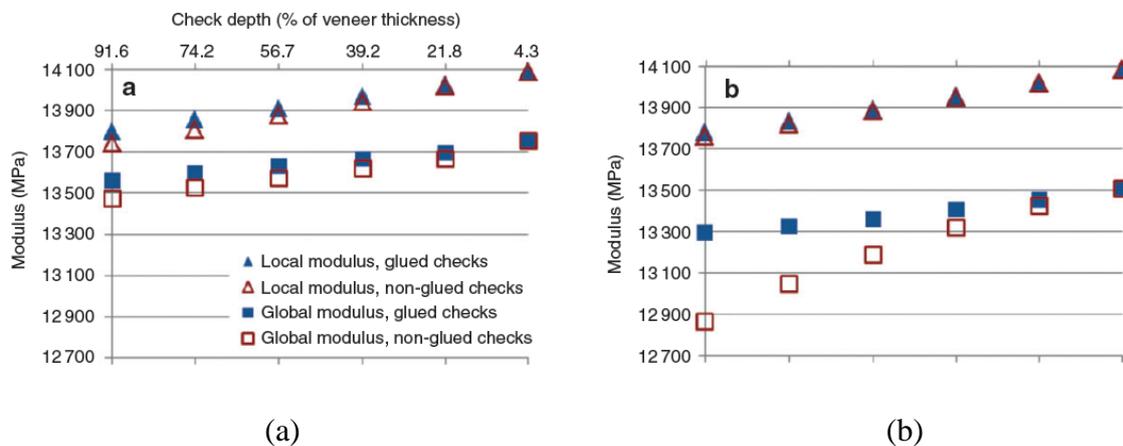


Figure 28. Propriétés mécaniques de rigidité de poutres de LVL de hêtre modélisées par éléments finis selon la profondeur, la fréquence et l'encollement des fissures en configuration : (a) à plat, (b) sur chant [79]

On constate ainsi de manière très intuitive sur les Figure 28 (a) et (b) que plus la profondeur des fissures est importante, plus cela abaisse la rigidité du matériau. De manière moindre sur le module local, l'effet est plus significatif sur le module global car il inclue les déplacements relatifs au cisaillement dans son calcul. Il est aussi souligné l'importance du comportement mécanique de la colle pénétrant dans les fissures, qui tend à limiter ce phénomène bien que modélisée avec un module élastique bien inférieur au module longitudinal des poutres.

1.6.6.3 Mesure

La fissuration d'un placage est souvent décrite selon deux paramètres : sa fréquence d'occurrence moyenne et sa profondeur. Ces paramètres ne permettent pas une description très fine de la fissuration de manière locale mais plutôt une vision macroscopique qui pourrait être intégrée dans un modèle capable de gérer les endommagements.

Le SMOF (Système de Mesure d'Ouverture des Fissures) [80], conçu au LaBoMaP, permet l'observation sur le plan RT et la quantification de ces paramètres sur des bandelettes de placages déroulées.

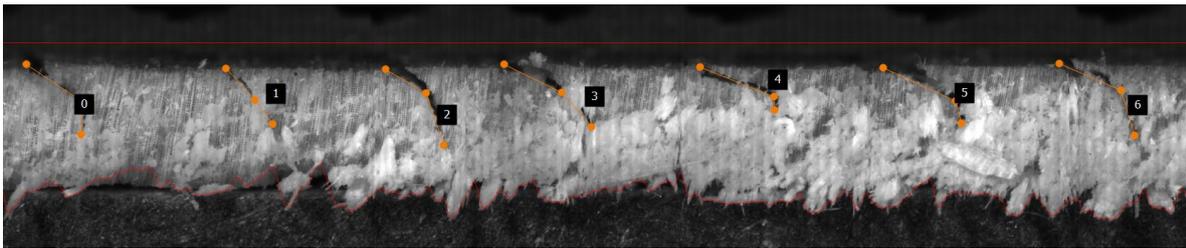


Figure 29. Image issue du SMOF de la fissuration d'un placage de Douglas

Chaque fissure est repérée manuellement en 3 points, soient 2 segments, qui correspondent grossièrement aux 2 directions successives d'ouvertures de la fissures (quasi parallèle au plan de coupe puis perpendiculairement dans l'épaisseur du placage) (Figure 29).

1.7 Synthèse de l'étude bibliographique

L'état de l'art présenté précédemment permet d'appréhender le contexte de l'étude. Le matériau bois est un matériau composite orthotrope complexe. Une exposition sommaire de sa structure cellulaire générique a permis de mieux comprendre son comportement mécanique à l'échelle macroscopique. Une focalisation sur les résineux, et particulièrement sur l'essence étudiée, le douglas, a montré des spécificités intra-cernes qui ajoutent une considération de matériau composite à une échelle encore différente. Enfin, les singularités morphologiques caractéristiques des gros bois impactent localement les performances du matériau. Le LVL possède de nombreux avantages par son principe de lamellation qui permettrait théoriquement de valoriser cette ressource que l'on pourrait qualifier de réfractaire à une utilisation en bois de structure. Cependant, plusieurs étapes scientifiques sont nécessaires afin de lever ce verrou technologique.

L'étude des propriétés mécaniques de LVL constitués de placages hétérogènes provenant du déroulage de gros douglas français, n'a jusqu'alors pas été effectuée. La mesure de la pente de fil locale n'est pas encore développée industriellement, et nécessiterait une adaptation de l'instrumentation existante pour les sciages. Il a été montré que les notions de tri et de classement des placages est plus limitée que ce qui a pu être développé pour les sciages, très souvent dépendantes de critères visuels. Pour la modélisation des propriétés élastiques de poutres de matériaux LVL, il a été vu qu'une méthode de calcul analytique prenant en compte les cartographies de pente de fil des placages a été développée, mais la validité de ce modèle

de prédiction de module élastique demeure limitée à une configuration de flexion 4 points de petite portée à plat bien particulière.

1.8 Plan des parties

La contribution scientifique apportée par cette thèse de doctorat se présente en 4 parties.

La première phase est consacrée à la caractérisation mécanique d'un échantillon représentatif de LVL fabriqué à partir de gros bois de Douglas selon un plan d'expérience présentant plusieurs types de tests mécaniques. Une comparaison des propriétés mécaniques de résistances et de rigidités mesurées pour ce LVL avec celles déterminées pour un produit de référence sur le marché, le Kerto® S, dans les mêmes conditions d'essais, permet de positionner le LVL de gros douglas vis-à-vis de ses principaux concurrents sur le marché. Un double tri par humidité et par couleur permet la fabrication de LVL exclusivement composés d'aubier et de duramen est effectué afin d'estimer leurs propriétés indépendamment, ce qui n'était jusqu'alors pas le cas dans les résultats de la seule littérature comparable obtenue à partir de tests sur des sciages. Une observation particulière des résultats du duramen est effectuée dans un intérêt d'emploi de ce matériau pour de la construction en classe d'emploi 3.

Être capable de composer un LVL aux performances maîtrisées passe par une connaissance locale des propriétés mécaniques des placages qui le composent. Cela nécessite une mesure de propriétés physiques individuelles de chaque placage pour inscrire notre démarche dans un contexte d'industrialisation. La deuxième phase du mémoire présente un instrument de mesure locale de la pente de fil, exploitant la technologie de l'effet trachéide, intégrée directement sur la ligne de déroulage. Cette mesure permet ainsi la modélisation de cartographie de modules élastiques locaux. Son exploitation dans cette partie vise à présenter une méthodologie de tri des placages par l'établissement de critères de qualité sur des provenances de billons montrant une variabilité importante de nodosité et de masse volumique. Un tri visuel effectué selon des critères de nodosité usuels des mêmes placages permet la comparaison de ces méthodes.

La modélisation localisée de propriétés de rigidité des placages permet leur tri, mais donne aussi les informations nécessaires à la composition d'un LVL sur mesure. Le but est ainsi de valoriser la ressource entière, sans effectuer de rejet, et de moduler le placement des placages selon leur potentiel de performance mécanique. Cela passe par compenser les faiblesses locales des placages autorisées par la superposition de plusieurs d'entre eux à travers l'épaisseur, mais aussi par une modulation du placement selon la répartition des zones de contrainte.

La troisième phase présente ainsi les résultats de l'application d'un algorithme de placement de placages afin de maximiser les performances de poutres testées en flexion 4 points. Des calculs analytiques de propriétés mécaniques sont confrontés aux résultats expérimentaux afin de conclure sur la qualité des équations intervenant dans la modélisation des propriétés locales.

1 - Etat de l'art - synthèse bibliographique

La fiabilité de la prédiction des propriétés mécaniques des produits LVL manufacturés est un enjeu particulièrement important. Le modèle de calcul analytique de propriétés mécaniques de rigidité évoqué précédemment implique des hypothèses simplificatrices importantes, qui imposent de vérifier les résultats qu'il fournit. La modélisation éléments finis se montre bien plus propice à fournir une représentation mécanique fidèle du matériau par une approche complète des propriétés contenues dans la matrice de souplesse du matériau. Néanmoins, le nombre important de paramètres à régler ne peut se faire uniquement sur les bases de la littérature. Une série de tests vibratoires réalisés sur des poutres LVL est utilisée afin de caler les résultats de rigidité dynamique par rapport aux essais expérimentaux et fiabiliser le modèle.

2 - Caractérisation mécanique du LVL de gros Douglas

2.1 Introduction du chapitre

De par la large utilisation du douglas dans la fabrication de LVL aux Etats Unis, comme le Southern Yellow Pine ou le mélèze, la littérature est riche et propose des tables de propriétés mécaniques de LVL de douglas assez complètes. Ce n'est absolument pas le cas en Europe où seules les caractéristiques associées au bois massif et au lamellé-collé sont accessibles puisque le douglas y est uniquement scié.

La caractérisation d'un matériau composite LVL fabriqué à partir de gros bois de douglas français constitue donc une première étape nécessaire afin de permettre d'évaluer le potentiel du matériau. Dans cette même logique, la comparaison de ses performances avec celles d'un matériau de référence, le Kerto® S produit par Metsä Wood, un des leaders européens de la production de matériaux d'ingénierie bois, est utile afin de conclure sur son employabilité dans une application constructive. L'intérêt est d'autant plus grand que les 2 matériaux s'opposent clairement en termes d'essences et de cultures : l'un est issu d'un bois blanc relativement droit de fil et à nœuds de faibles diamètres, l'autre est fabriqué à partir de gros bois d'une essence plus dense avec une nodosité beaucoup plus importante. Cette première partie présente les protocoles expérimentaux et les résultats associés à cet objectif.

Plutôt que de caractériser le douglas de manière générale comme cela est principalement le cas dans la littérature scientifique et dans les fiches techniques de fabricants, une dissociation entre aubier et duramen a été effectuée. En effet, au-delà de sa durabilité naturelle compatible avec de nombreuses applications structurelles, le bois de duramen peut aussi présenter un comportement mécanique significativement différent de celui de l'aubier :

- A l'état vert, le duramen est 3 à 4 fois plus sec que l'aubier (respectivement environ 30 % contre au-delà de 100 %), ce qui peut favoriser la formation de fissures lors du déroulage. Cette spécificité est probablement la raison principale qui explique la mauvaise réputation du douglas auprès des dérouleurs européens bien plus coutumiers de bois homogènes tempérés ou tropicaux.
- Plus proche de la moelle, la partie duramen contient un plus grand nombre de nœuds, mais de plus faible diamètre que dans l'aubier. L'effet sur le comportement mécanique de l'un ou l'autre n'est pour l'instant pas démontré.
- Seul le duramen présente du bois juvénile et la zone impactée peut dépasser le noyau de déroulage pour des bois à croissance dynamique.

Aubier et duramen ne sont généralement pas séparés dans les tables de propriétés mécaniques de produits car estimés identiques de ce point de vue, ou uniquement pour mettre en avant la durabilité du duramen, sa résistance aux attaques fongiques, biologiques, ou la meilleur applicabilité à l'aubier de traitement de préservation [51]. Il y a donc un réel intérêt scientifique à effectuer cette caractérisation différenciée.

2.2 Démarche de l'étude

L'objectif de cette partie est la détermination des propriétés mécaniques de poutres LVL fabriquées à partir de placages issus du déroulage de billons de gros douglas français. Des

2 - Caractérisation mécanique du LVL de gros Douglas

instruments de contrôle non destructifs et des essais destructifs employés dans le cadre des normes EN 14374 [29] et EN 408+A1 [81] ont été utilisés afin de caractériser les poutres prélevées dans les panneaux produits lors d'une campagne de déroulage de grande ampleur (100 m³) commandée par France Douglas.

La ressource était composée de 3 provenances de sylvicultures différentes afin d'obtenir une représentativité suffisante de la ressource de douglas française, décrite dans [82].

- Les provenances 1 et 2 sont relativement proches en termes de caractéristiques (âge, largeur de cerne, sylviculture, diamètre de tronc, etc.). Elles correspondent à l'état de l'approvisionnement français pour cette ressource d'après les deux coopératives forestières ayant fourni ces bois (AFB et CFBL).
- La provenance 3 est plus singulière car sa sylviculture très dynamique a été accompagnée d'un élagage. La densité du nombre de tiges par unité de surface, de 1100 tiges/ha, se situe dans la moyenne basse française. Les arbres ont été élagués à 6 m : il y a donc très peu de nœuds dans l'aubier. La largeur de cerne témoigne d'une croissance rapide.

Les conditions d'étuvages ainsi que les paramètres de déroulage ayant servi au déroulage ont fait l'objet d'une étude présentée dans [4]. Les performances mécaniques des poutres en flexion sont présentées dans [82]. Elles ont été ici comparées en termes de rigidité et de résistance au Kerto® S. La flexion sur chant a été testée car elle permet de tester le matériau en flexion en limitant l'impact de la performance des plis extérieurs, particulièrement soignés sur le produit scandinave notamment pour des exigences esthétiques.

Afin de compléter cette première analyse et pour effectuer une caractérisation mécanique aussi complète que possible, plusieurs essais de sollicitations mécaniques différentes ont été effectués. L'influence de paramètres tels que la nodosité, la fissuration ou encore la densité peuvent avoir des effets différents sur la rigidité et la résistance selon le type de sollicitation. Les performances des matériaux ont aussi été évaluées en compressions parallèle et perpendiculaire à l'axe principal du fil, ainsi qu'en cisaillement longitudinal sur chant.

Concernant la flexion, des éprouvettes ont ainsi été prélevées dans un volume inférieur à celui recommandé par la norme EN 408, ce qui les rend sensibles à l'effet de taille. Cependant, le recours à la comparaison d'éprouvettes de Kerto® de mêmes dimensions permet une comparaison relative des propriétés qui ne fausse pas les conclusions par rapport au produit de référence.

L'ensemble des résultats ont été comparés à la littérature scientifique nord-américaine, riche d'études de caractérisation sur le LVL de douglas.

Les détails de cette étude sont explicités dans l'article qui suit [83].

2.3 Article publié dans le journal **Construction and Building Materials**

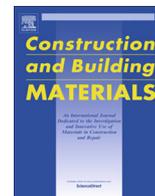
An insight into mechanical properties of heartwood and sapwood
of large French Douglas-fir LVL

Robin Duriot ^a, Francisco J. Rescalvo ^b, Guillaume Pot ^a, Louis Denaud ^a, Stéphane Girardon ^a,
Remy Frayssinhes ^a

^a Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France

^b Building Engineering School, Department of Applied Physics, University of Granada, Campus Fuentenueva s/n
18071, Granada, Spain

10.1016/j.conbuildmat.2021.123859



An insight into mechanical properties of heartwood and sapwood of large French Douglas-fir LVL



Robin Duriot^{a,*}, Francisco J. Rescalvo^b, Guillaume Pot^a, Louis Denaud^a, Stéphane Girardon^a, Remy Frayssinhes^a

^a Arts et Métiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France

^b Building Engineering School, Department of Applied Physics, University of Granada, Campus Fuentenueva s/n 18071, Granada, Spain

HIGHLIGHTS

- Douglas-fir heartwood and sapwood have differentiated mechanical behaviours.
- Douglas-fir sapwood has relatively comparable performance with industrial LVL product, particularly due to its higher density.
- Douglas-fir heartwood has lower properties than sapwood, the causes of which are multifactorial like knotiness or juvenile wood variation.
- Douglas-fir heartwood remains compatible with structural applications.

ARTICLE INFO

Article history:

Received 10 November 2020

Received in revised form 23 May 2021

Accepted 2 June 2021

Available online xxx

Keywords:

Laminated Veneer Lumber

Douglas-fir

Heartwood

Sapwood

Norway spruce

Mechanical properties

Bending

Compression

Shear

ABSTRACT

The French resource of large diameter Douglas fir is currently still growing, while these large diameter trees are complicated to process efficiently by the sawmilling industry. The rotary peeling process appeared to be particularly adapted as an alternative to the usual sawing. This primary processing method produces veneers used to make a wood engineered product material called Laminated Veneer Lumber (LVL). The manufacturing process of LVL enables the distribution of the resource defects, allowing for increased mechanical behaviour compared to the solid wood from which it comes from. The main objective of this study is to provide an insight into the principal Douglas-fir heartwood LVL mechanical properties such as longitudinal and shear moduli of elasticity, bending, shear and compressive strengths. Up to now, there was no study on LVL derived from this resource. This study focuses on heartwood because of its very interesting natural durability properties for constructive outdoor applications. Moreover, a comparison with structural timber properties and a comparable industrial engineering product, made of Norway spruce and called Kerto[®] S was also achieved to place the material in terms of mechanical performance among the market. Globally, this Douglas-fir heartwood LVL showed high compressive and shear properties. Even though the bending properties were significantly lower than data from Douglas-fir LVL of the literature, they seemed appropriate for structural applications. A larger experimental campaign fully representative of the industrial process and dealing with larger samples will be needed to finally conclude on the characteristic values to be used in structural design.

© 2021 Published by Elsevier Ltd.

1. Introduction

Douglas-fir (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco) is a softwood species that originated from the Pacific coast of North America. After two reforestation impulses in the middle of the 19th century

and the second half of the 20th century, France currently has the largest Douglas forest surface in Europe, with about 420,000 ha. In 2018, the harvest volume was around 3 million m³. Moreover, Douglas-fir forest resource is increasing significantly [1], since it is estimated that this volume could exceed 6 million m³ by 2030 [2]. This forecasted increase in volume is essentially due to the increase diameter of the trees. There were already significant quantities of Douglas-fir trees with a diameter of more than 47.5 cm in 2012 [3], and they continue to grow since.

Douglas fir heartwood and sapwood have both a mechanical support role in the tree, but they are very different in moisture

* Corresponding author.

E-mail addresses: Robin.duriot@ensam.eu (R. Duriot), rescalvo@ugr.es (F.J. Rescalvo), Guillaume.pot@ensam.eu (G. Pot), Louis.denaud@ensam.eu (L. Denaud), Stephane.girardon@ensam.eu (S. Girardon), Remy.frayssinhes@ensam.eu (R. Frayssinhes).

content [4 5], and important chemical transformations impact the cell wall matrix additive content heartwood conferring its high resistance to insect and fungal attacks, and thus, high durability [6]. Because of these specificities, the potential to exploit Douglas-fir heartwood in outdoor construction without recourse to any treatment is high. Douglas-fir generally has a high proportion of heartwood [7]. This fact combined with the large diameters of the resource lead to an interesting potential of volume of heartwood available to product engineered wood products (EWP) for construction purposes.

However, the absence of pruning for some of these trees leads to the presence of various wood defects such as knots, grain deviation, juvenile wood, and reaction wood which could degrade the mechanical performance of the material [3], and thus restrict the use of large Douglas-fir for structural applications. In addition, large diameters logs cannot be transformed in regular industrial sawmills [8] with canter lines, thus band saw are used, but they present lower yields. Finding an alternative to sawmills and sawn products for this abundant resource, which is reaching its maturity, would participate significantly to optimize its potential.

Laminated veneer lumber (LVL) represents a solution that can deal with these drawbacks. LVL is an EWP, usually used for structural applications such as joist in construction. It is made of a stack of veneers glued together with their grain oriented mainly in the same longitudinal direction [9 10]. These veneers are the result of a primary wood processing operation called rotary peeling, which can easily deal with large diameter logs. The LVL allows for the homogenization of wood defects, such as the knots or resin pockets, in the mass, by a distribution of them inside the entire timber volume. This homogenization of the product avoids the localization of mechanical weakness, and thus allows for homogenized and increased mechanical performance if compared to glulam or solid wood for instance [10 11 12 13 14]. Besides, rotary peeling is also an interesting process to separate heartwood from sapwood efficiently and thus obtaining an EWP made of pure heartwood.

This study is based on French Douglas fir (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco). This species is still not used in the manufacture of LVL in Europe, where spruce and pine are preferred. Conversely in the USA, Douglas-fir has historically been one of the two the favourite species in the manufacture of LVL material [15]. It is historically very abundant in the country, used primarily for its structural qualities and not for its visual characteristics. Very logically, the literature available is mainly North American. The value of this research study is firstly to be able to compare the mechanical properties of French Douglas-fir LVL with existing Douglas-fir LVL data [10 16 17 18]. The main mechanical loadings studied are bending parallel to the grain; shear and compression parallel and perpendicular to the grain. The second objective is to compare the results between sapwood and heartwood, which can present differentiated mechanical behaviors, but for which no study dealing with LVL was found. This paper present the first large-scale test campaign for the mechanical characterization of an LVL composed from a French Douglas-fir resource.

2. Materials and methods

2.1. Douglas-fir provenance and peeling

Three different parcels from Corrèze, a French department in the western part of Massif Central, make up the Douglas-fir resource used to compose the LVL panels. The specifications in the choice of the diameter used to compose the panels specified logs with a minimum diameter under bark of 50 cm thin end. A large majority of logs considered were class C and D (low and very low quality according to the standard NF EN 1927-3). At least 7 butt logs and 7 second logs composed each of 3 forest stand resources which are described in Table 1. The veneers are coming from many different trees since only two logs were selected from a tree to get a representative sampling of the resource.

The large total volume of peeled logs (more than 100 m³), the variation in silviculture and age of cut were chosen to get as much resource representativeness as possible according to forestry partners experts (AFB and CFBL). All logs were soaked by water aspersion for 48 h to get a temperature of 50 ±2°C before peeling, intending to ease the rotary peeling by increasing the material deformability [19]. Afterward, logs were cut into veneers using a rotary peeling lathe equipped with an automatic centering device, a cylindrical rotating pressure bar adapted to softwood, and a pin drive device. The rotary peeling speed is automatically controlled by the machine. The veneers obtained presented visually a high knottiness. The thickness of each veneer was set to 3.1 mm to reach 3 mm after drying as for Kerto[®] S. The dimensions of each veneer at green state were 2,600 mm × 1300 mm. A resistive moisture content (MC) measurement of each veneer was performed by contact with electrodes directly on the rotary peeling line. This MC assessment allows the selection among the veneers to separate heartwood from sapwood [4]. A veneer with less than 30% MC was automatically identified as heartwood while a veneer with more than 100% MC was identified as sapwood. A second control was involved for veneers with a moisture content value between 30 and 100% MC. In Douglas-fir, the colour is highly differentiated between heartwood (salmon pink) and sapwood (white cream, yellow) [20]; correspondingly, veneers were assimilated to the type of wood which they were closer to in term of colour. Then, the veneers were dried using an industrial air drier to reduce the veneer moisture content to 6% MC. Quality control considering the veneer surface appearance according to EN 635-3 [20] was performed on all veneers using automatic veneer grader from Raute. Veneers of the so-called Q1 superior quality included the classes I, II and III indicated in EN 635-3 [20] standard. Veneers of the so-called lower quality Q2 were Class IV veneers, which may had ingrown knots greater than 60 mm or dead knots greater than 40 mm, splits greater than half the length of the veneer or greater than 15 mm wide or more than 3 splits per metre. Among the 2311 sorted veneers, 1003 made up the sapwood veneer population, which was composed of 36% of Q1 quality veneers and 64% of Q2 quality veneers. 1308 veneers made up the heartwood pop-

Table 1
Forest stands.

	Forest stand 1	Forest stand 2	Forest stand 3
Locality	Larfeuil (Corrèze, France)	Ambrugeat (Corrèze, France)	Neuvic d'Ussel (Corrèze, France)
Average altitude	700 m	700–800 m	600–700 m
Cutting age	65 years	60 years	44 years
Silviculture	Dynamic, planting at 1600 stems/ha, 2 thinnings.	Thinning in 1999, 2 others until the cut.	Dynamic, 1100 stems/ha thinned out at 13 years old in 1983, pruned up to 6 m in 1993, 2 thinnings in 2000 and 2007.
Average ring width	4.0 mm	4.1 mm	6.1 mm

ulation, with 23% of Q1 quality veneers and 77% of Q2 quality veneers.

2.2. Panels manufacturing

The Douglas-fir veneers were glued together with the grain orientated parallel to panel length. For a panel, a provenance, a position in the tree (butt logs or second logs), a radial position (sapwood or hardwood) and a veneer quality criterion (Q1 or Q2) are associated when it was possible. In absence of a sufficient number of logs, panels of second logs from forest stand 3, of heartwood second logs from forest stand 2 and of Q1 heartwood second logs from forest stand 3 were not manufactured. The glue used is a phenolic glue spread at 190 g/m²; then, the glued veneers were pressed together between 1 and 1.1 MPa for about 30 min in a stage press at 200°C to compose the panel. The final dimensions of the Douglas-fir LVL panels were 2,500 mm × 1250 mm × 45 mm. There were 10 panels purely made from sapwood veneers and 9 heartwood panels. After gluing and pressing, the LVL were stacked and stabilized before being sawn into beams. Concerning Kerto® S LVL[21], 3 panels were ordered from the provider (Metsä Wood Corp.) and used for the manufacturing of specimens. A preliminary study required the sawing of these panels in 2,500 mm × 120 mm × 45 mm beams, thereby conditioning the size of the test specimens in the present study. It is important to note that the Douglas-fir LVL panels were manufactured without any research to homogenize the repartition of defects in the material. As a result, it may have favoured the overlapping of knots through the stacking of veneers.

2.3. Samples preparation

In order to measure the bending properties, 133 Douglas-fir and 43 Kerto® S beams (data presented in Table 2) were prepared from the panels with nominal dimensions of 850 mm × 45 mm × 45 mm. Once tested by non-destructive method (explained in the next subsection) and destructive bending testing, both ends of each beam were preserved and sawn to be reused as new specimens for compression and shear tests purpose. Fig. 1 explains the samples extraction from the bending specimen, after failure in 4 points bending, for the subsequent compression and shearing tests. Particular attention has been paid to visually check that no cracks, consequent to the central failure of the beams, have propagated to the reused ends, so it did not affect the mechanical integrity of the material to be tested once again. This is partly why the number of compression and shear samples is lower than the bending ones: it happens that failure spreads to the ends. Moreover, a study on enhancement of LVL bending properties with carbon and basalt fibers reinforcement [22] was carried out in parallel, requiring a number of test specimens. For shear tests, only results from specimen showing 100 per cent cohesive failure in the LVL material were retained.

The specimens taken from the right end of the bending specimens were designed for the longitudinal compression assessment,

Table 2
Samples count summary table.

	French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
EW bending samples	63	70	43
Parallel to the grain compression samples	34	33	21
Perpendicular to the grain compression samples	40	29	14
Parallel to the grain EW shear samples	17	19	16

measuring 200 mm × 45 mm × 45 mm. Cross section dimensions are in accordance with the minimum section prescribed in EN 14374 standard [9]. The left specimens, measuring 225 mm × 45 mm × 40 mm were used to make parallel to the grain edgewise (EW) shear specimens adapted from EN 789 standard [23]. The 40 mm dimension is due to a 0.1 mm precision planing performed on 2 sides of the specimen to maximize the effectiveness of the loading plates gluing (detailed in section 2.5.2). Four perpendicular to the grain compression samples were taken from each panel. They were 120 mm × 45 mm × 45 mm, cross section dimensions are in accordance with the minimum section prescribed in EN 14374 standard [9]. Concerning compression specimens, the sawing of the specimen faces in contact with the platens has been carried out from the same reference plane in order to guarantee the parallelism of the faces.

Table 2 summarizes the number of specimens for each test.

For each of the tests, all specimens were stored in ambient air. A MC measurement was performed on random samples by resistive pin-type wood moisture meter before non-destructive test, allowing the wood MC to be estimated to be between 7 and 9%.

2.4. Non-destructive dynamic measurement

[24] showed that the Timoshenko's bending theory can be applied to determine the dynamic longitudinal modulus of elasticity (*MoE*) and the shear modulus (*G*) from the flexural vibration frequencies in free-free boundary condition. Indeed, they gave the following solution of the equation of motion of a vibrating beam at the first order:

$$\frac{MoE_{dyn-XW}}{\rho} - \frac{MoE_{dyn-XW}}{KG_{dyn-XW}} x_n = y_n \tag{1}$$

where

- *MoE_{dyn-XW}* is the longitudinal dynamic *MoE* when bending is performed edgewise or flatwise, "XW" being replaced by "FW" or "EW", respectively (Pa)
- ρ is the density (kg/m³)
- *K* is the shear factor (*K* = 5/6 for a rectangular cross-section)
- *G_{dyn-XW}* is the dynamic shear modulus when bending is in edgewise or flatwise direction, "XW" being replaced by "FW" or "EW", respectively (Pa)
- *x_n* and *y_n* are parameters depending on the vibrational mode frequency (see [24] for details).

By plotting *y_n* against *x_n* for different vibration modes, a linear regression allows to identify both the dynamic *MoE* and the shear modulus. The deviation of this equation is generally less than 1% if the length-to-depth ratio is between 10 and 20 from [24] (about 18 in the present work). Based on this theory, the BING device (Beam Identification by Non-Destructive Grading [25]) was used to test all the samples in flatwise (FW) and EW flexural vibrations, and to compute the *MoE_{dyn-EW}*, *G_{dyn-EW}*, *MoE_{dyn-FW}*, and *G_{dyn-FW}* as shown in Fig. 2. In this paper are presented the following parameters:

$\overline{MoE_{dyn-EW}}$, $\overline{G_{dyn-EW}}$, $\overline{MoE_{dyn-FW}}$ and $\overline{G_{dyn-FW}}$ mean values of respectively all the *MoE_{dyn-EW}*, *G_{dyn-EW}*, *MoE_{dyn-FW}*, and *G_{dyn-FW}* values of the population. Indicated in the Eq. (1), solution of the equation of a vibrating beam, the density was required to compute the parameter to identify, and it has to be measured for each beam. Concerning the volume calculation for each beam, height and width dimensions are the means of a 3 different location measuring points performed with a calliper, at both extremes and at the centre of the beam. The accuracy of these two dimensions was +/- 1 mm. The width value was very broadly sensitive to the variability of the thickness of the veneers. The length was measured

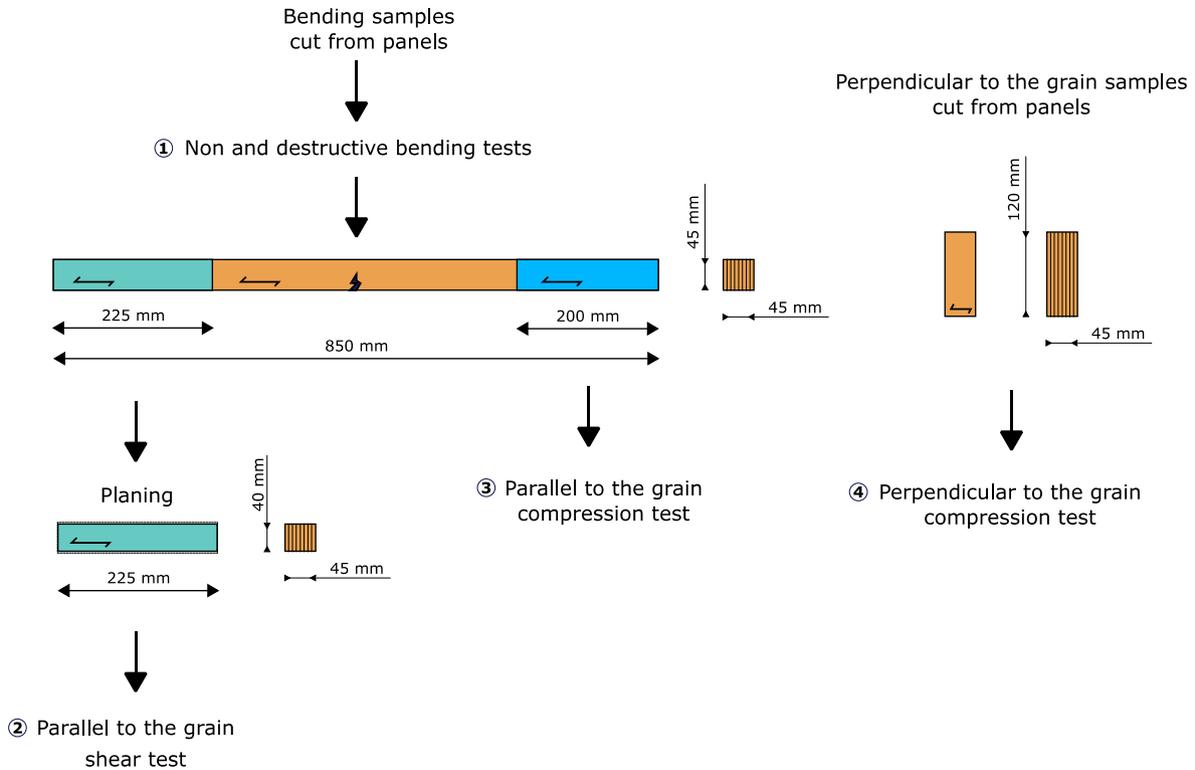


Fig. 1. Cutting samples scheme.

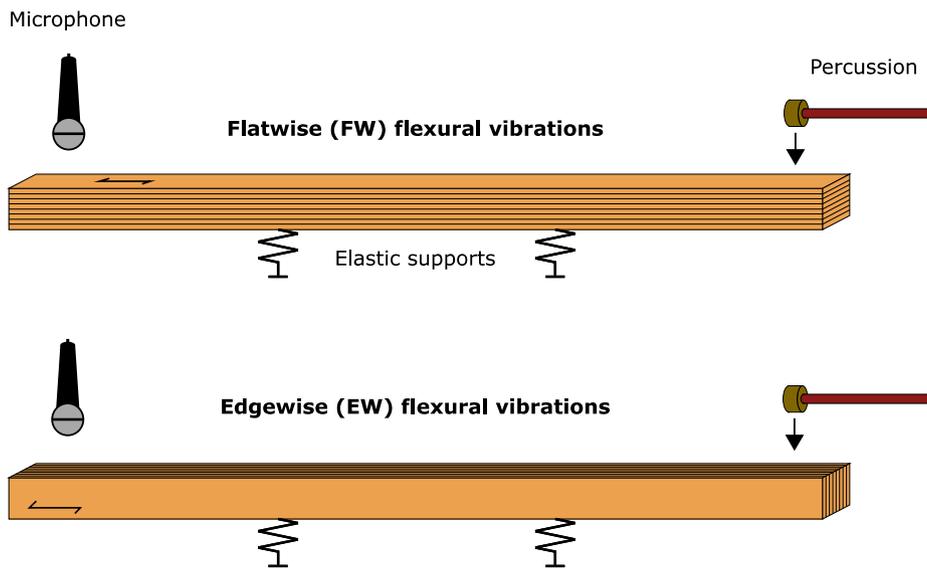


Fig. 2. Beam Bing method testing configurations.

with a measuring tape, with a precision of ± 1 mm. Mass were measured with a numerical balance with a precision of 0.1 g. Since the density ρ of each beam was measured, $\bar{\rho}$, mean value of all the ρ of the population was computed for Douglas-fir heartwood (DfH), Douglas-fir sapwood (DfS) and Kerto[®] S (KS).

2.5. Destructive tests

2.5.1. Bending test set up

After non-destructive testing, a four-points bending test has been performed on every specimen based on the EN 14374 standard [9]. A distance equal to 810 mm, as 18 times the specimen height between the lower supports, was set, as shown in Fig. 3.

The distance between the loading head and the nearest support (a) was set to 285 mm, which is 6.33 times the height, in order to prevent possible shear failures. All the specimens were tested in EW direction only. This choice was made to guaranty a sufficient number of successful bending tests in this direction which is the one used for LVL as slender flexural product. Besides, this test configuration presents two advantages for a fair comparison of the material properties: all the plies are subjected substantially to the same mechanical loading, and the glue joints between plies are much less subjected to stresses than in FW bending.

The four-points bending tests were made with a dedicated testing machine composed of an electric actuator, equipped with a 100 kN load sensor, and a global deflection rotary potentiometer

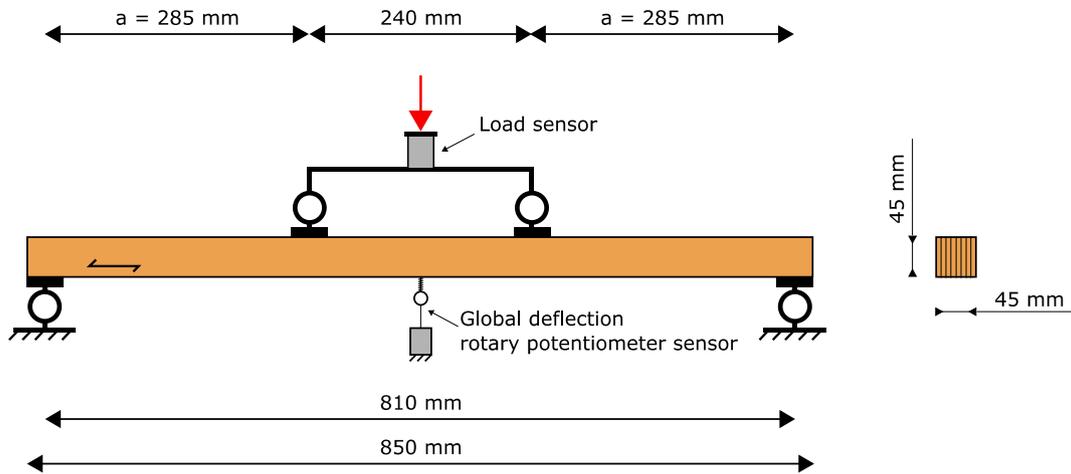


Fig. 3. 4-points bending test arrangement.

sensor. The upper and lower supports were made by 4 cm wide metal plates, fixed on pivot allowing the rotation of the beam supports.

The maximum bending stress (σ_m) was calculated according to the Eq. (2).

$$\sigma_m = \frac{aF_{m,max}h}{4I_{Gz}} \quad (2)$$

where

- $F_{m,max}$ is the maximum bending effort given by the load sensor (Newton)
- a is the distance between a loading point and the nearest support (mm)
- h is the beam height (mm)
- I_{Gz} is the moment of inertia for a rectangular cross section beam (mm^4) defined as $I_{Gz} = \frac{bh^3}{12}$

The 5th percentile values were calculated according to the method given in EN 14358 standard [26], as recommended in EN 14374 standard [9]. The hypothesis of logarithmic normal or normal distribution has been validated also regarding in EN 14358 standard [26]. Finally, the following parameters were computed: $\overline{\sigma_m}$, mean value of all the σ_m values of the population, and $\sigma_{m,5th}$, the 5th percentile value for DfH, DfS and KS. Since the density of each beam was measured, the $S\sigma_m$ specific value was calculated, quotient between σ_m and density ρ , in order to discuss the influence of density on material performance. Finally, $\overline{S\sigma_m}$, mean value of all the $S\sigma_m$ of the population, were computed for DfH, DfS and KS.

In this study, the global MoE was used to quantify the stiffness. Although the EN 384 [27] standard provides a formula for adjusting the global modulus of elasticity MoE to the modulus of elasticity parallel to the grain E_0 , this applies to solid wood, and not for LVL. Then, the global MoE itself was calculated according to EN 408 + A1 standard [28] by the Equation (3).

$$MoE_{g-EW} = \frac{(3al^2 - 4a^3)(F_2 - F_1)}{48I_{Gz}(V_2 - V_1)} \quad (3)$$

where

- a is the distance between a loading position and the nearest support in a bending test (mm),
- b is the beam width (mm),

- l is the beam length supports (mm)
- $(F_2 - F_1)$ is the increment of load on the linear regression with a correlation coefficient of 0.99 or better (Newton),
- $(w_2 - w_1)$ is the increment of deformation corresponding to $F_2 - F_1$, measured by the local deflection LVDT sensor (mm),
- $(V_2 - V_1)$ is the increment of displacement measured by the rotary potentiometer corresponding to $F_2 - F_1$ (mm).

Finally, $\overline{MOE_{g-EW}}$, mean value of all the MOE_{g-EW} values of the population and $\overline{SMOE_{g-EW}}$, mean value of all the MoE_{g-EW} specific values ($SMOE_{g-EW}$) were both computed for DfH, DfS and KS.

2.5.2. Parallel to the grain EW shear test set up

Shear tests were made with a universal testing machine, which loads the samples by uniaxial compression. The whole shearing test set-up is described in Fig. 4. It was composed of a frame and a crosshead, which provide a maximal load capacity of 250 kN. For parallel to the grain EW shear tests, the set up used was taken

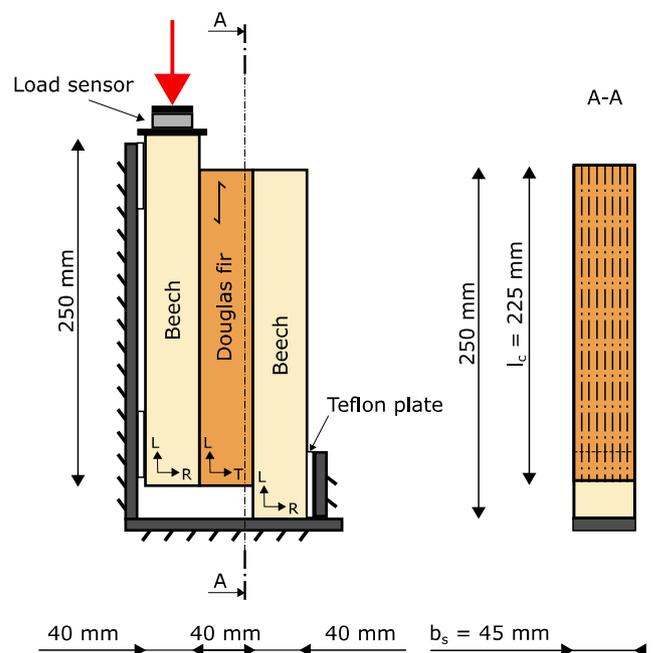


Fig. 4. Scheme of shear test arrangement.

from the EN 789 standard [23]. Originally designed for planar shear properties testing, the work-holding device and test specimen principle were here used for shear testing in EW plane. The major disadvantage of the asymmetric specimen shape is the eccentricity of the applied load generated. This leads to a slight parasitic bending moment in the proof body. A work-holding device was therefore necessary to minimize this phenomenon. It was made up of 2 orthogonal metallic plane elements, providing plane support for the two elements made up by beech. The specimen was stopped in translation in a plane perpendicular to the loading direction by an adjustable stop held in place by clamp screws, tightened upon contact with the test body. PTFE plates were in use to reduce the friction between the work-holding device and the specimen during the loading. The whole shearing test set-up is described in Fig. 4. Two 250 mm × 45 mm × 45 mm beech elements have been prepared to replace the steel plates advised in the standard (but not mandatory). This species was chosen for its excellent stiffness in the RL plan and superior to the intended strength range for the species tested. The glue used to bond the beech elements to the specimen is a white vinyl glue. The surfaces of beech elements were planed down and double-gluing technique was operated to maximize the quality and strength of the bonding. In accordance with the manufacturer's requirements, a pressure of 1 MPa was applied by a mechanical press during a minimum of 6 h, and a curing time of at least 48 h was performed for each specimen.

Maximum parallel to the grain EW shear stress was calculated according to the Eq. (4).

$$\sigma_{v,0} = \frac{F_{v,0,max}}{l_s b_s} \quad (4)$$

where

- $F_{v,0,max}$ is the maximum parallel to the grain shear effort given by the load sensor (Newton)
- b_s is the width of the LVL test specimen (mm)
- l_s is the length of the LVL test specimen (mm)

Finally, the following parameters were computed: $\overline{\sigma_{v,0}}$, mean value of all the $\sigma_{v,0}$ values of the population, and $\sigma_{v,0,5th}$, the 5th percentile value for DfH, DfS and KS.

2.5.3. Parallel compression test and perpendicular to the grain EW compression test set up

Compression tests were made with the same universal testing machine than the previous part. To perform parallel and perpendicular to the grain compression test, 2 parallel-plane bearing plates were used. The maximum parallel to the grain compressive stress was calculated according to the Eq. (5).

$$\sigma_{c,0} = \frac{F_{c,0,max}}{A} \quad (5)$$

where

- $F_{c,0,max}$ is the maximum parallel to the grain compressive effort given by the load sensor (Newton)
- A is the cross-sectional area (mm²)

And the maximum perpendicular to the grain compressive stress was calculated according to the Eq. (6).

$$\sigma_{c,90} = \frac{F_{c,90,max}}{A} \quad (6)$$

where

- $F_{c,90,max}$ is the maximum perpendicular to the grain compressive effort given by the load sensor (Newton), determined using 1% deformation offsetting slope process from EN 408 + A1 standard [28]

Finally, the following parameters were computed: $\overline{\sigma_{c,0}}$, mean value of all the $\sigma_{c,0}$ values of the population, and $\sigma_{c,0,5th}$, the 5th percentile value, $\overline{\sigma_{c,90}}$, mean value of all the $\sigma_{c,90}$ values of the population, and $\sigma_{c,90,5th}$, the 5th percentile value, for DfH, DfS and KS.

3. Results and discussions

All along the paper, the results are presented in tables according to the formality presented in Table 3.

A Tukey HSD test has been performed to compare average mechanical properties relative to each other. Populations submitted to an HSD test (Tukey method) are signalled in the following tables by a letter. Lowercase letters are used when the test was performed on specific values; capital letters are used on raw values.

3.1. Elastic bending properties

Table 4 shows the results of the vibratory and destructive tests (test n°1 in Fig. 1) in terms of dynamic MoE in EW and FW bending and global MoE in EW bending for each beam. Specific modulus SMOE was calculated for each case.

MOE_{g-EW} measured in destructive EW bending tests showed good similarities in observed trends with MOE_{dyn-EW} , both in relative gaps between means and coefficients of variation. However, it is noted that MOE_{g-EW} mean values were systematically lower than MOE_{dyn-EW} . This could be explained because no correction in the global MoE formula including shear deformations between upper and lower supports has been applied as it is done for sawn timber according to EN 384 standard. The observed systematic difference was not particularly surprising, since the measurement of MoE is actually a complex subject for a heterogenous material as wood. The interested reader can refer to [29] for more details on the subject. Other factors are also involved, such as compression in support areas in destructive test.

In terms of $\bar{\rho}$, a difference of about 51 kg/m³ was notable between DfH (544 kg/m³) and DfS (595 kg/m³). This is a finding that has already been made in previous works [30]. A variation in pith-to-bark density confirming this trend was also observed on Douglas-fir from New-Zealand in the work of [31 32]. A differentiated mature wood/juvenile wood effect could be a very likely cause. The density of KS was measured at 525 kg/m³. This mean value was indeed lower than the measured mean densities of Douglas-fir, which was expected for a product made from Norway spruce. Yet, it was 15 kg/m³ higher than the $\bar{\rho}$ of 510 kg/m³ provided by the manufacturer [33] for 12% MC. As the MC range measured in this study was strictly lower than this reference, lower

Table 3
Property table architecture.

Experimental results		
French Douglas fir heartwood LVL (DfH)	French Douglas fir sapwood LVL (DfS)	Norway spruce LVL Kerto® S (KS)
Value (CoV %) XX	Value (CoV %) XX	Value (CoV %) XX
Relative difference of DfH compared to DfS %	Relative difference of DfS compared to KS %	
Relative difference of DfH compared to KS %		

Table 4
Density, dynamic and global MoE properties.

Test	Loading direction	Property	Statistical indicators	Experimental results		
				French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
Non-destructive test	Flexural FW	Density ρ (kg/m ³)	Mean (CoV %)	544 (4) B – 8.6% + 3.7%	595 (5) A + 13.4%	525 (3) C
		MoE _{dyn-FW} (GPa)	Mean (CoV %)	13.7 (11.8) D – 15.9% – 11.3%	16.3 (9.2) AB + 5.4%	15.4 (7.7) C
	Flexural EW	SMoE _{dyn-FW} (Mm ² .s ⁻²)	Mean (CoV %)	25.1 (9.8) d – 8.1% – 14.5%	27.3 (7.4) c – 7.0%	29.4 (5.9) ab
		MoE _{dyn-EW} (GPa)	Mean (CoV %)	13.2 (10.3) D – 20.4% – 11.9%	16.5 (8.2) A + 10.7%	14.9 (7.8) C
Destructive test	Flexural EW	SMoE _{dyn-EW} (Mm ² .s ⁻²)	Mean (CoV %)	24.2 (9.0) d – 13.0% – 15.0%	27.8 (6.7) c – 2.3%	28.5 (6.0) abc
		MoE _{g-EW} (GPa)	Mean (CoV %)	12.3 (11.1) E – 20.8% – 14.0%	15.5 (8.0) B + 8.6%	14.2 (6.8) C
	Flexural FW	SMoE _{g-EW} (Mm ² .s ⁻²)	Mean (CoV %)	22.6 (9.7) e – 13.3% – 16.8%	26.0 (5.8) c – 4.1%	27.1 (5.1) b
		MoE _{g-FW} (GPa)	Mean (CoV %)	12.3 (11.1) E – 20.8% – 14.0%	15.5 (8.0) B + 8.6%	14.2 (6.8) C

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey HSD test).

densities would have been expected. Consequently, this difference can be attributed to Norway Spruce provenance itself.

MoE_{dyn-EW} value of 14.9 MPa found for the KS is consistent with the 13.8 MPa provided by the manufacturer, according to the respective MCs and considering the higher mean density.

According to the Tukey’s HSD test, there was no significant difference between MoE_{dyn-FW} and MoE_{dyn-EW} for DfH, DfS and KS at 5% level: the stiffnesses were the same in both bending directions on average, as expected for a random repartition of the defects. The CoV were, however, higher for MoE_{dyn-FW}, may be due to the preponderant influence of edge veneers on stiffness on FW. Indeed, in EW bending, each layer can be considered as independent, allowing the global stiffness of the material to be determined as the sum of the stiffness of each veneer. In contrast, in FW bending, the positioning of each veneer has a much greater influence on the overall mechanical properties because each layer is subjected to different stress rates, depending on whether it is placed near the neutral fibre or on the edges. This phenomenon has already been studied in [34]. Therefore, the quality of exterior veneers has a strong impact on MoE. For DfH and DfS LVL, the lack of optimization of veneer location therefore implied a greater variability of stiffness in FW than in EW direction (11.8% vs 10.3% for DfH, 9.2% vs 8.2% for DfS). For KS, Metsä Wood Corp. has sorting specifications for face veneers for its Kerto® products, limiting knot size and minimizing the number of defects per unit volume [35]. The results of this study show that CoV in FW and EW were almost identical (7.7% vs. 7.8%). The influence of the quality of face veneers is therefore a very compelling explanation.

In EW and FW bending configurations, the KS MoE_{dyn} mean values were systematically included between a DfS and DfH mean values, respectively the superior and inferior limits. To make hypotheses about the cause of this trend, the calculation of the specific moduli SMoE_{dyn} allows to observe material stiffness by removing the effect of the density. As a result, the hierarchy of the materials according to their stiffness changes. The KS was systematically placed at the top of the range in terms of specific modulus (in FW, the relative difference between DfS and KS decreases from + 5.4% to – 7.0%). DfH retained lower performances than DfS, but the difference was reduced by its lower density than DfS

(544 kg/m³ versus 595 kg/m³). Particularly in EW position, the relative difference went from – 20.4% to – 13.0% for specific value. Density has obviously a significant effect on the stiffnesses, explaining partly the differences between heartwood (juvenile wood effect) and sapwood of Douglas-fir wood, and also KS.

The remaining gap of performance between DfH and DfS could be explained partly by a difference in terms of size and number of knots per unit of volume. The presence of knots implies a higher local grain angle variation, which decreases the global material stiffness according to the global grain direction of the veneers. In the literature, higher number of knots was observed in DfH close to the pith [36] than towards the periphery of the tree, where DfS is located but where a greater diameter is observed. In this study, 64% of DfS veneers were sorted as Q2 quality vs 77% for DfH. This can explain why are more important for DfH than DfS: the hypothesis behind this phenomenon is a direct dependence of modulus on wood defects.

The obtained MoE_{dyn} values were relatively high, corresponding, on the basis of structural timber grades of EN 338, to the stiffness of classes C35 (E_{m,0,mean} of 13.0 GPa), C50 (16.0 GPa) and C40 (14.0 GPa) for DfH, DfS and KS, respectively [37]. This being higher or at least equal to the highest sawn timber grades currently used in structural applications. According to Table 5 from [38], the mean stiffness values determined in the destructive test of this study are consistent with what already exists in the literature. DfS was within the range of stiffnesses measured for Douglas-fir LVL, while DfH was lower, but remained in a range of already measured values. As a result, the obtained MoE for LVL made of large French

Table 5
Literature Douglas-fir LVL global MoE mean values.

	Raw material quality	EW (GPa)	FW (GPa)
Jung (1982)	Low to High	15.5–19.2	15.4–19.3
	Random	17.6	16.6
Kunesh (1978)	C and D	15.9	16.1
Kretschmann and others (1993)	/	9.0–12.8	9.0–13.7
Hesterman and others (1992)	/	15.3	

Douglas-fir seem promising, and may excel the values needed for structural design.

3.2. Bending strength

The calculated maximum stresses, result of destructive bending tests (test n°1 in Fig. 1), are presented in this part and summed up in Table 6.

Concerning $\bar{\sigma}_m$, DfS and KS were not significantly different (respectively 74.2 MPa and 73.5 MPa), while DfH was almost one-third less resistant (49.7 MPa). A smaller knottiness can explain this result because it can reduce the probability of a weakening knot in a volume of beam that can prematurely initiate the failure phenomenon. As a result, this tend to favour DfS over DfH. A collateral effect to greater knottiness in a material is a larger CoV in strength results. Indeed, this increases the probability of interlayer overlapping of knots, favouring low-stress failure, but some specimen can still also present high-stress failure. This effect of knots overlay in Douglas-fir materials due to the lack of optimization of defect distribution in the multi-layers induces low $\bar{\sigma}_m$ and large CoV, which highly impacts the 5th percentile value. Indeed, the difference in $\sigma_{m,5th}$ between the DfS and DfH was important (DfS value was 2 times higher than DfH). DfH, exhibited $\sigma_{m,5th}$ value of 32.9 MPa, compared to 55.2 MPa for DfS, and 60.8 MPa for KS.

A calculation of the specific maximum stress, $\bar{S}\bar{\sigma}_m$ mean values was performed. Between DfS and KS, the difference between mean values increased from + 0.9% in $\bar{\sigma}_m$ to -11.1% in $\bar{S}\bar{\sigma}_m$ but between DfS and DfH, the difference went from - 33.0% mean value to - 28% specific mean value. This allows to notice that density did not explain differentiated behaviour at failure between DfH and DfS LVL.

It should be noticed that, given the low height of the beams tested (45 mm) and the known existence of size effects, this study does not allow for a formal conclusion on the results of strengths to be used in structural design, but it draws trends in terms of maximum stresses and relative differences between materials. Indeed, a difference of - 40.4% between DfH and DfS is observed. The calculated 5th percentile value of maximum stress of DfH is comparable to a C24 class, by recalculating its resistance (30.97 MPa) for a height of 45 mm and taking into account the test configuration via the 2 adjustment factors (k_h of 1.27 and k_l of 1.01) given by EN 384 [27]. Although being lower than other LVL products, the 5th percentile strength value of DfH LVL would seem sufficient for structural purpose. As a result, the obtained strength seems interesting, especially considering the quality of the wood in use, because if the same wood material has been sawn, it would likely not had fulfilled the strength grading requirements for structural use (because of knots localized in the same region inducing high stress concentrations).

Table 6
Maximum stresses measured by bending test.

Property	Statistical indicators	Experimental results		
		French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
σ_m (MPa)	Mean (CoV %)	49.7 (21.9) B -33.0% -32.5%	74.2 (14.2) A +0.9%	73.5 (10.1) A
	5th percentile	32.9 -40.4% -45.9%	55.2 -9.2%	60.8
$S\sigma_m$ (Mm ² .s ⁻²)	Mean (CoV %)	0.090 (24.073) c -28.0% -36.0%	0.125 (12.678) b -11.1%	0.140 (9.420) a

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey HSD test).

3.3. Shear properties

3.3.1. Shear moduli

Table 7 shows the results of the vibratory test (test n°1 in Fig. 1) in terms of dynamic shear modulus measured in EW and FW bending for each beam.

Regardless of the species, \bar{G}_{dyn} were systematically higher in EW than in FW position (+15.0% for DfH, + 15.8% for DfS, + 18.8% for KS). For KS, this hierarchy is consistent with data provided by Metsä Wood Corp. in [21] with a $G_{0,EW,mean}$ of 600 MPa and a $G_{0,FW,mean}$ of 380 MPa. It is the result of intrinsic shear stiffness properties of the Norway spruce species, which differ according to the direction of orthotropy considered in the tree. The shear modulus measured in FW bending involves a stiffness property in the radial-longitudinal plan whereas the one arising from EW bending involves a stiffness property in the tangential-longitudinal plan. On the contrary to Norway spruce, the hierarchy between G_{RL} and G_{TL} shear moduli for Douglas-fir clear wood differ according to sources [39–38]. In this study for which wood with important defects was in use, a \bar{G}_{dyn-EW} greater than \bar{G}_{dyn-FW} was observed.[40] had pointed out that veneer lathe checks should penalize more LVL shear moduli in EW than in FW direction, but this did not appear in this results.

The same trend as for MoE remains for the CoV of \bar{G}_{dyn} values by species: highest for DfH and lowest for KS, again demonstrating the influence of resource variability. The shear moduli of the Douglas-fir were found to be much superior to KS (15.1% on EW). Again, this relies to the intrinsic stiffness properties of the species. However, DfH and DfS shear moduli were not significantly different, and much superior to KS one (+19% on FW and + 14% on EW). By calculating the specific values of the shear moduli, DfH values became significantly higher than DfS and KS. This behaviour may be explained by the greater presence of larger knots that deflect the fiber orientation, which could actually improve the shear stiffness of DfH against DfS.

Therefore, it appears that the variation in values between species and between DfH and DfS was multifactorial, which had already been mentioned by [41]. This potentially depends on lathe checks characteristics (frequency and depth), proportion and size of knots, and the effect of growth rings [42], which limits the interpretation of these results. However, it is clear that these Douglas-fir LVL samples present very good shear stiffness properties, comparable at least to a EN338 C30 class [37] (G_{mean} of 750 MPa) when loaded in FW as in EW direction.

3.3.2. Parallel to the grain ew shear strength

The measured maximum shear stresses ($\bar{\sigma}_{v,0}$) obtained in the parallel to the grain EW shear tests (test n°2 in Fig. 1) are presented in Table 8. For shear and compression strength results, specimen mass was not measured, which not allow to show specific values.

Table 7
Dynamic shear modulus.

Position	Property	Statistical indicators	Experimental results		
			French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
Flexural FW direction	G _{dyn-FW} (MPa)	Mean (CoV %)	789 (18) B −0.5% +17.5%	793 (13) B +18.1%	671 (10) C
	SG _{dyn-FW} (Mm ² .s ^{−2})	Mean (CoV %)	1.45 (17.73) b +8.8% +13.3%	1.33 (10.86) c +4.1%	1.28 (8.54) c
Flexural EW direction	G _{dyn-EW} (MPa)	Mean (CoV %)	907 (17) A −1.2% +13.8%	918 (10) A +15.1%	797 (8) B
	SG _{dyn-EW} (Mm ² .s ^{−2})	Mean (CoV %)	1.67 (15.60) a +8.2% +9.5%	1.54 (7.78) b +1.3%	1.52 (8.75) b

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey DHS test).

All $\overline{\sigma_{v,0}}$ means for all three tested LVLs were not significantly different between them (at 5% level). The same remark as for shear modulus applies here for the absence of difference between DfH and DfS mean shear strength: this behaviour is difficult to interpret and is certainly multifactorial, the variation in knotiness between the materials in this study notably not being identified. In terms of 5th percentile values, DfH mean value is like other mechanical properties penalized by a higher CoV than the KS one, which results in lower 5th percentile values.

In the literature, [17] present a comparable Douglas-fir mean value of 5.38 MPa (CoV of 20%) with EW parallel to the grain shear test for a Douglas-fir LVL classified as low quality, manufactured in Canada with no distinction between sapwood and heartwood. Likewise, a mean value of 5.90 MPa is found in [18] for North American interior Douglas-fir. Based on the results of these tests, DfH is comparable to a C20 class ($f_{v,0,k}$ of 3.6 MPa). If it appears to be an issue, this could be managed by the use of cross layers which increase EW shear strength as in some existing industrial products [43]. DfS would correspond to all classes beyond C24 class ($f_{v,0,k}$ of 4.0 MPa) [37], which is quite remarkable. It can be noticed there is a 5th percentile strength value of 4.25 MPa for KS very close to the 4.2 MPa given by the manufacturer by EN 408 test.

3.4. Compression strength

Two tests were performed to characterize the LVL materials: parallel and perpendicular to the grain compression. Only the strengths were measured in these destructive tests (displacements were not measured on the samples).

3.4.1. Parallel to the grain compression strength

Strength results (test n°3 in Fig. 1) are presented by values in Table 9.

Table 8
Parallel to the grain edgewise shear strengths.

Property	Statistical indicators	Experimental results		
		French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
$\sigma_{v,0}$ (MPa)	Mean (CoV %)	5.33 (16.5) A −3.0% +0.7%	5.50 (13.2) A +3.8%	5.30 (10.0) A
	5th percentile	3.62 −11.6% −14.8%	4.10 −3.7%	4.25

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey DHS test).

The $\overline{\sigma_{c,0}}$ value for DfS was higher than DfH one (54.2 MPa versus 46.9 MPa), but not significantly different from KS (52.6 MPa) at 5% level. The CoV were still much more important for Douglas-fir, especially for DfH, which had a $\sigma_{c,0,5th}$ of 33.3 MPa. The DfH mean value was close from North American interior Douglas fir mean value of 48.27 MPa in [18]. DfS and KS remained very close together (respectively 46.0 MPa and 47.0 MPa). Logically, it is noted that these trends were very similar to what can be observed with the results of bending strength presented before. The higher CoV of DfH compared to DfS could probably also be explained by the fact that DfH contains both juvenile and mature wood. Since density plays a major role in compressive strength, this has the effect of making a high CoV. The general higher knotiness of Douglas-fir compared to spruce may also explain why, despite a higher density, DfS only slightly exceeds KS. However, the compression strength values found for Douglas-fir are very promising since they were over all classes presented in EN 338 [37] (C50 to $f_{c,0,k}$ of 30 MPa).

3.4.2. EW perpendicular to the grain compression strength

Strength results (test n°4 in Fig. 1) are presented by values in Table 10.

The $\overline{\sigma_{c,90}}$ values for DfH and KS (respectively 7.13 MPa and 7.70 MPa) were not significantly different at 5% level. DfS $\overline{\sigma_{c,90}}$ value was much higher than the other ones (9.24 MPa), but had a very large CoV. The DfH mean value was close from North American interior Douglas fir mean value of 7.03 MPa in [18]. As explained before for perpendicular to the grain compression strength, it could be assumed that the mature wood/juvenile wood in DfH induced this larger CoV. Relative gaps between Douglas-fir and KS are less than those calculated for parallel to the grain compression, which may potentially be due to a reinforcing effect of the nodes in the perpendicular to the grain direction. This has the effect of ranking it between DfH and KS in terms of 5th per-

Table 9
Parallel to the grain compression strengths.

Property	Statistical indicators	Experimental results		
		French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
$\sigma_{c,0}$ (MPa)	Mean (CoV %)	46.9 (15.2) B −13.5% −10.8%	54.2 (8.1) A + 3.0%	52.6 (5.6) A
	5th percentile	33.7 −26.8% −28.3%	46.0 −1.9%	47.0

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey HSD test).

Table 10
Perpendicular to the grain compression stresses.

Property	Statistical indicator	Experimental results		
		French Douglas fir heartwood LVL	French Douglas fir sapwood LVL	Norway spruce LVL Kerto® S
$\sigma_{c,90}$ (MPa)	Mean (CoV %)	7.13 (15.3) B −22.9% −7.5%	9.24 (19.5) A +20.0%	7.70 (7.7) B
	5th percentile	5.13 −12.9% −21.4%	5.89 −9.8%	6.53

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p-value = 5% (ANOVA and Tukey DHS test).

centile values. For KS, the $\sigma_{c,90,5th}$ of 6.53 MPa is very close to the reference value $f_{c,90,EW,k}$ of 6 MPa provided by the supplier in [21]. One hypothesis to explain the good results of Douglas-fir LVL could be its greater thickness of latewood in comparison with Norway Spruce [44]. This characteristic thus implies a greater proportion of tracheids of smaller diameter and greater thickness than in earlywood, which is particularly beneficial to the performance in this loading. The performance of DfH and DfS in compression perpendicular to grain was again well above all the classes presented in EN 338 [37] (the C50 characteristic value $f_{c,0,k}$ is 3.2 MPa), which leads to a very good ranking of the Douglas-fir LVL's EW compression behaviour when compared to the structural requirements.

4. Conclusions

This paper is the first to deal with the valorization of large French Douglas-fir into a LVL material and the comparison of its mechanical characteristics with its high-performance North American counterparts, European Norway spruce LVL, or structural sawn timber. It provides a good insight into French Douglas-fir LVL mechanical properties, but it should be kept in mind in the interpretation of the results that (1) the specimens were of smaller size than the reference width of the European standards, (2) the specimen came from a semi-industrial process, (3) the sampling was chosen to be as representative as possible of the french resource but was still not comparable to an industrial production. However, considering there is no LVL Douglas production in Europe, this sample is really large for a first scientific approach.

The LVL material produced from heartwood of these Douglas fir trees showed high shear and compressive properties, but the bending properties were significantly lower than an industrial LVL product obtained from Norway spruce (Kerto® S) tested in the same conditions: the 5th percentile bending stress was 32.5% lower and the mean MoE was 11.9% lower in EW direction. However, these bending properties are compatible with structural purposes (32.9 MPa of 5th percentile bending strength for a 45 mm thick beam). This result is especially interesting, considering the fact that the strength grading of Douglas-fir sawn timber generally leads to low yields, thus more added value could be obtained with LVL products than sawn products from the same resource [45]. It is

also worth reminding that this product would exhibit natural durability allowing its usage for specific applications for which there would be no other LVL product competitor on the market.

Apart from the shear properties, significant differences in mechanical properties (stiffness and strength) were observed between the Douglas-fir LVL made of sapwood and the one made of heartwood. These differences can be explained by the higher density and lower number of knots of sapwood *i.e.*, wood far from the pith. The LVL product made from sapwood of Douglas-fir had measured mechanical properties that exceeded or competed with industrial Norway spruce LVL. As a result, this material could be of high interest when the natural durability is not a criterion, thus for the same current applications as Norway spruce LVL (structural purpose inside buildings).

Sapwood showed high strengths although generally having CoV slightly higher than Kerto® S. Regarding heartwood, higher dispersions were observed. This was expected in a material where the probability of interlayer knot overlap is increased for a wood material with more knots per unit volume. This dispersion could be reduced by a proper sorting of the veneer, which can be imagined on a peeling line equipped of non-destructive measurement devices.

CRediT authorship contribution statement

Robin Duriot: Conceptualization, Investigation, Validation, Formal analysis, Writing - original draft, Visualization. **Francisco J. Rescalvo:** Conceptualization, Investigation. **Guillaume Pot:** Conceptualization, Methodology, Supervision, Writing - review & editing, Validation. **Louis Denaud:** Supervision, Writing - review & editing. **Stéphane Girardon:** Supervision, Writing - review & editing. **Remy Frayssinhes:** Investigation.

Declaration of Competing Interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

Acknowledgements

This study is funded by the region of Burgundy Franche-Comté, France Douglas, Thebault Group and the Spanish COMPOP Timber project (No. BIA2017-82650-R). This work was completed thanks to the Technical Platform Xylomat, subsidized by ANR-10-EQPX-16 XYLOFOREST. Thanks to Florent Aparé for his investment in the experimental task during his Master project period.

References

- [1] IGN, 'La forêt plantée en France: état des lieux', 2017. https://inventaire-forestier.ign.fr/IMG/pdf/if40_plantations.pdf (accessed Oct. 29, 2020).
- [2] 'Le Douglas – 2. Ressource', France Douglas. <https://www.france-douglas.com/le-douglas/ressource.html> (accessed Oct. 29, 2020).
- [3] 'Importance et rôles des gros et très gros bois en France', Pro Silva, 2012. <https://prosilva.fr/img/fichiers/etude-gros-bois-2011-v27.pdf>.
- [4] F. Mothe, R. Marchal, and W. T. Tatischeff, 'Heart dryness of Douglas fir and ability to rotary cutting: research of alternative boiling processes. 1. Moisture content distribution inside green wood and water impregnation with an autoclave', *Annals of Forest Science (France)*, 2000, Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=FR2000003808>.
- [5] R. Frayssinhes, S. Girardon, B. Marcon, L. Denaud, R. Collet, A Simple Method to Determine the Diffusivity of Green Wood, *Bioresources* 15 (Aug. 2020) 6539–6549, <https://doi.org/10.15376/BIORES.15.3.6539-6549>.
- [6] 'Les principales caractéristiques technologiques de 245 essences forestières tropicales – Douglas', *Tropix* 7, 2012. <https://tropix.cirad.fr/FichiersComplementaires/FR/Temperees/DOUGLAS.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [7] 'Le Douglas, un choix naturel pour la construction', France Douglas. <https://www.france-douglas.com/assets/components/francedouglas/images/mediatheque/catalogues/construction.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [8] R. Collet and L. Bleron, 'Perspectives de valorisation et de transformation du douglas en Bourgogne', *Forêt Entreprise*, vol. 188, pp. 27–31, Sep. 2009.
- [9] 'NF EN 14374 (mars 2005) : Structures en bois – LVL (Lamibois) – Exigences', 2005. <https://www.batipedia.com.rp1.ensam.eu/pdf/document/QTH.pdf#zoom=100> (accessed Mar. 25, 2019).
- [10] LVL Handbook Europe. Federation of the Finnish Woodworking Industries, 2019.
- [11] A. Ranta-Maunus, M. Fonselius, J. Kurkela, T. Toratti, *Reliability analysis of timber structures*, VTT Technical Research Centre of Finland (2001).
- [12] A. Ranta-Maunus, J. K. Denzler, and P. Stapel, 'Strength of European Timber. Part 2. Properties of spruce and pine tested in Gradewood project', p. 115, 2011.
- [13] 'Timber Design Guide 2007 – Timber Design'. <https://www.timberdesign.org.nz/design-aids/timber-design/timber-design-guide-2007/> (accessed Oct. 29, 2020).
- [14] H. Ido, H. Nagao, H. Kato, A. Miyatake, Y. Hiramatsu, Strength properties of laminated veneer lumber in compression perpendicular to its grain, *J Wood Sci* 56 (5) (Oct. 2010) 422–428, <https://doi.org/10.1007/s10086-010-1116-3>.
- [15] R. P. Vlosky, P. M. Smith, P. R. Blankenhorn, and M. P. Haas, 'Laminated Veneer Lumber: A United States Market Overview', *Wood and Fiber Science*, vol. 26, no. 4, Art. no. 4, 1994.
- [16] T. L. Laufenberg, 'Parallel-laminated veneer: processing and performance research review', *Forest Products Journal (USA)*, 1983, Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=US8295306>.
- [17] J. C. Bohlen, 'Shear strength of douglas-fir laminated-veneer lumber', *Forest products journal*, 1975, Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=US201302714341>.
- [18] N. D. Hesterman and T. M. Gorman, 'Mechanical properties of laminated veneer lumber made from interior Douglas-fir and lodgepole pine', *Forest products journal (USA)*, 1992, Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=US9327253>.
- [19] R. Frayssinhes, S. Stefanowski, L. Denaud, S. Girardon, B. Marcon, and R. Collet, 'Peel Veneer from Douglas-Fir: Soaking Temperature Influence on the Surface Roughness', Aug. 2019.
- [20] 'NF EN 635-3 (1995-07-01): Plywood. Classification by surface appearance. Part 3 : softwood.', 1995. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1244973?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [21] MetsäWood and P. O. Box, 'Declaration of performance – Kerto LVL S-beam – Structural Laminated Veneer Lumber', vol. N° MW/LVL/311-001/CPR/DOP, p. 3, 2019.
- [22] Francisco J. Rescalvo, Robin Duriot, Guillaume Pot, Antolino Gallego, Louis Denaud, Enhancement of bending properties of Douglas-fir and poplar laminate veneer lumber (LVL) beams with carbon and basalt fibers reinforcement, *Constr. Build. Mater.* 263 (2020) 120185, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120185>.
- [23] 'NF EN 789 (2005-04-01): Timber structures – Test methods – Determination of mechanical properties of wood based panels'. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1277070?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [24] L. Brancheriau, H. Bailleres, Natural vibration analysis of clear wooden beams: a theoretical review, *Wood Sci. Technol.* 36 (4) (Aug. 2002) 347–365, <https://doi.org/10.1007/s00226-002-0143-7>.
- [25] 'Non-destructive testing of wood'. <https://www.picotech.com/library/application-note/non-destructive-testing-of-wood> (accessed Oct. 29, 2020).
- [26] 'NF EN 14358 (2016-12-23): Timber structures – Calculation and verification of characteristic values'. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1413569?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [27] 'NF EN 384+A1 (2018-11-21): Structural timber – Determination of characteristic values of mechanical properties and density'. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1539784?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [28] 'NF EN 408+A1 (2012-09-01): Timber structures – Structural timber and glued laminated timber – Determination of some physical and mechanical properties'. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1401191?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [29] D. Gil-Moreno, D. Ridley-Ellis, and P. McLean, 'Using the rigth modulus of elasticity to get the best grades out of softwood timber species in Great Brintain', 2016, p. 9.
- [30] Fleur Longuetaud, Frédéric Mothe, Philippe Santenose, Ndiaye Diop, Jana Dlouha, Meriem Fournier, Christine Deleuze, Patterns of within-stem variations in wood specific gravity and water content for five temperate tree species, *Annals of Forest Science* 74 (3) (2017), <https://doi.org/10.1007/s13595-017-0657-7>.
- [31] S. Cardoso, H. Pereira, Characterization of Douglas-fir grown in Portugal: heartwood, sapwood, bark, ring width and taper, *Eur J Forest Res* 136 (4) (Aug. 2017) 597–607, <https://doi.org/10.1007/s10342-017-1058-z>.
- [32] Mark O. Kimberley, Russell B McKinley, David J. Cown, John R. Moore, Modelling the variation in wood density of New Zealand-grown Douglas-fir, *N. Z. J. For. Sci.* 47 (1) (2017), <https://doi.org/10.1186/s40490-017-0096-0>.
- [33] 'Kerto(R) LVL S-beam Datasheet', MetsäWood. <https://www.metsawood.com/global/tools/materialarchive/materialarchive/metsawood-kerto-s-french.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [34] S. Girardon, L. Denaud, G. Pot, I. Rahayu, Modelling the effects of wood cambial age on the effective modulus of elasticity of poplar laminated veneer lumber, *Annals of Forest Science* 73 (3) (Sep. 2016) 615–624, <https://doi.org/10.1007/s13595-016-0569-y>.
- [35] 'Kerto(R) manual LVL – Visual properties'. <https://www.metsawood.com/global/Tools/MaterialArchive/MaterialArchive/Kerto-manual-lvl-visual-properties.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [36] I. Robert Kliger, Mikael Perstorper, Germund Johansson, *Bending properties of Norway spruce timber. Comparison between fast- and slow-grown stands and influence of radial position of sawn timber*, *Annales des sciences forestières* 55 (3) (1998) 349–358.
- [37] 'NF EN 338 (2016-07-01): Structural timber – Strength classes'. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1413267?recordfromsearch=True> (accessed Oct. 29, 2020).
- [38] Forest Products Laboratory and United States Department of Agriculture, *Forest Service, Wood Handbook, Wood as an Engineering Material, General Technical Report FPL-GTR-190*, Madison, WI, 2010.
- [39] D. Guitard, *Mécanique du matériau bois & composites*, Cépaduès. (1987).
- [40] G. Pot, L. Denaud, and R. Collet, 'Numerical study of the influence of veneer lathe checks on the elastic mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made of beech', *Holzforschung*, vol. 0, Jan. 2014, doi: 10.1515/hf-2014-0011.
- [41] C.Y.C. Purba, G. Pot, J. Viguier, J. Ruelle, L. Denaud, The influence of veneer thickness and knot proportion on the mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made from secondary quality hardwood, *Eur. J. Wood Prod.* 77 (3) (May 2019) 393–404, <https://doi.org/10.1007/s00107-019-01400-3>.
- [42] F. Mothe, 'Aptitude au déroulage du bois de Douglas : conséquences de l'hétérogénéité du bois sur la qualité des placages', These de doctorat, Vandoeuvre-les-Nancy, INPL, 1988.
- [43] 'Kerto(R) LVL Q-panel Datasheet', MetsäWood. <https://www.metsawood.com/global/Tools/MaterialArchive/MaterialArchive/MW-KertoLVL-Qpanel-datasheet-FR.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [44] G. Nepveu and J.-L. Blachon, 'Ring width and its suitability for use in studies on the structure of several conifers : Douglas fir, Scots pine, maritime pine, Sitka spruce, Norway spruce, silver fir', 1989. <https://doi.org/10.4267/2042/26001>.
- [45] J. Viguier, D. Bourreau, J.-F. Bocquet, G. Pot, L. Bléron, J.-D. Lanvin, Modelling mechanical properties of spruce and Douglas fir timber by means of X-ray and grain angle measurements for strength grading purpose, *Eur. J. Wood Wood Prod.* 75 (4) (Jan. 2017) 527–541, <https://doi.org/10.1007/s00107-016-1149-4>.

2.4 Résultats complémentaires sur la compression transversale

Dans la continuité de cet article dédié à la caractérisation mécanique du produit LVL de gros bois de douglas, une phase expérimentale complémentaire centrée sur des essais de compressions transversales a été menée. La valeur caractéristique en résistance de 5.13 MPa déterminée pour le LVL de duramen de gros bois de Douglas, soit 21.5 % de moins que les 6.53 MPa du Kerto® S, est tout à fait compatible avec des exigences de construction, comme l'a montré la comparaison de ces valeurs avec les classes de sciages (norme EN 338) présentée dans l'article précédent. Il est aussi intéressant de pouvoir évaluer ses performances par l'intégration des plis croisés pour bénéficier de la souplesse de conception qu'apporte l'usage de placages plutôt que des sciages pour fabriquer un produit technique. Le Kerto® Q, proposé par Metsawood [84], présente notamment une excellente stabilité dimensionnelle et un bon comportement en compression transverse avec seulement 20 % de ses plis orientés à 90° [5].

2.4.1 Matériaux et méthodes

Des placages ont été déroulés à partir de bois locaux sur la dérouleuse instrumentée du LaBoMaP. Trois provenances ont été utilisées afin de constituer un lot initial de 60 placages, exclusivement de duramen, servant à la fabrication des panneaux :

- Provenance Chaulgnes Bertranges : Parcelle ONF en quatrième ou cinquième éclaircie, sol argilo siliceux, 48 ans environ.
- Provenance Ivoy le Pré : Coupe définitive, 60 ans, sol argileux, bois élagué régulièrement, éclaircie belle venue, aucun problème sanitaire
- Provenance Anost : Coupe rase, 55ans, sylviculture dynamique, arène granitique du Morvan, bon état sanitaire, bois élagués

Ces placages de 3 mm d'épaisseur ont été déroulés en utilisant les paramètres définis au LaBoMaP dans le cadre de l'étude France Douglas [82] mais sans l'usage de la barre de pression (angulaire et fixe sur la dérouleuse SEM 500 du LaBoMaP) afin de limiter les arrachements. La qualité des placages définit par rapport à leurs singularités est d'une importance prépondérante sur leur comportement mécanique. Ainsi, 2 classes, ont été déterminées parmi des placages exclusivement constitués de duramen.

- Une classe C1 : tri selon des critères visuels correspondant aux exigences de la Classe I de la norme EN 635-3. Les placages à très faibles défauts y sont assimilés.
- La classe C4 : tri selon des critères visuels correspondant aux exigences de la Classe IV de la norme EN 635-3. Les placages présentant une très forte nodosité sont notamment affectés à cette classe.

Deux types de panneaux ont ensuite été fabriqués pour chacune des classes, respectant chacun une séquence d'empilement particulière sur 15 plis inspirée des produits de la gamme Kerto :

2 - Caractérisation mécanique du LVL de gros Douglas

- Un empilement de placages symbolisé par l'indice L, dont les axes longitudinaux principaux ont tous été positionnés selon la même orientation. La séquence totale est $[0_{15}]$.
- Une séquence où un pli sur 5 a été orienté à 90° par rapport à l'axe principal du panneau, soit une désignation de la séquence totale $[0_2 / 90 / 0_4 / 90 / 0_4 / 90 / 0_2]$ symbolisée par l'indice C.

La Figure 30 illustrent ces informations croisées de classes de qualités et de séquences élémentaires d'empilement (5 plis) : (a) C1C, (b) C1L, (c) C4C, (d) C4L.

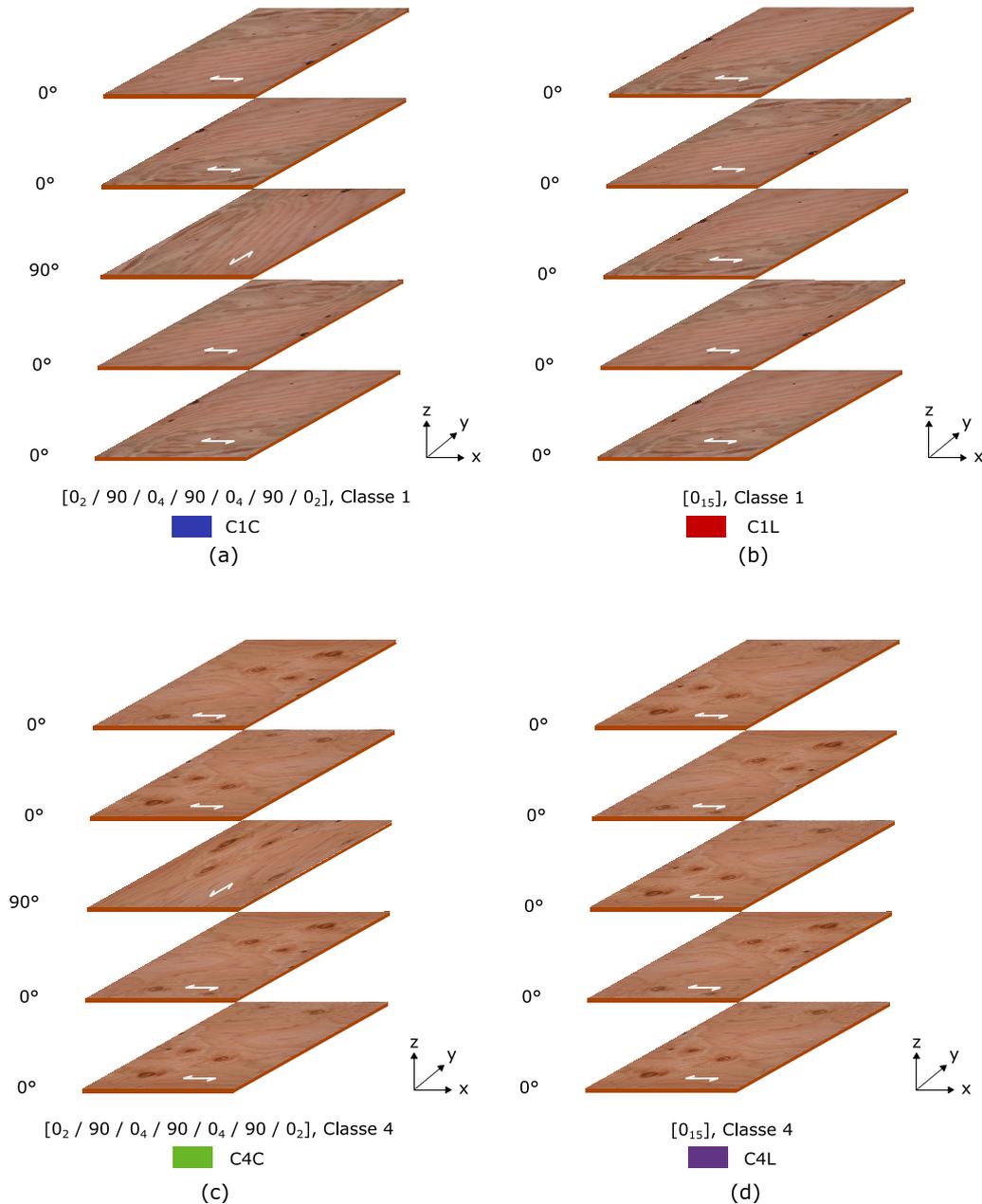


Figure 30. Séquence d'empilement des placages selon les classes de qualité sur les 5 premiers plis : Panneaux (a) C1C, (b) C1L, (c) C4C, (d) C4L

2 - Caractérisation mécanique du LVL de gros Douglas

Afin de limiter au maximum l'impact de facteurs influents sur la résistance du panneau, pour chaque placage placé dans les panneaux à plis croisés, un placage issu du même billon et le plus proche possible dans le ruban déroulé a été placé dans le panneau témoin sens pli croisé, à la même position en termes de numéro de pli. Une colle polyuréthane a été utilisée pour l'encollage effectué à la spatule selon un grammage proche de 200 g/m², comme illustré sur la Figure 31. Les panneaux ont ensuite été maintenus sous pression (1 MPa) en utilisant la presse hydraulique ORMA du LaBoMaP.

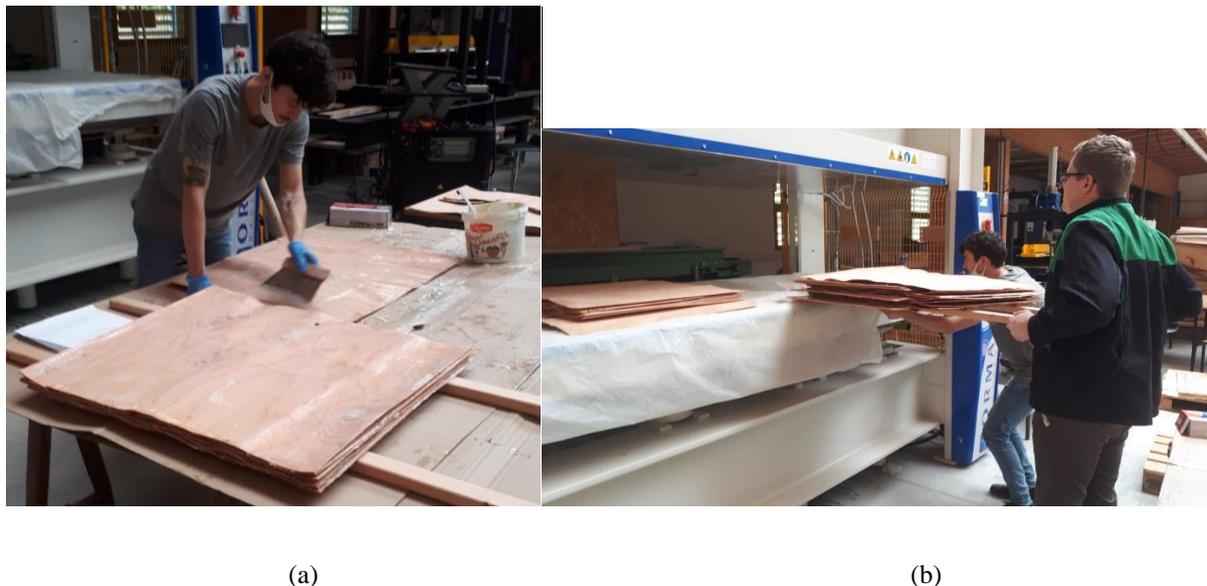


Figure 31. Fabrication de panneaux (a) encollage, (b) mise sous presse

Les éprouvettes ont été débitées, selon la section minimale de 70 mm × 45 mm exigée par la norme EN 408. La hauteur des éprouvettes de 90 mm a permis la fabrication de 30 échantillons par panneau qui ont été testés en compression sur la machine d'essai ZWICK. Le montage est constitué d'une enclume inférieure fixe et d'une enclume supérieure rotulée. La vitesse d'avance de la traverse a été adaptée de manière à respecter le temps d'essai imposé par la norme EN 408.

2.4.2 Résultats

Le Tableau 6 présente les résultats de la résistance, calculé à 1 % de déformation selon la préconisation de la norme EN 408. Un test de Tukey HSD à un niveau de confiance de 5 % a été effectué pour une comparaison statistique des résultats en résistance des éprouvettes de chaque panneau.

En premier lieu, le coefficient de variation apparaît très faible au sein d'un seul et même panneau. Cela confirme l'homogénéité du LVL ce qui constitue un avantage en comparaison des ordres de grandeur relatifs au bois massif. Sur les éprouvettes sans pli croisés [0₁₅], la différence de classe n'a pas impliqué de différence significative sur la résistance en compression transverse (respectivement 8.07 MPa vs 7.64 MPa). Le calcul des valeurs spécifiques permet d'exclure le rôle de la densité moyenne des placages dans cette tendance par des écarts entre échantillons sensiblement équivalents, comme le montre la Figure 32.

2 - Caractérisation mécanique du LVL de gros Douglas

Panneau	N	ρ_{moyen} (kg.m ⁻³)	$f_{c,90,chant}$ moyen (MPa)	Min (MPa)	Max (MPa)	CoV(%)	$f_{c,90,chant,k}$ (MPa)	Tukey HSD
C1L	30	584	9.08	7.97	10.22	5.96	8.07	c
C1C	30	588	17.90	16.58	19.19	3.96	16.59	a
C4L	30	599	9.16	7.10	10.37	8.91	7.64	c
C4C	30	592	15.55	13.38	17.37	6.76	13.60	b

Tableau 6. Résultats d'essais en compression transversale

Dans cette configuration d'essai, les éprouvettes sont sollicitées selon la direction tangentielle du bois. Cependant, lorsque les éprouvettes contiennent des nœuds, la direction de l'ensemble des fibres n'est pas parfaitement perpendiculaire à la direction de sollicitation transversale : les fibres qui « contournent » les nœuds se retrouvent sollicitées avec un certain angle faisant intervenir leur grande rigidité longitudinale, ce qui implique théoriquement une plus grande rigidité. Les nœuds contenus dans ces échantillons sont eux-mêmes sollicités dans leur largeur, comme la compression diamétrale d'une branche, donc encore un type de sollicitation différent, sur un matériau différent (les nœuds sont à priori plus denses). Il a été constaté des nœuds sains et adhérents dans les placages traités, mais aussi des nœuds fissurés ou morts, et chaque type de nœuds peut avoir un comportement mécanique bien spécifique en compression. Le comportement mécanique en compression transversale fait donc intervenir une combinaison de facteurs dont l'influence est difficile à dissocier, avec des phénomènes qui se cumulent ou se compensent. Ainsi, les résultats montrant que la nodosité n'impacte que peu la résistance en compression transversale pour un LVL sans pli croisé ne sont pas forcément surprenants mais étaient difficiles à anticiper.

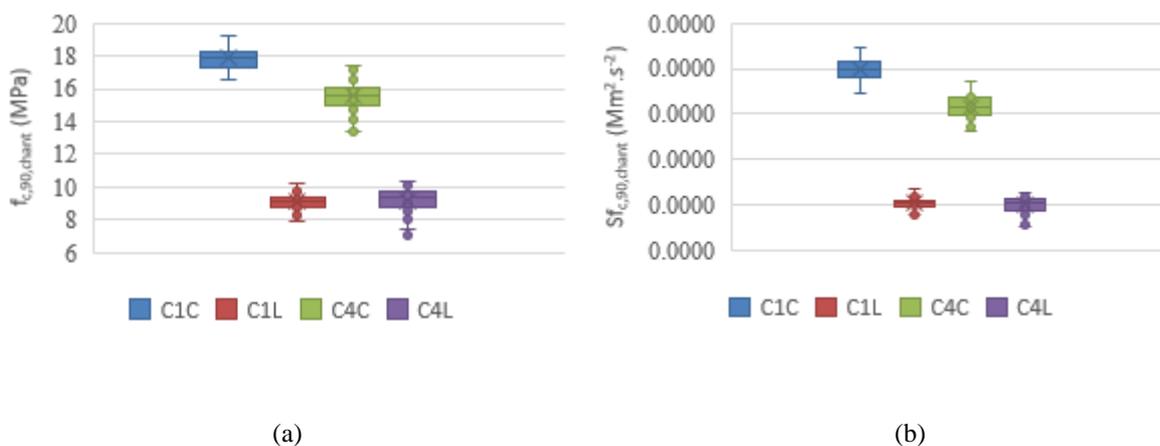


Figure 32. Résultats en résistance en compression transversale sur chant des lots d'éprouvettes par panneau : (a) résistance $f_{c,90,chant}$, (b) résistance spécifique $Sf_{c,90,chant}$

Les résultats en termes de résistance des LVL à plis croisés sont conformes à nos attentes. En considérant un matériau orthotrope présentant des résistances en compression longitudinale et transversale connues, un simple calcul utilisant la lamellation $[0_2 / 90 / 0_4 / 90 / 0_4 / 90 / 0_2]$ permet d'estimer théoriquement la résistance du composite. Les résultats des essais de compression transversale montrant une amélioration de la résistance de +105.5 % et +78 % respectivement pour les éprouvettes de C1C et C4C par rapport aux éprouvettes C1L et C4L étaient donc attendus. En revanche, on constate une différence relative de +22.0 % entre la

résistance caractéristique des éprouvettes C1C par rapport aux C4C. En valeur spécifique, cet écart est de +19.0 %. Cela implique un réel impact de la qualité en termes de pente de fil et de nodosité des placages croisés sur la valeur de la résistance transversale. Des valeurs plus faibles pour les éprouvettes C4C étaient attendues car contrairement au cas d'une sollicitation transverse du pli, les nœuds ne peuvent qu'induire une diminution des propriétés d'un pli sollicité longitudinalement. Cependant l'effet s'est révélé très sensible bien qu'il n'y ait que 20 % de plis croisés.

Il est à noter que tous les résultats présentés sont bien supérieurs à la valeur de résistance caractéristique en compression transversale de 2.5 MPa du lamellé-collé toutes classes confondues dans la norme [85], valeur utilisée dans le dimensionnement du pont bois-béton de Lure. Le lot C4L, soit le plus défavorable, a une valeur de 7.64 MPa, qui est supérieure de 206 %. Dans l'article présenté dans ce chapitre, la résistance caractéristique de 5.13 MPa est supérieure de 105 %. On constate au passage une différence significative entre ces résultats de résistance de LVL de duramen, qui peuvent s'expliquer par deux causes. La résistance caractéristique de 5.13 MPa a été déterminée à partir d'un échantillonnage représentatif de la ressource française de douglas, tandis que les résultats livrés par cette étude complémentaire sont issus d'un seul panneau par lot d'éprouvettes. Cela rend les résultats très peu sujets à la variabilité de la ressource, les résultats par panneau sont relativement homogènes, ce qui a un impact positif dans le calcul de valeur caractéristique. Par ailleurs, la hauteur des éprouvettes de la campagne complémentaire était de 90 mm, contre 120 mm dans l'étude présentée dans l'article. Cela implique un effet de taille au bénéfice des résultats issus des poutres aux hauteurs les plus courtes.

2.5 Synthèse

Ce premier chapitre avait pour but la caractérisation mécanique de LVL de gros bois de douglas représentatifs d'une part importante de la ressource française. L'évaluation de ses performances mécaniques et leur comparaison à des données de LVL de douglas nord-américain et d'épicéa européen qui constituent des références sur le marché mondial, est apparue comme nécessaire afin de situer le potentiel d'application de ce matériau. La séparation de l'aubier et du duramen dans la fabrication du matériau et donc dans la phase expérimentale a rarement été effectuée. Elle a ainsi permis de dissocier les conclusions faites sur les performances des matériaux en fonction de leur caractéristique de durabilité, permettant une utilisation différenciée (structure intérieure pour l'aubier, ouvrages de classe 3 en extérieur pour le duramen par exemple).

Sur tous les types d'essais pratiqués, le LVL de duramen de douglas est inférieur en rigidité moyenne et en résistance caractéristique à celui fait à partir de l'aubier issu des mêmes billons. Un certain nombre de paramètres peuvent l'expliquer. Bien que la partie la plus juvénile des billons soit incluse dans le noyau de déroulage, la zone de transition jusqu'au bois mature subsiste dans la partie duraminisée. Cela limite la densité de la partie duraminisée et donc impacte négativement la performance du matériau sur toutes les sollicitations. La sécheresse à cœur du duramen mène aussi à la formation de fissures de déroulage, qui ont pu être amplifiées par la manipulation des placages lors de la fabrication semi-industrielle des

panneaux. Un autre phénomène appelé microfissuration dans [86], probablement issu d'un stress hydrique lors de la croissance de l'arbre, peut aussi en être une des causes car ces fissures radiales traversèrent intégralement le cerne. Ces amorces de ruptures sont pénalisantes pour ce qui concerne les sollicitations longitudinales notamment en cisaillement lorsque les poutres sont utilisées sur chant. La moins bonne déroulabilité du duramen pénalise aussi son état de surface [4], amoindrissant l'efficacité du collage. Enfin, la taille et le nombre des nœuds, variant selon la distance à la moelle, impliquent une variation du fil et des zones de faiblesses dans le matériau. Pour ce qui est de l'aspect esthétique du produit, le LVL de gros douglas ne va pas à l'encontre de ce qui est attendu sur le marché. Il est envisageable de réserver des plis de belle qualité pour les plis extérieurs comme le fait aujourd'hui Metsäwood [32].

Ces résultats ont néanmoins permis de souligner que le LVL en duramen de gros douglas demeure tout à fait approprié pour une utilisation comme matériau de construction. Les propriétés de compression sont très supérieures aux valeurs bornes des classes de sciages, malgré les défauts caractéristiques des gros bois. Les essais complémentaires menés pour tester l'intérêt d'utiliser des plis croisés ont confirmé ces résultats, et permettent d'illustrer le fort potentiel de renforcement aux appuis des poutres dans le cadre d'une utilisation dans des structures présentant des sollicitations à hauts niveaux de contraintes. Les essais complémentaires ont permis de mettre en avant un clair impact de la qualité des plis croisés sur les résultats de résistance en compression. Les résultats en cisaillement sont également suffisants mais les coefficients de variation relativement élevés laissent une opportunité d'amélioration par un classement approprié des placages qui permettrait de diminuer le coefficient de variation et/ou d'augmenter la valeur moyenne de résistance/rigidité. C'est aussi le cas concernant les résultats en flexion sur chant qui pourraient également bénéficier d'un tri des placages afin d'améliorer la résistance en homogénéisant mieux la répartition des défauts par une prise en compte de leur position.

3 - Tri en ligne des placages selon leur potentiel mécanique

3.1 Introduction du chapitre et complément de bibliographie

Le tri de placages est une thématique qui présente un important potentiel d'amélioration. Une des méthodes de classement des placages les plus utilisées est le tri visuel. La norme EN 635-3 [57] fournit des critères reposant sur la taille et la concentration de défauts visibles en surface des placages tels que les nœuds, les fissures, les poches de résines, etc. Son large recours dans les usines de déroulage s'explique pour plusieurs raisons. Au-delà de son objectif premier qui est de classer esthétiquement les placages, pour des essences déroulées relativement homogènes telles que le hêtre, la présence de défauts est aussi décisive pour les propriétés mécaniques. Ce type de tri est par ailleurs adaptable aux moyens de l'entreprise, allant d'un tri manuel pouvant être effectué par des opérateurs jusqu'à l'emploi de caméras et le recours à l'analyse d'image permettant un traitement synchronisé avec la vitesse de défilement de ruban, comme visible sur la Figure 33. Cependant, pour une essence très hétérogène telle que le douglas, ne trier que selon des critères visuels ne permet pas de prendre en compte la variation de densité, qui peut être très prononcée. Sachant que la densité est corrélée avec la rigidité et la résistance, n'observer que des paramètres visuels ne permet pas d'assurer un tri basé sur une prédiction fine du potentiel mécanique des placages.



Figure 33. Image de caméra VDA pour l'analyse de défauts visuels [5]

Plusieurs méthodes de mesures non-destructives existent, permettant de classer les placages sur des critères mécaniques. L'une des plus communes est la méthode par ultrason [5] [87]. Elle consiste à disposer le sciage ou le placage entre un émetteur d'onde de hautes fréquences et un récepteur selon la direction principale longitudinale. Le calcul de la vitesse de déplacement des ondes dans le matériau (UPT ou Ultrasonic Propagation Time), associée à la masse volumique du milieu (soulignant encore une fois l'importance de ce paramètre physique), permet de calculer un module d'élasticité dynamique, selon l'Equation 13.

$$MOE_{dynamic} = c^2 \times \rho \quad 13$$

avec:

- c la vitesse de propagation de l'onde
- ρ la masse volumique du milieu

Les hautes fréquences d'ondes émises, expliquant le terme d'ultrasonore, ne sont pas indispensables pour exploiter cette technique. Par son principe, cette méthode est adaptée au bois droit de fil, mais a des difficultés à considérer les défauts [6]. DeVallance (2011) [6] rapporte les travaux de Jung (1979) [88], expliquant que les techniques basées sur les propagations d'ondes ne permettaient pas de détecter l'orientation de fibres prononcées (au-delà de 5°) dans les placages et ni la présence de nœuds dans le cas de bois déroulé de grandes dimensions (chemin de propagation des ondes moins limité que pour des placages étroits). De plus, l'auteur fait remarquer que lorsqu'on ne mesure la vitesse des ondes qu'aux extrémités du placage, l'emplacement et la taille du défaut ne peuvent pas être établis.

On comprend ainsi que chaque méthode possède ses spécificités : la détection optique des défauts fournit le positionnement des nœuds, mais ne permet pas une réelle prédiction des performances, la mesure de propagation d'une onde ultrasonore permet d'obtenir une estimation du module des fibres composant le placage, sans fournir d'information localisée, et peu fiable a priori dans le cas de bois à nodosité importante. Une autre solution s'impose.

L'exploitation du principe de l'effet trachéide présente un potentiel très intéressant dans cette problématique par la mesure locale de la pente de fil, assez récemment exploitée à des fins de classement des sciages [89]. Des instruments de mesure à effet trachéide sont utilisés pour le tri des sciages par un scan des faces principales des planches. Cette mesure, implantée dans les scanners de sciages actuels, permet de localiser les défauts en combinaison avec des mesures optiques, mais aussi de mesurer la perturbation dans l'orientation du fil autour des nœuds. Cependant, son utilisation dans le but de fabriquer des panneaux à base de placages préalablement triés nécessite d'implanter la mesure d'orientation des fibres directement sur la ligne de déroulage. De cette manière, les placages pourraient être scannés au rythme de la cadence de production, en amont dans les zones de stockage en fonction de leurs propriétés estimées. Le LOOBAR (Local Online Orientation fiBer AnalyzeR) a été développé au LaBoMaP dans cet objectif. Il a été intégré à la ligne de déroulage du laboratoire au cours de cette thèse. Son fonctionnement et le traitement de données relatives à la mesure laser sont présentés en première partie de l'article joint dans ce chapitre.

La mesure de la pente de fil étant rendue possible directement sur les placages verts convoyés, la mesure d'un deuxième paramètre prépondérant dans la prédiction des propriétés élastiques du bois, la densité, est par ailleurs aussi à considérer. Il n'en demeure pas moins qu'une méthodologie de tri est à créer à partir de ces informations. C'est ce que propose l'article suivant [90].

3.2 Démarche de l'étude

Concernant la méthodologie à adopter pour le tri, l'étude part quasiment d'une feuille blanche afin de répondre à la problématique suivante : comment établir une méthode de classement des placages prenant en compte la cartographie locale de pente de fil et la masse volumique du placage.

L'étape initiale au tri est la modélisation de la rigidité locale en cartographies des placages. C'est un principe déjà employé dans les travaux de Viguié [74] et Frayssinhes [4], et décrit

3 - Tri en ligne des placages selon leur potentiel mécanique

dans le Chapitre 3 du mémoire. Ici, un module élastique de bois sain a été déterminé à partir de l'information de densité par l'utilisation de l'équation de Pollet [49]. La densité a été déterminée en valeur moyenne par une pesée de chaque placage. La loi de Hankinson [7] prend en considération l'angle de fil par rapport à l'axe longitudinal principal, et abaisse ainsi localement le module élastique de bois. La mesure de l'orientation des fibres ne se fait que sur une seule face, l'hypothèse étant que la relative faible épaisseur de déroulage permet de considérer constant la valeur de l'orientation locale à travers l'épaisseur du placage.

Pour opérer un tri des placages avec un volume raisonnable de données et simplifié, les cartographies ont été moyennées dans la largeur du placage (direction tangentielle) afin de les convertir en profil de rigidité. Ainsi, un placage de bois sain sera caractérisé par un profil constant. La présence de nœuds, impliquant une variation de la pente de fil dans une zone les englobant, se traduit par un abaissement local des valeurs des modules élastiques longitudinaux locaux, et donc sont traduits par des pics bas sur le profil. La tendance des nœuds à former des verticilles sur l'arbre accentue ce phénomène en créant des zones perturbées sur toute la largeur du placage (voir Figure 33).

Une méthode de tri à partir du minimum des profils de rigidité des placages a été développée, permettant de les classer par comparaison à une valeur seuil, déterminée par rapport à l'échantillon considéré. Cette méthode par valeur limitante du profil est sensiblement analogue au tri des placages dans la norme EN 635-3, où par exemple la taille du nœud le plus gros suffit à déclasser un placage.

Afin de confronter les performances de panneaux/poutres issus des différentes classes, que ce soit sur des critères visuels ou créés à partir de la valeur moyenne des profils de rigidité, un algorithme de fabrication virtuel de panneaux et de découpe de poutre a été réalisé. Il permet de placer aléatoirement les placages dans le multiplis.

3.3 Article publié dans le journal Forests

New Perspectives for LVL Manufacturing from Wood of Heterogeneous Quality—Part. 1: Veneer Mechanical Grading Based on Online Local Wood Fiber Orientation Measurement

Robin Duriot, Guillaume Pot, Stéphane Girardon, Benjamin Roux, Bertrand Marcon, Joffrey Viguier and Louis Denaud

Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France

10.3390/f12091264

Article

New Perspectives for LVL Manufacturing from Wood of Heterogeneous Quality—Part. 1: Veneer Mechanical Grading Based on Online Local Wood Fiber Orientation Measurement

Robin Duriot *, Guillaume Pot, Stéphane Girardon, Benjamin Roux, Bertrand Marcon, Joffrey Viguiier and Louis Denaud

Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France; guillaume.pot@ensam.eu (G.P.); stephane.girardon@ensam.eu (S.G.); benjamin.roux@ensam.eu (B.R.); bertrand.marcon@ensam.eu (B.M.); joffrey.viguiier@ensam.eu (J.V.); louis.denaud@ensam.eu (L.D.)

* Correspondence: robin.duriot@ensam.eu

Citation: Duriot, R.; Pot, G.; Girardon, S.; Roux, B.; Marcon, B.; Viguiier, J.; Denaud, L. New Perspectives for LVL Manufacturing From Wood of Heterogeneous Quality—Part. 1: Veneer Mechanical Grading Based on Online Local Wood Fiber Orientation Measurement. *Forests* **2021**, *12*, 1264. <https://doi.org/10.3390/f12091264>

Academic Editor:
Ladislav Reinprecht and
Ján Iždinský

Received: 15 July 2021
Accepted: 13 September 2021
Published: 16 September 2021

Publisher's Note: MDPI stays neutral with regard to jurisdictional claims in published maps and institutional affiliations.



Copyright: © 2021 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

Abstract: The grading of wood veneers according to their true mechanical potential is an important issue in the peeling industry. Unlike in the sawmilling industry, this activity does not currently estimate the local properties of production. The potential of the tracheid effect, which enables local fiber orientation measurement, has been widely documented for sawn products. A measuring instrument exploiting this technology and implemented on a peeling line was developed, enabling us to obtain the fiber orientation locally which, together with global density, allowed us to model the local elastic properties of each veneer. A sorting method using this data was developed and is presented here. It was applied to 286 veneers from several logs of French Douglas fir, and was compared to a widely used sorting method based on veneer appearance defects. The effectiveness of both grading approaches was quantified according to mechanical criteria. This study shows that the sorting method used (based on local fiber orientation and average density) allows for better theoretical quality discrimination according to the mechanical potential. This article is the first in a series, with the overall aim of enhancing the use of heterogeneous wood veneers in the manufacturing of maximized-performance LVL by veneer grading and optimized positioning as well as material mechanical property modelization.

Keywords: laminated veneer lumber; veneer quality sorting; local fiber orientation; Douglas fir

1. Introduction

Laminated veneer lumber (LVL) is an engineered wood product made from veneers that is obtained by rotary peeling. It is used in many structural applications such as beams, columns, or panels due to its consistently high mechanical performance and improved dimensional stability in comparison with solid timber [1]. LVL-P is defined in the technical literature as a layup of 3 mm veneers laid in the same direction [1]. As a result, LVL-P is the LVL material that presents the best possible mechanical properties within the grain direction, and thus LVL-P beams are often produced using the highest strength grade of veneers to optimize the beam dimensions and provide good material efficiency. To obtain great dimensional stability relative to humidity conditions, LVL-P elements are usually slender beams with a thickness-to-width ratio of 1:8 at a maximum. They are mainly applied horizontally as flooring supports subjected to edgewise bending or as studs for wall structures [1].

In the peeling industry, the sorting of veneers to differentiate their quality is usually performed according to appearance criteria (knot size, slots, resin pockets, etc.) based on the EN 635-3 standard [2]. This classification is generally undertaken through

the use of cameras integrated into the panel-making line. However, these appearance criteria present a low correlation with mechanical properties. Thus, some criteria should be defined for mechanical sorting purposes. Unlike in the peeling industry, in the sawmilling industry mechanical property assessment using grading machines (stress grading, vibrational tests) based on physical measurements has been developed. In recent scientific advances, two main technologies are used for better timber quality assessment: X-ray scanning, which provides local density through board thickness, and laser-dot scanning, which provides the local fiber orientation on board surfaces. With wood being a highly anisotropic material, the strength and stiffness properties are far better in the longitudinal fiber direction than in perpendicular. It appears that models based on fiber orientation measurement could provide greater improvements in bending strength prediction as compared to X-ray scanning [3]. This quantitative measurement of wood anisotropy may be the reason why fiber orientation-based models are better than local density (X-ray)-based models, which only indirectly estimate the wood properties from the local density (mainly clear wood density and knots) [4]. However, for species such as Douglas fir that are variable in terms of density and perturbed local fiber orientation, both should be considered.

The assessment of the mechanical potential of veneers by physical measures is therefore important for veneer grading, but the implementation of existing technologies from the sawmill to the peeling line is not simple. The X-ray scanning of veneers on a peeling line is expensive to implement, mainly because of the larger width of the veneers (several meters) as compared to sawn boards (up to 200 mm).

Conversely, laser-dot scanning is easier, cheaper, and safer to implement in a peeling line than X-ray scanning. Laser-dot scanning (also known as fiber-orientation scanning), is based on the light scattering of a laser dot projected on the wood surface, called the “tracheid effect” [5–7]. Laser dots on the wood surface scatter in quasi-elliptically shaped light spots according to fiber orientation. These ellipses can be acquired with standard cameras, and then the obtained pictures can be binarized. The contour of the binarized ellipses is fitted to an ellipse equation, and the angle between the major axis of the ellipse and the longitudinal direction of the board is defined. A great advantage of this method is that the measure can be performed on green wood veneers. Indeed, the high moisture content makes the ellipses larger and thus easier to measure with great accuracy, allowing the use of low and safe power lasers [7]. Moreover, green veneers are not subject to drying deformation in the 3D space, allowing for regular measurement in the LT plan. As a result, the in-line assessment device cost is cheaper and the protective fairing can be unfussy.

Much research using this technology has been performed recently: a similar modeling method of the mechanical properties of sawn timber was simultaneously developed by the LaBoMaP [8–10] and Linnaeus University of Vaxjö, Sweden [11–13]. Viguier et al. [14] successfully adapted this modeling method based on the fiber orientation scanning of small dimensions veneers that were scanned with a laser-dot scanner which usually worked with sawn timber. These authors showed that it was possible to model the flatwise bending stiffness of a LVL-P from the laser-dot scanning of the constituted veneers. Moreover, they pointed out the fact that knowledge of the local fiber orientation is particularly important for homogeneous species such as beech. However, no study of the edgewise bending test was performed because of the small dimensions of the samples. Frayssinhes et al. [15] showed the first results of an online laser-dot scanner, the Local Online Orientation fiBer AnalyseR (LOOBAR), which is able to measure local fiber orientation directly during the rotary peeling process, and is thus not limited by the width of a sawmill type laser-dot scanner. These authors proved the ability of the device to measure the local fiber orientation and compared it to a fiber deviation model based on the distribution and size of knots, but no assessment of veneer mechanical properties was made.

The present paper aims to show the possible processing based on local fiber orientation measurements with the LOOBAR device in order to assess the mechanical

properties of veneers and grade them in different strength classes. This article will first describe the LOOBAR constitution and its inner operations. Then, a method will be proposed that allows classes to be developed using physical parameters, combining the local fiber orientation and the average density. We propose testing the measurement and method on peeling and processing data from a very heterogeneous resource for which sorting is all the more necessary: the French large-diameter Douglas fir. The main objective is to compare this innovative sorting method to the sorting criteria method based on the visual observation of knots (like EN 635-3 standard [2]) at the scale of the veneers, and determine its consequences for LVL-P beams subjected to edgewise bending.

2. Materials and Methods

Table 1 shows is the nomenclature listing the main symbols used.

Table 1. Nomenclature.

List of Main Symbols			
$\overline{\rho}_{veneer}$	Averaged veneer density at 12% moisture content ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	E_T	Sorting threshold in terms of modulus of elasticity (MPa)
$\theta(x, y)$	Local fiber orientation angle ($^\circ$)	\overline{E}_{veneer}	Averaged local modulus of elasticity on all veneer surfaces (MPa)
$\overline{E}_{beam}(x, y)$	Average of $E_{ply,n}(x, y)$ of the 15 constitutive plies (MPa)	$\overline{E}_x(x)$	Stiffness profile: averaged local modulus of elasticity along the length of the veneer (MPa)
E_{eq}	Beam equivalent modulus of elasticity (MPa)	$E_x(x, y)$	Local modulus of elasticity of the veneer (MPa)
$EI_{eff}(x)$	Effective bending stiffness profile along the length of the beam ($\text{N}\cdot\text{mm}^2$)	$\overline{E}_{x_{min}}$	Stiffness profile minimum value (MPa)
$EI_{eff_{min}}$	Effective bending stiffness profile minimum value ($\text{N}\cdot\text{mm}^2$)	\overline{H}_{veneer}	Averaged normalized local Hankinson value on all veneer surfaces (dimensionless quantity)
$E_{ply,n}(x, y)$	Local modulus of elasticity of ply (MPa)	KSR	Knot surface ratio (d.q.)

2.1. Douglas-Fir Forest Stand and Peeling

Three different samples compose the Douglas-fir (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco) resource used for the experimental peeling/scanning (Table 2).

Table 2. Forest stands.

	Forest Stand 1	Forest Stand 2	Forest Stand 3
Locality	Sémelay (Nièvre, France)	Anost (Saône-et-Loire, France)	Cluny (Saône-et-Loire, France)
Average altitude	300–400 m	300–400 m	300–400 m
Cutting age	50–60 yo	50–60 yo	50–60 yo
Silviculture	Fourth thinned-out plot, non pruned wood	Clearcut, dynamic silviculture, pruned wood	Classic (high forest)
Number of logs	4	4	7
Number of veneers	Sapwood: 68 Heartwood: 57	Sapwood: 8 Heartwood: 24	Sapwood: 47 Heartwood: 82
Average under bark trunk diameter	Min: 425 mm Max: 470 mm	Min: 410 mm Max: 445 mm	Min: 420 mm Max: 455 mm
Veneer average density	$527 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$508 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$544 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$

The peeling operation took place using the LaBoMaP rotary peeling machine in Cluny, France. All logs were preliminarily soaked in water at 50 °C before peeling during a minimum of 36 h, intending to ease the rotary peeling by increasing the

material deformability [16]. The linear cutting speed was automatically controlled by the machine at $1.5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ [17]. The rotary peeling operation was carried out without the use of a pressure bar since the lathe was not equipped with a roller pressure bar. This choice was made to avoid any problems coming from the Horner effect [18]. The peeling thickness was set to obtain dried veneers with a thickness of 3 mm. Scratcher knives were set up, allowing the incision of the log on the surface prior to the cutting of the knife. This allowed a clean cut of veneer edges perpendicularly to the spindle axe. The distance between scratcher knives was adjusted to a nominal length of between 700 and 750 mm according to the length of each log. Concerning the cutting width of the veneers (perpendicular to the grain), it was adjusted according to the external aspect of the log (visible knottiness, radial cracks). A log that is radially cracked has a greater propensity to form discontinuities in the peeling ribbon. A short trimming length was chosen to maximize the number of uncracked veneers. The 2 chosen widths were 850 mm and 1000 mm. In total, the data coming from 286 veneers were treated in the following studies, coming from the peeling and online scanning of 12 Douglas-fir logs (see Table 2).

Heartwood was manually separated from sapwood through visual sorting based on veneer color. In Douglas fir, the color is highly differentiated between heartwood (salmon pink) and sapwood (white cream to yellow). This choice was made for numerical reasons in order to obtain enough sapwood veneer to compose the panels. The veneers were dried to a minimum of 9% moisture content in a drying stove for a minimum of 24 h. Moisture content was measured at the stove exit by double-weighing on control veneers [19]. The batches were then stored in open air to stabilize their moisture content with the ambient air (20 °C, 65% relative humidity).

2.2. Online Fiber Orientation Measurement Device: The LOOBAR

An innovative device was used to measure the fiber orientation of each veneer: the LOOBAR. It was developed within the LaBoMaP Wood Material and Machining (WMM) team and was integrated directly on the instrumented peeling line. The LOOBAR hardware, shown in Figure 1, is localized after the clipper of the peeling line, and thus it scans already clipped veneers (Figure 1a).

Usually in a sawmill, industrial scanners use 4 rows of laser dots to scan the 4 sides of a timber board conveyed longitudinally at 1 time. Here, due to the low thickness of the veneers, the fiber orientation was considered to be the same across its thickness, justifying the measurement on only a single face.

As shown in Figure 1b,c, the LOOBAR is composed of:

- Fifty laser-dot modules with an output power of 5 mW each which project circular beams on veneers. They are positioned in line at a constant distance in the full 800 mm width of the peeling line, fixed on a support above it, and are thus perpendicular to the direction of the band and parallel to the main direction of the grain. Each laser-dot module is individually calibrated in order to provide a radiant flux of 0 to 5 mW (1 mW selected for Douglas fir) calibrated by a laser photodiode (Thorlab PM16-151). This power can be adapted according to the type of wood considered.
- Four cameras (Basler acA2440-75 μm), performing video acquisition of the reflected ellipses on the veneer surface. Their resolution is of 2048 pixels in the width of the line (or the main direction of the grain) and 120 pixels in the scrolling direction of the band (perpendicular to the main direction of the grain). The maximal acquisition rate is 1000 frames/s.

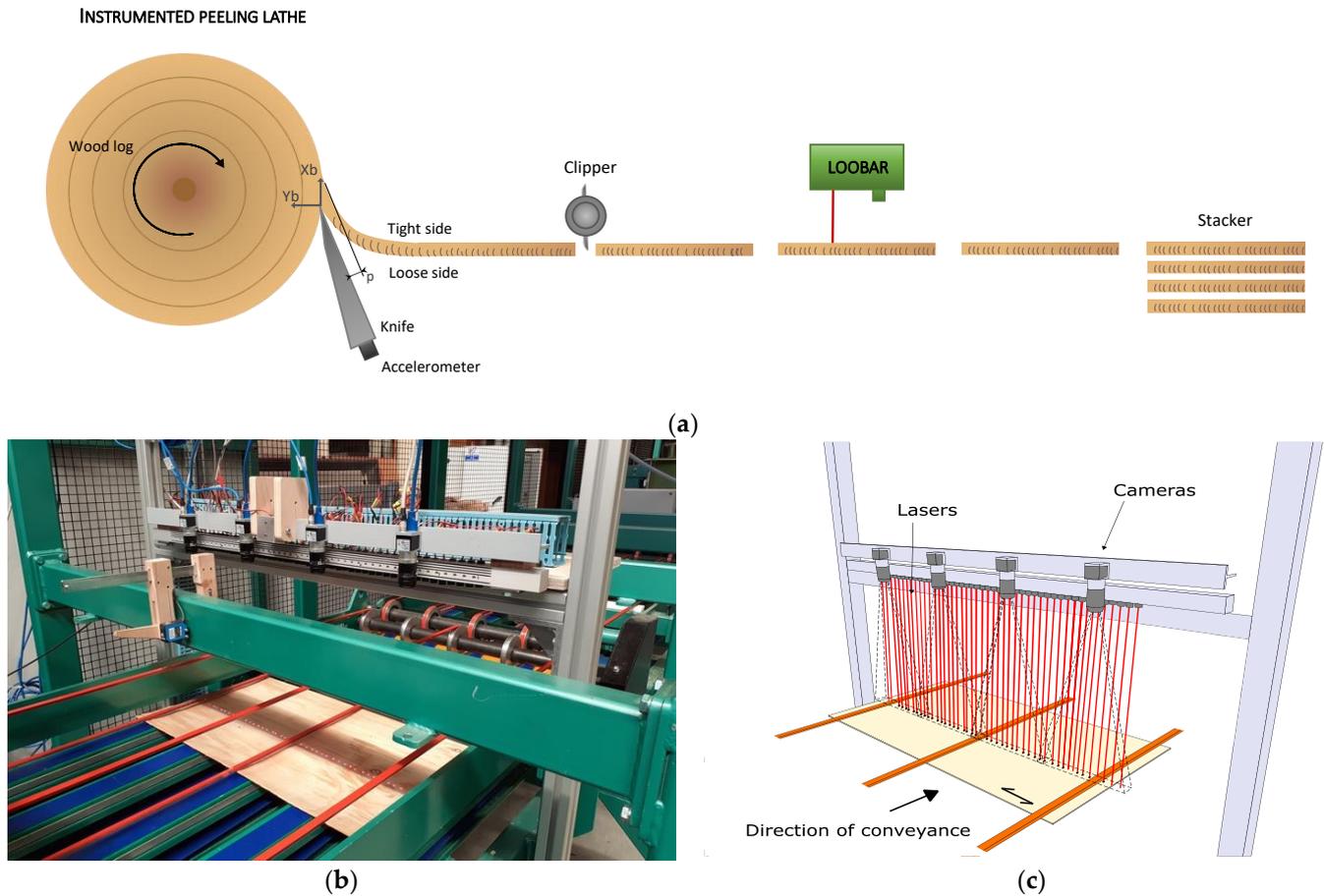


Figure 1. The LOOBAR, a veneer fiber orientation-measuring device integrated to the LaBoMaP peeling line: (a) schematic representation of LaBoMaP's instrumented rotary peeling line, (b) picture, (c) scheme.

The measurement resolution in the main direction of the fibers (perpendicular to the conveyor) was about 16 mm, corresponding to the mean distance between each laser-dot module. The measurement resolution across the main fiber direction depends on the acquisition speed of the cameras and on peeling line veneer conveyor speed. For the linear cutting speed of $1.5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ applied here to Douglas-fir veneer peeling, it was close to 3.5 mm. The 16 mm by 3.5 mm spatial resolutions obtained along and across the grain direction, respectively, can be compared to those of sawmill scanners, for which the corresponding resolutions are typically 1 mm in the length of the boards and 4 mm crosswise. A large difference in the resolution along main fiber direction according to the conveying direction was notable. In the main fiber direction, it was necessary to use a distance of 16 mm between the lasers so that the centers of the ellipses were not too close to avoid superimposing parts of ellipses. In the conveying direction, due to the movement of the veneers imposed by the linear speed of the line, ellipse shape information was obtained at different times, allowing for a much finer resolution (see Figure 2). Thus, in this direction, it was the acquisition frequency of the camera that drove the spacing of the ellipses.

Moreover, it should be noted that 3 belts ensured the conveying of the veneers along the line in the field of lasers and cameras (see Figure 1b,c). This therefore deprived the measurements of operating areas globally in the center and at the ends of the veneers. These laser points were therefore removed from the raw data.

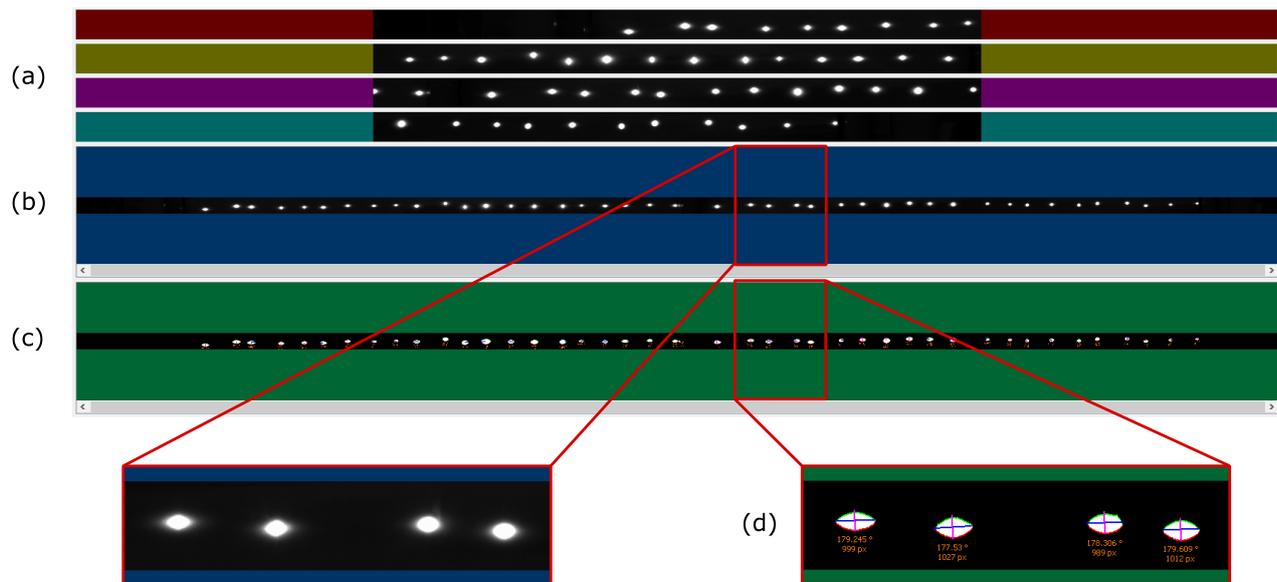


Figure 2. (a) Camera views to detect ellipses, (b) assembled view, (c) binarization step, (d) ellipse fitting.

A series of processing steps were required to convert the video raw data into a regular fiber orientation grid. The video information streams containing the raw data from the 4 cameras (Figure 2a) were recomposed into 1 as shown in Figure 2b. The processing of the superposition zones of the field of view of the cameras between them was carried out to guarantee the accuracy of the information over the entire width of the peeling line. A binarization of the images was then applied to detect the ellipse shapes (Figure 2c). In this study, the binarization threshold was adjusted for each peeled log as low as possible in order to obtain the largest possible ellipse areas without superimposition of the ellipses.

Veneer detection was performed by analyzing each of the images of the recorded ribbon: the increases without discontinuity in the average gray tone of the images corresponding to the passage of a light veneer over the dark background. Thus, each veneer was flagged by a beginning and an end in the temporal flow of the video, corresponding to a position and length in the ribbon once the veneer conveyor speed was taken into account. Processing was realized with the “FitEllipse” function of the OpenCV library [20] to enable the detection of ellipses and their orientations. This function calculates and provides the vertical and horizontal position of the center of the ellipse and the length of the large and small axis of the ellipse, as well as its angle with respect to the main direction of the fibers (Figure 2d). At the end of this first step of digital processing, 2 types of files were generated: a grayscale image for each veneer and a file containing information on the positioning and parameters of the ellipses.

After being cut by the clipper, veneers can slightly rotate during the conveyance. Thus, there was a second step of processing aiming at correcting the information by moving from the cameras coordinate system from the LOOBAR to the local coordinate system of the veneer. The detection of the cut edges and a conversion from px to mm allowed an angular correction of the fiber orientation values and a rotation of the grayscale image in order to visualize the veneer in its own local coordinate system (Figure 3a), with x_{green} being the position of a pixel in the longitudinal main direction of the veneer, and y_{green} being the position of a pixel in the tangential main direction of the veneer. This step allows for the exploitation of the information even if the veneer coordinate system is not aligned with the coordinate system of the measurement apparatus.

Finally, the outputs of the LOOBAR scanning after these processing steps were as follows:

- x_{green} , the position of ellipses center along the grain direction in the veneer coordinate system (mm);
- y_{green} , the position of ellipse centers along the perpendicular axis to the grain direction in the veneer coordinate system (mm);
- θ , the angle (°);
- major and minor diameters (mm) that enable ratio calculation (dimensionless quantity); and
- the ellipse area (mm²).

These first 3 bullet points are shown in Figure 3b.

2.3. From Local Fiber Orientation to Stiffness Regular Grid

From LOOBAR outputs it was possible to obtain a standard-property grid at 12% moisture content to conform to structural standard.

A local fiber orientation regular grid was extracted for each veneer, and then a linear interpolation of the measured raw data points corresponding to the centers of the ellipses over their entire surface (Figure 3c) was undertaken to obtain a regular grid with an X by Y resolution, as in [15]. The fiber deviation area was clearly visible in the vicinity of knots, with a positive or negative deviation that was almost symmetrical around them, as widely described in [15]. For the veneer ends with no angle data due to the presence of belts, a compensation algorithm was therefore developed for the problem of empty areas of mechanical properties in the manufacturing of numerical panels and beams (see Section 2.6). The adopted method consisted of replicating the contiguous zones in the empty zones and duplicating them (visible in red box of Figure 3c). Concerning the missing data due to the belts, as far as the central belt area was concerned, the applied interpolation enabled us to overcome the problem.

Using the regular grid of fiber orientation measurement of each veneer, the calculation of a local elastic modulus was performed in 2 steps following the method developed in Viguier's study [14]. First, the average density of the veneer was calculated. The mass of each veneer was weighed after drying at 9% with an accuracy of 0.1 g. For the calculation of the volume of the veneers, the nominal peeling thickness was used. The length and width at the green state were determined individually by manually cropping the grayscale images to the dimensions of each veneer (± 5 mm). For width, the average shrinkage coefficient from the Tropix database [21] was applied according to the tangential orthotropic direction of the wood to adjust the volume to 9% moisture content. As a result, the veneer density was computed using Equation (1), including a 12% moisture content correction from the standard EN 384 [22].

$$\overline{\rho}_{\text{veneer}} = \frac{m_{\text{veneer},9\%}}{L_{\text{veneer},\text{green}} l_{\text{veneer},9\%} e_{\text{veneer},\text{green}}} \times [1 - 0.005(9\% - 12\%)] \quad (1)$$

where

- ρ_{veneer} is the veneer average density (kg·m⁻³) at 12% moisture content;
- $m_{\text{veneer},9\%}$ is the veneer global mass at 9% moisture content (kg);
- $L_{\text{veneer},\text{green}}$ and $e_{\text{veneer},\text{green}}$ are respectively the length and the thickness of the veneer at the green state (mm); and
- $l_{\text{veneer},9\%}$ is the veneer width at 9% moisture content (mm).

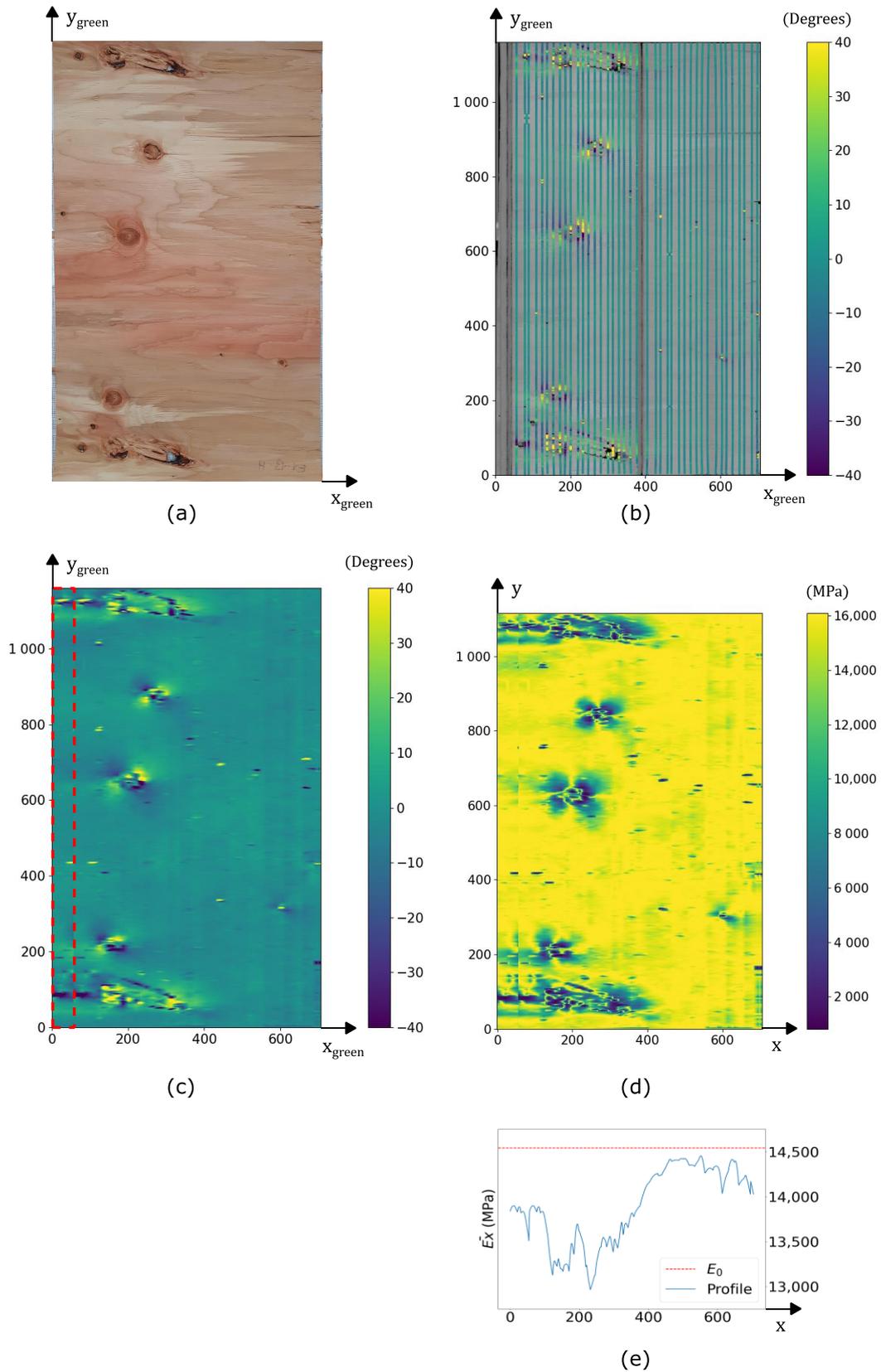


Figure 3. The veneer to fiber orientation grid: (a) veneer picture using a photo camera, (b) grayscale image and fiber orientation laser points, (c) interpolated local fiber orientation grid, (d) local elastic modulus grid, (e) stiffness profile.

The influence of density on E_0 , the theoretical elastic of modulus for a straight grain, was computed according to Pollet [23], who studied clear Douglas-fir wood specimens by differentiating between juvenile and mature wood. Only the mature wood equation was used in this study because: (1) sapwood does not contain juvenile wood, and (2) the peeling operation leaves a core of wood at the pith with a diameter of 70 mm, which certainly contains almost exclusively juvenile wood concerning heartwood. Taking into account that the juvenile limit is usually observable for a cambial age of 15 years and by considering a mean radial growth of 5 mm for Douglas fir, a 75 mm diameter area from pith was obtained. Beyond this was the transition zone and mature wood. Equation (2), with 12% moisture content, is as follows:

$$E_0 = 36.605 \overline{\rho_{\text{veneer}}} - 4242.4 \quad (2)$$

where

- E_0 is the theoretical elastic of modulus for straight grain (MPa); and
- ρ_{veneer} is the veneer average density ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) at 12% moisture content.

The effect of the local fiber orientation, noted as $\theta(x,y)$, on the local modulus of elasticity in the longitudinal main direction of the veneer, denominated as $E_x(x,y)$, was taken into account using Hankinson's formula (Equation (3)) [24], with parameters according to Wood HandBook data [25]:

$$E_x(x,y) = E_0 \frac{k}{\sin^n(\theta(x,y)) + k \times \cos^n(\theta(x,y))} \quad (3)$$

where

- $\theta(x,y)$ is the local fiber orientation angle ($^\circ$) in the veneer coordinate system;
- k is the ratio between the perpendicular to the grain (E_0) and the parallel to the grain modulus of elasticity (E_{90}); it was taken as equal to 0.05, in accordance with [25], specifically for Douglas fir; and
- n is an empirical determined constant. It was taken as equal to 2, as recommended in [25] concerning the modulus of elasticity.

In order to be consistent with the actual 12% moisture content veneer density, the regular grid had to be resized to 12% moisture content dimensions. Thus, the average tangential shrinkage coefficient from the Tropix database [21] was applied for according to the orthotropic direction of the wood to adjust the veneer regular grid width. A regular grid of local modulus of elasticity at 12% moisture content for each veneer was finally obtained (Figure 3d). This consideration of shrinkage for veneer regular grid dimensions explains the change in the coordinate system from $(x_{\text{green}}, y_{\text{green}})$ to (x,y) and the reduction in height of Figure 3d according Figure 3c.

From $E_x(x,y)$ the averaged local modulus of elasticity on all veneer surface was calculated to provide a criterion to estimate the global quality of the veneer according Equation (4).

$$\overline{E_{\text{veneer}}} = \frac{\sum_{x=1}^{n_x} \sum_{y=1}^{n_y} E_x(x,y)}{n_x n_y} \quad (4)$$

where

- n_x is the number of pixels in the \vec{x} direction; and
- n_y is the number of pixels in the \vec{y} direction.

The normalized Hankinson mean value, which will be also evaluated in this study to provide a criterion on fiber orientation, is given as follows (Equation (5)):

$$\overline{H_{\text{veneer}}} = \frac{\sum_{x=1}^{n_x} \sum_{y=1}^{n_y} \frac{k}{\sin^n(\alpha(x,y)) + k \times \cos^n(\alpha(x,y))}}{n_x n_y} \quad (5)$$

This criterion is equal to 1 when the fiber orientation is perfectly longitudinal and tends to k when all fibers are perpendicular to the \vec{x} direction in the veneer coordinate system.

2.4. From a Regular Grid to an Equivalent Longitudinal Stiffness Profile

Veneers are used in LVL beams where the veneer orientation is mostly all along the beam length. Thus, the longitudinal modulus of elasticity is the main parameter for sorting the veneers. To sort them efficiently, an equivalent longitudinal stiffness profile was determined for each of the veneers.

The stiffness profile of each veneer, visible in Figure 3e, was obtained by averaging the modulus of elasticity values along the \vec{y} direction, as calculated in Equation (6).

$$\overline{E_x}(x) = \frac{\sum_{y=1}^{n_y} E_x(x, y)}{n_y} \quad (6)$$

where n_y is the number of pixels in the \vec{y} direction.

Coarsely, the general elevation of the profile is given by the density, which affects the E_0 value (red dashed line in Figure 3e), and downward peaks are symptomatic of the presence of knots. These peaks are all the more important because knots are mostly aligned along the same x coordinate as they come from the same crown branch, as shown by the blue curve in the example of Figure 3e.

Tukey's HSD tests were performed to compare the criteria relative to each other.

2.5. Veneer Sorting and Grading

Two different ways to grade veneers are compared here based on appearance criteria on one hand, and based on average density and local fiber orientation on the other hand. This section describes each sorting and grading process.

2.5.1. Appearance Grading

Cropped grayscale images (Figure 4a) from the LOOBAR cameras were used to detect the knots of the veneers. Each veneer was processed manually using open source ImageJ image processing and analysis software [26]. Knots were identified by the grayscale nuance difference with clear wood and were then approximated by ellipses (Figure 4b).

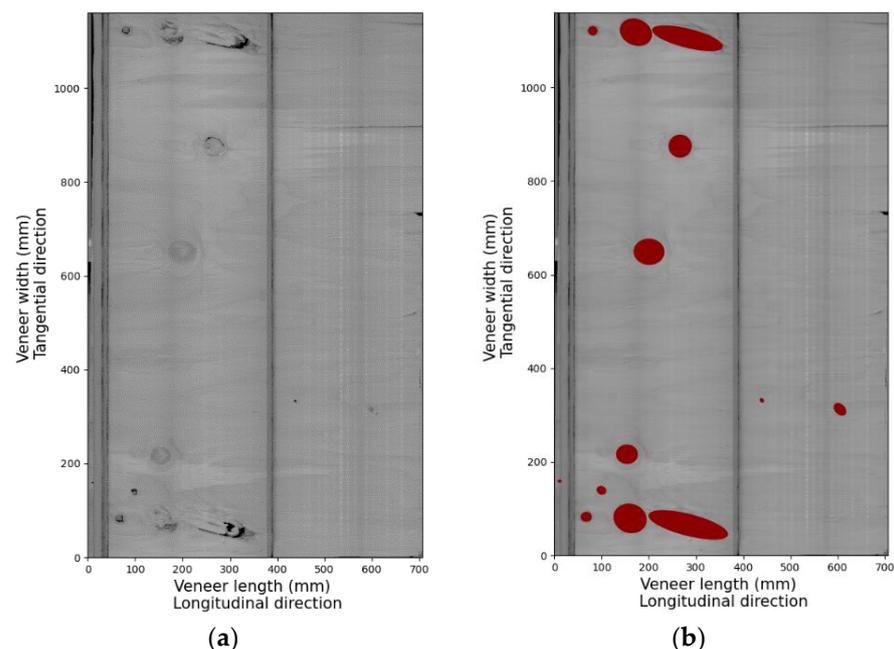


Figure 4. Veneer: (a) grayscale image, (b) manual knot detection.

Information regarding the centroid coordinates (x_c, y_c) and the major and minor diameter (ϕ_{ma}, ϕ_{mi}) , as well as the angle of the major diameter, was saved and stored. This detection of knots for each veneer allowed for the calculation of 2 criteria:

- n_k , the number of knots per veneer; and
- KSR (knot surface ratio), defined as the ratio of cumulative knot areas to the total veneer area (Equation (7)),

$$KSR = \frac{\sum_{k=1}^{n_k} A_k}{A_v} \quad (7)$$

where

- A_k is the individual area of a knot (mm²); and
- A_v is the area of the veneer (mm²).

Veneers were sorted by considering the major diameter of the larger knot of each veneer. The classes of diameter were defined on the basis of EN 635-3 [2] criteria for adherent knots. After veneer drying, the knots were actually very brittle and close to be loose, but these criteria were better adapted to the population of diameters than the loose knots criteria of EN 635-3 which were designed for esthetic purposes. The classification conditions used are summarized in Table 3.

Table 3. Appearance grading classes from the EN 635-3 standard.

Categories of Characteristics	Appearance Grading Classes				
	E	I	II	III	IV
Very small knots	3/m ² permitted	Permitted			
Sound and adherent knots	Almost absent	Permitted up to an individual diameter of:			
		15 mm as long as their cumulative diameter does not exceed 30 mm/m ²	50 mm	60 mm	Permitted

2.5.2. Modulus of Elasticity Profile Sorting

The aim was to no longer sort the veneers according to esthetic criteria but to use the composition of local fiber orientation and average density information. The stiffness profile of Equation (4) was used for sorting. In this study, a method was proposed that uses the minimum stiffness profile value of each veneer as the sorting criterion (Equation (8)).

$$\overline{E}_{x_{min}} = \min(\overline{E}_x(x)) \quad (8)$$

The value of this indicator is not impacted by the principle of replicated strips on the sides of veneers to fill in the lack of measurement. From a profile point of view, portions of the profile are replicated, which does not change the value of the general minimum.

Veneer classes were thus established. Two classes were envisaged: the high-quality class A and low-quality class B. Class A included veneers for which the elastic modulus profile minimum was superior than a given threshold over its entire length (green curve in Figure 5). Class B included veneers in which the elastic modulus profile minimum was lower than the threshold (red curve in Figure 5).

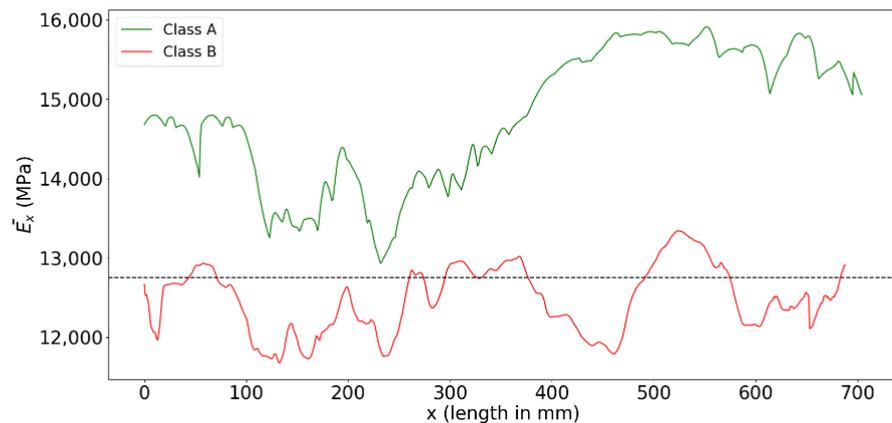


Figure 5. Example of sorting by the stiffness profile principle, with the dashed line being the sorting threshold.

A definition of a modulus of elasticity threshold between classes A and B is therefore necessary. Several thresholds can be defined according to the objectives of the manufacturer. Only 1 example has been retained for the present work. This threshold is the mean value of the minimum veneer stiffness profiles of the considered veneer population, defined by Equation (9). $\overline{E_{x_{min},v}}$ is considered as the $\overline{E_{x_{min}}}$ value of a veneer v among a number of veneers n_v of a sample.

$$E_T = \frac{\sum_{v=1}^{n_v} \overline{E_{x_{min},v}}}{n_v} \quad (9)$$

where n_v is the number of veneers of the considered sample

2.6. LVL Panel Composition by Random Veneer Placement

In order to assess the mechanical properties of typical LVL-P beams made of a given class of graded veneers, an algorithm was developed based on the random placement of 60 actually measured veneers in the multi-ply material to simulate the manufacturing of a 15 ply LVL-P type panel. Assuming the thickness of each veneer as exactly 3 mm, this leads to a panel thickness of about 45 mm, which is a typical thickness for LVL-P [1]. The modeled panel length was 3000 mm (obtained by using 4 veneers per ply), so there was a total of 60 veneers per panel.

The algorithm steps are summarized in Figure 6. First, the input data were filled in: theoretical veneer dimensions (clipper width, peeling thickness, distance between scratcher knives), number of plies in the panel, the number of beams to be cut into the panel and their nominal dimensions. A sequence of stacking, listing all theoretical vacant positions where veneers would be assigned, was then created. To compose this sequence, a single theoretical length of veneer in the main grain direction (L_{theo}) was used. This corresponds to the distance between the scratcher knives which define the length of the veneers when peeling the logs. From 1 ply to the next a 1/5 length offset in the sequence of the theoretical length from the abscissa origin was performed. This offset from 1 ply to another, as for industrial classical products, aimed to avoid superimposing the veneer jointing areas and ensure the cohesion of the material. A 1/5 ratio is a good compromise between a too-small offset and a too-premature redundancy of the butt joint area.

In this study, the panel was composed of 60 veneers composed of 72 positions considering veneers at the extremities that were cut in half. In the initial state, the following theoretical information was available for each of the vacant veneer positions (for i from 1 to 72):

- \vec{X} : the axis parallel to the main orientation of the fibres in the panel;
- $X_{i,min,theo}$: in the panel system of the axis, this is the minimum abscissa of the theoretical position of veneer position number i ;
- $X_{i,max,theo}$: in the panel system of the axis, this is the maximum abscissa of the theoretical position of veneer position number i . For each vacant full veneer position, there is $L_{theo} = X_{i,max,theo} - X_{i,min,theo}$;
- The ply number (between 1 and 15 for these 15 ply panels); and
- $X_{i,eccentricity,theo}$: The eccentricity distance. This is the distance between the abscissa of the centre of the panel and the centre abscissa of the theoretical position of the veneer position number i (Equation (10)).

$$X_{i,eccentricity,theo} = \left| -X_{i,centerpanel,theo} + \left(X_{i,min,theo} + \frac{X_{i,max,theo} - X_{i,min,theo}}{2} \right) \right| \quad (10)$$

Each of the positions in the panel was initially considered as available. All vacant positions were first classified in ascending order according to their eccentricity distance. The first vacant position to be assigned was that with the lowest absolute value of the eccentricity distance. This method allowed us to start the algorithm by using full-length veneers, whereas at the ends of the panels many veneers had to be cut (cf. Figure 6). At each loop iteration a veneer was randomly selected from the list and placed in a vacant position. A random choice between placing the veneer at 0° or 180° was made at this step. Each time a veneer was allocated to a position, the theoretical abscissa of the vacant positions was recalculated from its real length, L_{veneer} . The difference between the theoretical length of the vacant position L_{theo} and the actual proper length of the veneer L_{veneer} assigned to it creates an offset, requiring the offset of the following veneer vacant positions in the concerned ply for each loop. Once all the positions requiring full-length veneers were assigned, the end veneers were in turn completed. For simplicity, when a veneer attributed to a ply was cut in 2 parts as required, each of its 2 parts completed both ends of the ply. Again, for each part of veneer the condition of $0^\circ/180^\circ$ for positioning was applied. Once all veneers had been assigned and therefore all plies of the material panel were filled, numerical sawing of the beams in the panel was performed according to the parameterized dimensions.

In this study, for each set of 60 veneers, 150 random panels were simulated. In order to evaluate their bending stiffness, each of them was virtually cut into 5 LVL-P beams of 145 mm in width. This width was chosen to cut beams with the minimum of 18 times the beam height between the lower support ratio from manufactured panels.

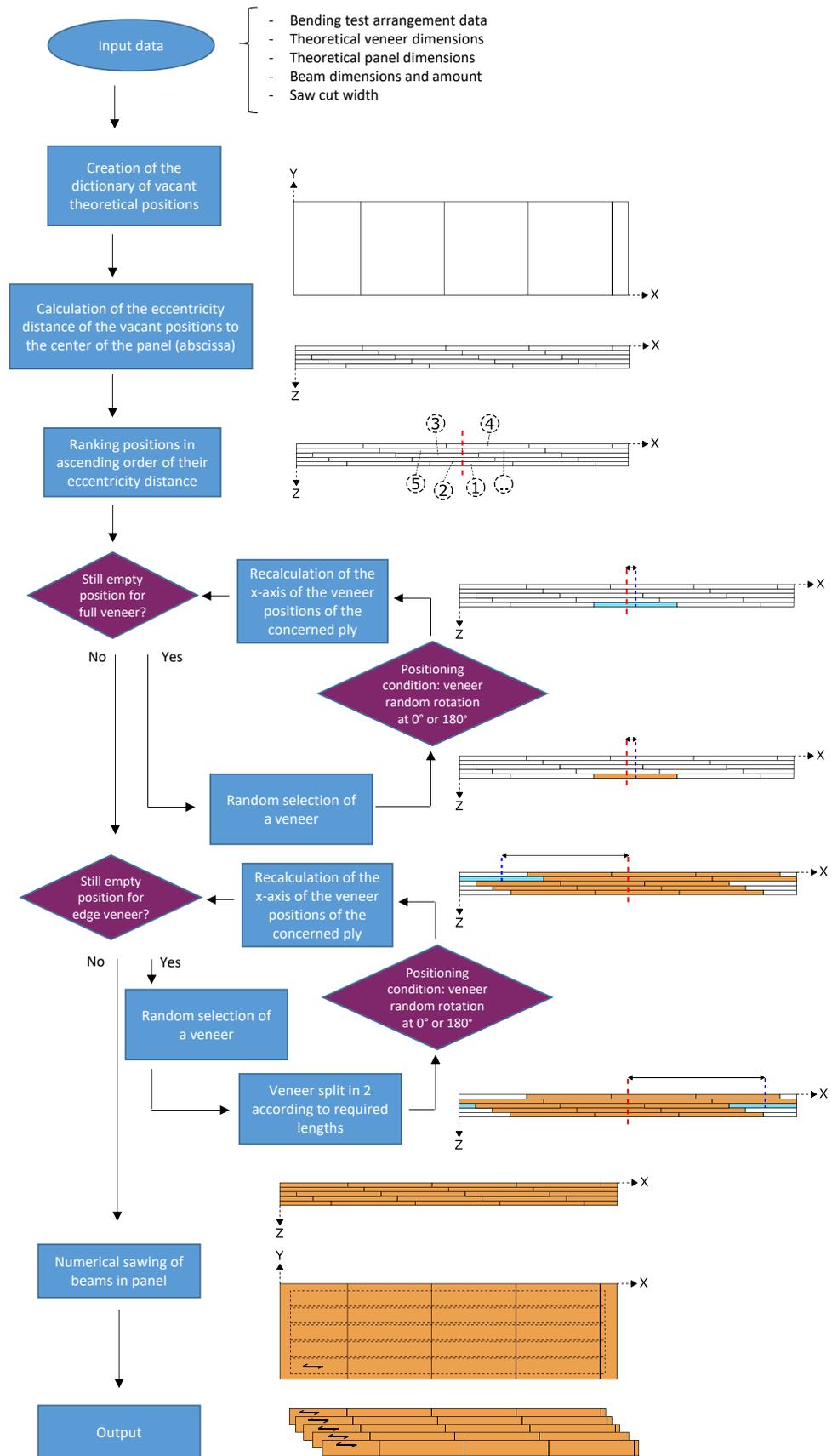


Figure 6. Random veneer placement algorithm.

2.7. Mechanical Properties of Randomly Composed LVL Panels and Beams

This section details the calculation of the criterion used to quantify the mechanical bending performance of the beams randomly generated in bending.

In a first step, the $E_{ply}(x,y)$ value of each ply composing the beam was averaged along the \vec{z} direction to obtain the grid $\overline{E_{beam}}(x,y)$ of the modulus of elasticity along the \vec{x} and \vec{y} direction of each beam according to Equation (11):

$$\overline{E_{beam}}(x,y) = \frac{\sum_{n=1}^{n_{plies}} E_{ply,n}(x,y)}{n_{plies}} \quad (11)$$

where n_{plies} is the total number of plies in the \vec{z} direction.

An effective bending stiffness, EI_{eff} , was calculated for each section of 1 pixel of height in the \vec{y} direction along the \vec{x} direction of the LVL beams in accordance with Equation (12):

$$EI_{eff}(x) = \sum_{y=1}^{n_y} (\overline{E_{beam}}(x,y)I_{gz,\Delta y} + \overline{E_{beam}}(x,y)A_{\Delta y}d_{\Delta y}(x)^2) \quad (12)$$

with

$$I_{gz,\Delta y} = \frac{L_{beam} \times (\Delta y)^2}{12}$$

$$A_{\Delta y} = L_{beam} \times \Delta y$$

where

- n_y is the number of pixels in the \vec{y} direction;
- $I_{gz,\Delta y}$ is the second moment of area of the section of Δy height at a given x position;
- $A_{\Delta y}$ is the area of the section of Δy height at a given x position; and
- $d_{\Delta y}$ is the distance from the neutral fiber of each element. This was calculated at a given x position and took into account the modulus of elasticity variation in the section, as explained in [14].

An equivalent modulus of elasticity, E_{eq} , was calculated according Equation (13), to establish a bending criterion for ranking the beams over their entire length.

$$E_{eq} = \frac{n_x}{I_{gz} \sum_{x=1}^{n_x} \frac{1}{EI_{eff}(x)}} \quad (13)$$

E_{eq} was chosen as the performance indicator for the bending beam because it considers the entire length of the beam in its calculation without considering a specific bending solicitation. Its calculation considers each elemental effective bending stiffness at an x given position as being in a series along the entire length of the beam. The calculation of the equivalent module follows the same principle as that of an equivalent rigidity of several springs in a series. $\overline{E_{eq}}$ is considered as the E_{eq} mean value of beams in a given sample.

3. Results

3.1. A Comparison of Two Sorting Methods

3.1.1. Appearance Sorting

In total, 286 studied veneers were sorted according to the criteria considered in Section 2.5.1 from the EN 635-3 standard [2] relative to knottiness. A differentiation between heartwood and sapwood was also made to highlight distinctions regarding the impact of their morphological and physico-mechanical properties on the modeled performance of LVL products. Figure 7 shows the results of the number of veneers in each appearance class.

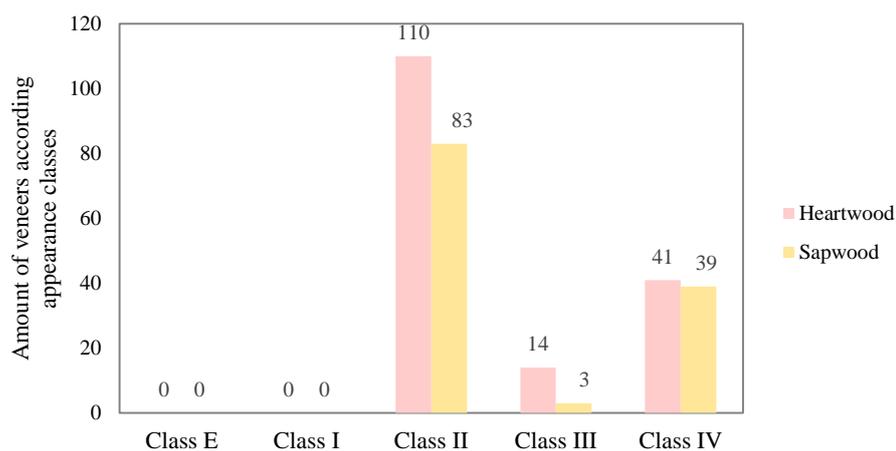


Figure 7. Distribution of veneers by appearance sorting class.

In the veneer sample there were no veneers in Classes E and I, as the criteria for knot size and concentration are very restrictive. This is very typical of veneers from large Douglas-fir trees for which large knots are very common. Class III is very low fill (14 veneers for heartwood, 3 for sapwood, or 5.9% of total amount of veneers). This was due to the standard that permits individual diameters of knots up to 60 mm, while in Class II they are permitted up to 50 mm. In other words, the largest knot of the veneer must be between 50 mm and 60 mm. This criterion was very restrictive as compared to that of Class IV, which allowed diameters of 60 mm and above. With regard to the proportion of heartwood and sapwood in Classes II and IV, it was not possible to draw conclusions regarding the relationship between the distance to the pith of each type of wood and knot sizes because the numbers of total veneers of sapwood and heartwood were different. Given the small number of veneers contained in Class III, the data from these veneers were regrouped with Class IV for the sake of simplicity.

Tukey's HSD test was performed to compare both the appearance criteria and computed criteria with the LOOBAR (Table 4). Populations submitted to an HSD test (Tukey's method) are signaled in the following tables by a lowercase letter. In order to facilitate the reading, a color code for each line was added to highlight the significantly different values (p -value < 0.05) line by line: green for the highest value, red for the lowest value.

Table 4. Data from appearance classes.

	Units	Heartwood		Sapwood	
		Class II	Class III/IV	Class II	Class III/IV
Amount of knots	/	20 (47) a	16 (39) b	9 (40) c	7 (32) c
KSR	%	0.58 (59) b	1.79 (25) a	0.28 (47) c	1.71 (45) a
$\bar{\rho}_{veneer}$	kg/m ³	503 (4.8) d	531 (5.2) c	553 (4.5) b	571 (5.4) a
\bar{H}_{veneer}	d.q.	0.936 (3.7) b	0.887 (3.9) c	0.950 (3.5) a	0.896 (4.8) c
\bar{E}_{veneer}	MPa	13,276 (7.1) b	13,492 (7.9) b	15,207 (6.7) a	14,930 (8.8) a

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p -value = 5% (ANOVA and Tukey's HSD test).

First of all, we can make observations based on knottiness. The KSR value was higher in the lower-quality Class III/IV than in Class II for both heartwood and sapwood, is consistent with the principle of appearance grading. It appears that there were fewer knots in Class III/IV than in Class II for heartwood. For sapwood, the HSD test showed that there were no significant difference in the number of knots between Class II and Class III/IV veneers. There were fewer knots in sapwood than in heartwood,

whereas the KSR values in Class III/IV were similar, showing that sapwood knots were much bigger than heartwood knots, which is consistent with the increasing diameter of a branch along with the growth of the tree.

Sapwood density was higher than that of heartwood, which is a classical effect due to density increase with the distance to the pith within the tree. More surprisingly, for both heartwood or sapwood the average veneer density of Class III/IV was significantly higher than that of Class II. This result may be explained by two effects:

1. The appearance sorting method select veneers with larger knots for the lower-quality Class III/IV. Veneers located far from the pith of the tree should arise (otherwise branches are not large enough). This is wood with a higher density, for the same reason as explained before.
2. Knots are denser than in clear wood and higher KSR values can be observed for class III/IV.

For both sapwood and heartwood, the average standardized Hankinson criterion $\overline{H_{veneer}}$ values were higher for the higher-quality Class II. This criterion is calculated from the measure of local fiber orientation, the variation of which is mainly due to the presence of knots.

The sapwood $\overline{E_{veneer}}$ was significantly higher than that of heartwood, but when looking at the classes from each type of wood (+12.6% between $\overline{E_{veneer}}$ of each type of wood), there was no significant difference according to the HSD test. This can be explained by a compensation phenomenon between the fiber orientation information and density, which results in a lack of real variation of this parameter based on appearance sorting classes.

It can therefore be concluded that, in terms of $\overline{E_{veneer}}$ for these studied batches, each appearance sorting class has similarly variable veneers. Sorting based solely on appearance may therefore not be the most efficient method because it does not take into account important parameters such as density, and it does not differentiate veneers with a few large knots from veneers with many smaller knots. Other sorting methods should therefore be considered.

3.1.2. Stiffness Profile Sorting

The stiffness profiles of all the veneers colored depending on their class were calculated for sapwood and heartwood according to the minimum method, as shown in Figure 8. For the sake of clarity, only one profile of each class is shown in bold and dark colour, while the remaining veneers are shown with a finer width and a clearer color.

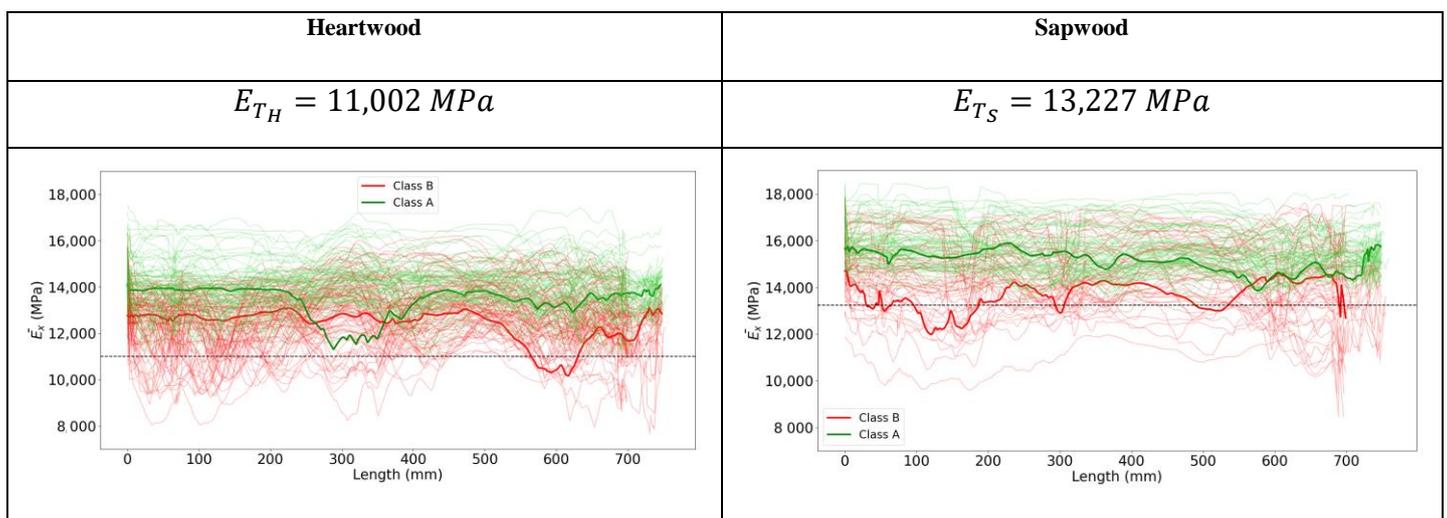


Figure 8. Veneer sorting by stiffness profile according to several methods (12% MC): (a) heartwood, (b) sapwood.

When performing appearance sorting, a single limiting knot is used to classify the veneer. By analogy, sorting by the limiting minimum value of the profile retains the same strategy. It is logical to note that the threshold was higher for sapwood than heartwood, since it was calculated from populations. Figure 9 shows veneer populations in Class A and Class B, including the proportion of each appearance sorting class. Since the threshold was the average of the individual minimum values of the veneer stiffness profiles, there was a logical balanced distribution of veneers between Classes A and B.

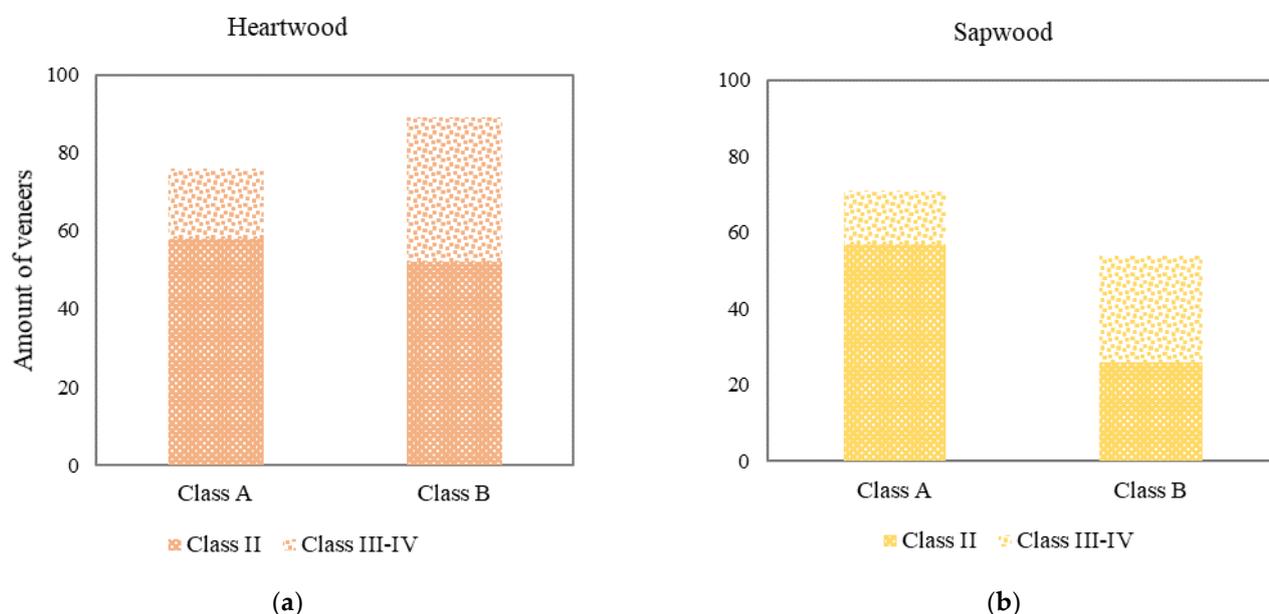


Figure 9. Distribution of veneers according to their sorting class by stiffness profile: (a) heartwood, (b) sapwood.

For heartwood, 76 veneers were distributed in Class A and 89 in Class B. For sapwood, 71 were in Class A and 54 in Class B. Similar proportions of appearance in Class II veneers were found in Classes A and B for heartwood (76.3%) and sapwood (80.3%). This implies, therefore, that 23.7% and 19.7% of appearance-sorted low-quality Class III/IV heartwood and sapwood veneers were incorporated into this new high-quality Class A. Conversely, 58.4% heartwood and 48.1% sapwood in appearance-sorted Class II veneers represented Class B. These results mean either that the distribution of the knots of these Class B veneers was concentrated in verticils, resulting in a minimum localized value, or that their density was in the low band. According to this approach (computed $\bar{E}_x(x)$) and chosen threshold, the appearance quality sorting is a very poor criterion for the grading of veneers from this Douglas-fir resource from a mechanical application perspective. Table 5 shows data regarding stiffness profile classes. This should be compared with Table 4.

Table 5. Data from stiffness profile classes.

	Units	Heartwood		Sapwood	
		Mean Value (CoV%)		Mean Value (CoV%)	
		Class A	Class B	Class A	Class B
Amount of knots	/	16 (43) b	21 (45) a	8 (36) c	8 (41) c
KSR	%	0.70 (82) b	1.22 (56) a	0.45 (98) c	1.16 (85) a
$\bar{\rho}_{veneer}$	kg/m ³	523 (5.3) c	504 (5.2) d	563 (4.4) a	553 (5.7) b
\bar{H}_{veneer}	d.q.	0.941 (3.1) a	0.902 (4.7) b	0.953 (2.5) a	0.905 (5.7) b
\bar{E}_{veneer}	MPa	13,996 (5.8) c	12,784 (6.0) d	15,575 (5.0) a	14,479 (8.3) b

Values followed by a different letter within a column are statistically different at p -value = 5% (ANOVA and Tukey HSD test).

It can be noted that the trends were no longer the same as those observed with appearance sorting. The upper class by stiffness profile (Class A) was now denser than

the lower class (Class B) (+3.8% for heartwood, +1.8% for sapwood), whereas the reverse was true for appearance sorting classes (−5.3% and −3.1%, respectively). For the normalized Hankinson mean value $\overline{H_{veneer}}$ criterion, Class A was always higher than Class B (+4.3% and +5.3%), but the differences were now logically less important than for appearance sorting (+5.5% and +6.0%). This trend was also logically followed for KSR. For the averaged local modulus of elasticity mean value $\overline{E_{veneer}}$, there were now significant differences between Class A and Class B. Class A had veneers with higher average values of +9.5% and +7.6%, respectively, with regard to Class B veneers. When sapwood veneers presented a higher $\overline{E_{veneer}}$ than heartwood, the Class A heartwood $\overline{E_{veneer}}$ value was 13,996 MPa, slightly higher than the Class II appearance value of 13,276 MPa.

3.2. Comparison of LVL Mechanical Performance According to Sorting Method and Classes

Figure 10a,b presents an example of a regular grid of the local modulus of elasticity averaged over the 15 plies ($\overline{E_{beam}}(x,y)$) of the LVL beam randomly generated from veneers classified in Class A that are relatively well homogenized.

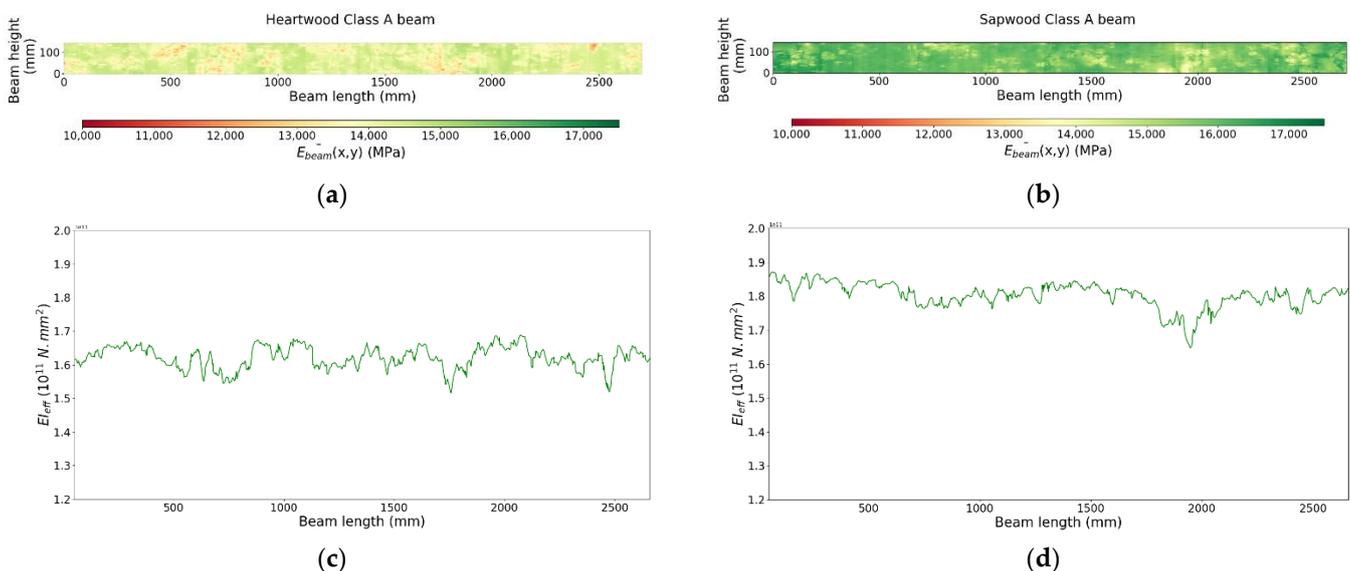


Figure 10. Random beams: (a) heartwood $\overline{E_{beam}}(x,y)$, (b) sapwood $\overline{E_{beam}}(x,y)$, (c) heartwood $E_{eff}(x)$ profile, (d) sapwood $E_{eff}(x)$ profile.

Figure 10c,d shows an example of an effective stiffness profile of beams. Because of its overall constant appearance, this makes it possible to observe the homogeneity in terms of the E_{eff} profile of the random placement of heterogeneous veneers in the material.

In total, 150 random panels from each class were modeled, in which 5 beams were digitally cut. When a class had fewer than 60 veneers, some were doubled representatively of the forest plots and logs which composed the batches. These beams were then tested by the analytical calculation model. The aim was therefore to be able to compare the performance of beams composed of veneers from classes. $\overline{E_{eq}}$ was calculated for each class. Figure 11 shows results for each class.

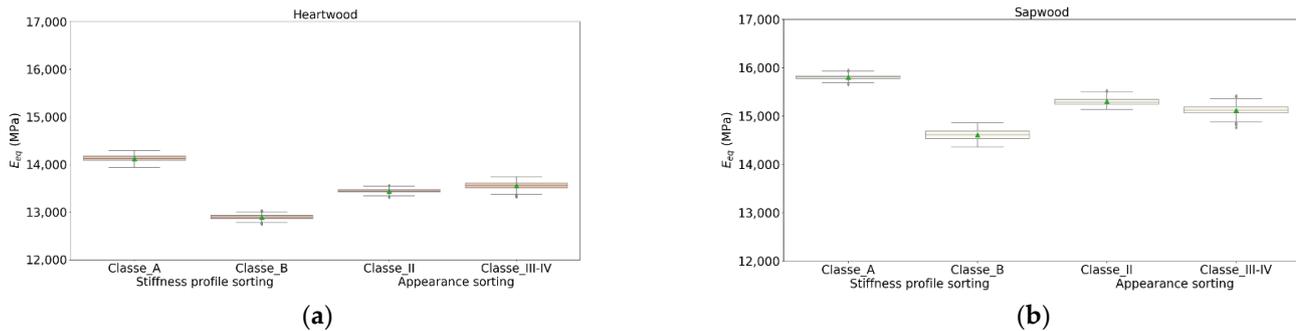


Figure 11. E_{eq} criteria according classes (12% MC): (a) heartwood, (b) sapwood.

In the case of profile sorting, the E_{eq} results of panel beams made up of Class A veneers were higher than those of Class B beams. The consideration of fiber orientation and density in the grading methodology appears to be more effective because it reveals a better discrimination of qualities between upper and lower classes than the actual standard of appearance sorting.

To ensure the reliability of the $\overline{E_{eq}}$ results, 150 control random panels were generated for each class. It appears that for the results presented, the maximum relative difference between sample presented and control samples $\overline{E_{eq}}$ was always less than 0.2%.

For sapwood, it is noted that the beams from the Class A random panels, which is the top-graded class, had an $\overline{E_{eq}}$ that was 8.2% higher than that of the Class B random beams (15,805 MPa vs 14,610 MPa). The difference between appearance-sorted Classes II and III/IV averaged 1.2% (15,301 MPa vs 15,119 MPa). For heartwood, there was a 9.6% difference (14,126 MPa vs 12,894 MPa) between Class A and Class B beams. By comparison, the difference between appearance-sorted classes II and III/IV was on average equivalent (13,442 MPa vs 13,555 MPa). It can therefore be concluded that the sorting by stiffness profile is much more selective and nicely dissociates the product qualities from the local modulus.

It is interesting to put these results into perspective with those of Tables 4 and 5. There was a very minor gap between the $\overline{E_{veneer}}$ of the veneers and the E_{eq} of the beams randomly modeled for each class, whether they were from visual sorting or profile sorting (maximum 1.4% relative gap).

4. Discussion

This article provides the first results of veneer sorting based on both fiber orientation and density considerations.

It was shown that veneer sorting by stiffness profile computed from fiber orientation measurement and density mean values theoretically leads to more efficient grading than appearance grading based on knottiness to obtain a higher stiffness. It is important to remember that this conclusion is based on modeling results that allowed us to obtain a large number of results, which would not be attainable by experimental tests (a total of 600 panels or 3000 beams were generated). However, the conclusion should be trusted because the mechanical model principles relies on a method which has been successfully applied to sawn timber [10,27]. Furthermore, in the second part of this series of articles [28], the present modeling method is successfully compared to experimental measurement with some very different testing configurations.

It should be noted that only one particular method to separate the batch of veneers in two classes has been tried, but many others could have been considered. In addition, the limited studied veneer population, especially by practicing a heartwood/sapwood differentiation, does not allow for the creation of more than two classes. With more veneers and even more varied forest stands, more classes would be possible. This could take place for instance by using a percentile of stiffness instead of the mean value or global value, which can rely on strength classes (EN 338 standard [29]). In this article,

the “minimum method”, based on the analogy of appearance grading, may not be sufficient. Use of the stiffness profile minimum and the MOE mean value of veneers computed into a single multi-criteria score may be better.

This sorting method, based on the modeling of local mechanical properties by density and local fiber orientation measurement, offers very interesting potential for the peeling industry. Since the thresholds are calculated from measured veneers, a two-step procedure for implementing this sorting method could be proposed. An initial phase of representative resource measurement for considered species could be performed to calculate the thresholds. Sorting could then be implemented, and the calculation of thresholds refined by the continuously generated data. The moisture-sorting process existing in the industry, which allows for the discrimination of heartwood and sapwood, can be seen has a form of quality sorting in itself, which can lead to dissociated application fields. Heartwood, due to its durability, can be used in outdoor structures such as bridges. Sapwood, with better intrinsic properties due in part to its higher density, it can be used in heavy-stressed indoor or outdoor construction with the application of protective products.

Author Contributions: Conceptualization, R.D.; methodology, R.D.; software, B.R. and R.D.; validation, G.P., S.G., and L.D.; formal analysis, R.D.; investigation, R.D., G.P., S.G., and L.D.; resources, B.R., B.M., and J.V.; data curation, R.D.; writing—original draft preparation, R.D.; writing—review and editing, R.D., G.P., S.G., L.D., B.R., J.V., and B.M.; visualization, R.D.; supervision, G.P., S.G., and L.D.; project administration, L.D. and G.P.; funding acquisition, G.P., B.M., B.R., and L.D. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Funding: This study was funded by the region of Burgundy Franche-Comté and the TreeTrace project subsidized by ANR-17-CE10-0016-03. This study was performed thanks to the partnership built by BOPLI, a shared public-private laboratory built between the Bourgogne Franche-Comté region, LaBoMaP, and the BRUGERE company.

Data Availability Statement: The data presented in this study are available on request from the corresponding author. The data are not publicly available due to industrial application confidentiality.

Acknowledgments: Thanks to Jean-Claude Butaud for the experimental task preparation and execution. Thanks to Remy Frayssinhes in the peeling task.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest. The funders had no role in the design of the study; in the collection, analyses, or interpretation of data; in the writing of the manuscript, or in the decision to publish the results.

References

1. *LVL Handbook Europe*; Federation of the Finnish Woodworking Industries: Helsinki, Finland, 2019.
2. NF EN 635-3. Plywood. Classification by Surface Appearance. Part 3 : Softwood. 1 July 1995. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1244973?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).
3. Faydi, Y.; Viguier, J.; Pot, G.; Daval, V.; Collet, R.; Bleron, L.; Brancheriau, L. Modélisation des propriétés mécaniques du bois à partir de la mesure de la pente de fil. In Proceedings of the 22^e Congrès Français de Mécanique, Lyon, France, 24–28 August 2015.
4. Viguier, J.; Marcon, B.; Girardon, S.; Denaud, L. Effect of Forestry Management and Veneer Defects Identified by X-ray Analysis on Mechanical Properties of Laminated Veneer Lumber Beams Made of Beech. *BioResources* **2017**, *12*, 6122–6133, doi:10.15376/biores.12.3.6122-6133.
5. Nyström, J. Automatic measurement of fiber orientation in softwoods by using the tracheid effect. *Comput. Electron. Agric.* **2003**, *41*, 91–99., doi:10.1016/S0168-1699(03)00045-0.
6. Simonaho, S.-P.; Tolonen, Y.; Rouvinen, J.; Silvennoinen, R. Laser light scattering from wood samples soaked in water or in benzyl benzoate. *Opt.-Int. J. Light Electron Opt.* **2003**, *114*, 445–448.
7. Purba, C.Y.C.; Viguier, J.; Denaud, L.; Marcon, B. Contactless moisture content measurement on green veneer based on laser light scattering patterns. *Wood Sci. Technol.* **2020**, *54*, 891–906, doi:10.1007/s00226-020-01187-0.
8. Jehl, A.; Bleron, L.; Meriaudeau, F.; Collet, R. Contribution of slope of grain information in lumber strength grading. In Proceedings of the 17th International Nondestructive Testing and Evaluation of Wood Symposium, Sopron, Hungary, 14–16 September 2011.
9. Jehl, A. Modélisation du Comportement Mécanique Des Bois de Structures Par Densitométrie X ET Imagerie Laser. Ph.D. Thesis, ENSAM, Cluny, France, 2012.
10. Viguier, J.; Bourreau, D.; Bocquet, J.-F.; Pot, G.; Bléron, L.; Lanvin, J.-D. Modelling mechanical properties of spruce and Douglas fir timber by means of X-ray and grain angle measurements for strength grading purpose. *Eur. J. Wood Wood Prod.* **2017**, *75*, 527–541, doi:10.1007/s00107-016-1149-4.
11. Olsson, A.; Oscarsson, J.; Serrano, E.; Källsner, B.; Johansson, M.; Enquist, B. Prediction of timber bending strength and in-member cross-sectional stiffness variation on the basis of local wood fibre orientation. *Eur. J. Wood Wood Prod.* **2013**, *71*, 319–333, doi:10.1007/s00107-013-0684-5.

12. Hu, M.; Olsson, A.; Johansson, M.; Oscarsson, J. Modelling local bending stiffness based on fibre orientation in sawn timber. *Eur. J. Wood Prod.* **2018**, *76*, 1605–1621, doi:10.1007/s00107-018-1348-2.
13. Hu, M.; Johansson, M.; Olsson, A.; Oscarsson, J.; Enquist, B. Local variation of modulus of elasticity in timber determined on the basis of non-contact deformation measurement and scanned fibre orientation. *Eur. J. Wood Wood Prod.* **2015**, *73*, 17–27, doi:10.1007/s00107-014-0851-3.
14. Viguier, J.; Bourgeay, C.; Rohumaa, A.; Pot, G.; Denaud, L. An innovative method based on grain angle measurement to sort veneer and predict mechanical properties of beech laminated veneer lumber. *Constr. Build. Mater.* **2018**, *181*, 146–155, doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.06.050.
15. Frayssinhes, R.; Girardon, S.; Denaud, L.; Collet, R. Modeling the Influence of Knots on Douglas-Fir Veneer Fiber Orientation. *Fibers* **2020**, *8*, 54, doi:10.3390/fib8090054.
16. Lutz, J.F. Heating veneer bolts to improve quality of Douglas-fir plywood. Report No. 2182. Presented at Section Meeting of the Forest Products Research Society, Bellingham, WA, USA, 8–9 February 1960.
17. Stefanowski, S.; Frayssinhes, R.; Grzegorz, P.; Denaud, L. Study on the in-process measurements of the surface roughness of Douglas fir green veneers with the use of laser profilometer. *Eur. J. Wood Prod.* **2020**, 555–564, <https://doi.org/10.1007/s00107-020-01529-6>.
18. Mothe, F.; Marchal, R.; Tatischeff, W.T. Heart dryness of Douglas fir and ability to rotary cutting: Research of alternative boiling processes. 1. Moisture content distribution inside green wood and water impregnation with an autoclave. *Ann. For. Sci.* **2000**, *57*, 219–228. Available online: <https://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=FR2000003808> (accessed on 29 October 2020).
19. NF-EN-322. Panneaux à Base de Bois-Determination de L’humidité. 1 June 1993. Available online: https://cobaz-afnor-org.rp1.ensam.eu/notice/norme/nf-en-322/FA020887?rechercheID=1757547&searchIndex=1&activeTab=all#id_lang_1_descripteur (accessed on 8 June 2021).
20. OpenCV. Available online: <https://opencv.org/> (accessed 11 June 2021).
21. Tropix 7. Les Principales Caractéristiques Technologiques de 245 Essences Forestières Tropicales-Douglas. 2012. Available online: <https://tropix.cirad.fr/FichiersComplementaires/FR/Temperrees/DOUGLAS.pdf> (accessed 29 October 2020).
22. NF EN 384+A1. Structural Timber-Determination of Characteristic Values of Mechanical Properties and Density. 21 November 2018. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1539784?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).
23. Pollet, C.; Henin, J.-M.; Hébert, J.; Jourez, B. Effect of growth rate on the physical and mechanical properties of Douglas-fir in western Europe. *Can. J. For. Res.* **2017**, *47*, 1056–1065, doi:10.1139/cjfr-2016-0290.
24. Hankinson, R.L. Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. *Air Serv. Inf. Circ.* **1921**, *3*, 16.
25. Forest Products Laboratory and United States Department of Agriculture, Forest Service. *Wood Handbook, Wood as an Engineering Material*; General Technical Report FPL-GTR-190; Forest Products Laboratory and United States Department of Agriculture: Madison, WI, USA, 2010.
26. ImageJ. ImageJ Wiki. Available online: <https://imagej.github.io/software/imagej/index> (accessed 23 June 2021).
27. Olsson, A.; Pot, G.; Viguier, J.; Faydi, Y.; Oscarsson, J. Performance of strength grading methods based on fibre orientation and axial resonance frequency applied to Norway spruce (*Picea abies* L.), Douglas fir (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco) and European oak (*Quercus petraea* (Matt.) Liebl./*Quercus robur* L.). *Ann. For. Sci.* **2018**, *75*, 102, doi:10.1007/s13595-018-0781-z.
28. Duriot, R.; Pot, G.; Girardon, S.; Denaud, L. New perspectives for LVL manufacturing wood of heterogeneous quality—Part. 2: Modeling and manufacturing of bending-optimized beams. to be defined.
29. NF EN 338. Structural Timber-Strength Classes. 1 July 2016. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1413267?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).

3.4 Synthèse et perspectives

Cet article propose une méthodologie de tri de placages basée sur l'exploitation des informations modélisées de modules élastiques locaux. Elle n'est évidemment pas la seule mais elle a été pensée sur la base d'une analogie avec la norme EN 635-3, où la taille ou la concentration de défauts sont limitantes, ce qui permet de classer les placages. Ici, c'est la valeur minimum du profil élastique moyenné dans la direction tangentielle du placage qui a été employée pour ce tri. Cette partie illustre principalement la nécessité de prendre en considération des paramètres physico-mécaniques pertinents pour classer efficacement les placages, et souligne l'écart qui peut être constaté entre les performances des LVL fabriqués (ici, virtuellement) à partir des classes visuelles et de celles LVL fabriqués à partir des classes de profils de rigidité.

La détermination des cartographies de module élastique local a été effectuée à partir d'informations d'orientation de la pente de fil localisée, ainsi que d'une information de densité moyennée à l'échelle du placage entier. Le potentiel de l'utilisation de l'effet trachéide dans la détermination de la densité de surface (et donc par faible épaisseur d'une hypothèse de densité localisée sur placage) reste à explorer, afin d'obtenir une modélisation locale plus fine par une extraction d'autres informations fournies par les ellipses. Des travaux existent en ce sens, montrant que le ratio entre le grand axe et le petit axe livrent une information sur la densité locale de surface [91]. Il est certain que l'exploitation d'un instrument tel que le LOOBAR dans la détermination de propriétés physiques localisées n'en est qu'à ses prémises, et peut contribuer au développement de produits LVL aux performances de propriétés mécaniques maîtrisées.

Il aurait été intéressant dans cette étude de confronter expérimentalement les modules d'élasticité longitudinaux modélisés des placages (moyenne des cartographies de modules) à une mesure de leur module élastique moyen par une technologie telle que la méthode ultrasonore. L'équation de Hankinson est dépendante de paramètres qui peuvent être issus de la littérature ou adaptés à l'échantillon, et ces mesures expérimentales aurait pu contribuer à caler ces paramètres par un calcul du module longitudinal « fibre ». Par ailleurs, une détermination de module d'élasticité longitudinal expérimental par un essai de traction sur les placages pourrait aussi être envisagé, mais là encore, la fragilité des placages de cette ressource rend cette proposition d'expérimentation très fastidieuse, et sans garantie de succès. Il faut par ailleurs garder à l'esprit que la mesure de l'angle de fibre ne permet que d'avoir l'angle dans le plan du placage, et non l'angle dans l'espace. Bien que les placages soient de faible épaisseur, l'absence de prise en compte de l'angle de plongée du fil, symbolisé dans la littérature par l'angle β , a un impact certain sur la rigidité du placage, ce qui nuit très certainement à la précision de la modélisation. Une modélisation de l'angle de plongée du fil en fonction de la distance au nœud d'après les équations de Foley pourrait être un élément de perspective.

L'algorithme de placement aléatoire développé et présenté dans cet article constitue un outil permettant de générer des échantillons de poutres virtuelles et d'ainsi estimer les performances élastiques de poutres dont la fabrication s'est faite sans volonté d'optimiser le

3 - Tri en ligne des placages selon leur potentiel mécanique

placement des placages. Cependant, cet algorithme est voué à évoluer car la connaissance des propriétés locales des placages ouvre la voie vers une optimisation des performances des poutres.

4 - Optimisation en flexion de poutres

4.1 Introduction du chapitre

Le processus de fabrication des multiplis de type LVL permet la prise de compte de la qualité des placages dans la manière dont ils vont être intégrés dans les plis du matériau. Pour garantir les propriétés mécaniques des produits tout en valorisant au mieux une ressource hétérogène telle que le douglas, il convient donc d'adopter une méthodologie d'optimisation de placement des placages dans le LVL.

Le LVL présente l'avantage de permettre d'homogénéiser la répartition des défauts en sélectionnant la position adéquate dans le panneau. Cependant, dans le cas de poutres soumises à des efforts de flexion, est-ce qu'une homogénéisation de la qualité des placages serait la stratégie la plus efficace pour tirer le meilleur de ces poutres ? Les moments de flexion étant généralement variables le long de la poutre, on peut donc estimer qu'une homogénéisation de la qualité des placages dans la longueur du matériau induirait des surperformances localisées là où le moment de flexion est le plus faible.

La stratégie de placement optimisé des placages est inspirée par le principe de poutre à inertie variable pour l'utilisation du lamellé-collé [92] et pour les poutre de LVL [5], où la géométrie de la section est adaptée (ici par la variation de hauteur) à l'évolution des contraintes en flexion le long de la poutre. Du point de vue de la rigidité en flexion effective $EI_{\text{eff}}(x)$ de la poutre, cela permet de faire varier la valeur du moment quadratique de la poutre $I_{Gz}(x)$, par le paramètre de hauteur (h) en fonction de la position x en longueur, comme montré dans la Figure 34.

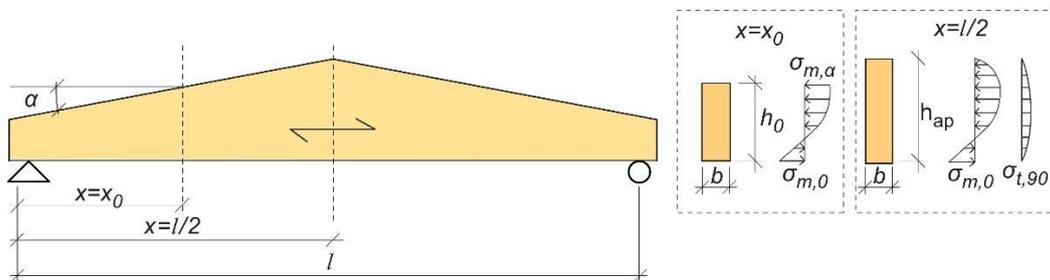


Figure 34 : Poutre à inertie variable à double décroissance avec répartition réelle et non linéaire des contraintes de flexion et perpendiculaires au fil à $x=x_0$ et à mi-travée [92]

Dans le chapitre précédent, la notion de qualité de placages a été introduite par leur classement en fonction de leur profil de rigidité obtenu à partir d'une mesure de la masse volumique et de la pente de fil locale des placages. L'idée principale est ici d'exploiter et de valoriser les différences des qualités des placages afin de les placer de manière la plus efficace par rapport au moment de flexion. La démarche consiste à faire évoluer la rigidité efficace de la poutre en concordance : on propose ainsi le principe de poutre à rigidité variable.

Les gains en termes de performances entre poutres à rigidité et à inertie variable sont différents par nature. La rigidité est limitée par le module d'élasticité maximum que peut atteindre le matériau (19 000 MPa) comparé à sa valeur moyenne (15 000 MPa) soit une

possibilité d'augmentation moyenne grossière de 25%. Les poutres à inertie variable sont dimensionnées spécifiquement pour une intégration mécanique ajustée de la poutre dans une structure et une reprise calculée des efforts. Concernant ce principe de poutres à rigidité variable, le principe est de composer avec la contrainte de l'hétérogénéité des placages, et de constituer un matériau dont l'agencement des placages dans le multiplis maximisera les performances de la poutre à partir d'une ressource donnée.

L'amélioration de la rigidité passe donc par la limitation de la présence de nœuds, pénalisant pour la résistance, et le choix des placages les plus denses là où les contraintes de flexion sont maximales. Dans une hypothèse de valorisation de placages toutes qualités confondues, la performance mécanique du produit finale présente néanmoins une forte possibilité d'optimisation...

4.2 Démarche expérimentale

Cette partie présente la fabrication de panneaux de LVL avec une répartition de placages optimisée vis-à-vis de la résistance à la flexion et du module local. Quatre panneaux ont été constitués numériquement à partir des cartographies de module élastique longitudinal modélisées des placages, puis ont été fabriqués selon la même séquence d'empilement. Des poutres virtuelles et leur jumeau réel ont été débités pour être testés mécaniquement par un essai destructif en flexion.

En configuration de flexion quatre points, mais pas seulement, le principe équivaut à placer les placages de mauvaise qualité aux extrémités (contrainte de flexion nulle), et les placages de meilleure qualité au milieu (contrainte de flexion maximale). Les placages de basses qualités restent généralement assez résistants quant à la contrainte de cisaillement aux appuis. De fait, les placages de meilleures qualités, de densité plus importante et une pente de fil plus faible (fil droit) par rapport à la moyenne, auront tendance à être placés au milieu du panneau. Cependant, cette stratégie doit être à même de classer les placages relativement entre eux, afin de pouvoir composer des produits aux propriétés mécaniques maximisées tout en permettant d'être adaptatif à des ressources de placages hétérogènes en qualités. Dans l'hypothèse d'une valorisation de gros bois de douglas qui tend plutôt vers des placages noueux à forte variation de pente de fil, on comprend que tirer profit du principe d'homogénéisation des zones de perturbation du fil que permet le LVL est un enjeu important afin de garantir de bonnes propriétés du produit.

Le placement des placages a été assuré numériquement par un algorithme, évolution de celui du chapitre précédent qui constituait simplement à disposer aléatoirement les placages dans chacun des plis. Chaque placage est ainsi considéré par son profil moyenné de module élastique longitudinal et est trié selon ce critère. Dans la partie précédente, la valeur minimale était employée pour classer les placages. Dans cette partie, c'est la valeur moyenne de la cartographie complète du placage qui est utilisée. La raison est la suivante : alors que les placages étaient classés par la valeur de leur point faible en considérant cette valeur minimum, utiliser la valeur moyenne du profil de rigidité permet en revanche d'apprécier la qualité de chaque placage de manière globale. Le fait que la présence d'un nœud ou d'un verticille de nœuds puisse localement pénaliser un placage peut être compensé par les placages voisins et

4 - Optimisation en flexion de poutres

bénéficier de l'effet lamellation. Une fonction permettant cette homogénéisation à travers les autres plis par tests successifs de placements selon plusieurs rotations du placage a été ajoutée.

Dans cette étude aubier et duramen ont été différenciés afin d'étudier les écarts de propriétés mécaniques des poutres constituées par les deux types de bois. De plus, pour l'un des deux panneaux d'aubier, la logique de placement a été inversée, menant à la fabrication d'un panneau à optimisation défavorable afin de quantifier les écarts de performances des poutres uniquement dues au placement des placages dans les plis.

Dans un process de fabrication standard de LVL, les placages sont déposés et décalés d'un pli sur l'autre d'environ 120 mm. Le but est ainsi de maximiser les performances en résistance du matériau en plaçant les jointures entre placages à distance suffisante [5] pour ne pas créer une faiblesse locale (effet jointure).



Figure 35. Décalage des placages en amont de la phase de pressage [5]

Dans cette étude, cet ordre de grandeur de décalage a été respecté avec une marge supplémentaire ($1/5^{\text{e}}$ de longueur de placage de décalage, soit environ 150 mm.). Cela s'explique par le fait que le process industriel utilise la technique du « scarf » entre les placages d'un même pli pour éviter tout manque de matière dans ces zones de jointures. Le matériel expérimental utilisé ne permettant pas de les réaliser sur nos panneaux, cela exposait à la formation de cages, ou zones de vide de matière. La cote de décalage a ainsi pu limiter le nombre de cages qui potentiellement peuvent se superposer dans l'épaisseur.

4.3 Article publié dans le journal Forests

**New Perspectives for LVL Manufacturing from Wood of Heterogeneous Quality—
Part 2: Modeling and Manufacturing of Variable Stiffness Beams**

Robin Duriot, Guillaume Pot, Stéphane Girardon, Louis Denaud

Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France

10.3390/f12091275

Article

New Perspectives for LVL Manufacturing from Wood of Heterogeneous Quality—Part 2: Modeling and Manufacturing of Variable Stiffness Beams

Robin Duriot *, Guillaume Pot, Stéphane Girardon and Louis Denaud

Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny F-71250, France; guillaume.pot@ensam.eu (G.P.); stephane.girardon@ensam.eu (S.G.); louis.denaud@ensam.eu (L.D.)

* Correspondence: robin.duriot@ensam.eu

Abstract: This paper presents a new strategy in the use of wood of heterogeneous quality for composing LVL products. The idea is to consider veneers representative of the resource variability and retain local stiffness information to control panel manufacturing fully. The placement of veneers is also no longer random as in the first part of this group of papers but optimized for the quality of veneers according to the requirement of bending stresses along the beam. In a four-point bending test arrangement, this means the high-quality veneer is concentrated in the center of the beam in the area between the loading points where the bending moments are the most important, and the low quality is located at the extremities. This initiates the creation of variable stiffness beams. This is driven by an algorithm developed and tested on representative veneer samples from the resource. Four LVL panels were manufactured by positioning the veneers in the same positions as in an analytical calculation model, which allowed the calculation of beam mechanical properties in four-point bending. The proposed optimization of LVL manufacturing from variable quality veneers should help for more efficient usage of forest resources. This optimization strategy showed notable gains for modeled and experimental mechanical properties, whether in terms of stiffness or strength. The analytical calculation of the local modulus of elasticity from modeled beams was satisfactory compared to the tests of the manufactured beams test results, allowing the reliability of the model for this property to be confirmed.

Keywords: laminated veneer lumber; Douglas-fir; heartwood; sapwood; bending optimization; veneer quality; four-point bending; local fiber orientation

Citation: Duriot, R.; Pot, G.; Girardon, S.; Denaud, L. New Perspectives for LVL Manufacturing from Wood of Heterogeneous Quality—Part 2: Modeling and Manufacturing of Variable Stiffness Beams. *Forests* 2021, 12, 1275. <https://doi.org/10.3390/f12091275>

Academic Editor: Ladislav Reinprecht and Ján Iždinský

Received: 15 July 2021

Accepted: 15 August 2021

Published: 17 September 2021

Publisher's Note: MDPI stays neutral with regard to jurisdictional claims in published maps and institutional affiliations.



Copyright: © 2021 by the authors. Submitted for possible open access publication under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

1. Introduction

The laminated veneer lumber (LVL) is a lamellar composite material made of veneers from the rotary-peeling process. This material has several advantages. First, unlike sawn timber, it allows for a better distribution of defects within the material to avoid defects superimposition and thus homogenizes them in the product. Second, it can allow optimizing the placement of veneers according to their quality depending on the product's performance needs. This is a very important advantage, particularly on very heterogeneous woods in terms of density and number and size of defects, such as large Douglas-fir woods.

In the peeling industry, the sorting of veneers to differentiate their quality is usually performed according to appearance criteria (knot size, slots, resin pockets, etc.) based on EN 635-3 standard [57]. This classification is generally practiced by the intervention of cameras integrated on the panel-making line. In the first part of the series of articles [90], it was shown that local modeling of elastic properties from local fiber orientation and average density could establish quality sorting criteria, giving sorting

results significantly different from the standard sorting method. Now, distributing this high-quality heterogeneity of veneers using their local mechanical properties to obtain the best possible performance of the material is a major issue. The scientific literature presents extensive work on the consideration of veneers of different quality in LVL. Until now, a number of works have been aimed at upgrading inexpensive or low-grade veneers with better quality veneers while maximizing the bending properties of the material. Different LVL stacking sequences mixing beech and poplar plies were also tested in edgewise bending by Burdulu et al. [3]. It is not surprising that the configuration with the greatest number of beech plies, the denser species, provided the best performance in terms of bending stiffness and strength. Chen et al. [4] also presented similar findings in a hybrid bamboo-poplar LVL. They also performed flatwise bending tests that highlighted the importance of veneer quality depending on their distance to neutral fiber in this configuration. Hybrid LVL was also tested in [5] with acacia mangium and rubberwood. This was exclusively done by varying the species according to the plies, showing improvements in flatwise bending stiffness and strength when more dense species were used. All these literature results dealt with sequencing different species or qualities of veneers in the thickness of LVL, but to the authors' knowledge, the optimization of the distribution of veneers of heterogeneous qualities along the product length has never been done before. It can be useful when LVL is used as slender beams loaded in edgewise bending.

This article belongs to a group of papers, whose first one is [90], which is dedicated to the use of heterogeneous species, such as large French Douglas-fir, in LVL manufacturing. In this first paper, the determination of local veneer properties by fiber orientation measurement integrated into the peeling line and veneer density enabled the establishment of a criterion to classify them according to their expected mechanical quality. Batches of veneers from the same classes were used to compose virtual panels with a random positioning of veneers. Panels were then virtually cut into beams, which were analyzed according to their equivalent modulus of elasticity to conclude the influence of sorting on the mechanical properties of the lamellar product. The aim was to propose an innovative grading method based on physical–mechanical properties and not just defects observed visually as it is performed for plywood industry (EN 635-3 standard), in order to manufacture reliable structural products.

However, the disadvantage of this random positioning of veneers is if the mechanical properties are rather low on average, consequently the mechanical properties of the LVL material will be low too. The sorting of the veneers can solve this issue but could lead to poor yields. However, in a beam subjected to bending, the stress is not homogeneous; thus, homogenized beams are partly oversized. Therefore, beams could be actually produced with heterogeneous mechanical properties to optimize utilization of raw material: using rather low-quality veneers where stress is low and high-quality veneers where stress is high. Mixing veneer qualities in a LVL beam is a challenge in the development of structural materials, as it means in this present context to consider the variability of the Douglas-fir resource to create beams with the highest possible mechanical properties.

The objectives of the present paper are multiple. First, a new strategy in the use of wood of heterogeneous quality for composing LVL products will be presented, enabling the quality of veneers to be optimized according to the requirement of bending stresses along the beam. This optimization is driven by a declination of a random veneer positioning panel manufacturing algorithm presented in [90]. Second, optimized panels were manufactured from a sample of veneers representative of the considered resource and were tested experimentally according to applicable standards [6,7]. The aim was both to draw conclusions on the model accuracy and to be able to estimate the performance of optimized beams realistically. In addition, to estimate the gains and losses in the mechanical properties of the optimized beams. Random beams from the same veneers were made numerically, simulating manufacturing without the view to optimizing panels. Finally, comparisons with beams from the different sorting methods

from [90] were made so that the effects of grading could be estimated against the effects of optimized veneer placement.

2. Materials and Methods

First, this part explains how the veneers' longitudinal modulus of elasticity was calculated in relation to Part 1 [90], taking into account possible variations in the relationship between modulus of elasticity and density. Then, the algorithm developed to optimize the longitudinal position of the veneers within the laminate according to their quality is presented. Finally, the experimental manufacturing of optimized panels is described, as well as the equations involved in the calculation of mechanical properties, determined experimentally and analytically.

Table 1 contains the nomenclature listing the main symbols used.

Table 1. Nomenclature.

List of Main Symbols			
$\overline{\rho_{veneer}}$	Averaged veneer density at 12% moisture content (kg.m ⁻³);	$\overline{E_{veneer}}$	Averaged local modulus of elasticity on all veneer surface (MPa);
$\theta(x, y)$	Local fiber orientation angle (°);	$\overline{E_x(x)}$	Stiffness profile: averaged local modulus of elasticity along the length of veneer (MPa);
$\overline{E_{beam}(x, y)}$	Average of $E_{ply,n}(x, y)$ of the 15 constitutive plies (MPa);	$\overline{E_{x,panel}(X)}$	Sum of veneer $\overline{E_x(x)}$ profiles across panel width, averaged by the sum of flags at each X-position (MPa);
$EI_{eff}(x)$	Effective bending stiffness profile along the length of the beam (N mm ²);	$\overline{E_{x,min}}$	Stiffness profile minimum value (MPa);
$EI_{eff,min}$	Effective bending stiffness profile minimum value (N mm ²);	$E_x(x, y)$	Local modulus of elasticity of veneer (MPa);
$E_{m,lan}$	Analytical local modulus of elasticity in bending (MPa);	$f_{m,exp}$	Experimental bending strength (MPa);
$E_{m,lexp}$	Experimental local modulus of elasticity in bending (MPa);	$\overline{H_{veneer}}$	Averaged normalized local Hankinson value on all veneer surface (dimensionless quantity);
E_0	Theoretical longitudinal elastic of modulus for straight grain (MPa);	MC	Moisture content (%);

2.1. Pollet Equations

The Pollet Equation [8] was the basis of the LVL beam analytical modeling process. Determined from a Douglas-fir mature, clear wood specimen, it allows the calculation of a bending elastic module from density information. In [90], the longitudinal modulus of elasticity in clear wood of the veneers was calculated using the average veneer density at 12% of moisture content (MC) according to Equation (1).

$$E_0 = 36.605 \overline{\rho_{veneer}} - 4242.4 \quad (1)$$

where:

- E_0 is the theoretical elastic of modulus for straight grain (MPa) at 12% MC;
- $\overline{\rho_{veneer}}$ is the veneer average density (kg.m⁻³) at 12% MC.

Then, the local fiber orientation regular grid was resized by applying a 12% MC tangential shrinkage coefficient [9]. Thus, the calculated mechanical properties of randomly composed beams were given at 12% MC to comply with convention.

In this paper, comparing the performance of manufactured LVL beams with modeled beams requires that veneer dimensions be consistent with their local fiber orientation regular grid. Indeed, material moisture content impacts these physico-mechanical properties (size, density, modulus of elasticity...) since the veneers were scanned in a green state, weighed after drying at 9% MC. Moreover, the beam moisture content was determined by double weighing small pieces of them during the destructive test [10], giving 7.5% MC for heartwood beams and 8% for sapwood ones. The Pollet

equation (Equation (1)) requires 12% MC corrected density. Local longitudinal modulus of elasticity at 12% MC $E_x(x, y)$ was expressed from local fiber orientation regular grid resized in veneer width direction with a 7.5% (respectively 8%) MC tangential shrinkage coefficient for heartwood (respectively sapwood). Thus, the mechanical properties calculated from analytical tests were given at 12% MC. Concerning experimental moduli, they were corrected at 12% MC according to [11].

The experimental scatter used to calculate Equation (1) from this linear regression was very sparse, which raises the question of the accuracy of the formula. Thus, to consider the entire domain of potential modulus/density relationships, some declinations of it were calculated. The slope coefficients were all taken equal to the 36.605 m^2s^{-2} value of Equation (1), and several Y-intercept values were recalculated based on the percentage of points below each linear equation, as showed in Figure 1.

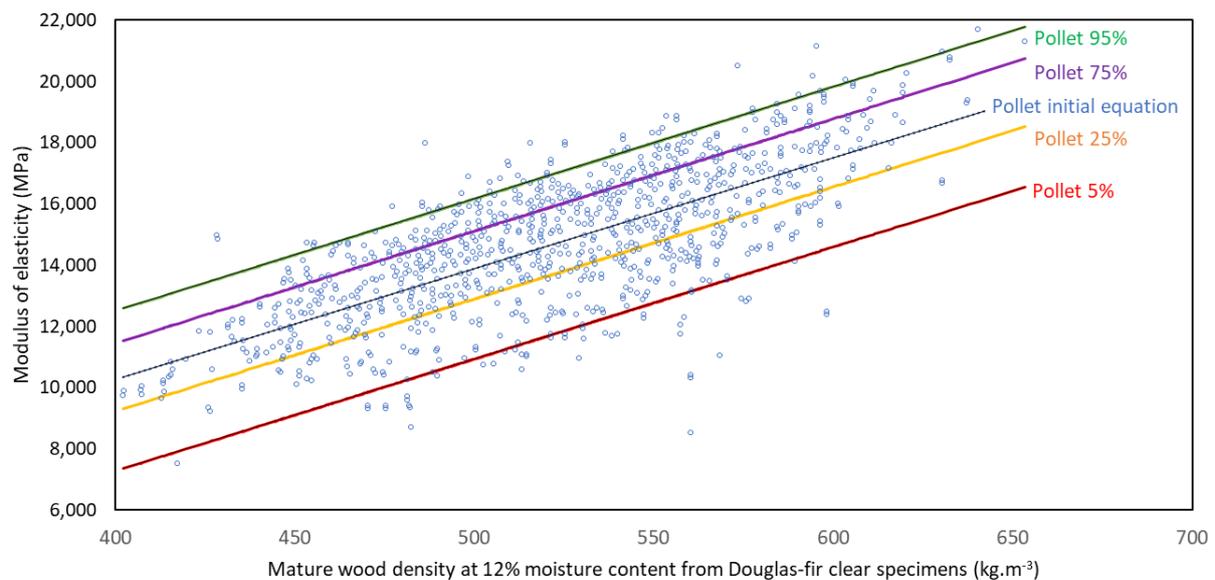


Figure 1. Linear regressions from the relationship between density and longitudinal modulus of elasticity for mature Douglas-fir clear specimens from Pollet [8].

It means that, in the example of the 75% Pollet equation, the Y-intercept value was calculated in order that 75% of points were under the line. Table 2 presents the coefficients of these equations. Thus, for example, the 75% Pollet equation implies +1052.6 MPa to add to the value of the longitudinal elastic modulus of clear wood.

Table 2. Pollet linear regression variants.

Percentage of Points under Line	Slope Coefficient	Y-Intercept	Stiffness Gain/Loss (MPa)
95%		-2140.1	+2102.3
75%		-3189.8	+1052.6
Initial equation	36.605	-4242.4	0
25%		-5408.8	-1166.4
5%		-7368.8	-3126.4

The results from destructive tests presented afterward will be put into perspective with these equations to consider the sensitivity of Equation (1) in the mechanical properties prediction.

2.2. Favorable, Unfavorable, and Random Optimization Positioning

The presence of knots between loading points of the neutral axis creates zones of weakness that initiate failure. In addition, low density leads to low static bending

strength [8]. The main objective was, therefore, to minimize the presence of zones of mechanical losses due to high knottiness and/or low density between loading points in a four-point bending configuration. The presence of knots in the beam area under tensile solicitation is critical, but this optimization was done in an undifferentiated manner between areas of compression and tensile in order to not limit by the direction of the beam in its use. A model for optimizing the distribution of veneers was developed to improve the mechanical properties of beams according to the bending stress imposed. The principle of optimizing the distribution proceeded by placing the veneers from the center of the panel towards the extremities and selecting the best performing veneer available on a defined criterion. The expected mechanical consequences were, therefore, better strength and higher local elastic moduli due to lower local grain angles in the beam area between the loading points.

Figure 2 is a flowchart describing the veneer-positioning algorithm, whose similarities can be observed with the functionality of the random placement algorithm presented in [90]. Boxes representing new functions are framed in red.

As in Part 1 [90], (\bar{X}, \bar{Y}) was the coordinate system of the panel. Each of these positions was initially considered as available. All vacant positions were first classified in ascending order according to their eccentricity distance (noted $X_{i,eccentricity,theo}$ in [90]). The first vacant position to be assigned was the one with the lowest absolute value of the eccentricity distance. Then, the highest-criterion veneer of the highest class was selected and allocated to this position. At this stage, the term criterion needed to be defined.

Here, the hierarchy between veneers of the same class was made according to \bar{E}_{veneer} value, defined in [90]. Each of the veneers was then picked to fill each of the vacant positions progressively. A feature of nonsuperposition of areas of low elastic modulus between plies was developed and added to avoid creating local mechanical weaknesses in the width of the material. The principle is explained in Figure 3. Each time a veneer was placed in a vacant position, a test was performed to choose between 0° or 180° to minimize defect superimposing. A sum of all stiffness profiles across the 15 plies between the X abscissa of the edges of the considered position (X_{min} and X_{max}) was performed. A flag system allowed this localized profile to be divided by the number of veneers allocated at this stage on the 15 plies on each X -axis coordinate between X_{min} and the X_{max} : its designation was $\bar{E}_{x,panel}(X)$. Then, the highest value found between the 2 cases dictated the positioning angle.

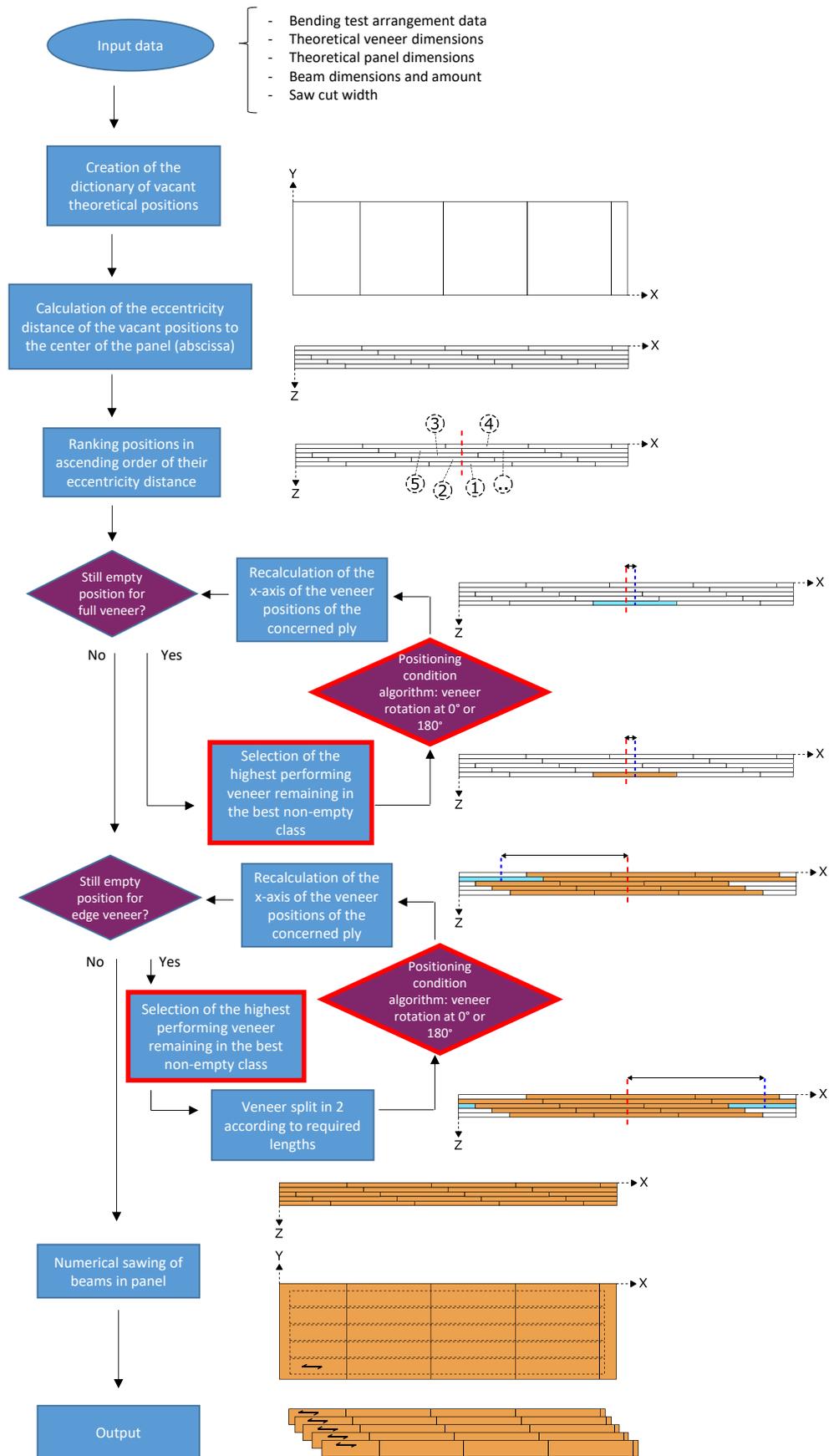


Figure 2. Favorable placement veneer algorithm flowchart.

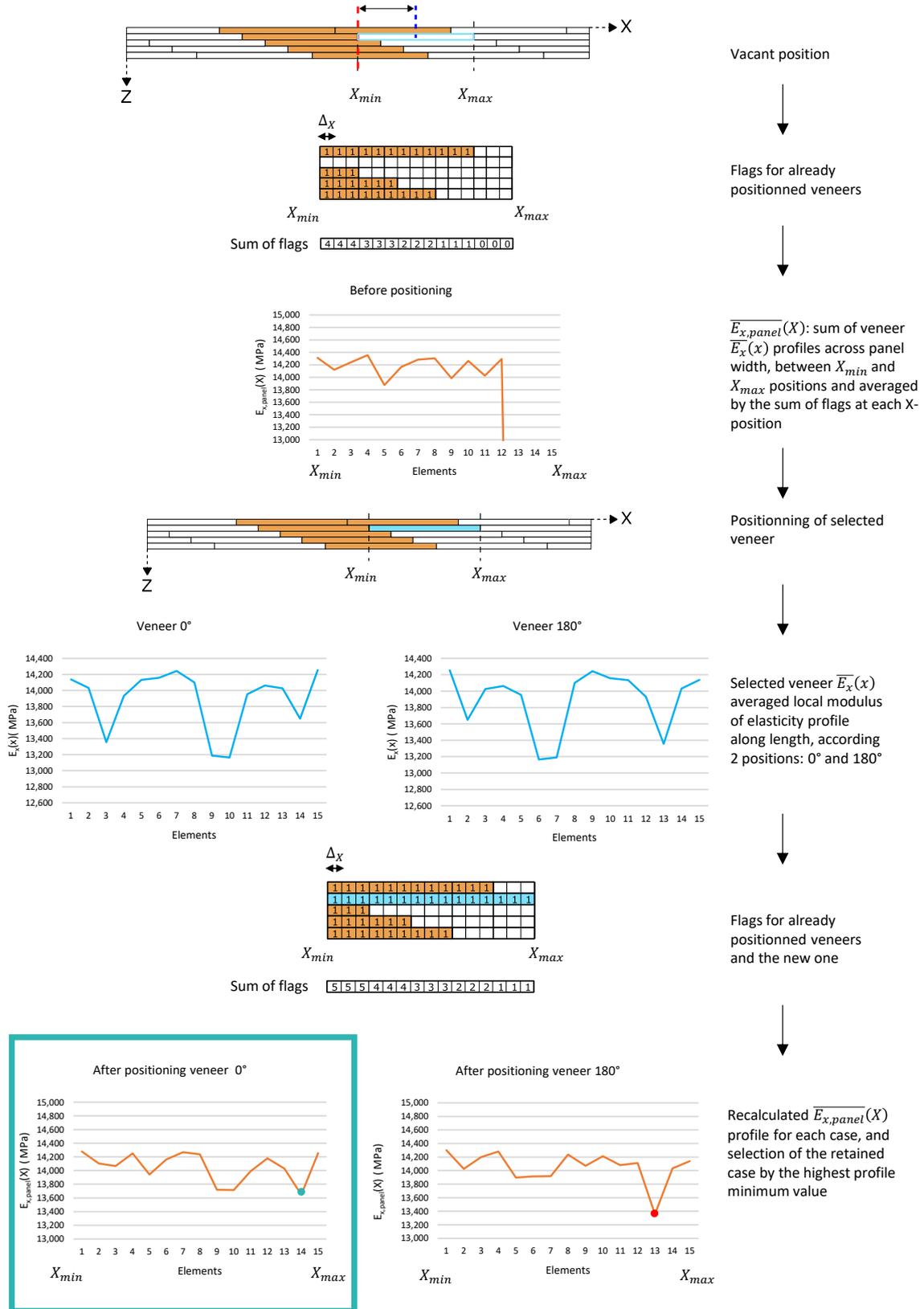


Figure 3. Nonsuperposition principle.

As in Part 1 [90] random algorithm, each time a veneer was allocated to a position, the theoretical abscissa of the vacant positions was recalculated from its real length. To simplify the algorithm, a veneer attributed to an end of ply was cut in half as required,

and the second part completed the opposite ends. Again, for each one, the condition of no superimposing of defects was applied. Once all veneers had been assigned, and therefore all plies of the material panel were filled, numerical sawing of the beams in the panel was done according to the input setting dimension.

In order to put the mechanical results of the favorably optimized beams into perspective, the working principle of the algorithm previously described was reversed in order to also be able to create the opposite of favorably optimized beams. The principle of assigning positions in ascending order of eccentricity distance from the center of the panel was retained, but the choice by veneer performance was reversed. Veneers were selected and placed from worst to best quality according to prioritization criteria, the $\overline{E_{veneer}}$ value.

The Part 1 [90] numerical panel manufacturing algorithm by random veneer positioning was used too in order to evaluate the performance of optimized beams by generating panels and random beams. However, it was not possible to generate all the combinations of possible panels. Indeed, in this study, a panel was composed of 60 full veneers, divided into 72 positions considering veneers at extremities cut in half. Each veneer had two possible positions: 0° and 180°. In other words, there were $60! \times 2^{72} = 3.93 \times 10^{100}$ possible combinations. Obviously, not all these configurations could be computer-generated in a reasonable time as it takes one minute per panel. For each batch of veneers, which were used to compose a panel, a sample of 150 combinations was generated per panel to allow some conclusions. A statistical test presented later will show that this hypothesis is relevant.

2.3. Panel Manufacturing and Samples Preparation

2.3.1. Composition of Representative Resource Batches

To allow for comparison of the mechanical results of the beams from heartwood and sapwood panels, a batch sampling of the 60 necessary veneers was conducted based on their individual $\overline{E_{veneer}}$ criterion. The objective was to obtain 2 batches of heartwood and 2 batches of sapwood veneers as similar as possible between them according to this criterion.

For this study, 4 optimized panels were composed:

- Heartwood batch n°1 veneers were used to manufacture a favorable veneer placement optimization without the “defect nonsuperposition” option: dense clear wood was concentrated in the middle of the panel;
- Heartwood batch n°2 veneers were used to manufacture a favorable veneer placement optimization, with the “defect nonsuperposition” option: veneer positioning was driven by their quality and the homogenization of defects by the algorithm portion shown in Figure 3;
- Sapwood batch n°1 veneers were used to manufacture a favorable veneer placement optimization without the “defect nonsuperposition” option: all available good quality wood veneers were concentrated in the center of the panel;
- Sapwood batch n°2 veneers were used to manufacture an unfavorable veneer placement optimization: all available low-quality wood veneers were concentrated in the center of the panel, with the “defect superposition” option: in the final step of the algorithm in Figure 3, the lowest value of $\overline{E_{x,panel}(X)}$ was chosen to maximize the accumulation of areas of low mechanical property.

Once optimized (favorably or unfavorably), veneer positioning algorithms were used to build the panels, and a virtual cut-out of each beam in their actual dimensions and respecting placement in the real panel was performed.

In order to compare the sapwood and heartwood beams, respectively, the sampling of the veneers had to meet two requirements: the batches, representative of the initial resource, must have an overall equivalent population distribution by wood type. In practice, it is important to remember that this is impossible since each veneer is unique.

To compose the veneer samples, the averaged local modulus of elasticity on all veneer surfaces $\overline{E_{veneer}}$ was used as a quality criterion.

However, this criterion alone was not sufficient to attest to the proper equivalency of batches. The two parameters involved in the determination of the local modulus of elasticity of veneer, which were fiber orientation angle and density (as specified in [90]), were also observed. Table 3 shows these parameters for the complete veneer resource and the 2 sampled batches for each type of wood.

Table 3. Batches equivalence according to considered criteria (12% MC).

		Heartwood			Sapwood		
		Mean Value (COV %)			Mean Value (COV %)		
	Unit	Sample	Batch n°1	Batch n°2	Sample	Batch n°1	Batch n°2
Amount of veneers	-	163	60	60	123	60	60
$\overline{\rho_{veneer}}$	kg.m ⁻³ (%)	513 (5.6) b	506 (5.3) b	511 (5.1) b	559 (5.0) a	559 (4.6) a	559 (5.6) a
$\overline{H_{veneer}}$	d.q. (%)	0.92 (4.5) a	0.94 (3.8) a	0.92 (4.2) a	0.93 (4.8) a	0.93 (4.8) a	0.94 (4.6) a
$\overline{E_{veneer}}$	MPa (%)	13,349 (7.4) b	13,342 (6.9) b	13,284 (7.0) b	15,112 (7.4) a	15,082 (7.3) a	15,161 (7.5) a

Values followed by a different letter within a row are statistically different at a 5% *p*-value (ANOVA and Tukey HSD test).

According to the Tukey HSD test, when comparing sapwood and heartwood veneers independently, there were no significant differences between batches and no statistically significant difference between batches compared to samples, either on the overall individual veneer density, the average standardized Hankinson value, or on the average veneer modulus of elasticity. This, therefore, ensured that the batches used to create optimized panels were globally equivalent according to these criteria and thus allowed for the comparison of properties between them.

2.3.2. Panel Manufacturing

Four panels were produced according to veneer positioning as identical as possible to the models. A measuring tape was used to check the positioning of the veneers in the \vec{x} length of the panel, according to the (\vec{x}, \vec{y}) coordinate system. A stop along the length of the panels enabled positioning the veneers at $Y=0$. The accuracy of this positioning after gluing was estimated to ± 2.5 mm. Because of this and because the veneer surfaces were not always rectangular, areas of mounted joints (superposition of two veneers that locally cause a double veneer thickness) and cages (local gap between veneers' borders that cause a hole in the panel) were observed, not exceeding 4 mm in length. The gluing process was made with a vacuum press (woodtec Fankhauser GmbH) [12], shown in Figure 4a. The glue used was a polyurethane glue (PU) with a spread rate of 200 g.m⁻² (Figure 4b). Panels were manufactured two by two (Figure 4c). The glued veneers had a nominal thickness of 3 mm. Their nominal length was between 700 or 750 mm, according to the length of each log, and their cutting width was 850 mm or 1000 mm, adjusted according to the external aspect of the log (visible knottiness, radial cracks). They were pressed together by a diaphragm vacuum press combined with a vacuum pump producing a pressure of 0.08 N mm⁻² for 8 h (Figure 4d). After gluing and pressing, the LVL were stacked and stabilized for one week before cutting.

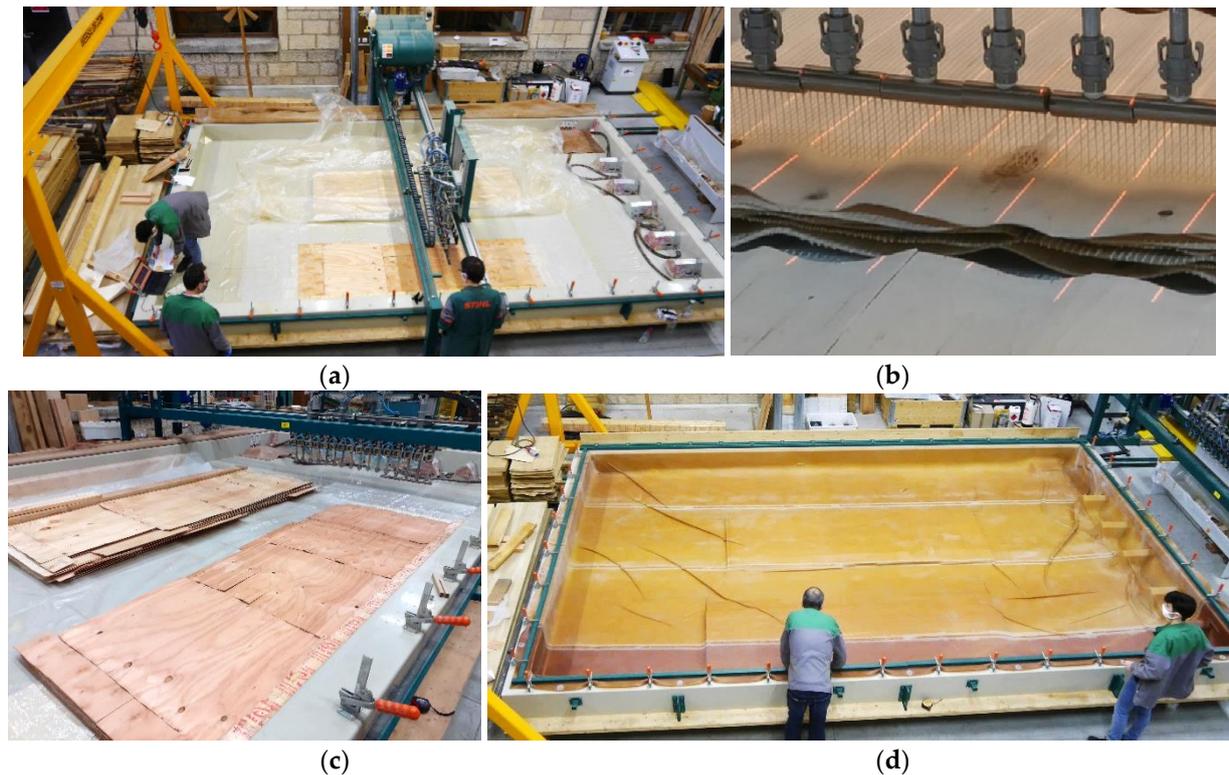


Figure 4. Panel manufacturing: (a) general view, (b) glue nozzles, (c) veneer positioning of plies, (d) pressing.

The bending beams were cut from the panels with a panel saw. The nominal dimensions of each beam were 2710 mm × 145 mm × 45 mm. Five beams were cut from each panel. The positioning of beams in the panels was measured to match with the coordinate entered in the algorithm. Because the edges of the panels were not perfectly conspicuous due to the imprecision of veneer placement, an accuracy between 5 mm and 10 mm was estimated in the (X,Y) coordinate positioning of beams in the panel.

2.4. Bending Test Mechanical Properties Assessment

All the specimens were tested in the edgewise direction only. This choice was made to guarantee a sufficient number of bending tests in this direction which is the one used for LVL beams as a slender flexural product. In addition, this test configuration presents two advantages for a fair comparison of the material properties: all the plies were subjected substantially to the same mechanical loading, and the glue joints between plies were globally less subjected to stresses than in flatwise bending. The four-point bending tests were made with a dedicated testing machine composed of an electric actuator equipped with a 100 kN load cell. The upper and lower supports were made of 4.8-cm wide metal plates, fixed on a pivot, allowing the rotation of the beam supports coated with PTFE material.

To get mechanical properties, a four-point bending test was performed on every specimen, modeled and manufactured, based on the EN 14374 [6] and EN 408+A1 [7] standards. A distance equal to 2610 mm, as 18 times the specimen height between the lower supports of 145 mm, was set, as shown in Figure 5. The distance between the loading head and the nearest support (a) was set to 870 mm, which was 6 times the height, in order to prevent possible shear failures. The distance between upper support was also 6 times the height to conform to standards. The destructive test local deflection was measured with a LVDT sensor in 5 times height length portion, between 6.5h and 11.5h length from the first lower support.

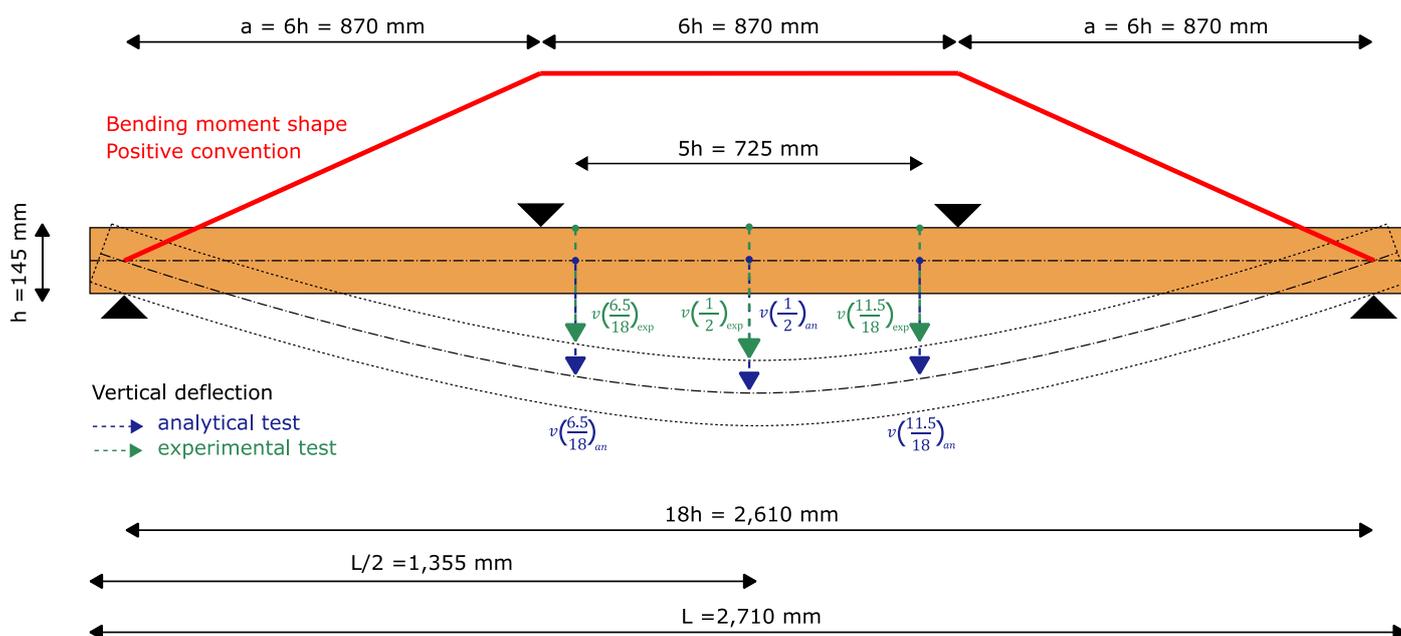


Figure 5. Four-point bending test arrangement.

The 4-point bending analytical calculation model was adapted from the one developed in [13] in order to switch from flatwise bending to edgewise bending.

From the $EI_{eff}(x)$ beam equivalent stiffness curve (defined in [90]), the deflection at mid-span $v\left(\frac{1}{2}\right)_{an}$ of the modeled beams for a four-point bending test of the modeled panels was calculated using the Müller–Breslau’s principle (see Equation (2)).

$$v\left(\frac{1}{2}\right)_{an} = \sum_{i=1}^{n_x} \frac{M_{f,i}(x)M_{v,i}(x)}{EI_{eff,i}(x)} \Delta x \quad (2)$$

where:

- M_f is the bending moment during a four-point bending test induced by the application of unitary load at x position of loading points (MPa);
- M_v is the bending moment induced by a unitary load at a given x position (mid-span in this case) (MPa);
- EI_{eff} is the effective bending stiffness calculated previously, which is dependent on the local modulus of elasticity (N mm²);
- n_x is the number of discrete elements along \vec{x} direction;
- Δ_x (1 mm) corresponds to the resolution of the interpolated images along the \vec{x} direction.

To be consistent with the experimental measurements, the deflection at the 2 support points used to measure local deflection was also calculated according to Equation (2). The mean value of the 2 deflections $v\left(\frac{6.5}{18}\right)_{an}$ and $v\left(\frac{11.5}{18}\right)_{an}$ were subtracted from the mid-span deflection to get the local relative deflection, as shown in Equation (3).

$$v_{l,an} = v\left(\frac{1}{2}\right)_{an} - \frac{v\left(\frac{6.5}{18}\right)_{an} + v\left(\frac{11.5}{18}\right)_{an}}{2} \quad (3)$$

The experimental and analytical local modulus of elasticity was calculated according to the beam theory in 4-point bending using Equation (4) of Table 4 given in the NF-EN-408+A1 standard [7].

Table 4. Analytical and experimental local modulus of elasticity equation

Local Modulus of Elasticity	
$E_{m,l} = \frac{al_1^2}{16I_{Gz} \frac{\Delta w}{\Delta F}} \quad (4)$	
$E_{m,l,exp}$	$E_{m,l,an}$
where:	
<ul style="list-style-type: none"> • l_1 is the gauge length for the determination of modulus of elasticity (mm), • $\Delta F = F_2 - F_1$ with $F_1 = 0.1 F_{max}$ and $F_2 = 0.4 F_{max}$ is the increment of load on the linear regression with a correlation coefficient of 0.99 or better (N), • $\Delta w = w_2 - w_1$ is the increment of deformation in millimeters corresponding to ΔF, measured by the local deflection LVDT sensor (mm). 	<ul style="list-style-type: none"> • ΔF is the unitary load which induced the previous bending momentum M_f (N), • $\Delta w = v_{l,an}$ the mid-span local deflection term is the one calculated by Equation (2).

Contrary to the requirements of the calculation bounds of the modulus for the destructive test, the assumption of the pure elastic behavior of the material considered in the analytical model allowed the local modulus to be calculated on a unitary loading increment.

During the experimental testing of the beams, the bending strength of each beam was measured. The bending strength was calculated according to EN 408+A1 [7] and Equation (5).

It is usual to assume that low stiffness in timber is associated with low strength. Olsson et al. did this in [14] for Norway Spruce timber, also Viguier et al. in [15]. Thus, the lowest bending stiffness computed from the analytical model as defined in Part 1 [90] can be used as a criterion to correlate to the experimental bending strength. The criterion, symbolized E_{min} , which consisted of calculating the minimum value of $EI_{eff}(x)$ in the between the upper-support portion of beam length (6 times the height of the beam), and then redividing by the nominal moment of inertia to enable an easier reading of results (see Equation (6) of Table 5).

Table 5. Bending strength indicating properties.

Bending Strength	
$f_{m,exp} = \frac{a F_{max} h}{4 I_{Gz}} \quad (5)$	$E_{min} = \frac{\min(EI_{eff}(x_{tus}; x_{rus}))}{I_{Gz}} \quad (6)$
<ul style="list-style-type: none"> • F_{max} is the maximum bending effort given by the load sensor (Newton); • a is the distance between a loading point and the nearest support (mm); • h is the nominal beam height (mm); • a is the distance between a loading point and the nearest support (mm); • I_{Gz} is the moment of inertia for a rectangular cross-section beam (mm^4) defined as: $I_{Gz} = \frac{bh^3}{12}$	<ul style="list-style-type: none"> • $EI_{eff}(x)$ is the effective bending stiffness profile along the length of the beam ($N\ mm^2$); • x_{ltp} is the left loading point x-position in the beam system of axis; • x_{rlp} is the right loading point x-position in the beam system of axis.

It has already been used in literature as indicating property to bending strength [14]. For timbers, a moving average is usually calculated. In the case of the LVL, this value was considered already averaged because the $\overline{E_{beam}}(x, y)$ regular grid used for the $EI_{eff}(x)$ calculation was already an average over the 15 plies of the material.

3. Results

3.1. Effect of Beam Optimization on Modeled Mechanical Properties

First, observations can be made on the impact of the controlled distribution of veneers based on their quality within the different panels on their effective bending stiffness.

The colored $EI_{eff}(x)$ curves presented in Figure 6a are the bending stiffness profiles for each modeled and manufactured beam. They allow for a very explicit observation of the effects of the veneer positioning processes. Favorably optimization led to observing maximum bending stiffness values in the central part of the beams and a regularly decreasing bending stiffness at the ends of the beams. The opposite was also observable for unfavorably optimized beams. The dotted vertical lines represent the loading points of the four-point bending test arrangement. The black curves in Figure 6b,c,f,g represent the $EI_{eff}(x)$ curves of beams obtained from random positioning of veneers in the panel. The 150 cases per batch simulated represent 750 beams (5 beams cut for each panel). All displayed black curves in Figure 6b,c,f,g, and showed the possible “area of performance”. This allowed showing how the optimized bending stiffness profiles provide the best possible stiffness to fit the applied bending moment, while the random arrangements had up and downs randomly all along the beams (shown by individual grey curve examples). Figure 6d,e,h,i are examples of colormaps of the local modulus of elasticity averaged over the 15 plies of LVL beam generated from different batches ($\overline{E}_{beam}(x,y)$, as defined in Part 1). Figure 6d,h,i shows a concentration of green between loading points, corresponding to higher local modulus than in the beam end areas. There was also a variation in the color range between the sapwood beams (Figure 6d,e) and heartwood ones (Figure 6h,i), explained by a density effect between the two types of wood.

For cases of favorably optimized beams, an $EI_{eff}(x)$ profile was observed, with higher local values at the center of the beams than at their extremities, which corresponded well to a positioning of the veneers with lower quality at the ends and those of higher quality at the center (Figure 6b,f,g). On the contrary, for unfavorably optimized beams, a concentration of local high $EI_{eff}(x)$ values at extremities and lower-quality veneers at the center was observed in Figure 6c.

Comparing heartwood and sapwood, a general gap between profiles was observable on the optimized profiles. This difference was mostly imputable to a difference in the veneers’ density. To estimate this difference, an overall average of all the points in the profiles of all the sapwood and heartwood beams was performed. The average value was $1.54 \cdot 10^{11}$ N mm² for heartwood and $1.74 \cdot 10^{11}$ N mm² for sapwood (difference of 13.0%).

There was a difference between the positioning of veneers leading to the favorably optimized heartwood curves in Figure 6f,g. For the first one, there was a high local maximum between loading points (slightly above the “area of performance”), but also a low local minimum between loading points compared to the curves of the second batch. This was due to the placement algorithm, modified between the creation of the two batches to improve strength. In the first case, the requirement to place the higher-quality veneers in the center was preponderant, while in the second case, the effect of maximizing the plateau value between the loading points was sought.

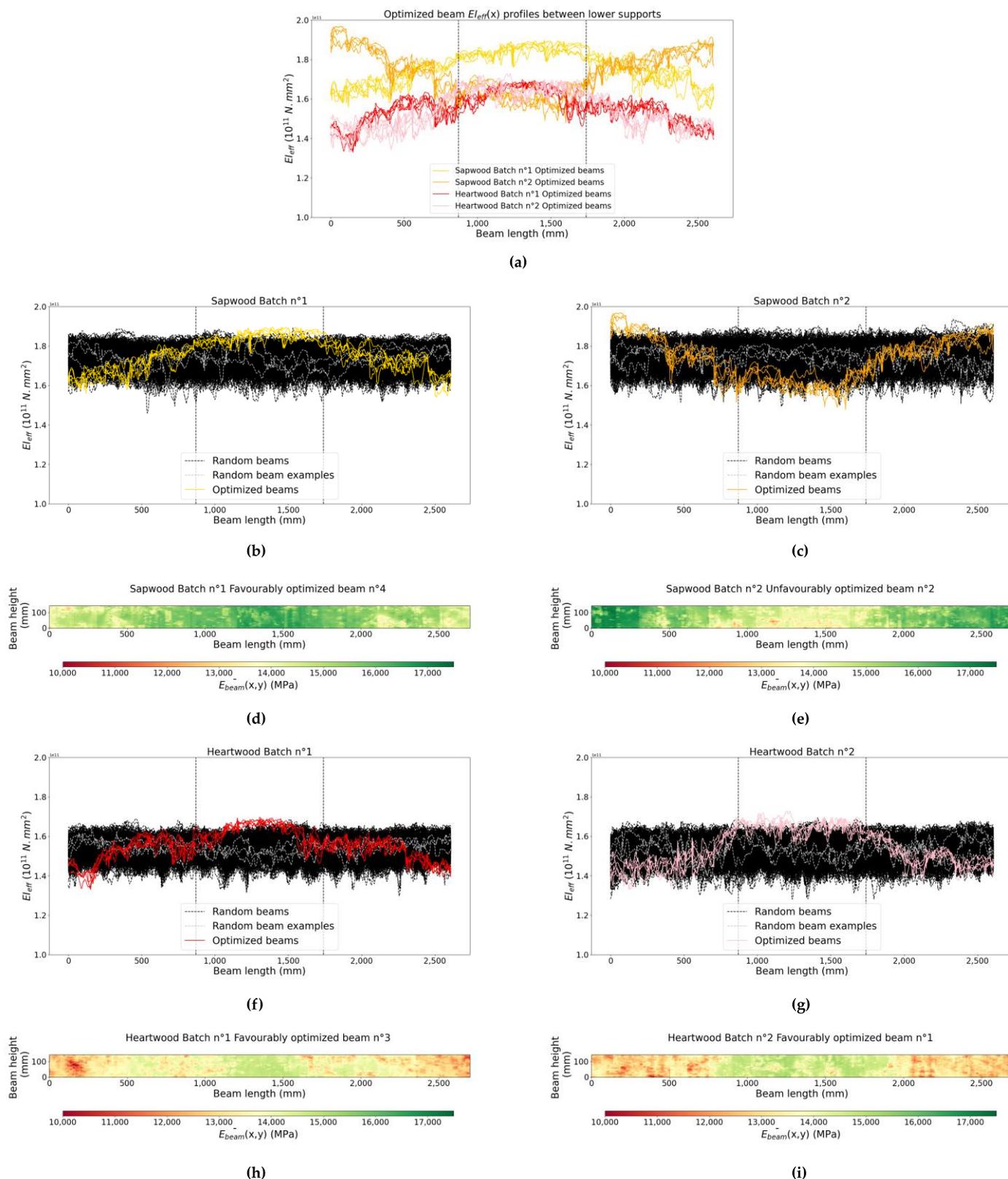


Figure 6. Beam EI_{eff} profiles: (a) optimized beams from the four batches, (b) batch n°1 sapwood beams among random beams, (c) batch n°2 sapwood beams among random beams, (f) batch n°1 heartwood beams among random beams, (g) batch n°2 heartwood beams among random beams. Beam $\bar{E}_{beam}(x,y)$ grid: (d) batch n°1 sapwood beam, (e) batch n°2 sapwood beam, (h) batch n°1 heartwood beam, (i) batch n°2 heartwood beam.

3.2. Modeling Result Analysis by Comparison with Destructive Results

To analyze the accuracy of the mechanical properties modeling of beams, a comparison was made between the results of destructive testing on the optimized beams and analytical tests on their numerical equivalent.

$E_{m,l,ex}$ experimental results were recalculated to 12% MC according to EN 384 standard, to be compared with $E_{m,l,an}$. These results are visible in Figure 7. Whisker plots enabled us to observe the domain of mechanical properties, whose edges represent the value resulting from the application of the 25% and 75% variants of the Pollet equation from Table 2.

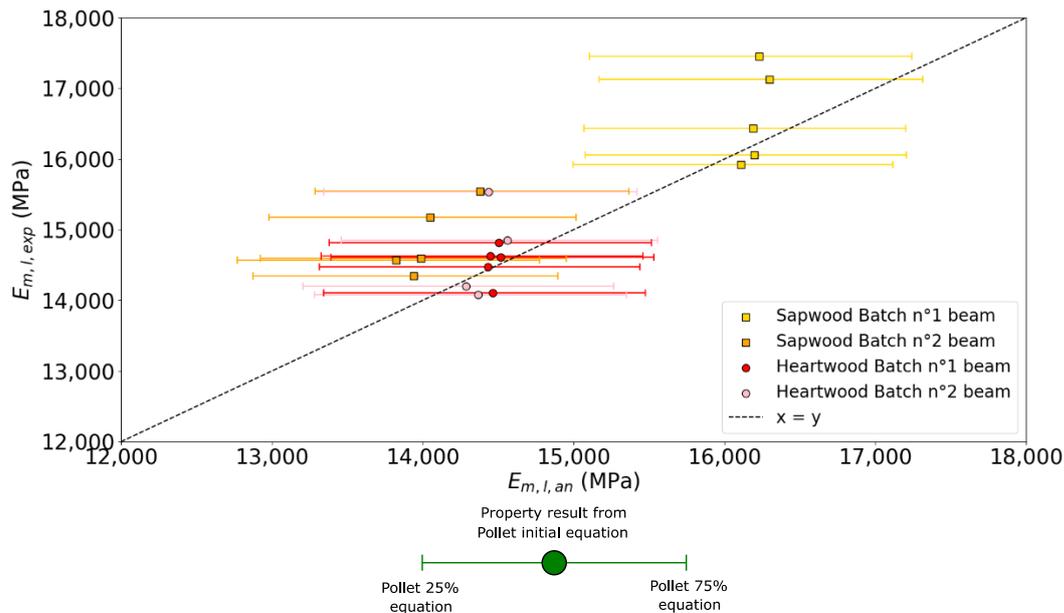


Figure 7. Scatter plot between analytical and experimental local modulus of elasticity.

The relative differences between modeled results from Pollet [8] mature Douglas wood equation (Equation (1)) according to experimental results were on average of -0.9% for heartwood, with a minimum deviation of -7.1% and a maximum deviation of $+2.5\%$. For sapwood, the difference was, on average, -3.8% , with a minimum deviation of -7.5% and a maximum of $+1.2\%$. Thus, despite the fact that this equation is applicable for mature wood, the analytical bending modeling was found to have a tendency to undervalue the local modulus of elasticity, especially for sapwood, and more clearly for unfavorable optimization. Moreover, the model exhibited difficulty perceiving the singularities of the different beams from the same panel. Hence, it tended to be relatively consistent in its predictions ($R^2 = 0.73$), but the conclusions cannot be drawn any further given the reduced number of specimens.

The experimental tests showed the optimization effect of the panels on the $E_{m,l,exp}$ and $f_{m,exp}$ results of the four batches (shown in Table 6).

Table 6. Experimental results.

Heartwood				Sapwood					
Mean Value (COV %)				Mean Value (COV %)					
	Configuration	$E_{m,l,exp}$ (MPa)	$f_{m,exp}$ (MPa)	Configuration	$E_{m,l,exp}$ (MPa)	$f_{m,exp}$ (MPa)			
Representative veneer batches	Batch n°1	5 beams	Favorable optimization	14,527 (1.8)	50.96 (8.2)	5 beams	Favorable optimization	16,599 (4.0)	61.47 (6.8)
	Batch n°2	4 beams	Favorable optimization	14,665 (4.6)	49.30 (11.9)	5 beams	Unfavorable optimization	14,847 (3.3)	47.99 (11.3)

Indeed, the average relative deviation for $E_{m,l,exp}$ between sapwood favorably and unfavorably optimized beams was +11.8% (16,599 MPa vs. 14,847 MPa), while the relative deviation between the $E_{m,l,an}$ mean value was +15.5% (16,205 MPa vs. 14036 MPa). The relative deviation in between number 2 and number 1 batches of heartwood-favorably optimized beams $E_{m,l,exp}$ mean value was +1.0% (14,665 MPa vs. 14,527 MPa) while the relative gap between the $E_{m,l,an}$ mean value was -0.4% (14,413 MPa vs. 14,472 MPa). The absolute values were also very close, highlighting the great calibration of analytical model parameters, as noticeable in Figure 7.

Despite unavoidable variations between beams, these average results provided some confidence in the representativeness of the modeling method, allowing for deeper exploitation of modeling results in the following section.

Regarding bending strength in sapwood batches, there was an average relative deviation of +28.1% between the favorably optimized and unfavorably optimized batches. This value is remarkable given that only the positioning of veneers according to their quality differs between the batches. Considering the small sample of beams tested, it was difficult to conclude the predictive aspect of the model by the E_{min} criterion on the strength of beams tested in four-point bending, as shown in Figure 8.

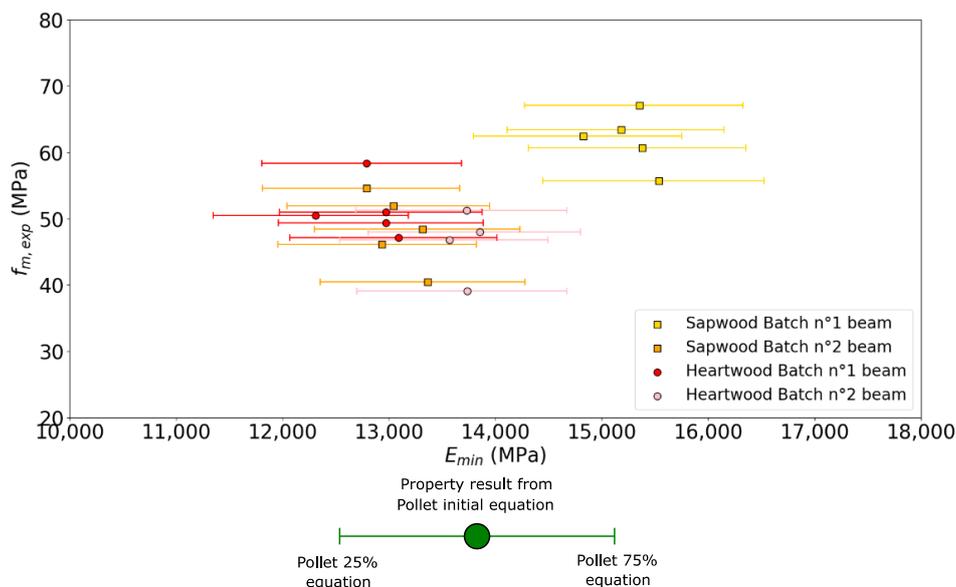


Figure 8. Scatter plot between E_{mini} between loading points from modelization and experimental bending strength.

However, the effect of favorable and unfavorable optimizations on the beams of the batches was noticeable, as for local modulus of elasticity. For batch n°2 sapwood unfavorably optimized beams, the $f_{m,exp}$ bending strength was between 40 MPa and 52 MPa, while for batch n°1 favorably optimized beams, it was between 55 MPa and 67

MPa. Concerning the E_{min} criterion, batch n°2 optimized beams averaged 13,091 MPa while batch number 1 optimized beams averaged 15,257 MPa (+16.5%). For heartwood, the two favorably optimized batches presented similar strength between 39 MPa and 59 MPa. It seems that, even if an increasing global trend was observed, the proposed criterion was not able to differentiate precisely the observed variation of bending strength for all favorable or unfavorable LVL composition.

3.3. Comparison with Sorted and Unsorted Random Beams

As a point of comparison to evaluate the performance of optimized beams, random panels created using the algorithm developed in [90] were generated from the same veneer batches. Figure 9 and Figure 10 show respectively $E_{m,l,an}$ and E_{min} of beams with optimized veneer placements compared to random beams made from the same veneers. Violin plots allows observing the distribution law of random values. Dots representing optimized beams enabled us to observe the optimization of the beams in relation to the random sample.

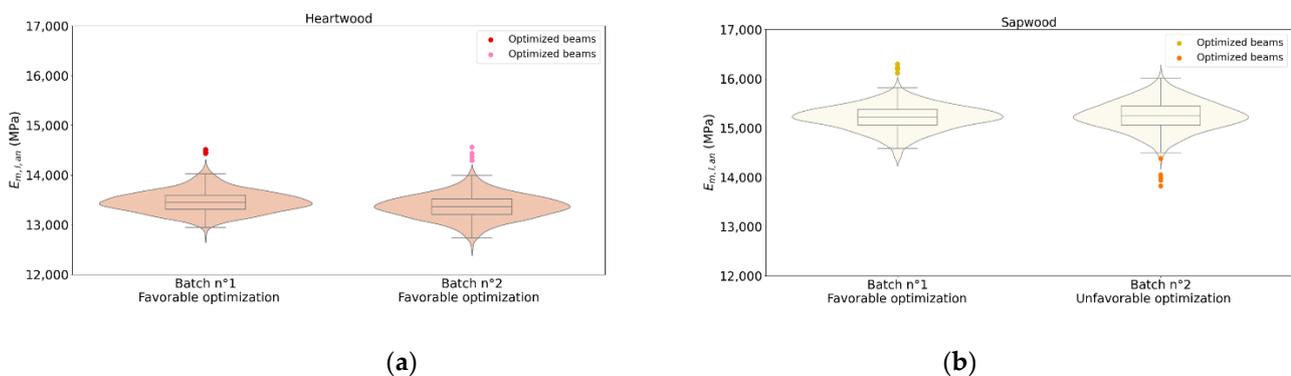


Figure 9. Local elastic modulus in bending results according to cases: (a) heartwood batches, (b) sapwood batches.

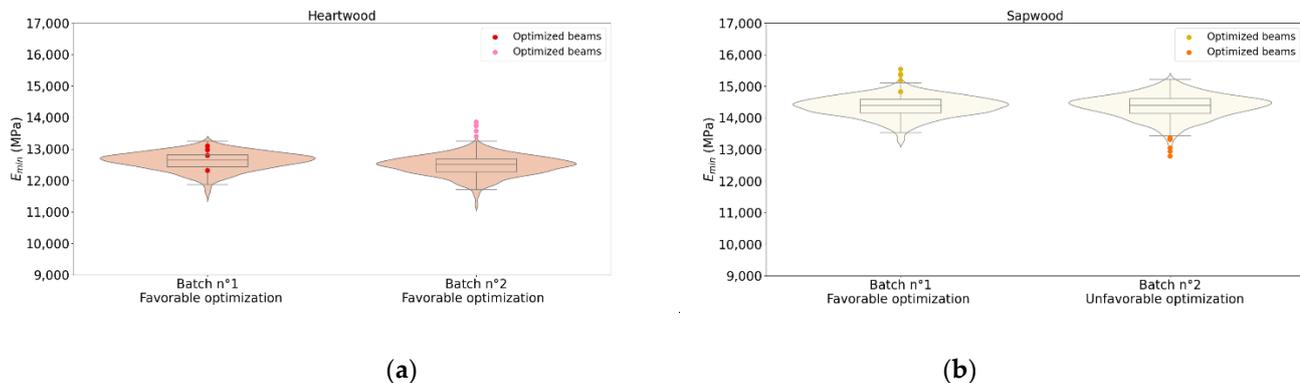


Figure 10. E_{mini} between loading points according to cases: (a) heartwood batches, (b) sapwood batches.

For each sample of 150 random beam results, a Shapiro–Wilk test was performed. For $E_{m,l,an}$ and E_{min} random beams results, a Gaussian distribution was observed (p -value < 5%). This enables the use of 150 random beam sample trends to be relevant to conclusions in general terms. For E_{min} results, the distribution was crushed over the higher values. This was due to the nature of the parameters. The local modulus elasticity was calculated for a portion of beam ($5h$ length). This gave a kind of averaged value. The E_{min} value was by nature a minimum value for substantially the same portion of beam ($6h$ length).

Table 7 summarizes the main results of the study, including Part 1 results. It compares the results of beams from optimized panels with random panels, from the same batches, and random beams of [90], made of veneers of different sorting classes.

The E_{min} values are presented with mean values, but also by their 5th percentile value, to continue the analogy with the strength property usually used in the construction design. In the case of the manufactured beams, since optimized batches were composed of only five beams maximum, the minimum of E_{min} values was used.

First, a comment on the results of the random heartwood and sapwood batches beam test results can be made. For heartwood, there was a relative deviation of -0.7% between $\overline{E_{m,l,an}}$ of batch number 2 random beams (13,362 MPa) and batch number 1 random beams (13,462 MPa). For $\overline{E_{min}}$, the relative deviation was on average -1.2% (12,466 MPa vs. 12,615 MPa). For sapwood, relative deviations between batch number 2 and batch number 1 were quite similar for $\overline{E_{m,l,an}}$ ($+0.3\%$, 15,254 MPa vs. 15,209 MPa) and $\overline{E_{min}}$ (14,359 MPa vs. 14,360 MPa). This allowed drawing conclusions on the correct equivalence of the veneer batches in terms of mechanical property. Concerning E_{min} , it was not proven that this indicator allows an accurate prediction of beam bending strength. A simple proportionality trend was shown. The results involving the E_{min} were therefore indicative.

Table 7 gives information to compare results of favorable and unfavorable optimized beams quantitatively. For sapwood, the favorably optimized beams from batch number 1 had an $\overline{E_{m,l,an}}$ of 16,205 MPa and an $\overline{E_{min}}$ value of 15,257 MPa. It was respectively $+15.5\%$ and $+16.6\%$ than results of batch number 2 unfavorably optimized beams. The results of batch number 1 optimized beams could also be compared with random beams from the same batch. Thus, relative gaps of $+7.6\%$ between optimized beam E_{min} minimum value and random beam E_{min} 5th percentile value (13,779 MPa) were noticed. In terms of modulus of elasticity, the gap between means values was $+6.5\%$ (16,205 MPa vs. 15,209 MPa). For heartwood, the favorably optimized beams of batch number 2 had a $\overline{E_{m,l,an}}$ of 14,413 MPa and a $\overline{E_{min}}$ of 13,658 MPa. The batch number 1 heartwood favorably optimized beams had a $\overline{E_{m,l,an}}$ of 14,472 MPa and a $\overline{E_{min}}$ value of 12,829 MPa. This 6.5% difference in $\overline{E_{min}}$ is explained by the fact that, as seen in Figure 6f,g, these beams concentrated excellent local properties at the center of the beams. However, they also had a local minimum in the upper support area that was lower than batch number 2 heartwood favorably optimized beams, mainly due to the no-overlay defect function. For local modulus of elasticity, it is normal to see that this effect had very little impact (-0.4% between 14,413 MPa and 14,472 MPa) compared to the random beams generated from the same veneers.

On the basis of this better homogenization, batch number 2 favorably optimized beams, E_{min} was $+12.5\%$ higher than batch number 2 random beams E_{min} 5th percentile value (13,399 MPa vs. 11,908 MPa), while this gap was only $+1.8\%$ for heartwood batch number 1 (12,313 MPa vs. 12,097 MPa). For $\overline{E_{m,l,an}}$, these gaps were respectively $+7.9\%$ (14,413 MPa vs. 13,362 MPa) for batch number 2 and $+7.5\%$ (14,472 MPa vs. 13,462 MPa) for batch number 1.

As expected, results of the random beams of the four batches of veneer, whether for E_{min} or $\overline{E_{m,l,an}}$, were always included between Class A and Class B. For example, batch number 1 heartwood random beams $\overline{E_{m,l,an}}$ (13,462 MPa) was between 12,889 MPa of Class B and 14,127 MPa of Class A.

Table 7. Summary results (12% MC).

		Heartwood					Sapwood				
		$E_{m,lan}$ (MPa)			E_{min} (MPa)		$E_{m,lan}$ (MPa)			E_{min} (MPa)	
		Amount of panels × amount of beams	Mean value (COV %)	Mean value (COV %)	5th percentile (5 th p) or minimum value (min)	Amount of panels × amount of beams	Mean value (COV %)	Mean value (COV %)	5th percentile (5 th p) or minimum value (min)		
Visual sorting (EN 635-3 standard)	Class II	150 × 5	Random positioning	13,442 (1.3)	12,542 (2.5)	12,008 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	15,319 (1.4)	14,491 (2.1)	13,962 (5 th p)
	Class III-IV	150 × 5	Random positioning	13,541 (1.9)	12,328 (3.5)	11,546 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	15,122 (2.0)	13,862 (3.4)	12,958 (5 th p)
Modulus of elasticity profile sorting	Class A	150 × 5	Random positioning	14,127 (1.4)	13,224 (2.5)	12,615 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	15,803 (1.2)	14,952 (2.2)	14,360 (5 th p)
	Class B	150 × 5	Random positioning	12,889 (1.5)	11,800 (2.9)	11,164 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	14,599 (1.9)	13,456 (3.0)	12,675 (5 th p)
Representative veneer batches	Batch n°1	1 × 5	Favourable optimization	14,472 (0.2)	12,829 (2.4)	12,313 (min)	1 × 5	Favourable optimization	16,205 (0.4)	15,257 (1.8)	14,826 (min)
		150 × 5	Random positioning	13,462 (1.6)	12,615 (2.3)	12,097 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	15,209 (1.7)	14,360 (2.3)	13,779 (5 th p)
	Batch n°2	1 × 4	Favourable optimization	14,413 (0.8)	13,658 (1.3)	13,399 (min)	1 × 5	Unfavourable optimization	14,036 (1.5)	13,091 (1.9)	12,788 (min)
		150 × 5	Random positioning	13,362 (1.8)	12,466 (2.5)	11,908 (5 th p)	150 × 5	Random positioning	15,254 (1.9)	14,359 (2.6)	13,712 (5 th p)

It was also possible to compare the results of optimized beams composed of the veneers representative of the resource with the random beams composed of the strength classes created in [90], i.e., compare the proposed optimized use of the veneer material to the more classical strength. It can be noted that sapwood favorably optimized beams were stiffer in terms of $\overline{E_{m,l,an}}$ than all the random beam classes, and more especially than Class A (+2.5% between 16,205 MPa vs. 15,803 MPa). The same trend was true for E_{min} (a minimum value of 14,826 MPa vs. a 5th percentile value of 14,360 MPa). Similarly, heartwood batch number 2 was superior to all classes ($\overline{E_{m,l,an}}$, 14,413 MPa vs. 14,127 MPa for Class A, E_{min} minimum value of 13,399 MPa vs. E_{min} 5th percentile value of 12,615 MPa for Class A). For heartwood batch number 1, it is true for $\overline{E_{m,l,an}}$ (14,472 MPa vs. 14,127 MPa), but E_{min} minimum value was slightly lower than Class A E_{min} 5th percentile value (12,313 MPa vs. 12,615 MPa). This contributes to show the beneficial effect of avoiding superposition defects, which permitted a better distribution of the defects in the zone between supports and thus improved the E_{min} value in heartwood batch number 2 over heartwood batch number 1. Generally, these results prove that the proposed optimization can allow obtaining better bending stiffness from the full heterogeneous resource of peeled veneers than with a high-quality classical sorting and random LVL composing.

4. Discussion

To the best of authors' knowledge, this study is the first to deal with the optimization of the LVL material by the consideration and exploitation of a highly heterogeneous species, not by the arrangement of the different qualities through the plies, but along the length of the material, according to an edgewise bending testing configuration. This was possible thanks to a new approach based on a numerical model fed with veneer density and local fiber angle in the veneer plan. This last parameter was measured using a new apparatus specifically designed to measure online local veneer fiber orientation.

The effects of the customized were highlighted by favorable or unfavorable optimization and were observed in the analytical and experimental results of the beams of both batches. For tests on the sapwood LVL beams, variations of +11.8% for experimental local modulus of elasticity and +28.1% for bending strength were found on average for favorably optimized batch compared to unfavorable batch.

The results presented in terms of local modulus of elasticity calculation from modeled beams were satisfactory, which means that the prediction of local properties and the analytical calculation are relatively reliable, despite sources of inaccuracies. In terms of pure modeling, the use of veneer global density, neglecting the localized effects of latewood and earlywood, is an important perspective of improvement.

The gain of the favorably optimized beams over random beams was quantifiable thanks to the analytical results, and it was more than 7.5% in terms of stiffness. However, the manufactured beams of this study had a relatively low span. The effectiveness of this method, which consists of coinciding the veneer quality with the curve of the bending moment, remains to be tested in cases of larger beams. Moreover, this method takes advantage of the variability of the veneer resource used by positioning low-quality veneer to low-stressed beam area, and conversely, thus the main advantage is to allow more efficient usage of low-quality resources.

Concerning the use of the nonsuperposition option for heartwood batch number 2, the homogenization effect was not noticeable in experimental results compared to batch number 1. Indeed, in terms of elastic mechanical property, the local modulus averaged the behavior between the loading points of the beam and did not allow for a precise conclusion to be drawn on a phenomenon evolving along this portion. Second, the number of beams was not sufficient to identify trends.

Finally, the modeling of LVL beam strength is a very complex issue. The use of E_{min} as a bending strength indicator did not show very high reliability. It did, however, make it possible to distinguish, on average, the differences in performance between the

batches. It was calculated with a very large number of simplifying hypotheses, intrinsically linked to analytical modeling. For example, the conditions and quality of gluing were not taken into account at all. The need to determine an indicator based on other criteria, such as local defect density or average knot spacing, remains.

Author Contributions: Conceptualization, R.D.; methodology, R.D.; software, R.D.; validation, G.P., S.G., L.D.; formal analysis, R.D.; investigation, R.D., G.P., S.G., L.D.; data curation, R.D.; writing—original draft preparation, R.D.; writing—review and editing, R.D., G.P., S.G., L.D.; visualization, R.D.; supervision, G.P., S.G., L.D.; project administration, L.D., G.P.; funding acquisition, G.P. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Funding: This study is funded by the region of the Burgundy Franche-Comté, the TreeTrace project subsidized by ANR-17-CE10-0016-03. This study was performed thanks to the partnership built by

BOPLI: a shared public-private laboratory built between the Bourgogne Franche-Comté region, LaBoMaP and the Brugère company.

Data Availability Statement: The data presented in this study are available on request from the corresponding author. The data are not publicly available due to industrial application confidentiality.

Acknowledgments: Thanks to Roxane Dodeler for her investment in the experimental task during her Master project period. Thanks to Jean-Claude Butaud for the experimental task preparation and execution.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest. The funders had no role in the design of the study; in the collection, analyses, or interpretation of data; in the writing of the manuscript, or in the decision to publish the results.

References

- NF EN 635-3. Plywood. Classification by Surface Appearance. Part 3 : Softwood. 1 July 1995. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1244973?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).
- Duriot, R.; Pot, G.; Girardon, S.; Roux, B.; Marcon, B.; Denaud, L. New perspectives for LVL manufacturing wood of heterogeneous quality—Part. 1: Veneer mechanical grading based on online local wood fiber orientation measurement. to be defined. 2021, submitted for publication.
- Burdurlu, E.; Kilic, M.; İlçe, A.; Uzunkavak, O. The effects of ply organization and loading direction on bending strength and modulus of elasticity in laminated veneer lumber (LVL) obtained from beech (*Fagus orientalis* L.) and lombardy poplar (*Populus nigra* L.). *Constr. Build. Mater.* **2007**, *21*, 1720–1725, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2005.05.002.
- Chen, F.; Deng, J.; Li, X.; Wang, G.; Smith, L.M.; Shi, S.Q. Effect of laminated structure design on the mechanical properties of bamboo-wood hybrid laminated veneer lumber. *Eur. J. Wood Prod.* **2017**, *75*, 439–448, doi: 10.1007/s00107-016-1080-8.
- Chin, K.L.; Tahir, P.M.; H'ng, P.S. Bending Properties of Laminated Veneer Lumber Produced from Keruing (*Dipterocarpus* sp.) Reinforced with Low Density Wood Species. *Asian J. Sci. Res.* **2010**, *3*, 118–125, doi: 10.3923/ajsr.2010.118.125.
- NF EN 14374. Structures en bois—LVL (Lamibois)—Exigences. Available online: <https://www-batipedia-com.rp1.ensam.eu/pdf/document/QTH.pdf#zoom=100> (accessed on 25 March 2020).
- NF EN 408+A1. Timber Structures—Structural Timber and Glued Laminated Timber—Determination of Some Physical and Mechanical Properties. 1 September 2012. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1401191?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).
- Pollet, C.; Henin, J.-M.; Hébert, J.; Jourez, B. Effect of growth rate on the physical and mechanical properties of Douglas-fir in western Europe. *Can. J. For. Res.* **2017**, *47*, 1056–1065, doi: 10.1139/cjfr-2016-0290.
- Tropix 7. Les principales caractéristiques technologiques de 245 essences forestières tropicales—Douglas. 2012. Available online: <https://tropix.cirad.fr/FichiersComplementaires/FR/Temperees/DOUGLAS.pdf> (accessed on 29 October 2020).
- NF-EN-322. Panneaux à base de bois—Determination de l'humidité. 1 June 1993. Available online: https://cobaz-afnor-org.rp1.ensam.eu/notice/norme/nf-en-322/FA020887?rechercheID=1757547&searchIndex=1&activeTab=all#id_lang_1_descripteur (accessed on 8 June 2021).
- NF EN 384+A1. Structural Timber—Determination of Characteristic Values of Mechanical Properties and Density. 21 November 2018. Available online: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1539784?recordfromsearch=True> (accessed on 29 October 2020).
- woodtec Fankhauser GmbH. Vacuum Press. Available online: <https://www.woodtec.ch/wp-content/uploads/2020/11/Documentation-Vacuum-Press.pdf> (accessed 31 March 2021).
- Viguier, J.; Bourgeay, C.; Rohumaa, A.; Pot, G.; Denaud, L. An innovative method based on grain angle measurement to sort veneer and predict mechanical properties of beech laminated veneer lumber. *Constr. Build. Mater.* **2018**, *181*, 146–155, doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.06.050.
- Olsson, A.; Oscarsson, J.; Serrano, E.; Källsner, B.; Johansson, M.; Enquist, B. Prediction of timber bending strength and in-member cross-sectional stiffness variation on the basis of local wood fibre orientation. *Eur. J. Wood Wood Prod.* **2013**, *71*, 319–333, doi: 10.1007/s00107-013-0684-5.
- Viguier, J.; Bourreau, D.; Bocquet, J.-F.; Pot, G.; Bléron, L.; Lanvin, J.-D. Modelling mechanical properties of spruce and Douglas fir timber by means of X-ray and grain angle measurements for strength grading purpose. *Eur. J. Wood Wood Prod.* **2017**, *75*, 527–541, doi: 10.1007/s00107-016-1149-4.

4.4 Développements complémentaires

En fin de la première phase d'optimisation développée dans l'article précédent, la répartition décroissante des meilleures qualités de placages au centre du panneau jusqu'aux plus faibles qualités aux extrémités entraîne logiquement une allure « pyramidale » du profil de rigidité du panneau, calculé par une moyenne du profil de rigidité de chaque pli sur l'ensemble des plis. Cependant, cette répartition demeure perfectible dans la recherche d'optimiser et d'avoir un contrôle sur la rigidité du produit par rapport à sa longueur. L'objectif de ce développement supplémentaire est ainsi d'imposer au profil de rigidité du produit un courbe consigne, paramétrable en fonction du moment de flexion que l'on souhaiterait imposer aux poutres issues du panneau. Cela permettrait par exemple de prendre en compte des appuis intermédiaires.

La Figure 36 présente le fonctionnement de l'algorithme de la seconde phase, faisant suite à la première phase décrite dans l'article précédent. Le cas retenu est celui d'une optimisation du panneau par courbe consigne trapézoïdale adaptée à un chargement de type flexion quatre points.

Les explications dans le développement de l'algorithme présenté dans la Figure 36 sont illustrées par l'imposition d'une courbe consigne trapézoïdale, qui a pour but de maximiser les performances du produit par rapport à un moment de flexion dû un chargement de type flexion quatre points. Cette courbe consigne est inscrite dans le profil de rigidité du panneau, ce qui signifie qu'elle est inférieure en tout point de ce profil et ne l'intercepte qu'en un point. L'objectif de cette phase d'optimisation est, par itération, de maximiser l'aire de la courbe consigne inscrite, et par conséquent de celle du profil de rigidité du panneau, en modifiant le placement des placages.

Pour chaque boucle, la première étape est la détermination de l'abscisse du point faible, notée X_{faible} , qui est ainsi l'abscisse du point de concours entre le profil de rigidité du panneau et la courbe consigne. C'est donc à cette position du panneau qu'un des plis doit être renforcé, où un placage « faible » doit être interverti avec un autre placage afin de venir renforcer cette zone. Pour déterminer quel est ce placage faible, la valeur du profil de rigidité de chaque pli à l'abscisse X_{faible} est listée, et la valeur de module d'élasticité minimum désigne donc le placage à retirer. L'abscisse forte est ensuite déterminée. La logique de répartition des placages de la première phase a concentré les placages de meilleure qualité au milieu du panneau. Ainsi, dans le cas où l'abscisse faible X_{faible} est située dans la zone constante maximale de la courbe consigne, le placage permettant de renforcer cette zone ne peut être que dans cette zone centrale. L'abscisse X_{forte} est alors celle où le profil de rigidité est maximal. En revanche, si l'abscisse faible X_{faible} est localisée hors de cette zone constante, prélever un placage contenu dans cette zone viendrait l'affaiblir. Ainsi, dans ce second cas de figure, l'abscisse forte X_{forte} sera déterminée à l'opposé de l'abscisse faible par rapport au centre du panneau, afin de venir chercher un placage sensiblement de la même « gamme » de qualité. Le meilleur des placages de l'abscisse X_{forte} est choisi pour l'étape d'intervention avec le placage faible. Dans chacun de ces échanges entre placages et positions, quatre configurations de placements seront testées, correspondant à chacune des combinaisons

4 - Optimisation en flexion de poutres

possibles de placement selon l'orientation à 0° ou 180° des deux placages intervertis. Pour ces quatre cas, le profil de rigidité du panneau et la courbe de consigne inscrite seront recalculés. La configuration de placement entraînant l'augmentation de l'aire de la courbe consigne la plus élevée sera conservée, l'échange sera rendu effectif, et une nouvelle abscisse X_{faible} est localisée réitérera la boucle. En revanche, si aucune amélioration n'est possible, une sortie de boucle est opérée.

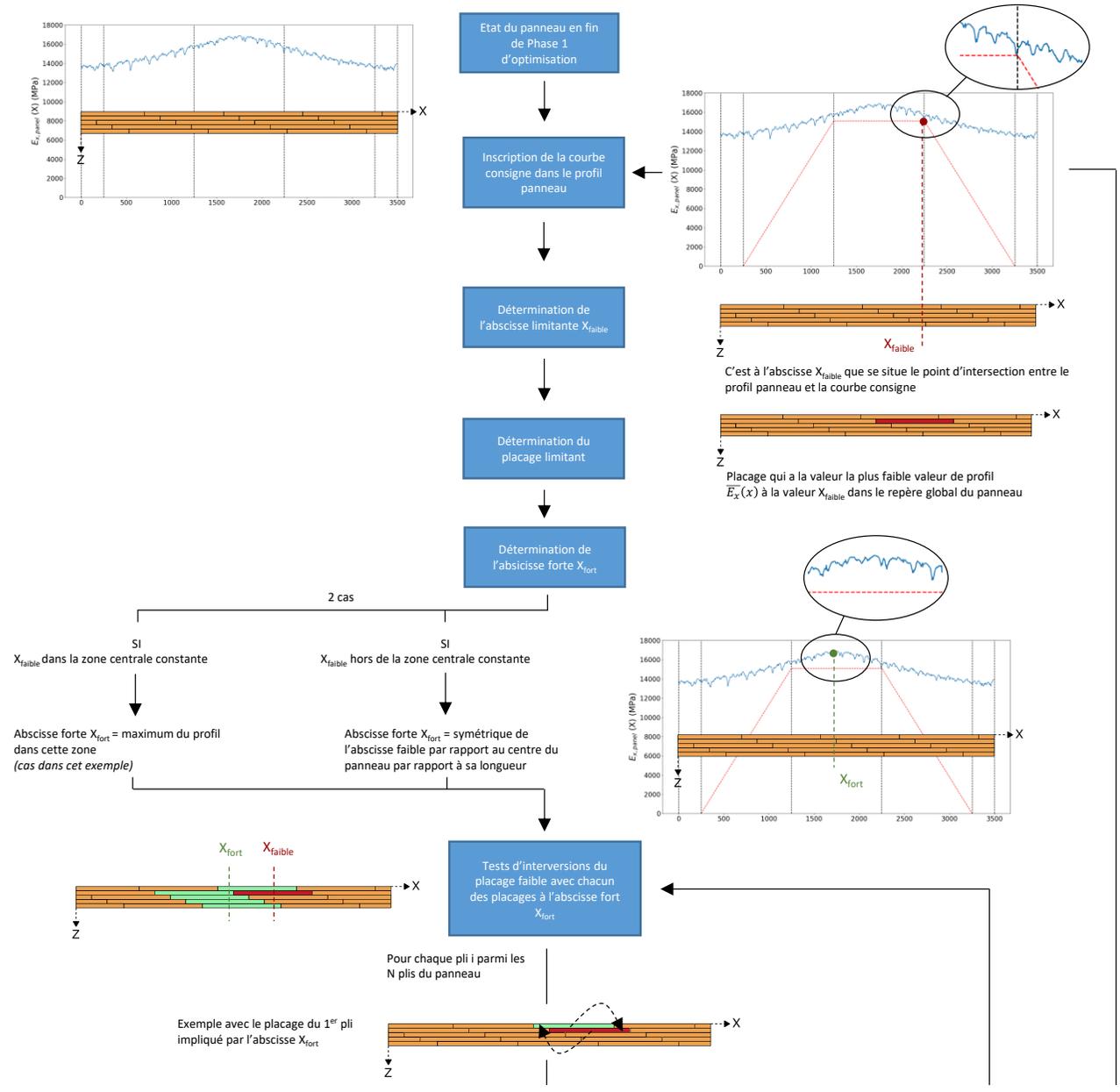
La Figure 37 permet de visualiser les effets d'optimisation à différents niveaux sur des placages virtuels issus de la thèse de Rémy Frayssinhes [4]. Le panneau à répartition aléatoire permet de visualiser le profil de module élastique moyenné d'un panneau composé sans optimisation. Les profils du même panneau, mais dont la répartition des placages a été modifiée à l'issue de la première et seconde phase d'optimisation illustrent l'effet de l'optimisation du matériau par courbe consigne imposée.

La courbe consigne parabolique permet par exemple d'optimiser le panneau dans une configuration d'imposition de charge répartie constante, l'allure de courbe consigne étant l'image de la forme du moment fléchissant sous charge répartie. Ici, l'optimisation de la première phase bénéficie très largement à ce type de courbe consigne parabolique. Ainsi, sur la totalité de la longueur du produit, l'abscisse forte X_{forte} sera déterminée à l'opposé de l'abscisse faible X_{faible} par rapport au centre du panneau, afin de venir chercher un placage sensiblement de la même « gamme » de qualité et surtout ne pas déconstruire l'effet d'optimisation de la première phase. D'autres types de courbes consignes ont été développées correspondant à des configurations d'essai. La courbe consigne trapézoïdale, utilisée pour la description du fonctionnement de l'algorithme dans la Figure 36, permet ainsi d'optimiser le matériau pour une sollicitation de type flexion quatre points. La courbe consigne constante donne une homogénéisation complète de la poutre. Dans ce cas précis, une répartition aléatoire des placages en première phase permet d'obtenir une répartition relativement bien homogénéisée, la seconde phase venant ajuster la répartition des placages. Une figure analogue à la Figure 37, illustrant l'optimisation par courbe consigne constante, est donnée en Annexe 7.1. L'abscisse X_{forte} est ici déterminée là le profil de rigidité est maximal, puisque la courbe consigne n'est ici qu'un simple plateau dont on cherche à maximiser la hauteur.

Par ailleurs, il est important de relever que l'optimisation de panneaux est effectuée en utilisant un profil calculé par une moyenne des modules élastiques dans la largeur des plis pour chaque position X le long du panneau. Cette méthode se justifie car le plan de débit des poutres n'est pas connu a priori. On obtient donc des poutres, dont la rigidité effective EI_{eff} ne correspond pas exactement à la courbe consigne imposée (Figure 37).

En revanche, si l'on considère le produit fabriqué comme une poutre et non plus un panneau, le profil optimisé peut alors devenir directement la courbe $EI_{\text{eff}}(X)$ du produit, comme illustré sur la Figure 38. Les placages eux aussi sont alors triés et placés au sein du multiplis en fonction de leur profil EI_{eff} .

4 - Optimisation en flexion de poutres



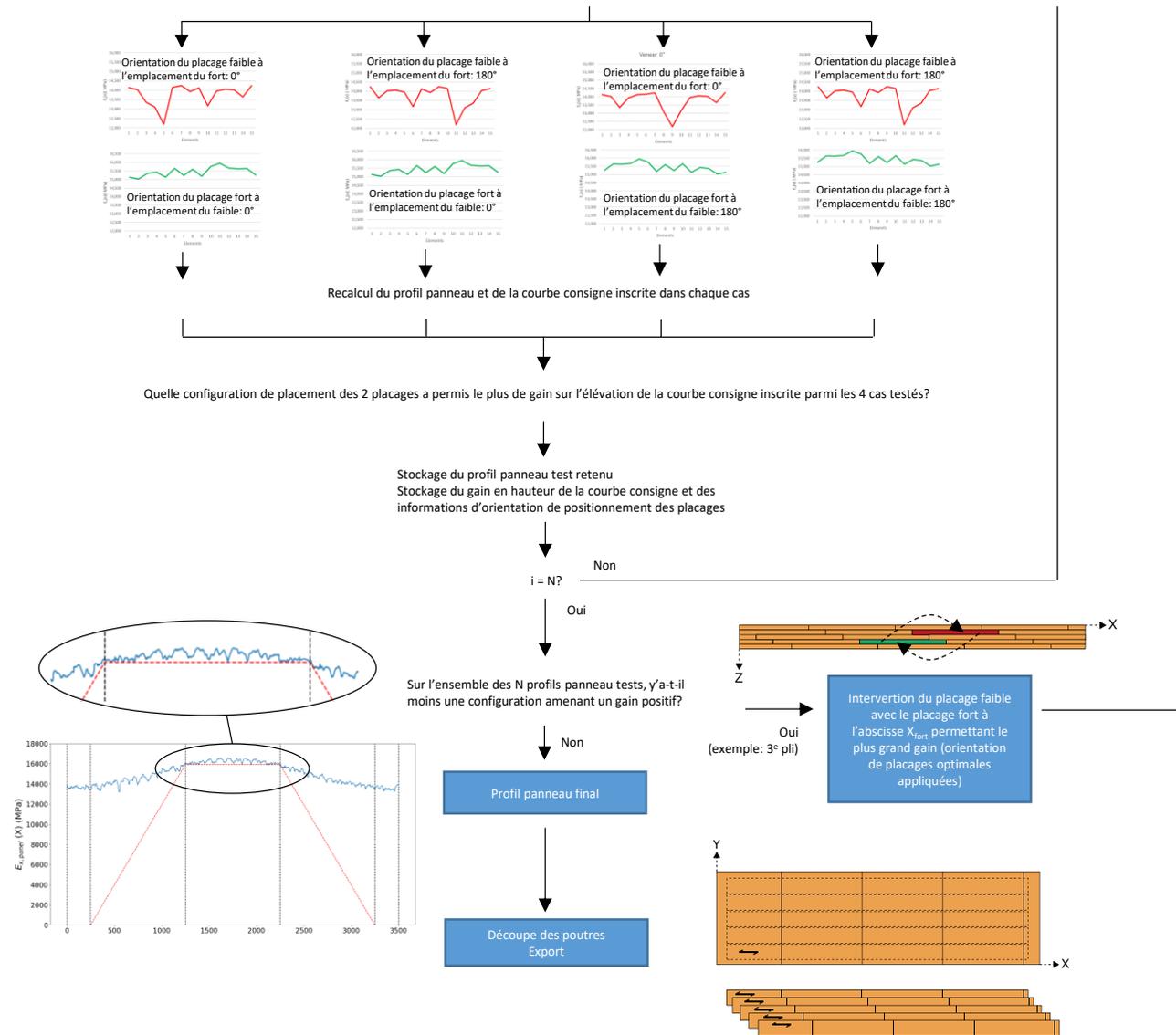
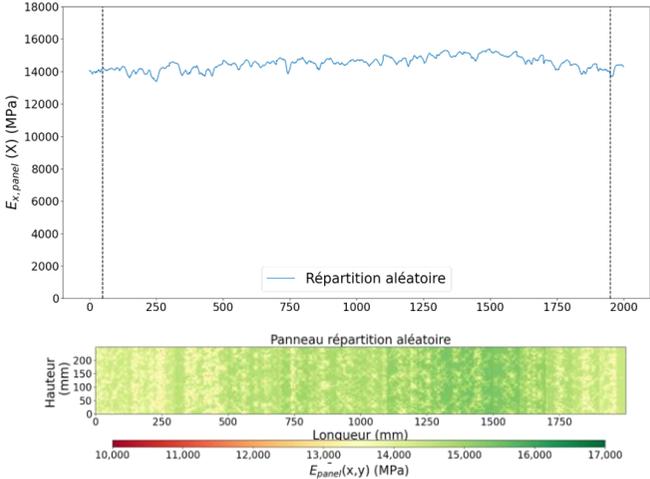


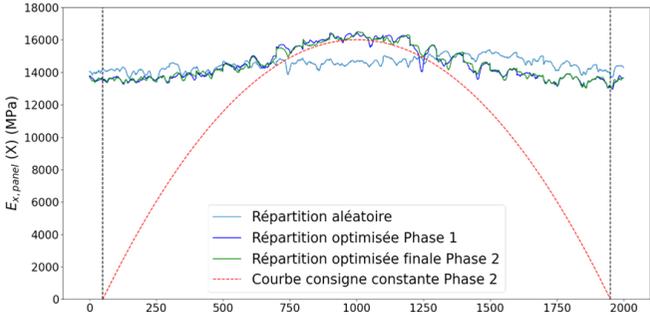
Figure 36. Schéma explicatif du principe d'optimisation de la répartition du positionnement des placages en fonction de leur qualité par courbe consigne (ici trapèzoidale)

4 - Optimisation en flexion de poutres

Répartition aléatoire



Optimisation



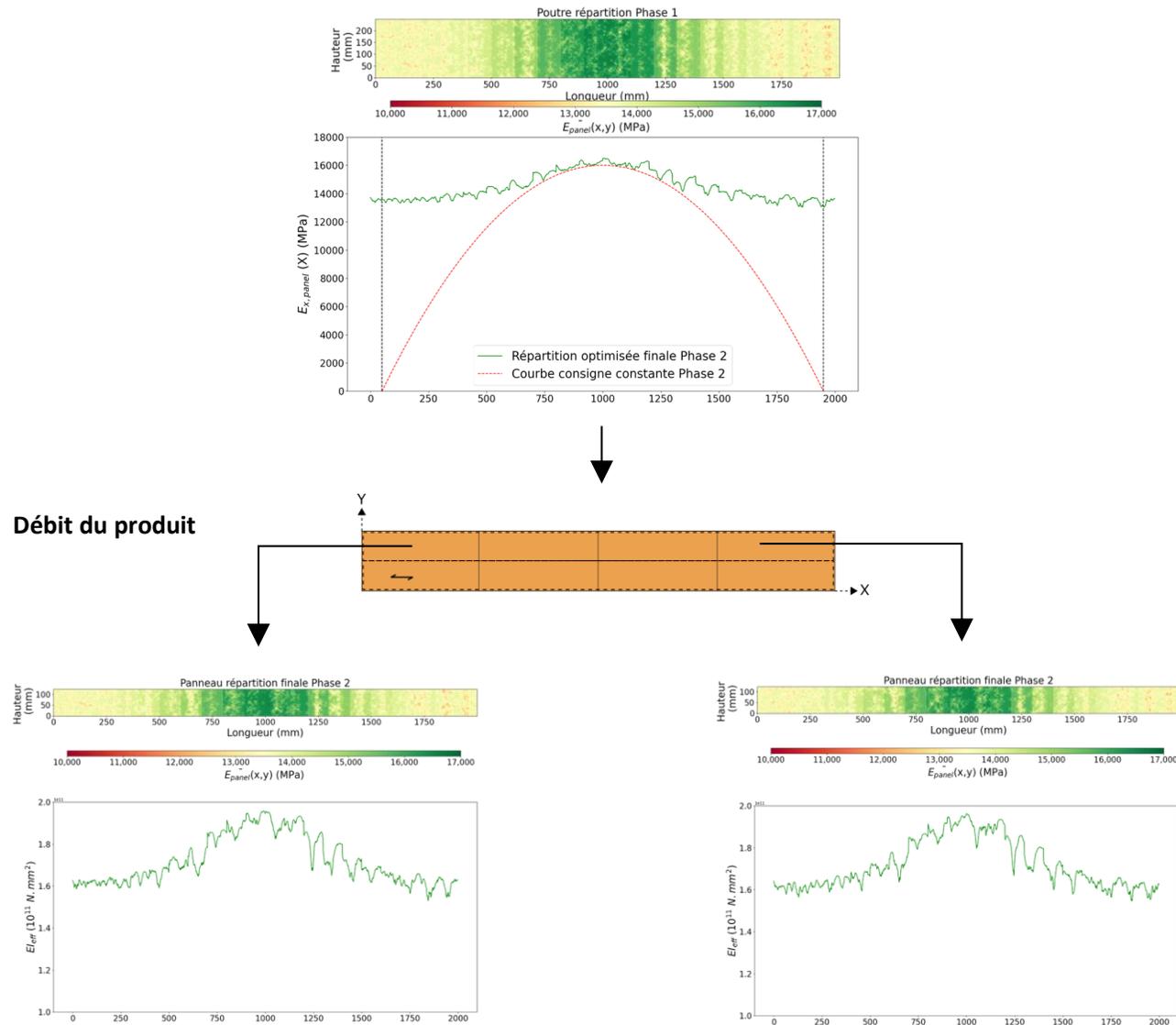
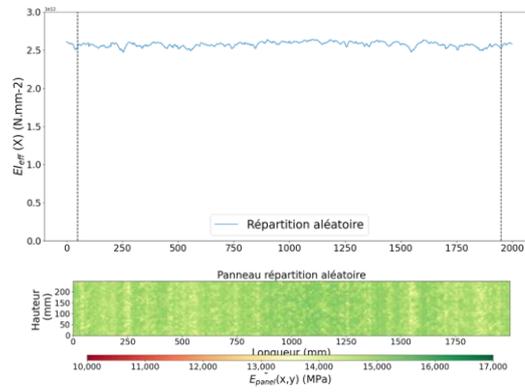


Figure 37. Profils de rigidité d'un panneau par étapes d'optimisation (fin des première et secondes phases , avec comparaison par rapport à une répartition aléatoire) par courbe consigne parabolique, avec courbes de rigidité efficaces des deux produits poutres débités

4 - Optimisation en flexion de poutres

Répartition aléatoire



Optimisation

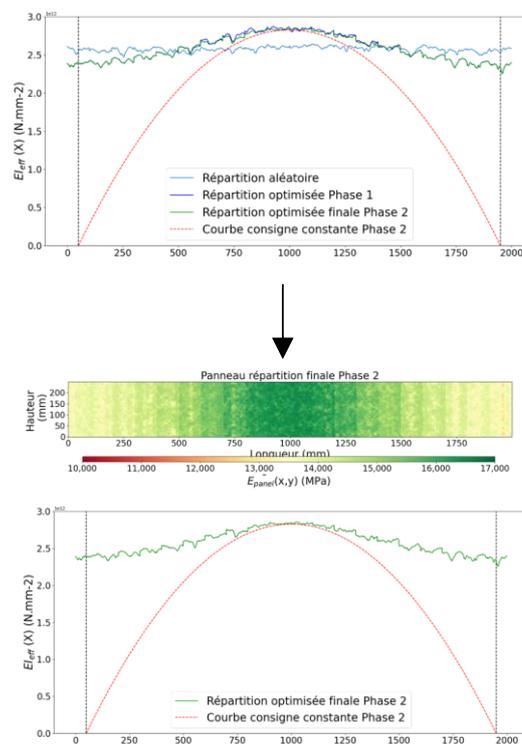


Figure 38. Profils de rigidité effective d'une poutre par étapes d'optimisation (fin de la première et seconde phase, avec comparaison par rapport à une répartition aléatoire) par courbe consigne parabolique

4.5 Synthèse

Cette partie présente le concept de poutre à rigidité variable. Ce principe de placement dégressif des placages en fonction de leur qualité par rapport à leur position est piloté par un algorithme qui a bénéficié d'un développement progressif tout le long de cette thèse. Une partie expérimentale a été réalisée afin de valider les performances de poutres issues de cette première phase d'optimisation (Phase 1), dont le principe est la répartition des placages de haute qualité (au centre) jusqu'à basse qualité (extrémité). Une fonction d'homogénéisation permettant la répartition des défauts a été implémentée. Malgré un nombre d'éprouvettes de tests limité, cette partie expérimentale a permis de montrer l'impact de cette démarche d'optimisation sur la rigidité locale et la résistance des poutres fabriquées et modélisées.

Comme précisé dans le chapitre précédent, une étape de validation expérimentale permettant de confronter la modélisation des cartographies de module élastique longitudinal local avec une détermination expérimentale de la rigidité moyenne des placages n'a pas été effectuée. Cependant, la relativement satisfaisante prédiction du module local $E_{m,l}$ des poutres par calcul analytique mentionnée dans l'article, bien que ne permettant pas à ce stade de rediscuter finement les équations de Pollet et de Hankinson employées, permet rétroactivement de conclure sur une bonne modélisation des propriétés élastiques locales des placages.

Suite à cette campagne expérimentale, une seconde phase a été développée impulsée par une volonté d'affiner l'optimisation en fonction du moment fléchissant pilotant le dimensionnement du produit. Elle introduit ainsi le principe de courbe consigne inscrite, à partir duquel le profil moyenné de module élastique du panneau vient s'ajuster. Cette même stratégie d'optimisation peut être appliquée à une poutre seule, permettant de travailler sur sa rigidité efficace, et donc d'augmenter en précision l'ajustement des performances du produit par rapport au moment fléchissant. Les courbes consignes peuvent être paramétrées à volonté (trapézoïdales, paraboliques, constantes, etc.), laissant une grande liberté sur le potentiel applicatif de ce développement et élargissant la fabrication aux essences hétérogènes (si tenté que soit maîtrisé leur déroulage).

Il est à préciser qu'une concentration de placages de basse qualité aux extrémités des poutres de LVL peut être un inconvénient car c'est dans ces zones que des connecteurs sont placés afin d'assurer la liaison avec la structure. La concentration de nœuds dans un bois de basse densité ne sont pas des garanties d'assemblages durables, à court ou long terme, dans le cas de fixations (connecteurs) pénétrants le bois [51]. Cependant, dans le cadre de liaisons collées comme pour certains ponts bois-béton [96] ce constat apparaît bien moins handicapant.

Ces exemples d'optimisation n'ont à ce stade pas pu bénéficier de validation expérimentale sur des poutres de grandes échelles. Cependant, l'effet observé et présenté dans l'article précédent de la répartition des placages en fonction de leur qualité sur la résistance et la rigidité locale de la poutre permettent véritablement d'être confiant dans le potentiel de cette solution. Évidemment, étant donné que le principe de cette optimisation a pour but de valoriser des placages très hétérogènes pour créer des poutres, la précision de la modélisation des propriétés est cruciale pour effectuer une optimisation précise et pouvoir estimer fidèlement les propriétés du produit final.

4 - Optimisation en flexion de poutres

Par ailleurs, les courbes consignes présentées dans cette partie ont été établies uniquement à partir de l'enveloppe du moment de flexion sollicitant, le but étant de limiter la flèche par une variation locale de la rigidité. Or, dans le cadre du dimensionnement d'éléments droits en bois à application structurelle (normes Eurocodes), la prise en compte d'autres grandeurs mécaniques, telles que des calculs de contraintes maximales et de valeurs de résistances du matériau à plusieurs types de sollicitations, est nécessaire. Par exemple, dans le cas de la flexion quatre points, la prise en compte de la variation des contraintes de cisaillement, qui sont maximales aux extrémités de la poutre, tendrait à augmenter la hauteur de la courbe consigne, là où elle est nulle dans l'exemple de la Figure 36. La détermination des courbes consignes est ainsi un principe à faire évoluer.

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la Méthode des Éléments Finis

5.1 Avant-propos

Le contenu de cette partie a pour vocation d'être valorisé comme article scientifique. Sa structure est donc conforme aux standards de publication dans une revue scientifique.

5.2 Introduction

Cette partie fait suite aux articles [90] et [97] présentés dans les Chapitres 3 et 4. Après avoir présenté dans le Chapitre 3 une méthodologie de tri de placages selon leurs propriétés physiques et mécaniques modélisées à partir d'une mesure locale de pente de fil et de la masse volumique globale, le Chapitre 4 a détaillé un algorithme de composition de produits lamellaires LVL, déterminant la localisation optimale du placement des placages afin d'améliorer la performance pour une configuration de flexion donnée. Le calcul de propriétés élastiques, telles que le module local, est effectué par méthode analytique. Cette méthode, s'appuie sur une modélisation simplifiée dans laquelle les données bidimensionnelles de cartographie de modules ont été rapportées à un modèle unidimensionnel de type poutre. Bien que cette méthode ait permis d'obtenir des résultats assez satisfaisants, elle n'exploite pas tout le potentiel des cartographies de propriétés élastiques locales de chacun des plis.

Cette partie vise à explorer ce potentiel via une méthode basée sur la méthode des éléments finis, développée grâce au code de calcul Cast3m [98], et permettant de considérer les propriétés de chacun des plis dans la simulation d'essai de flexion quatre points.

5.3 Matériel et méthodes

Le Tableau 7 présente la nomenclature des principaux symboles utilisés.

Liste des principaux symboles, abréviations et indices		
$_{-an}$	Propriété déterminée par calcul analytique	$E_{dyn,Ber,n}$ Module élastique longitudinal dynamique d'ordre n calculé selon les hypothèses de Bernoulli (MPa)
$_{-exp}$	Propriété déterminée expérimentalement	$E_{dyn,Tim}$ Module élastique longitudinal dynamique calculé selon les hypothèses de Timoshenko (MPa)
$_{-MEF}$	Propriété déterminée par calcul issue de la modélisation MEF	E_L Module d'élasticité selon la direction orthotrope longitudinale selon le repère local de l'élément considéré (MPa)
ρ_{beam}	Masse volumique de poutre à 12 % de taux d'humidité (kg.m^{-3})	$E_{m,l}$ Module élastique de flexion local (MPa)
ρ_{veneer}	Masse volumique de placage à 12 % de taux d'humidité (kg.m^{-3})	E_T Module d'élasticité selon la direction orthotrope tangentielle selon le repère local de l'élément considéré (MPa)
$\theta(x, y)$	Angle local d'orientation de fibre ($^\circ$)	$E_x(x, y)$ Composante du module élastique longitudinal au point de coordonnées (x, y) selon l'axe \vec{x} du repère considéré (MPa)
ν_{LT}	Coefficient de Poisson caractérisant les déformations tangentielles par rapport à une sollicitation longitudinale	f_n Fréquence propre du n ^e mode (Hz)
E_0	Module d'élasticité longitudinal de bois sain (MPa)	G_{TL} Module de cisaillement selon le plan orthotrope tangentiel-longitudinal selon le repère local de l'élément considéré (MPa)
E_{90}	Module d'élasticité transversal de bois sain (MPa)	MEF Méthode des Éléments Finis

Tableau 7. Nomenclature des symboles, termes et indices utilisés

5.3.1 Modélisation des raideurs des poutres de LVL par la méthode des éléments finis

5.3.1.1 Rappel des mesures effectuées sur les placages des poutres LVL fabriquées

L'étude porte sur la modélisation des poutres composées numériquement et fabriquées expérimentalement dans l'article [97] présentée dans Chapitre 4. La modélisation des propriétés locales élastiques des plis s'est décomposée en plusieurs étapes détaillées dans [90]. La première est la cartographie de la pente de fil locale des placages par effet trachéide. La masse volumique moyenne individuelle des placages a été calculée à partir d'une pesée et d'une mesure des dimensions de la surface des placages par analyse d'image. Une équation issue de Pollet et al. (2017) [49] a permis le calcul d'un module élastique longitudinal bois sain à partir de la valeur de masse volumique moyenne (Equation 14).

$$E_0 = 36.605 \rho_{veneer} - 4242.4 \quad (14)$$

Après redimensionnement des cartographies de pente de fil par application de coefficient de retrait correspondant à l'humidité de référence, l'application de la formule empirique de Hankinson [7] [51] a permis le calcul des cartographies de module élastique dans l'axe des poutres par la prise en compte de la pente de fil locale. Une autre approche développée dans ce chapitre est de calculer les propriétés élastiques $E_x(x, y)$, $E_y(x, y)$ et $G_{xy}(x, y)$ dans le repère bidimensionnel du placage par rotation de la matrice de rigidité exprimée dans le repère fibre LRT.

Dans [97], un algorithme a été développé considérant la qualité des placages et plaçant les cartographies de modules élastiques dans le multiplis numérique de sorte à maximiser ses performances mécaniques. Les équivalents réels de quatre panneaux ont été fabriqués (deux constitués d'aubier et deux autres constitués de duramen) avec des placages échantillonnés de manière à obtenir deux lots équivalents selon plusieurs critères (masse volumique, valeur moyenne de pente de fil...). La Figure 39 permet de visualiser le profil de masse volumique de chacun des 4 panneaux, et montre ainsi l'effet direct des optimisations du point de vue de ce paramètre physique.

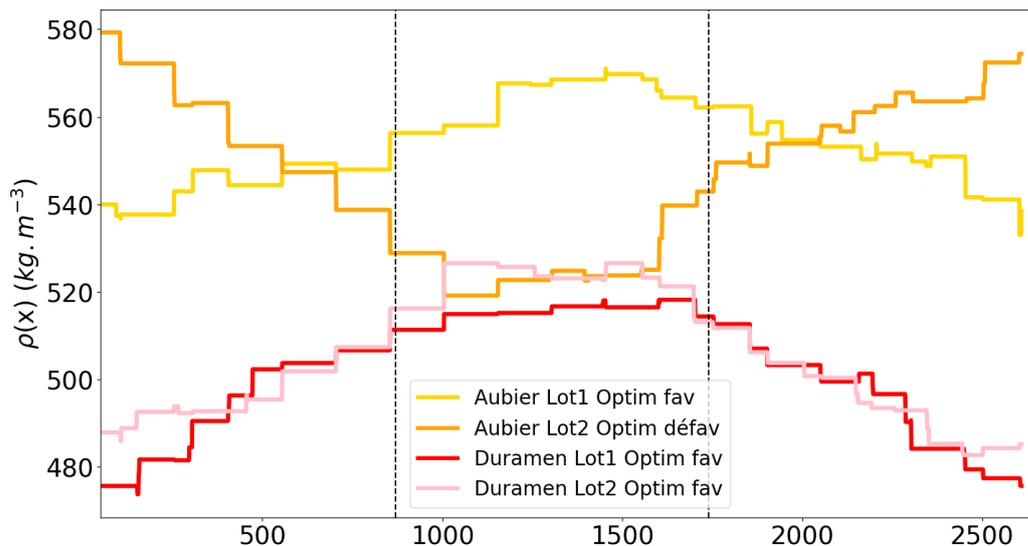


Figure 39. Profil de masse volumique des panneaux optimisés

Les panneaux ont ensuite été débités en poutres, et les performances en rigidité et en résistance ont été comparées avec des essais destructifs et le calcul analytique basé sur le module local [40].

Dans cette étude, l'échantillonnage est constitué des mêmes 19 poutres, dont 9 de duramen et 10 d'aubier. La totalité des 9 poutres de duramen possède une répartition optimisée favorable, où les placages de bonne qualité (masse volumique supérieure, variation limitée de la pente de fil et donc moins de nœuds) ont préférentiellement été placés dans la zone centrale du panneau, et donc des poutres, correspondant à la zone entre appuis supérieur la plus sollicitée en configuration de flexion quatre points. Les placages de mauvaise qualité étaient eux placés aux extrémités. Pour l'aubier, 5 poutres suivent également cette méthode de placement, et les

5 autres suivent la stratégie inverse, où les placages de masses volumiques inférieures et à forte variation de pente de fil ont été concentrés au centre des poutres, et les placages de bonne qualité aux extrémités. Cette stratégie a été adoptée dans le but de maximiser les différences de comportement et ainsi de vérifier la robustesse du modèle en créant des cas extrêmes (peu ou beaucoup de nœuds sollicités mécaniquement).

5.3.1.2 Prise en compte de l'orientation des fibres dans le modèle EF

Le modèle EF développé dans cette étude simule un essai de flexion quatre points sous hypothèses de contraintes planes et de petites perturbations. Ces hypothèses de simplification mécanique se justifient par la fine épaisseur des placages (3 mm) et les valeurs expérimentales de déformation à la rupture. Des éléments quadrangulaires à quatre nœuds (interpolation linéaire) ont été utilisés, chaque élément possédant sa propre matrice de raideur dépendante de l'orientation locale des fibres mesurée par effet trachéide, comme illustré sur le schéma de principe Figure 40.

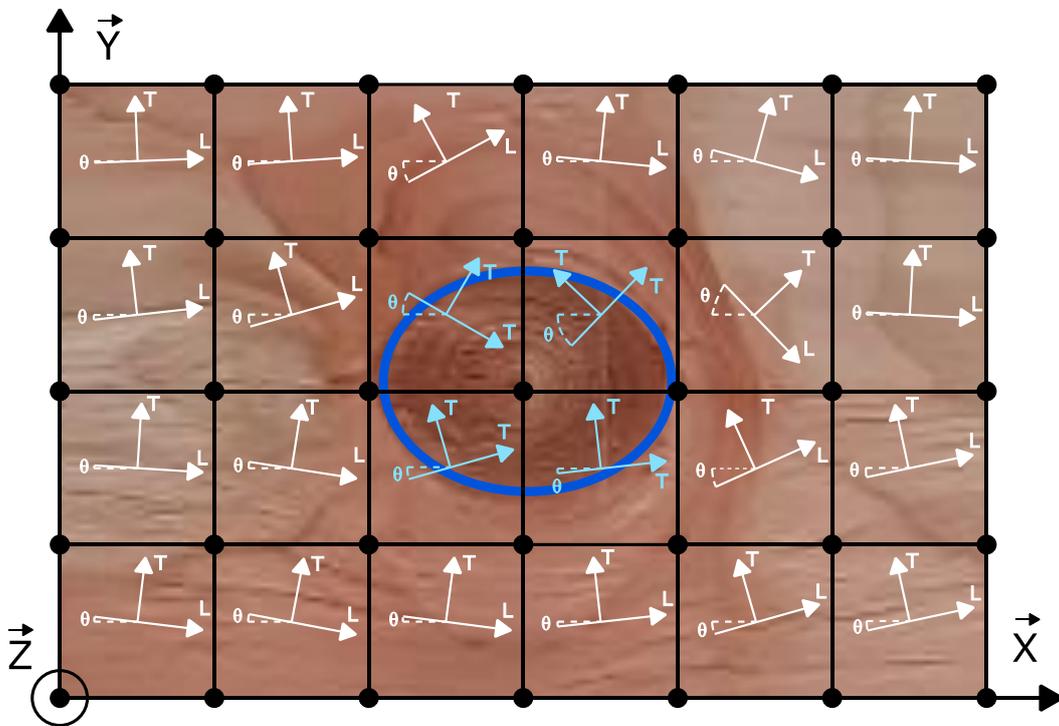


Figure 40. Principe de la modélisation par la méthode des éléments finis avec éléments plans quadrangulaires dont l'orientation locale des fibres et le repère d'orthotropie associé varie pour chaque élément

La matrice de souplesse élastique orthotrope dans le plan du matériau $[S_{v,p}]$ est exprimée à partir des constantes élastiques et notamment du module d'élasticité dans le sens longitudinal des fibres E_L qui pilote les valeurs de module transverse et de cisaillement selon les ratios $\frac{E_T}{E_L}$ et $\frac{G_{TL}}{E_L}$. Étant donné que le module d'élasticité longitudinal E_L est calculé à partir de la masse volumique moyenne du placage, une valeur de E_L est commune à tous les éléments de bois sans nœud (le cas des nœuds est traité dans la partie suivante 5.3.1.3) appartenant à un placage

v (pour *veneer*), qui compose avec d'autres un pli p (pour *ply*) du matériau. La matrice de souplesse $[S_{v,p}]$ s'exprime donc explicitement selon l'Equation 15 :

$$[S_{v,p}] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \quad (15)$$

soit:

$$[S_{v,p}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} = -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & \frac{1}{E_T} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} \end{bmatrix} \quad (16)$$

avec :

- E_L est le module élastique dans la direction locale du fil pour un placage v considéré, calculé à partir de l'Equation 14;
- E_T est le module élastique dans la direction orthogonale à l'axe local du fil dans le plan TL, dépendant du ratio $\frac{E_T}{E_L}$ dont la valeur sera identifiée dans ces travaux (voir partie résultats) ;
- G_{LT} est le module de cisaillement dans le plan orthotrope TL, dépendant du ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ dont la valeur sera identifiée ;
- ν_{LT} est le coefficient de Poisson dans le plan orthotrope LT, dont la valeur est identifiée (ν_{TL} est déduit par la relation $\frac{\nu_{TL}}{E_T} = \frac{\nu_{LT}}{E_L}$).

Dans le repère global du panneau $(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$, toutes les propriétés élastiques sont définies pour chaque élément de bois sans nœud de chaque pli en fonction de l'orientation des fibres $\theta(X, Y)$. Tous les plis du matériau sont positionnés selon l'axe \vec{X} du repère global (voir Figure 40). L'orientation des fibres locale $\theta(X, Y)$ correspond à l'angle de rotation du passage de la matrice de souplesse élémentaire du repère local au repère global autour de l'axe \vec{Z} . Cela implique d'exprimer les termes de la matrice de souplesse $[S'_{v,p,e}]$ de l'élément e considéré appartenant au placage v d'un pli p du matériau composite dans le repère global, comme défini dans l'Equation 17.

$$[S'_{v,p,e}] = [T_e^{-1}] [S_{v,p}] [T_e] \quad (17)$$

$$[S'_{v,p,e}] = \begin{bmatrix} S'_{11} & S'_{12} & 0 \\ S'_{12} & S'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S'_{66} \end{bmatrix} \quad (18)$$

avec les composantes suivantes, variant pour chaque élément en fonction de $\theta(X, Y)$ noté simplement θ ci-dessous :

$$S'_{11} = S_{11} \cos^4 \theta + S_{22} \sin^4 \theta + (2S_{12} + S_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta$$

$$S'_{12} = (S_{11} + S_{22} - S_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + S_{12}(\cos^4 \theta + \sin^4 \theta)$$

$$S'_{22} = S_{11} \sin^4 \theta + S_{22} \cos^4 \theta + (2S_{12} + S_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta$$

$$S'_{66} = 2[2(S_{11} + S_{22} - 2S_{12}) - S_{66}] \sin^2 \theta \cos^2 \theta + S_{66}(\sin^4 \theta + \cos^4 \theta)$$

tel que :

- $[S'_{v,p,e}]$ est la matrice de souplesse d'un élément considéré, appartenant à un placage v d'un pli p , exprimée dans le repère global du système poutre
- $[T_e]$ est la matrice de passage du repère « fibre » au repère global en fonction de l'angle local de pente de fil $\theta(X, Y)$.

5.3.1.3 Propriétés dans les nœuds

Les discontinuités que constituent les nœuds par rapport au reste de la matière implique une différence de comportement mécanique, due en partie à une orientation différente des directions d'orthotropie dans le nœud [51]. Étant donné que les propriétés du bois diffèrent selon la direction d'orthotropie considérée, ces singularités sont à prendre en compte afin d'améliorer la modélisation des propriétés mécaniques des plis.

La Figure 41a montre une image en niveau de gris d'un placage, recentrée sur un nœud. La variation chaotique de la pente de fil sur la surface représentée sur la Figure 41b, est due au fait que dans le nœud, la surface visualisée appartient au plan principal orthotrope RT, alors que le plan préférentiel à l'observation des trachéides dans leur longueur est le plan TL. Cela implique ainsi une erreur de modélisation du module élastique longitudinal dans le nœud, comme montré dans la Figure 41c. Dans le Chapitre 3 [90], une détection manuelle des nœuds par le logiciel d'analyse d'image ImageJ [99], à partir d'images en niveau de gris des placages obtenues par les caméras du LOOBAR avait été effectuée afin de pouvoir classer sur critère visuel ces placages. Ainsi, une cartographie binaire des nœuds a été créée (Figure 41d). Localement, pour chaque élément répertorié par une valeur binaire de 1 signalant un nœud, le plan d'orthotropie n'est plus TL mais RT. Sous l'hypothèse d'une loi de comportement isotrope transverse où $R = T$, ceci implique l'application d'un comportement isotrope des nœuds dans le matériau (Figure 41e et Figure 40). Finalement, la matrice de souplesse des propriétés élastiques dans les nœuds $[S_{v,p,nœud}]$ s'exprime donc par l'Equation 19 :

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

$$[S_{v,p,noeud}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & 0 \\ -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & \frac{1}{E_T} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2(1 + \nu_{TT})}{E_T} \end{bmatrix} \quad (19)$$

ν_{TT} a été pris égal à ν_{LT} , et les valeurs de E_T ont été calculées proportionnellement au module longitudinal des fibres de chaque placage comme pour le bois sans nœud (paragraphe précédent).

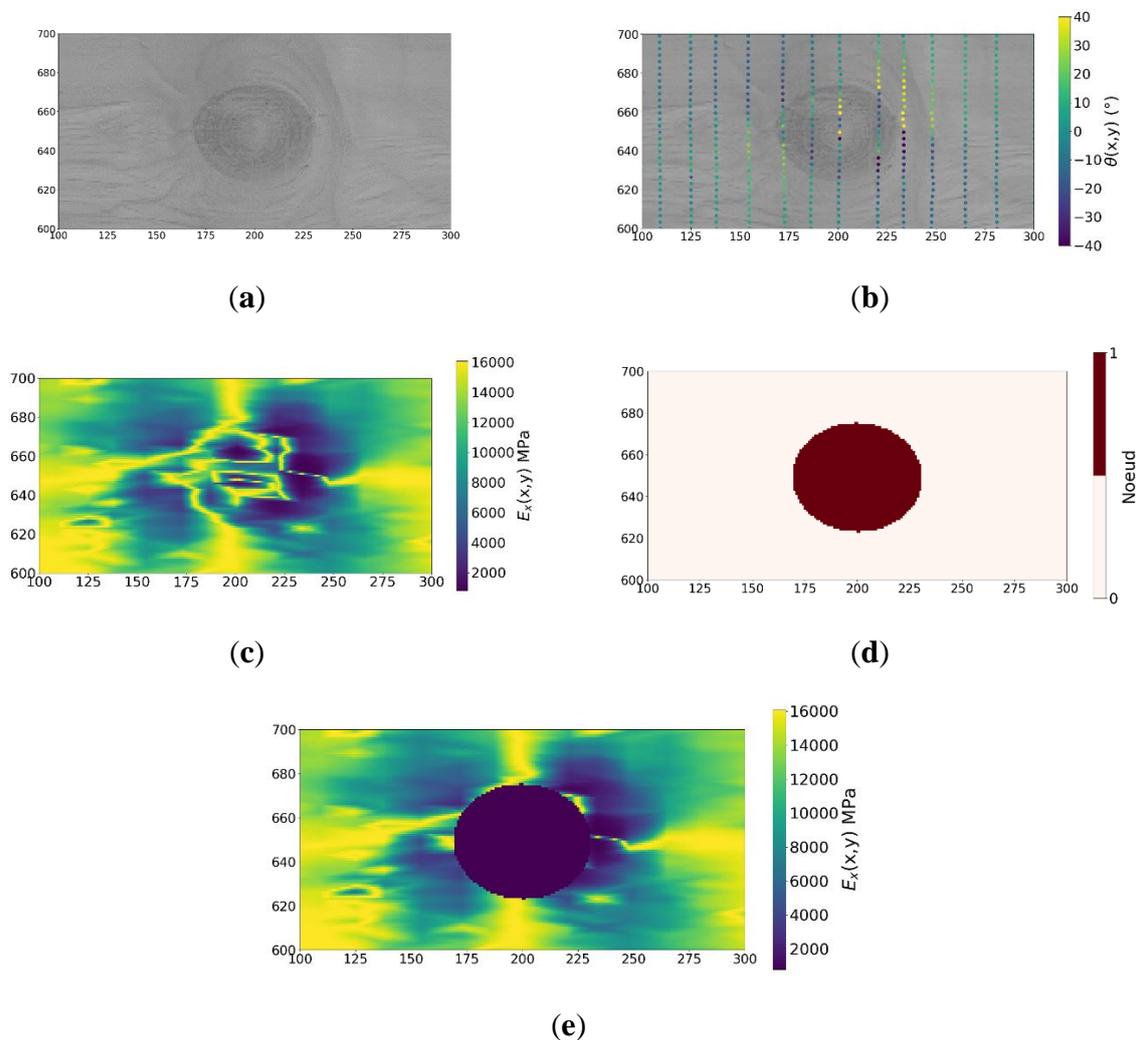


Figure 41. Noeud : (a) image en niveau de gris d'un noeud, (b) valeurs de pente de fil des ellipses par mesure LOOBAR, (c) sans abaissement des propriétés mécaniques dans le noeud, (d) noeud binarisé (e) avec abaissement des propriétés mécaniques dans le noeuds

L'identification des nœuds par cartographies binaires permet aussi le calcul du KSR (Knot Surface Ratio ou Surface Relative de Nœuds) moyenné sur l'ensemble des 15 plis composants

chacune des poutres. Cet indicateur introduit dans le Chapitre 3 [90], est le ratio de la surface cumulée de nœuds par rapport à la surface totale du placage du pli considéré.

5.3.1.4 Calcul des matrices de raideurs des poutres

Soit $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ le repère global de chaque poutre. À partir des lois de comportement élastiques locales du bois avec ou sans nœud décrites précédemment, il est possible d'obtenir les matrices de raideurs $[K_{v,p,e}]$ de chacun des éléments quadrangulaires à quatre nœuds illustrés Figure 40. Pour chaque placage, la matrice de raideur $[K_{v,p}]$ d'indice v correspondant au numéro du placage considéré a été calculée par assemblage de l'ensemble des matrices de rigidité élémentaires $[K_{v,p,e}]$.

Il a été considéré que chaque pli, assemblage de plusieurs placages dans la longueur, constituait un seul et même maillage éléments finis, comme s'il y avait parfaitement continuité d'un placage à l'autre. Ainsi les matrices de raideur de chaque pli, $[K_p]$, ont été constituées depuis les matrices de raideur des placages

Enfin, la matrice de raideur globale totale de la poutre $[K]$ a été constituée par la somme des matrices globales des plis $[K_p]$ (Equation 20).

$$[K] = \sum_{p=1}^{n_p} [K_p] \quad (20)$$

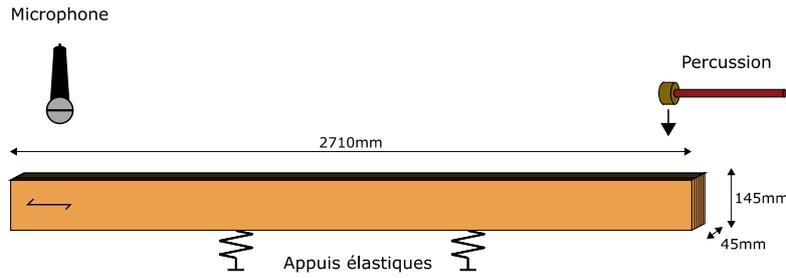
5.3.2 Détermination des modules dynamiques expérimentaux et numériques

5.3.2.1 Détermination expérimentale et modélisation des masses

Il est possible de mesurer certaines propriétés physiques d'un système, notamment le module d'élasticité, en analysant son comportement dynamique après un choc bref. Le système va alors osciller suivant plusieurs modes (déformées), qui ont chacun une fréquence associée appelée fréquence propre. Les fréquences propres d'un système dépendent de sa géométrie, de ses conditions d'appuis ainsi que des propriétés mécaniques du matériau. Ainsi, connaissant une partie de ces propriétés, il est possible d'en déduire les autres.

Dans ce travail, l'instrument de mesure vibratoire BING, développé par Brancheriau [100], a été utilisé pour déterminer le module élastique dynamique de poutres LVL en flexion sur chant, comme montré sur la Figure 42.

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF



(a)



(b)

Figure 42. Méthode de caractérisation par mesure vibratoire (BING) : (a) schéma, (b) dispositif

Pour les dimensions des poutres, les valeurs nominales utilisées dans la modélisation ont été utilisées afin de permettre la comparaison entre propriétés modélisées et expérimentales. Les dimensions des poutres sont ainsi de 2710 mm × 145 mm × 45 mm, l'épaisseur correspondant aux 15 plis de 3 mm d'épaisseur. La masse des poutres a été mesurée par une balance d'une précision de 0,1 g. Ainsi, la masse volumique moyenne de chaque poutre $\rho_{beam,exp}$ a pu être calculée expérimentalement selon l'Equation 21.

$$\rho_{beam} = \frac{M_{beam}}{L_{beam}h_{beam}b_{beam}} \quad (21)$$

tel que :

- ρ_{beam} est la masse volumique moyenne mesurée de la poutre (kg.m^{-3})
- L_{beam} est la longueur de la poutre en mm, prise égale à 2710 mm
- h_{beam} est la hauteur de la poutre en mm, prise égale à 145 mm
- b_{beam} est la largeur de la poutre en mm, prise égale à 45 mm, telle que :

$$b_{beam} = n_p e_p$$

avec n_p le nombre de plis (15) et e_p l'épaisseur nominale des plis (3 mm).

La valeur moyenne de masse volumique moyenne pour une population de poutres donnée est indiquée par $\overline{\rho_{beam,exp}}$.

Dans un contexte de modélisation, la masse des poutres peut être estimée à partir des masses des placages et de la masse de colle utilisée lors de la fabrication (estimée à 6% par exemple dans [5]). Cependant, il n'est pas possible d'utiliser la masse indiquée par l'encolleuse lors de l'encollage des placages car :

- La masse donnée est le total de la masse de colle appliquée, prenant en compte la colle déposée aux endroits du panneau où ont été délimités les autres poutres que celle considérée, dans les zones du panneau détournées ainsi que la colle déposée hors du panneau,
- Les solvants contenus dans la colle se sont évaporés entre l'encollage et après la période de réticulation, ce qui implique que la masse mesurée par l'encolleuse n'est pas celle à prendre en compte.

Pour estimer au mieux cette masse, la méthode suivante a été observée. La masse totale des placages composant une poutre $M_{plies,beam}$ est calculée selon l'Equation 22. Elle est la somme sur chaque pli p de la masse de chacun des éléments e .

$$M_{plies,beam} = \sum_{p=1}^{n_p} \sum_{e=1}^{n_e} \rho_v \times L_e h_e e_p \quad (22)$$

tel que :

- n_e est le nombre d'éléments composant le maillage de la poutre (soit un pli en hypothèse de contraintes planes)
- n_p est le nombre de plis du matériau, égal à 15 dans l'étude
- ρ_v est la masse volumique moyenne du placage ($\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3}$)
- L_e est la longueur de l'élément (mm)
- h_e est la hauteur d'élément (mm)

La masse volumique moyenne de l'ensemble des placages constituant une poutre $\rho_{plies,beam}$ a été calculée selon l'Equation 23 :

$$\rho_{plies,beam} = \frac{M_{plies,beam}}{L_{beam} h_{beam} b_{beam}} \quad (23)$$

Le supplément de masse volumique dû à l'ajout de colle $\Delta\rho_{glue,beam}$ a été calculé pour chaque poutre selon l'Equation 24. Pour prendre en compte l'influence de la masse de la colle sur le comportement de la poutre lors de l'analyse vibratoire, ce supplément a été ajouté à chacun des éléments de la poutre. L'augmentation de masse volumique des poutres $\Delta\rho_{glue,beam}$ correspondait en moyenne à 10.4 % de la masse des poutres, ce qui n'est donc effectivement pas négligeable.

$$\Delta\rho_{glue,beam} = \rho_{beam} - \rho_{plies,beam} \quad (24)$$

Ainsi, dans le modèle EF, à chaque élément est attribué une valeur de masse volumique $\rho_{v,p,e}$ qui est la masse volumique moyenne du placage auquel il se rapporte, à laquelle s'ajoute le supplément dû à la colle selon l'Equation 25 :

$$\rho_{v,p,e} = \rho_v + \Delta\rho_{glue,beam} \quad (25)$$

À partir de ces masses volumiques d'éléments, les matrices de masse des éléments quadrangulaires composant le maillage $[M_{v,p,e}]$ ont été calculées, puis les matrices des placages et des plis ont été obtenues par assemblage sur le même principe que pour les matrices de raideur. Finalement, la matrice de raideur globale totale de la poutre $[M]$ a été constituée par la somme des matrices globales des plis $[M_p]$:

$$[M] = \sum_{p=1}^{n_p} [M_p] \quad (26)$$

5.3.2.2 Calculs des fréquences propres et des modules d'élasticité dynamiques

Les fréquences propres f_n (en Hz) et les vecteurs propres X_n sont calculés par résolution de l'Equation 27 dans Cast3m.

$$[K - M(2\pi f_n)^2] X_n = \{0\} \quad (27)$$

tel que :

- K est la matrice de rigidité globale du système (Equation (20))
- M est la matrice de masse globale du système ((25))

Pour déterminer expérimentalement les modules d'élasticité dynamique des poutres, les équations utilisées par Brancheriau [100] font l'hypothèse de conditions d'appuis libre-libre à leurs extrémités, que le matériau est isotrope et homogène et que l'amortissement est quasi-nul. En cohérence avec la mesure par le BING, les quatre premiers modes de flexion libre-libre ont été déterminés en limitant les résultats à un intervalle de fréquence entre 0 et 1200 Hz.

Le modèle de Bernoulli (1748) et la solution résultante sont basés sur 3 hypothèses : un élanement élevé de la poutre, une faible déformée due au cisaillement et une influence négligeable des efforts dus aux appuis. En connaissant la fréquence propre f_n et son rang n , il est possible de calculer le module d'élasticité longitudinal de Bernoulli du $n^{\text{ième}}$ mode de flexion $E_{dyn,Ber,n}$ selon l'Equation 28.

$$E_{dyn,Ber,n} = 4\pi^2 \frac{\rho_{beam} S L^4 f_n^2}{I_{Gz} P_n} \quad (28)$$

tel que :

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

- $E_{dyn,Ber,n}$ est le module d'élasticité longitudinal dynamique de Bernoulli associé à l'ordre n en MPa, on considèrera $E_{dyn,Ber,n,MEF}$ et $E_{dyn,Ber,n,exp}$ respectivement les modules obtenus par le modèle EF et les modules obtenus expérimentalement
- ρ_{beam} est la masse volumique de la poutre exprimée ici en $t.mm^{-3}$ (cohérence des unités)
- f_n est la fréquence de vibration en flexion associée à l'ordre n , en Hz,
- S est l'aire de la section de poutre (mm^2), définie tel que :

$$S = b_{beam}h_{beam}$$

- I_{Gz} est le moment d'inertie pour une poutre de section rectangulaire (mm^4) défini tel que :

$$I_{Gz} = \frac{b_{beam}h_{beam}^3}{12}$$

- P_n est le paramètre défini par les conditions cinétiques pour une poutre libre qui se traduisent par :

$$\cos \sqrt[4]{P_n} \cosh \sqrt[4]{P_n} = 1$$

avec :

$$p = \sqrt[4]{P_n}$$

avec, pour $n \in \mathbb{N}^*$:

n	$\sqrt[4]{P_n}$ (rad)
1	≈ 4.73004
2	≈ 7.85320
$n > 2$	$\approx (2n + 1) \frac{\pi}{2}$

Pour l'hypothèse de Timoshenko et la solution de Bordonné associée [100], des hypothèses sont là encore à considérer. L'élanement de la poutre peut être moins élevée. La poutre n'est plus seulement considérée selon sa fibre neutre mais possède une « épaisseur ». La rotation d'inertie des sections droites n'est donc plus négligée, au même titre que la déformée de cisaillement.

En suivant la méthodologie de Bordonné, les modules d'élasticité longitudinale et de cisaillement ont été calculés à partir de l'Equation 29 exprimant la valeur de la fréquence en fonction de l'ordre n et de paramètres tels que :

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{E_{dyn,T} I_{Gz}}{\rho_{beam} S} \frac{P_n}{L^4 \left[1 + \alpha F_1(p) + \alpha \frac{E_{dyn,T}}{KG_{dyn,T}} F_2(p) \right]}} \quad (29)$$

avec :

- α est une variable intermédiaire définie selon l'hypothèse de vibrations libre-libre [101] telle que:

$$\alpha = \frac{I_{Gz}}{SL^2}$$

- $F_1(p)$ est le paramètre défini par :

$$F_1(p) = \theta^2(p) + 6 \theta(p)$$

avec :

$$\theta(p) = p \frac{\tan(p) \tanh(p)}{\tan(p) - \tanh(p)}$$

- $F_2(p)$ est le paramètre défini par :

$$F_2(p) = \theta^2(p) - 2 \theta(p)$$

Les quatre premières fréquences propres de vibration en flexion ont été mesurées expérimentalement pour chaque poutre. Deux termes remarquables sont extraits de l'Equation 29 et sont exprimés dans les Equations 30 et 31.

$$x_n = \alpha F_2(p) 4\pi^2 \frac{SL^4 f_n^2}{I_{Gz} X_n} \quad (30)$$

$$y_n = 4\pi^2 \frac{SL^4 f_n^2}{I_{Gz} X_n} [1 + \alpha F_1(p)] \quad (31)$$

Par application des équations de Timoshenko, $E_{dyn,Tim}$, le module élastique dynamique et $G_{dyn,Tim}$, le module de cisaillement dynamique, ont été calculés à partir de la régression linéaire sur les points de coordonnées (x_n, y_n) dépendant de l'ordre n . En introduisant dans l'Equation 29 les termes des Equations 30 et 31, l'Equation 32 est obtenue.

$$y_n = -\frac{E_{dyn,Tim}}{K_{rect} G_{dyn,Tim}} x_n + \frac{E_{dyn,Tim}}{\rho_{beam}} \quad (32)$$

Soient a et b , respectivement la pente et l'ordonnée à l'origine de la régression linéaire. $E_{dyn,Tim}$ est calculé selon l'Equation 33 :

$$E_{dyn,Tim} = \rho_{beam} b \quad (33)$$

On considère ainsi $E_{dyn,Tim,MEF}$ et $E_{dyn,Tim,exp}$ respectivement les modules élastiques longitudinaux obtenus par application du modèle de Timoshenko par le modèle EF et expérimentalement.

$G_{dyn,Tim}$ est calculé selon Equation 34

$$G_{dyn,Tim} = -\frac{E_{dyn,Tim}}{K_{rect} a} \quad (34)$$

avec $K_{rect} = 5/6$ (rapport entre la section équivalente cisailée et la section totale pour un section rectangulaire).

On considère ainsi $G_{dyn,Tim,MEF}$ et $G_{dyn,Tim,exp}$, respectivement les modules élastiques de cisaillement obtenus par le modèle EF et expérimentalement.

5.3.3 Détermination des modules statiques expérimentaux et numériques en flexion quatre points

Le module dynamique obtenu à partir des modes de vibration de flexion permet d'obtenir une information sur la globalité des poutres. Il est utile de s'intéresser au module obtenu dans la zone centrale des poutres qui ont été optimisées favorablement ou défavorablement. Dans cette zone sont concentrés des plis modélisés très contrastés en terme de valeurs de paramètres modélisés (masse volumique, orientation des fibres) en fonction de la configuration d'optimisation appliquée aux poutres, ce qui se révèle particulièrement propice à tester la fiabilité des modèles. Afin de pouvoir comparer le module local mesuré expérimentalement au Chapitre 4 avec les résultats du modèle éléments finis, les déplacements verticaux selon l'axe \vec{Y} ont été extraits aux nœuds aux positions remarquables indiquées sur la Figure 43.

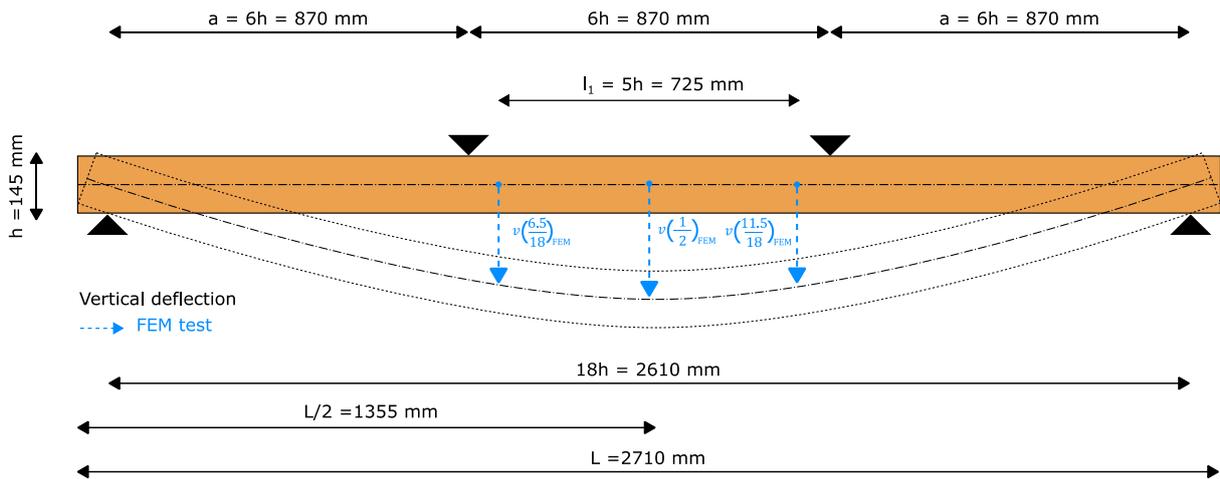


Figure 43. Position des points de calcul de déplacement vertical

La flèche à mi-travée $v\left(\frac{1}{2}\right)_{MEF}$ correspond au déplacement vertical au point de coordonnées $\left(\frac{L}{2}; \frac{h}{2}\right)$ dans le repère global. Les flèches des points d'appuis du capteur de flèche locale $v\left(\frac{6.5}{18}\right)_{MEF}$ et $v\left(\frac{11.5}{18}\right)_{MEF}$ respectivement de coordonnées $\left(\frac{L}{2} - \frac{5h}{2}; \frac{h}{2}\right)$ et $\left(\frac{L}{2} + \frac{5h}{2}; \frac{h}{2}\right)$ ont été extraits. Les valeurs de ces deux flèches ont été moyennées et soustraites à la flèche globale à mi portée de la poutre afin d'obtenir la flèche locale $v_{l,MEF}$, comme précisé dans l'Equation 35 :

$$v_{l,MEF} = v\left(\frac{1}{2}\right)_{MEF} - \frac{v\left(\frac{6.5}{18}\right)_{MEF} + v\left(\frac{11.5}{18}\right)_{MEF}}{2} \quad 35$$

À partir de cette flèche locale, le module local $E_{m,l,FEM}$ est calculé selon la même équation que pour le module local expérimental $E_{m,l,exp}$ au Chapitre 4. Elle est rappelée dans l'Equation 36 :

$$E_{m,l,MEF} = \frac{al_1^2}{16 I_{Gz} \frac{\Delta w}{\Delta F}} \quad 36$$

avec :

- a est la distance entre le point de chargement et l'appui inférieur le plus proche (mm)
- l_1 est la longueur de base pour la détermination du module d'élasticité (mm)
- I_{Gz} est le moment quadratique de la section (mm⁴)
- ΔF est la force unitaire appliquée aux appuis supérieurs (N)
- Δw est le déplacement vertical local induit par l'application de la charge unitaire (mm)

À ce stade, une différence majeure entre la modélisation EF et la méthode de calcul analytique peut être notée dans l'extraction des valeurs de déplacements verticaux. En hypothèse de contrainte plane, le champ de déplacement interpolé est extractible en tout point $M(x,y)$ du plan. Le déplacement vertical le long de la poutre a été extrait pour tous points ayant une ordonnée correspondant à la moitié de la hauteur de la poutre, tandis que le calcul analytique basé sur la théorie des poutres ne permet donc qu'un calcul des déplacements verticaux par l'équation de Muller-Breslau le long de la fibre neutre calculée. La courbure est calculée à partir de la dérivée seconde de la flèche globale suivant la longueur de la poutre.

5.3.4 Modélisation de l'orientation locale des fibres par équations de Rankine

Issu directement des travaux de Frayssinhes et al (2020) [63], un « générateur de pente de fil » par placement de nœuds et contournement des fibres autour de ceux-ci a été utilisé. L'équation employée est décrite dans les travaux de Foley (2003) [61]. Les paramètres utilisés sont ceux déterminés pour le douglas dans l'article précité.

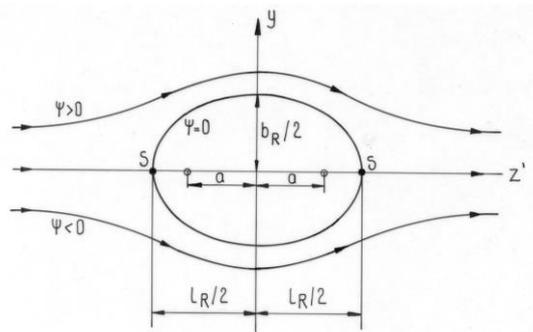


Figure 44. Illustration de la fonction de flux de Rankine autour d'un objet elliptique [61]

5.4 Résultats

La première sous-partie présente les résultats des essais expérimentaux effectués par mesure vibratoire par l'instrument BING sur les 19 poutres hétérogènes. Dans un deuxième temps, la sensibilité des paramètres mécaniques du modèle EF sera analysée, dans le but de déterminer une combinaison permettant d'établir la meilleure corrélation avec les résultats vibratoires expérimentaux. Dans un troisième temps seront présentés les résultats du modèle EF dans la prédiction du module local des poutres, qui seront comparées aux résultats analytiques et aux résultats d'essais destructifs présentés dans la Partie 2 [97].

Pour chacun des paramètres X , le terme \bar{X} indique une moyenne pour un nombre d'échantillon explicite.

5.4.1 Identification des paramètres élastiques de la matrice de souplesse du modèle EF par analyse mécanique vibratoire

Dans l'article du Chapitre 4 [97], l'expression du module élastique longitudinal par la formule de Hankinson du modèle analytique en fonction de l'orientation des fibres local $\theta(x, y)$ était formulée par l'Equation 37. L'Equation 38 en est la forme modifiée afin de ne faire apparaître uniquement des expressions au dénominateur.

$$E_{x,an}(x, y) = \frac{E_L E_T}{E_L \sin^2(\theta(x, y)) + E_T \cos^2(\theta(x, y))} \quad 37$$

$$E_{x,an}(x, y) = \frac{1}{\frac{1}{E_T} \sin^2(\theta(x, y)) + \frac{1}{E_L} \cos^2(\theta(x, y))} \quad 38$$

Les termes de modules élastiques longitudinal E_L et tangentiel E_T , paramètres mécaniques du matériau, sont liés par le ratio $\frac{E_T}{E_L}$ défini par le symbole k dans la littérature, pris égal à 0,05 dans les articles des Chapitres 3 [90] et 4 [97] selon les informations du WoodHandbook [51].

Dans la modélisation par la MEF, l'expression du module élastique longitudinal hors des axes principaux par rotation de la matrice de souplesse par la matrice de passage correspond à l'Equation 39.

$$E_{x,MEF}(x, y) = \frac{1}{\frac{1}{E_T} \sin^4(\theta(x, y)) + \frac{1}{E_L} \cos^4(\theta(x, y)) + \left(\frac{1}{G_{TL}} - 2 \frac{\nu_{LT}}{E_L}\right) \sin^2(\theta(x, y)) \cos^2(\theta(x, y))} \quad 39$$

Cette expression résulte de la rotation de la matrice de souplesse, exprimée dans l'Equation 17 par un changement local de repère grâce à la matrice de passage intégrant l'orientation des fibres locale $\theta(x, y)$. Elle inclue ainsi le module de cisaillement G_{TL} , lié au module longitudinal par le ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$, et le coefficient de Poisson ν_{LT} .

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

La Figure 45 montre les valeurs des modules de Bernoulli calculés pour une des poutres du lot 1 en duramen en faisant varier la dimension des éléments quadrangulaires carrés entre 1 et 10 mm. Elle permet de constater que la taille des éléments influe de manière négligeable sur ces valeurs (+ 0.038% pour $E_{dyn,Ber,1,MEF}$ pour des éléments de 5 mm par rapport à 1 mm). Sauf mention contraire, la taille de 5 mm a été choisie et utilisée pour les éléments composant le maillage dans cette étude.

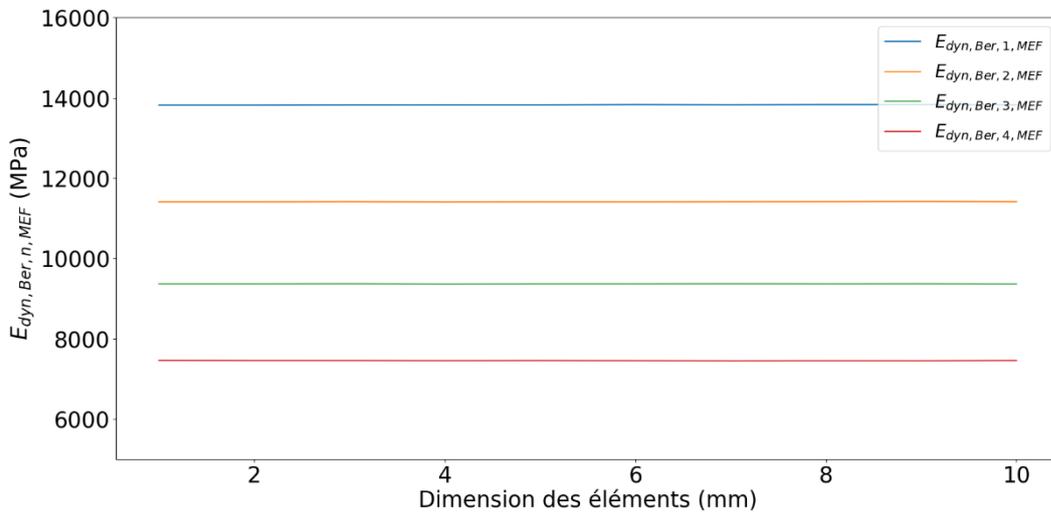


Figure 45. Valeurs des modules de Bernoulli déterminés par MEF sur les 4 premiers ordres $E_{dyn,Ber,n,MEF}$ pour la poutre 1 du panneau de lot 1 de duramen en fonction de la dimension des éléments

Pour identifier les paramètres $\frac{G_{TL}}{E_L}$ et $\frac{E_T}{E_L}$, les 4 premières fréquences propres obtenues par la MEF et expérimentalement ont été comparées. Les Figure 46 (a), (b), (c) et (d) illustrent le RMSE (racine de l'erreur quadratique moyenne) entre ces 4 fréquences pour l'ensemble des 19 poutres en fonction des paramètres $\frac{G_{TL}}{E_L}$ et $\frac{E_T}{E_L}$ variant entre les bornes 0.014 et 0.098 avec un pas de 0.004. Ces bornes encadrent largement les valeurs que l'on peut trouver dans la littérature. Dans la recherche de la combinaison d'identification de paramètres de loi de comportement optimum, il est nécessaire d'observer la corrélation des résultats sur la totalité des modes mesurés. Le module calculé selon le modèle de Timoshenko $E_{dyn,Tim}$, qui est calculé à partir de tous les modes, aurait pu être utilisé dans ce but, mais il s'avère qu'il moyenne trop les résultats, aussi l'étude des 4 premières fréquences propres a été préférée.

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

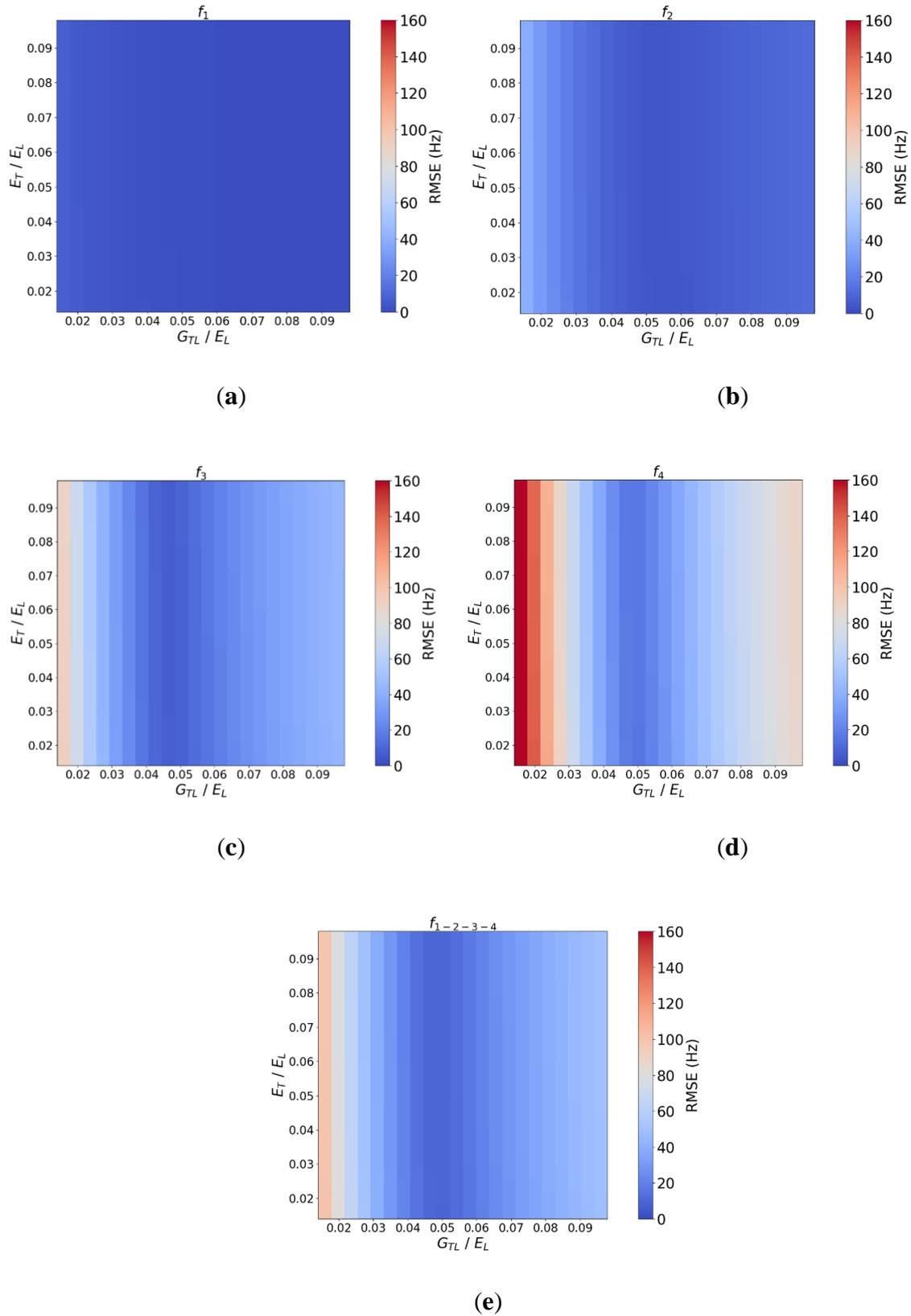
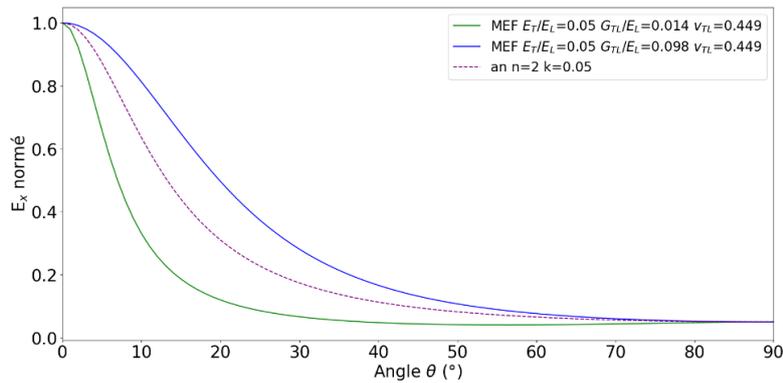


Figure 46. Analyse de sensibilité des paramètres $\frac{G_{TL}}{E_L}$ et $\frac{E_T}{E_L}$ pour les fréquences d'ordres : (a) 1, (b) 2, (c) 3, (d) 4 et (e) 1-2-3-4 cumulées

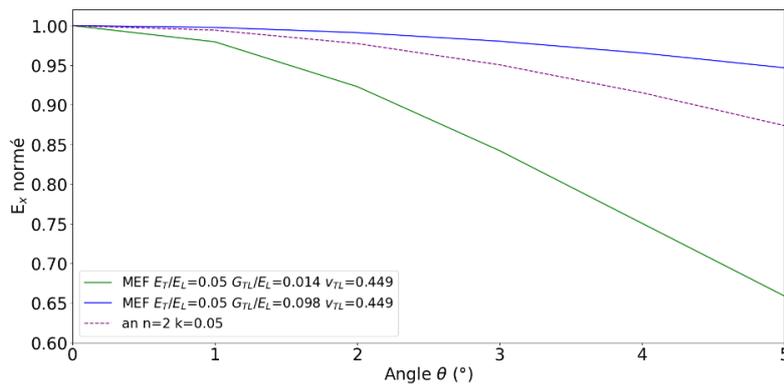
5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

Concernant le ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$, un RMSE minimum peut être clairement identifié sur chacune des figures, présentant une courbe convexe sur la plage de variation de ce paramètre. En termes de valeurs minimum, l'ordre 1 donne un ratio optimal de 0.090 (Figure 46a), le 2^e de 0,054 (Figure 46b), le 3^e de 0,046 (Figure 46c), le 4^e de 0,050 (Figure 46d) et les modes 1-2-3-4 cumulés donnent également le RMSE minimum pour un ratio de 0,050 (Figure 46e). On constate par ailleurs que la convexité est de plus en plus importante à mesure que l'ordre considéré est haut. Cela corrobore le fait que les modes élevés sont plus sensibles aux effets du cisaillement. Cela explique ainsi que le ratio optimal pour le RMSE minimum cumulé sur les 4 ordres soit très dépendant de celui pour les ordres supérieurs.

L'effet du ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ sur le module dans le sens longitudinal de la poutre est illustré Figure 47, qui visualise l'Equation 38, selon les paramètres fixés suivants : le coefficient de Poisson ν_{TL} est pris égal à 0,449 selon le WoodHandbook [51] et le ratio $\frac{E_T}{E_L}$ fixé à 0.05, Le paramètre $\frac{G_{TL}}{E_L}$ a été pris aux valeurs correspondant au 2 bornes extrêmes de l'étude de sensibilité, soit 0,014 et 0,098.



(a)



(b)

Figure 47. Loi de rotation en faisant varier le rapport $\frac{G_{TL}}{E_L}$ comparée à l'Equation 38 du modèle analytique : (a) entre les bornes $[0^\circ, 90^\circ]$, (b) entre les bornes d'angle $[0^\circ, 5^\circ]$

De manière logique, hors des axes principaux du plan orthotrope TL, plus le ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ est grand, plus le module élastique dans le sens longitudinal de la poutre est important. On note sur la Figure 47b un écart relatif d'environ 30 % entre la courbe de ratio 0,014 par rapport celle de 0,098 pour un angle de 5°.

En revanche, on observe Figure 46 le très faible impact du ratio $\frac{E_T}{E_L}$ sur le comportement vibratoire des poutres, le RMSE étant stable pour chacune des fréquences. L'explication la plus plausible à ce phénomène réside dans la rectitude globale du fil sur l'ensemble des poutres étudiées. La Figure 48 montre la valeur absolue de la pente de fil locale de poutres selon les axes x et y. La présentation par la valeur absolue permet de considérer la perte de valeur de module élastique longitudinal par rapport à l'angle $\theta(x, y)$, indifférencié selon que l'angle soit positif ou négatif, comme le prouve les puissances paires appliquées aux cosinus et sinus des Equations 38 et 39. Les valeurs d'angles mesurées dans les nœuds, repérés par les cartographies binaires ne sont pas considérées dans ces résultats. On constate ainsi sur la Figure 48(a) que 86.2 % de la pente de fil par rapport à l'axe longitudinal principal des éléments de l'ensemble des 19 poutres, nœuds non compris, est contenue entre 0° et +/- 5°.

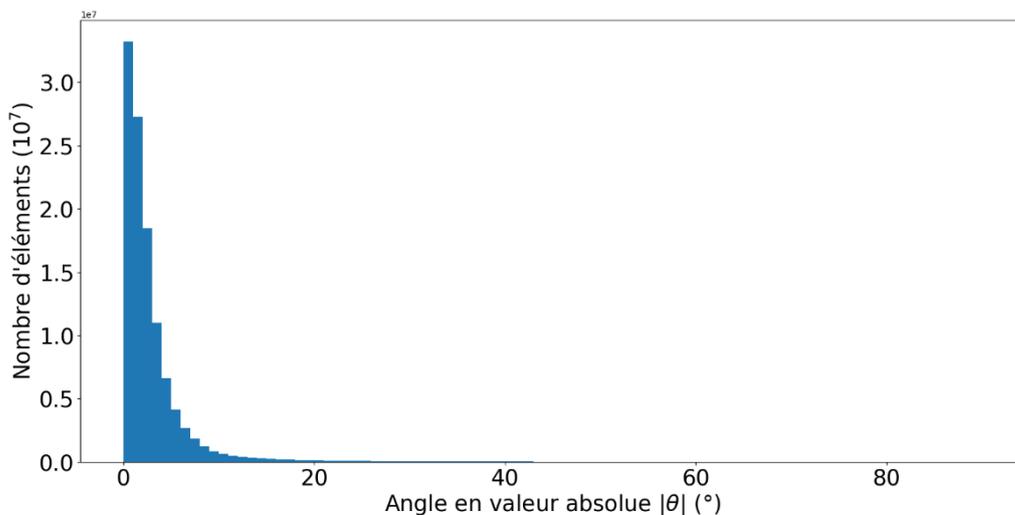
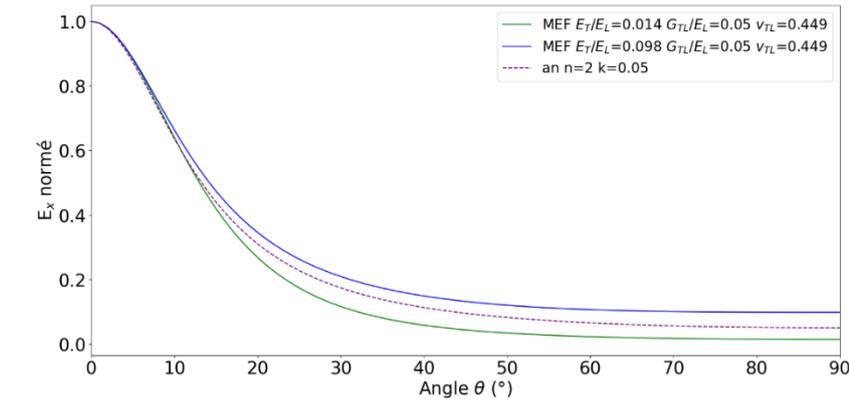


Figure 48. Valeurs absolues d'angles par éléments $|\theta|$ cumulées sur les 19 poutres

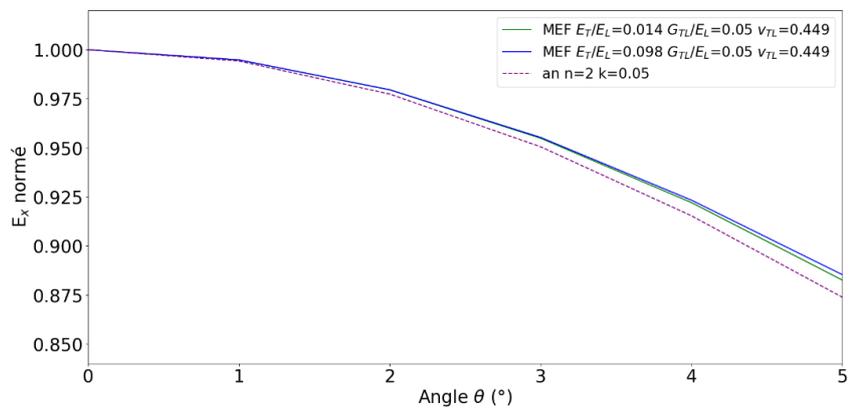
Par ailleurs, il est à noter que cette valeur du ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ impliquant une valeur de RMSE minimum sur l'ensemble des modes (0.050 sur la Figure 46e) est très proche de la valeur moyenne totale du ratio $\frac{G_{dyn,T1m,exp}}{E_{dyn,T1m,exp}}$ qui a été calculée sur les 19 poutres, valant 0.0484. Cela pourrait s'expliquer également la relative rectitude du fil de l'échantillon,

Pour mesurer l'impact de la valeur de l'angle de fil sur le module élastique longitudinal, la Figure 49a trace l'Equation 39, selon les paramètres fixés suivants : le coefficient de Poisson est pris égal à 0,449 selon le WoodHandbook [51] et le ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ fixé à 0,050, Le paramètre $\frac{E_T}{E_L}$ a été pris aux valeurs correspondant au 2 bornes de l'étude de sensibilité, soit 0,014 et 0,098.

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF



(a)



(b)

Figure 49. Loi de rotation en faisant varier le rapport $\frac{E_T}{E_L}$ comparée à l'Equation 38 du modèle analytique : (a) entre les bornes $[0^\circ, 90^\circ]$, (b) entre les bornes d'angle $[0^\circ, 5^\circ]$

On constate de manière logique un écart maximum de valeur de modules entre courbes pour un angle de 90° . En revanche, pour les angles proches de 0° (encadrement $[0 ; 5^\circ]$, la différence entre les courbes est beaucoup plus faible (à l'échelle de 10^{-3} entre la courbe de ratio 0,014 par rapport celle de 0,098, pour un angle de 5°), comme visible sur la Figure 49b.

Concernant les nœuds, dont le module élastique a été abaissé à la valeur de E_T , le ratio total de surface des nœuds par rapport à la surface de tous les plis de toutes les poutres est seulement de 0,73 %, ce qui est très faible malgré le nombre important de petits nœuds dans le duramen et le diamètre important des nœuds moins nombreux dans l'aubier. Ainsi, ces 2 facteurs, qui impliquent une perturbation de pente de fil et des défauts de faibles importances par rapport au volume entier de plis des 19 poutres, peuvent expliquer le très faible impact du ratio $\frac{E_T}{E_L}$ sur les fréquences propres modélisées par la MEF.

La Figure 50 montre l'influence du ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ et ν_{TL} sur les fréquences d'ordre 1-2-3-4 cumulées, respectivement entre les bornes 0,014 et 0,098 avec un pas de 0,004, et entre les bornes 0,347 et 0,500 avec un pas de 0,0255.

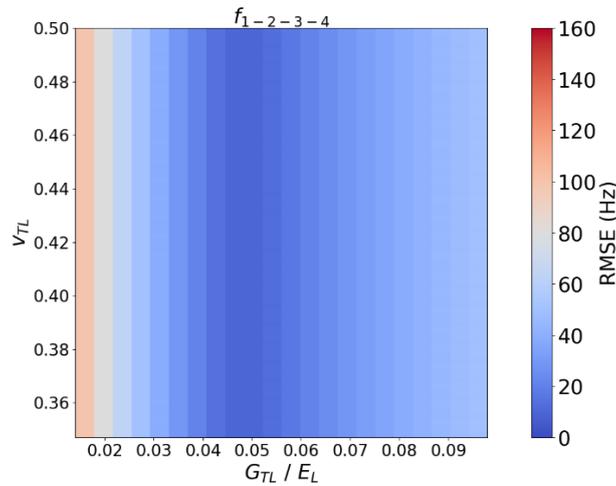


Figure 50. Analyse de sensibilité des paramètres $\frac{G_{TL}}{E_L}$ et ν_{TL} pour les fréquences d'ordres 1-2-3-4 cumulées

On constate que le paramètre ν_{TL} n'a qu'un très faible impact sur le RMSE des 4 premières fréquences cumulées. Cela est cohérent avec l'Equation 39, où le terme $2 \frac{\nu_{LT}}{E_L}$ a une faible influence devant $\frac{1}{G_{TL}}$ (la variation de ce terme est de l'ordre de 1.4 % de variation entre les bornes 0.347 et 0.5, pour un module E_L de l'ordre de 15 000 MPa et un G_{TL} de l'ordre de 700 MPa).

En résumé, les valeurs de paramètres retenus sont :

- La valeur du ratio $\frac{G_{TL}}{E_L}$ est fixée à 0,050, correspond au RMSE minimum des modules de Bernoulli 1-2-3-4 de la Figure 46e ;
- Devant l'importance mineure du paramètre ν_{TL} sur le calcul du module d'élasticité longitudinal, la valeur de 0,449 est fixée, contenue dans les bornes de l'étude de sensibilité et correspondant à la valeur du WoodHandbook [51],
- Bien qu'une majorité des placages utilisés pour la fabrication des poutres de ces études présentaient des diamètres de nœuds importants ayant conduit à les classer Classe IV selon la norme EN 635-3 [57] comme cela est montré dans le Chapitre 3 [90], la variation de la pente de fil sur l'ensemble des 19 poutres est relativement faible. Cela implique un très faible impact du ratio $\frac{E_T}{E_L}$ sur le RMSE des fréquences vibratoires analysées. La valeur est ainsi fixée à 0,050, comme dans l'équation de Hankinson utilisée précédemment dans les modèles analytiques ([90], [97]) et dans le WoodHandbook [51].

La Figure 51 montre les lois de rotation du modèle analytique utilisé dans les chapitres précédents, et le modèle par la MEF selon les paramètres choisis.

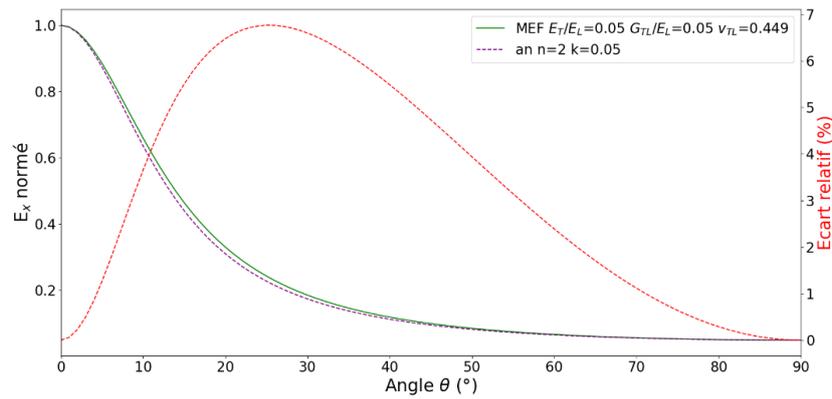


Figure 51. Loi de rotation, analytique et MEF calés selon les paramètres choisis

L'écart relatif maximal calculé entre la loi de rotation du modèle MEF par rapport à l'analytique est de 6,77 % pour un angle de 25°. Cependant, on note que sur l'encadrement de valeur absolue d'angles [0 ; 5°], l'écart relatif est au maximum de 1,27 % pour un angle de 5°. Cette relative proximité permet de pouvoir comparer directement les résultats mécaniques des modèles analytique et EF entre eux dans la partie suivante de cet article.

5.4.2 Mesure et prédiction des modules dynamiques

Le Tableau 8 montre les résultats des modules élastiques déterminés par essais de mesures vibratoires par l'instrument BING. Ils sont exprimés pour une humidité de 12 % par application des formules issue de la norme EN 384 [96].

Bois	Lot	Nombre de poutres	$\overline{\rho_{veneer,exp}}$ (kg.m ⁻³)	$\overline{\rho_{beam,exp}}$ (kg.m ⁻³)	$E_{m,exp}$ (MPa)	$E_{dyn,Ber1,exp}$ (MPa)	$\overline{E_{dyn,Tim,exp}}$ (MPa)	$\overline{G_{dyn,Tim,exp}}$ (MPa)	R_2	$\frac{\overline{G_{dyn,Tim,exp}}}{\overline{E_{dyn,Tim,exp}}}$
Duramen	1	5	506	564	14 537	13 632	14 667	719	0,96	0,0490
	2	4	511	559	14 665	14 143	14 457	702	0,99	0,0485
Aubier	1	5	559	620	16 599	15 213	16 153	753	0,96	0,0466
	2	5	559	613	14 847	14 527	15 004	740	1,00	0,0493

Tableau 8. Modules élastiques dynamiques moyens par lot

Les masses volumiques moyennes des poutres par lots $\overline{\rho_{beam,exp}}$ pour chaque type de bois sont relativement proches (pour le duramen, un écart relatif de -0.9 % est calculé entre le lot 2 et le lot 1 ; pour l'aubier, l'écart relatif est de -1.1 %). Afin de pouvoir estimer l'effet de cet écart de la masse volumique sur les modules, on peut utiliser la formule de Pollet (Equation 14). Par cette formule, on peut estimer qu'une différence moyenne de 5 kg.m⁻³ entre les masses volumiques des poutres $\overline{\rho_{beam,exp}}$ des lots d'aubier implique une différence de E_0 moyen modélisée de 183 MPa et une différence de 7 kg.m⁻³ implique une différence de 256 MPa pour le duramen, ce qui est faible mais à prendre en compte dans l'analyse des résultats. Cet écart, relevé alors que le grammage d'encollage avait une valeur constante de 200 g.m⁻² comme précisé dans la Part 2 [97], peut s'expliquer principalement par une erreur dans le calcul de la masse volumique moyenne individuelle des placages.

La Tableau 8 tend à confirmer le constat que fait Brancheriau dans [102]. Il pointe une étude sur 20 poutres de bois massif d'épicéa de dimensions (50 mm × 150 mm × 3000 mm) comparables à celles de cette étude (45 mm × 145 mm × 2710 mm), dont les essais avaient montré un module local statique en flexion supérieur de 6% au module de Bernoulli d'ordre 1. Cette différence est en partie expliquée par la viscoélasticité du matériau. Ici, l'écart relatif moyen sur la totalité des poutres entre $\overline{E_{m,l,exp}}$ par rapport à $\overline{E_{dyn,Ber,1,exp}}$ est de 5.5 % (15 061 MPa vs 14 391 MPa), comme illustré sur la Figure 52

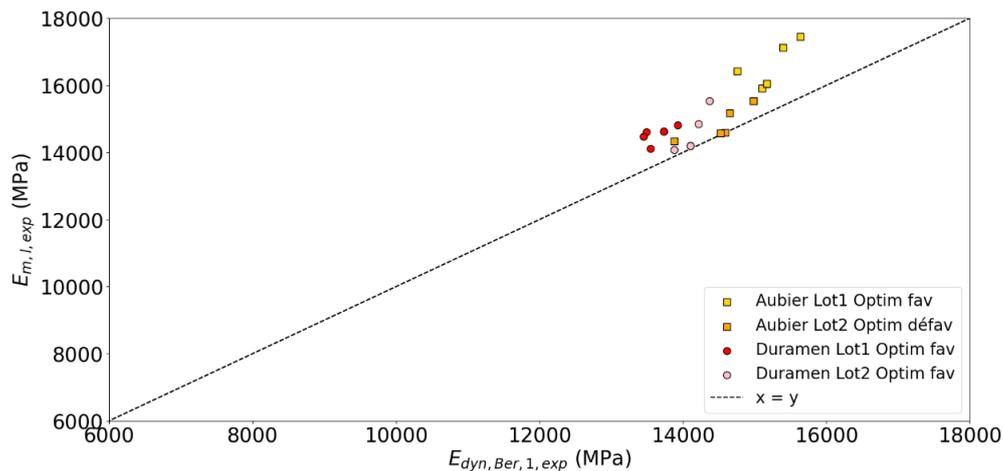


Figure 52. Comparaison des résultats expérimentaux entre le module de Bernoulli fondamental déterminé par essai vibratoire et le module local déterminé par essai de flexion quatre points

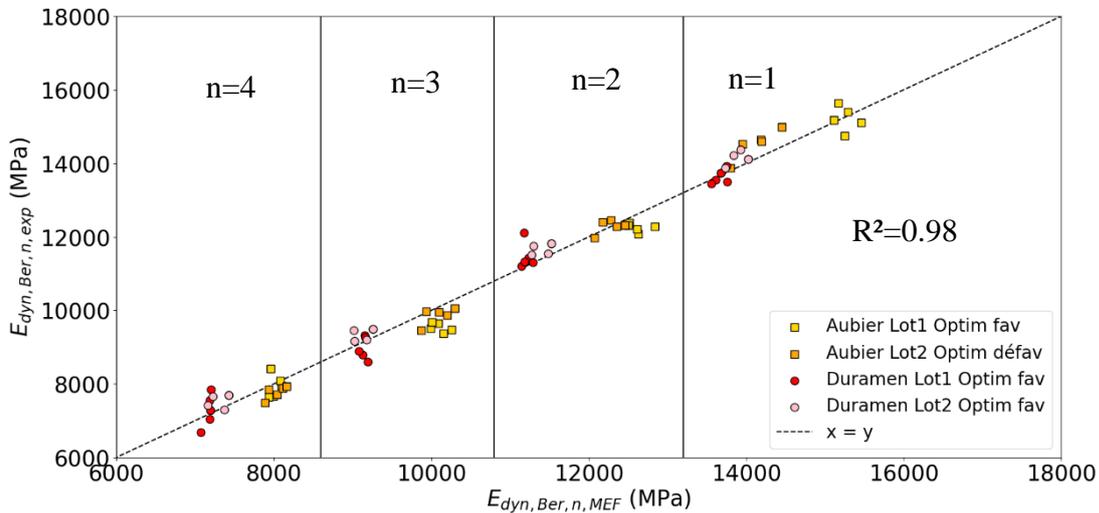
Les effets du processus d'optimisation favorable/défavorable des poutres par rapport au module élastique longitudinal moyen des placages les constituant sont observables par les résultats de l'essai vibratoire des poutres, comme cela était aussi observable avec les essais en flexion quatre points dans le Chapitre 4 [97]. Une des hypothèses majeure nécessaire aux calculs des modules élastiques longitudinaux à partir des fréquences propres selon la mécanique des vibrations (appliquée aux poutres) est l'homogénéité, l'isotropie et un faible amortissement, ce qui n'est pas le cas avec les poutres de cette étude, en particulier pour ce qui est du premier critère. L'interprétation des résultats doit se faire en considération de l'aspect hétérogène des poutres.

Le module calculé selon le modèle de Timoshenko moyen par lot $\overline{E_{dyn,Tim,exp}}$ est sensiblement équivalent pour les deux lots de poutres de duramen (14 667 MPa pour le lot 1, 14 457 MPa pour le lot 2). Ces résultats sont totalement cohérents avec les conclusions du Chapitre 4 portant sur les modules locaux mesurés lors des essais destructifs. Cela s'explique par les lots de poutres étant équivalents en termes de qualité de placages constituant les deux panneaux, et la répartition des qualités étant une configuration favorable dans les deux cas.

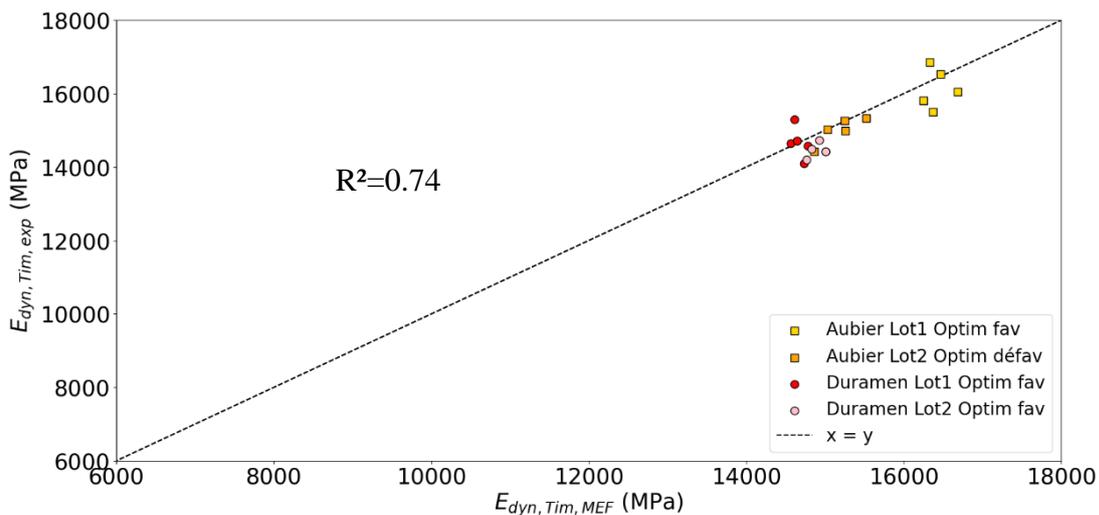
Concernant l'aubier, un écart relatif de + 7.7 % est mesuré pour le lot 2 (16 153 MPa) par rapport au lot 1 (15 004 MPa). Ces résultats sont dus à l'effet de répartition des placages selon des optimisations favorables ou défavorables. L'écart est moins important que celui entre modules locaux moyens de chaque lot. Cela s'explique par le fait que le $E_{dyn,Tim,exp}$ représente la rigidité sur l'ensemble de la portée de la poutre, au contraire du module local.

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

La Figure 53 illustre les résultats des modules calculés selon le modèle de Bernoulli pour les 4 premiers ordres $E_{dyn,Ber,n}$ (Figure 53a) ainsi que le module calculé selon le modèle de Timoshenko $E_{dyn,Tim}$ (Figure 53b), déterminés expérimentalement par mesure vibratoire expérimentale et par la modélisation MEF utilisant les paramètres élastiques matériaux fixés précédemment.



(a)



(b)

Figure 53. Comparaison entre les modules dynamiques déterminés par méthode expérimentale (Bing) et par méthode vibratoire EF sur les ordres (a) 1, 2, 3, 4 du module de Bernoulli et (b) sur le module calculé selon le modèle de Timoshenko

Le coefficient de détermination de 0.98 présenté par la Figure 53a permet d'attester de la précision du calage des paramètres de loi de comportement du modèle MEF. Des observations des valeurs de modules calculés selon le modèle de Bernoulli selon les différents ordres de fréquences permettent une observation de l'effet de l'hétérogénéité des poutres, en particulier sur les poutres du lot 2 d'aubier, seul lot parmi les 4 où des placages majoritairement peu

denses et noueux constituent le centre des poutres. On constate ainsi que les valeurs de $E_{dyn,Ber,1}$ de ces poutres d'aubier sont comparables aux modules des poutres de duramen, conformément aux conclusions concernant le module local $E_{m,l}$. A partir du 2^e mode, on constate que les modules $E_{dyn,Ber,n}$ des poutres d'aubier optimisées défavorablement du lot 2 deviennent beaucoup plus proches des poutres d'aubier du lot 1 optimisées favorablement.

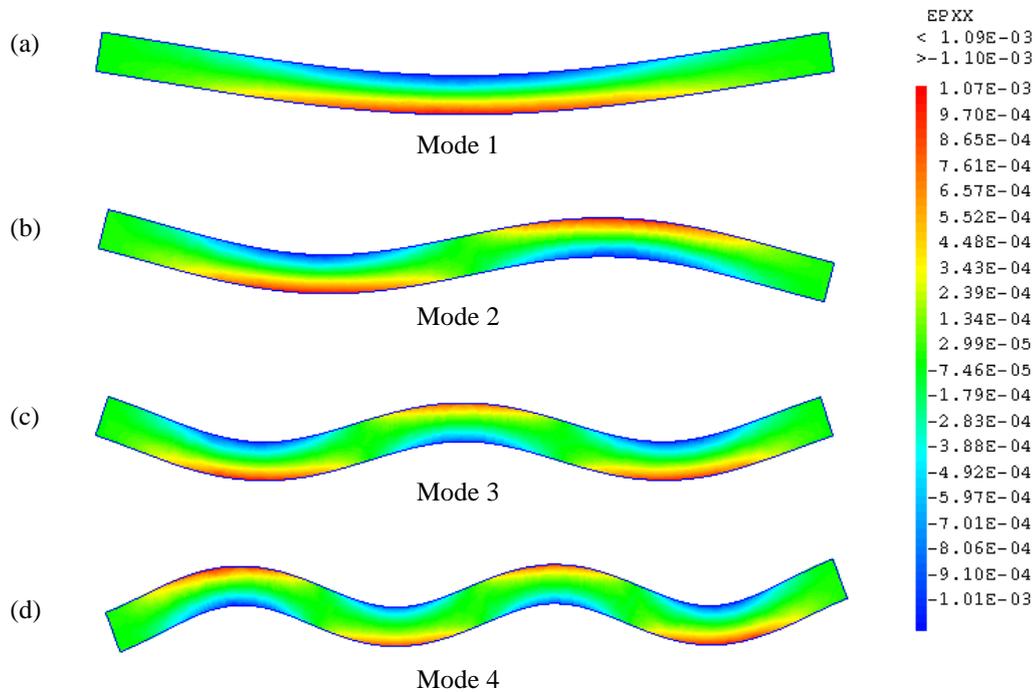


Figure 54. Déformée de poutres vibrant selon les modes : (a) 1^{er}, (b) 2^e, (c) 3^e, (d) 4^e

Pour les premières fréquences de résonance, la flexion pilote les déformées mais plus les fréquences de résonance sont élevées, plus le cisaillement prédomine sur les déformées [102]. Or, les poutres de cette étude présentent la particularité d'être hétérogènes. Les poutres du lot 2 d'aubier présentent une faible rigidité en leur centre et une forte rigidité aux extrémités (poutres optimisées défavorablement). Les autres poutres des autres lots sont réparties en termes de rigidité de manière inverse (poutres optimisées favorablement). Ainsi, la répartition de la rigidité a une forte influence sur la fréquence du mode 1 et donc $E_{dyn,Ber,1}$, puisque le ventre de vibration est au centre de la poutre (Figure 54a). À mesure qu'on monte dans les modes, le nombre de ventre de vibrations augmente et se rapproche des extrémités (Figure 54 a,b,c,d). Un phénomène de compensation entre poutres optimisées favorablement et défavorablement se produit, compensé par les propriétés de modules élastiques longitudinaux et de cisaillement des extrémités : supérieur aux propriétés au centre dans le cas des poutres optimisées défavorablement, inférieur au centre dans le cas de poutres optimisées favorablement.

Conséquence de l'excellente corrélation des fréquences entre les résultats issus des essais vibratoire avec ceux du modèle par la MEF, le module calculé selon le modèle de Timoshenko $E_{dyn,Tim}$, déterminé en prenant en compte les 4 premiers modes, est lui aussi très bien corrélé comme le montre la Figure 53b. Le coefficient de détermination inférieur à celui

de la Figure 53a (R^2 de $0,74 < 0,98$) est une conséquence directe de son calcul par régression linéaire.

5.4.3 Mesure et prédiction des modules statiques locaux

Cette troisième partie a pour objectif d'exploiter les résultats fournis par les calculs analytiques et la MEF et de les comparer aux résultats de mesure du module élastique local. L'apport des différentes composantes de la modélisation et de la MEF y sont discutés.

La taille de maille pour la modélisation EF a été également prise égale à 5 mm. De la même manière que dans la Figure 45, on constate dans la Figure 55 que dans la plage de grandeur considérée, cette taille a une influence très faible sur la valeur du module $E_{m,l,MEF}$ (+ 0.15% sur la valeur pour la taille de maille de 5 mm par rapport à 1 mm).

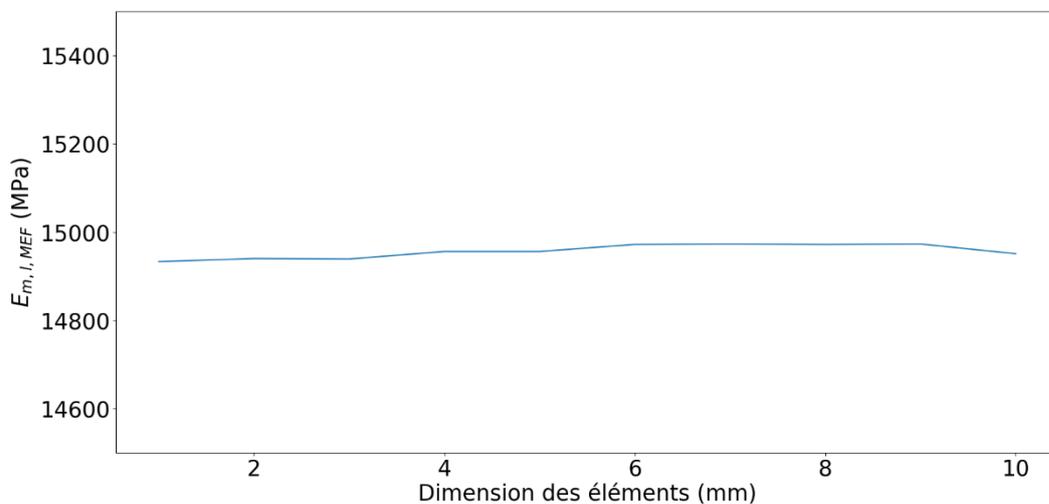


Figure 55. Valeurs des modules locaux $E_{m,l,MEF}$ pour la poutre 1 du panneau de lot 1 de duramen en fonction de la taille de maille

5.4.3.1 Modèle sans prise en compte de la pente de fil

La modélisation des poutres sans inclure l'information de pente de fil ni de nodosité permet d'analyser le comportement des modèles face à des poutres dont la seule source d'hétérogénéité est la densité (qui influe directement sur la rigidité des placages). Chaque poutre est constituée de placages possédant une masse volumique moyenne individuelle ρ_v . L'Equation 14, issue de Pollet [49] et employée dans les articles [90] et [97] (présentés respectivement dans les Chapitres 3 et 4), permet de calculer analytiquement un module élastique E_0 pour chaque placage à partir de leur masse volumique moyenne.

La valeur de ce module est donc le même en tout point du placage. Les poutres sont ainsi modélisées par un assemblage de placages, et donc de cartographies de modules longitudinaux constants dépendant de leur masse volumique moyenne. Ainsi, chacune des propriétés X discutée dans cette partie sera suivie de $X(\rho)$ afin de souligner l'influence seule de la masse volumique dans la modélisation des propriétés élastiques locales.

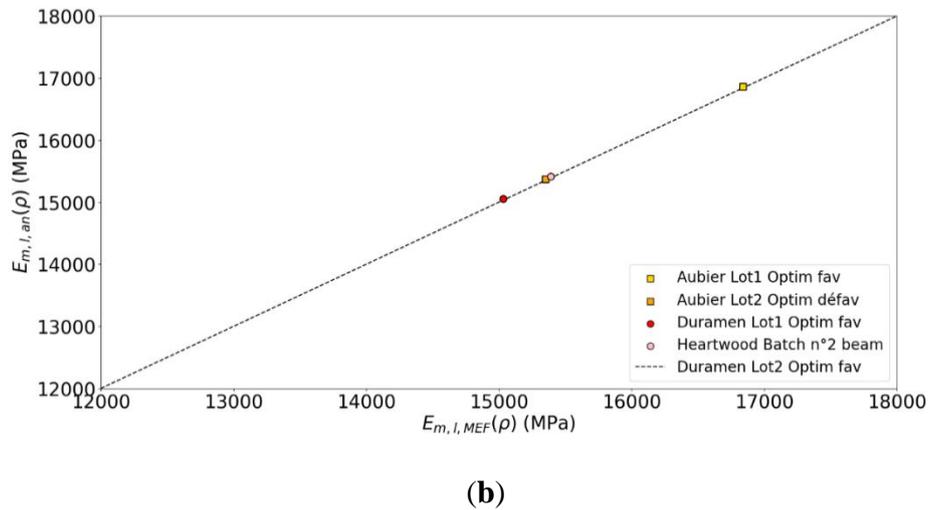
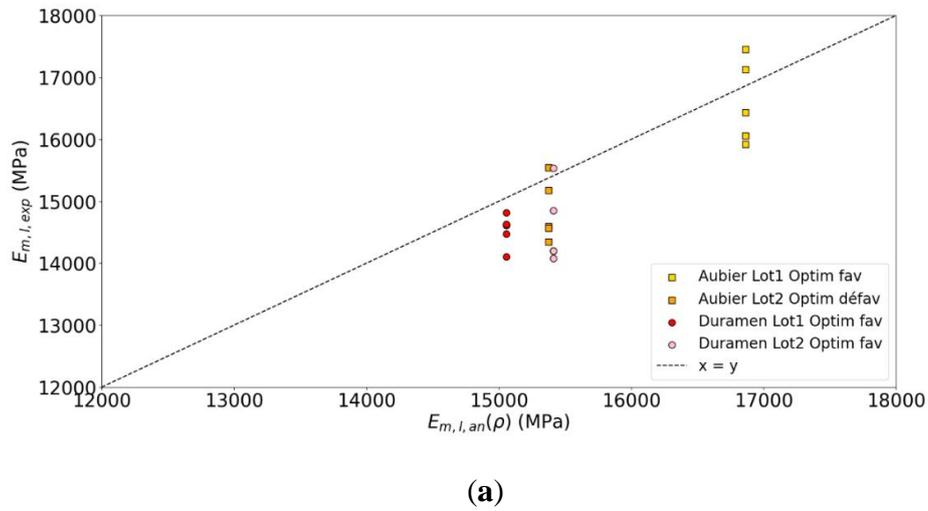


Figure 56. Comparaison entre les modules locaux déterminés par méthode expérimentale et par modélisation sans prise en compte de la pente de fil : (a) $E_{m,l,exp}$ en fonction de $E_{m,l,an}(\rho)$, (b) $E_{m,l,an}(\rho)$ en fonction de $E_{m,l,MEF}(\rho)$

La Figure 56a présente le module local calculé analytiquement par une modélisation uniquement selon des propriétés mécaniques dépendant de la masse volumique moyenne des placages (E_0 constant en tout point de cartographie de chaque placage, dépendant de la masse volumique ρ_v de chaque placage) constituant les panneaux. Il est noté $E_{m,l,an}(\rho)$, et est comparé à des modules locaux déterminés par essais destructifs $E_{m,l,exp}$. On constate que toutes les poutres d'un même lot possèdent une valeur équivalente de $\overline{E_{m,l,an}(\rho)}$. Cela s'explique par le fait que les poutres de chaque lot proviennent d'un même panneau, où elles ont été débitées dans la largeur de panneau. Ainsi, selon ce degré de modélisation, les poutres de chaque lot sont identiques en tout point. Cette figure permet par ailleurs de montrer la relative bonne prédiction du module local des poutres par une modélisation des propriétés élastique de bois sain uniquement dépendante de la masse volumique moyenne du placage. De manière générale, la tendance est à un module MEF calculé plus important que le module

expérimental (jusqu'à 9.5%), montrant la contribution d'autres facteurs tel que la variation de pente de fil dans la détermination du module local réel.

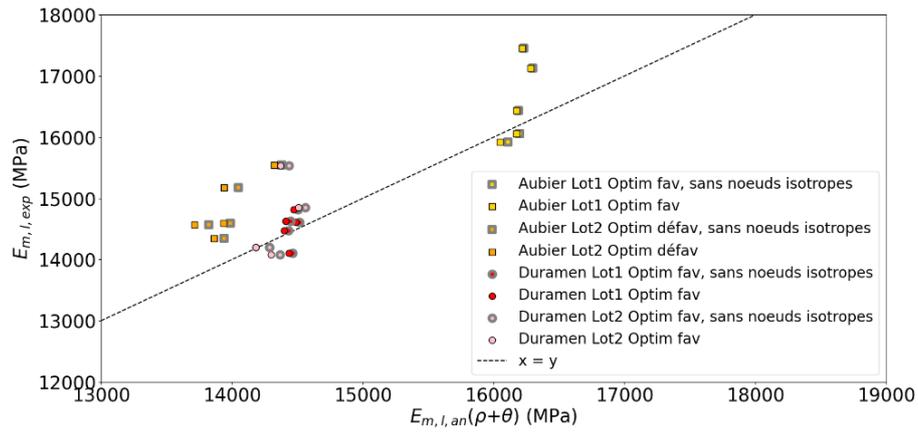
La Figure 56b montre les modules locaux calculés à partir du modèle analytique $E_{m,l,an}(\rho)$ en fonction de $E_{m,l,MEF}(\rho)$ du modèle MEF. Sur le total des 19 poutres, $\overline{E_{m,l,MEF}(\rho)}$ sont en moyenne plus souples de -0,15 % par rapport $\overline{E_{m,l,an}(\rho)}$, soit un écart négligeable. Par cette valeur de -0,15 %, on retrouve bien ici la faible influence de la taille de maille de 5 mm (Figure 55) par rapport au calcul analytique exploitant des cartographies de 1 mm.

5.4.3.2 Modèle avec prise en compte de la pente de fil, sans et avec loi de comportement spécifique aux nœuds

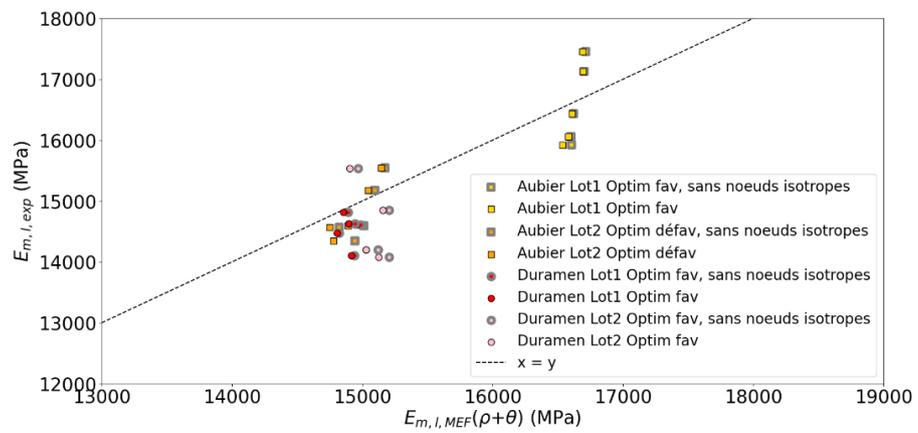
Cette modélisation inclue cette fois-ci les cartographies de pente de fil de chacun des placages en plus des masses volumiques de placages variables. Pour le modèle analytique, cela implique une application de la formule de Hankinson [7] pour diminuer le module longitudinal de bois sans nœud pour chaque élément en fonction de l'angle de fil θ mesuré, selon la loi décroissante montrée dans la Figure 51. Pour le modèle éléments finis, cela implique une rotation du repère élémentaire selon l'angle de fil θ , ayant pour conséquence également un abaissement de la valeur de module longitudinal de bois sans nœud selon la loi de la Figure 51. Chacune des propriétés X discutée dans cette partie sera suivie de $X(\rho + \theta)$ afin de souligner l'influence de la masse volumique et de la pente de fil dans la modélisation des propriétés élastiques locales.

Les Figure 57a,b montrent les résultats des calculs de modules locaux $E_{m,l,an}(\rho + \theta)$ et $E_{m,l,MEF}(\rho + \theta)$ par une modélisation incluant la détermination du module élastique longitudinal de bois sans nœud E_L à partir de la masse volumique moyenne ρ_v de chaque placage et la prise en compte de l'angle de fil local $\theta(x, y)$ dans la variation des propriétés élastiques locales. De plus, les résultats sont présentés avec et sans prise en compte de la loi de comportement isotrope spécifiquement pour les nœuds. En ordonnée le module local est présenté issu des résultats expérimentaux $E_{m,l,exp}$.

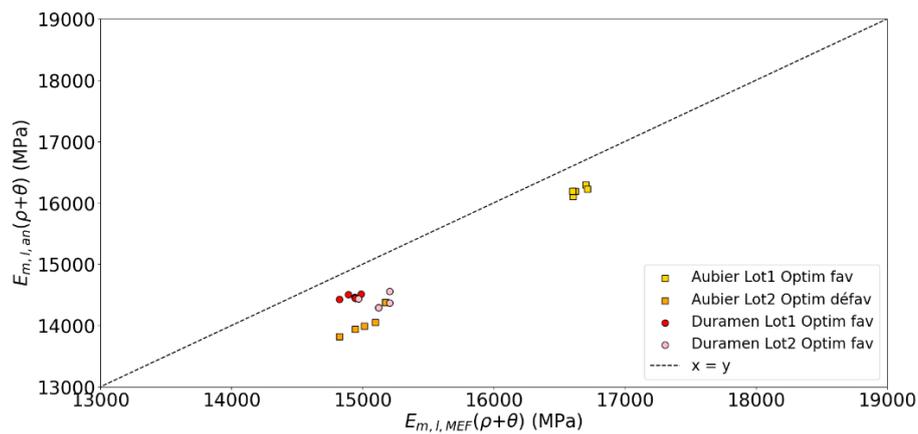
5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF



(a)



(b)



(c)

Figure 57. Comparaison entre les modules locaux déterminés par modélisations avec et sans nœuds aux propriétés abaissées isotropes) par rapport aux mesures expérimentales : (a) modélisation analytique, (b) modélisation EF (c) comparaison entre les 2

Très logiquement, il est noté un abaissement des valeurs calculées du module local modélisé pour toutes les poutres, que ce soit $E_{m,L,an}(\rho_m + \theta)$ ou $E_{m,L,MEF}(\rho_m + \theta)$, consécutifs à un abaissement des propriétés de rigidité dû à l'angle des fibres. Cette diminution est faible (de l'ordre de 0,34% pour l'analytique et également pour la MEF sur le total des poutres), et est cohérente avec les mesures faites dans le Chapitre 3 concernant le critère KSR. En calculant ce critère de surfaces de nœuds cumulées par rapport à la surface totale des placages composant les panneaux étudiés, on observe que, bien que ces derniers sont composés majoritairement de placages de Classes III- IV correspondant à des nodosités importantes, les valeurs de KSR sont en moyenne de 1.79% pour les poutres de duramen (lots 1 et 2) et 1.71% pour l'aubier (lots 1 et 2). Ainsi, une faible surface de nœuds par rapport à la surface totale des plis explique cette faible diminution des propriétés de rigidité des poutres entre appuis supérieurs. On note logiquement que cette diminution est légèrement plus importante pour les poutres d'aubier issues du lot 2 (0,57 % pour l'analytique, 0,58 % pour la MEF sur ce lot particulier par rapport au 0,34% sur l'ensemble), correspondant à une configuration d'optimisation défavorable, et concentrant ainsi plus de défauts dans la zone de centrale considérée dans le calcul du module local. La prise en compte de ces nœuds modélisés a donc pour conséquence d'abaisser très légèrement le R^2 de la prédiction analytique, initialement de 0,733 comme présenté dans le Chapitre 4 [97], passant ainsi à 0,729.

Par l'observation de la Figure 57c, on note que le modèle de calcul MEF rend compte de modules locaux nettement plus importants que pour le modèle analytique (+4,32 % en moyenne). Cette remarque est d'autant plus vraie pour les poutres du lot 2 d'aubier optimisées défavorablement, concentrant dans la zone de calcul du module local des placages de faible qualité, donc noueuses, et donc comportant une variation plus importante de pente de fil (+6,92 %). La Figure 57b montre cependant que c'est la MEF qui donne le résultat de meilleure précision par rapport à l'analytique (R^2 respectivement de 0,772 contre 0,729). À ce stade, un constat peut être fait : dans le modèle de calcul analytique, seul le module dans la direction longitudinale de la poutre $E_x(x, y)$ est considéré dans un modèle de type théorie des poutres ne tenant compte que des contraintes et déformations normales. La prise en compte de la pente de fil implique uniquement un abaissement localisé en fonction de l'angle $\theta(x, y)$, suivant la loi de Hankinson illustrée Figure 51. Dans le cas du modèle EF tenant compte de l'ensemble des contraintes et déformations dans le plan, la rotation du repère élémentaire en fonction de l'angle certes diminue le module longitudinal $E_x(x, y)$ mais améliore aussi le module transversal à la poutre $E_y(x, y)$.

L'influence de la pente de fil sur la valeur de module local, et plus largement sur la prédiction du comportement élastique à l'échelle de poutre reste donc à investiguer plus en détail.

5.4.3.3 Etudes de cas simples virtuels et analyse des déplacements/déformations

Trois poutres tests, de dimension 2 710 mm × 145 mm × 3 mm ont été créés grâce au modèle de Rankine [61] visibles sur la Figure 58. Les constantes élastiques employées sont celles déterminés à la fin de la partie 5.4.1. La première, montrée sur la Figure 58a, est une poutre au module dans le sens longitudinal des fibres E_L de 16 800 MPa avec la direction des fibres parfaitement alignée avec la direction de la poutre en tout point. La Figure 58b est une poutre

5 - Modélisation numérique des propriétés élastiques mécaniques de LVL par la MEF

utilisant le même module de fibre E_L de 16 800 MPa, mais pour laquelle un nœud circulaire de diamètre $D=70$ mm a été modélisé avec un centre localisé en $(x = \frac{L}{2} ; y = \frac{h}{2})$. Une zone de perturbation de la pente de fil autour du nœud a pour conséquence un abaissement du module dans le sens longitudinal de la poutre $E_x(x, y)$ selon une forme de « papillon ». Enfin, la Figure 58c présente une poutre possédant aussi un nœud circulaire de diamètre $D=70$ mm au centre de la poutre, mais excentré en hauteur $(x = \frac{L}{2} ; y = \frac{h}{2} - \frac{D}{2})$, toujours pour le même module de base E_L de 16 800 MPa. Une sollicitation en flexion quatre points par une force unitaire selon la configuration d'essai montrée à la Figure 43 a été simulée, à la fois par les modèles analytique et EF.

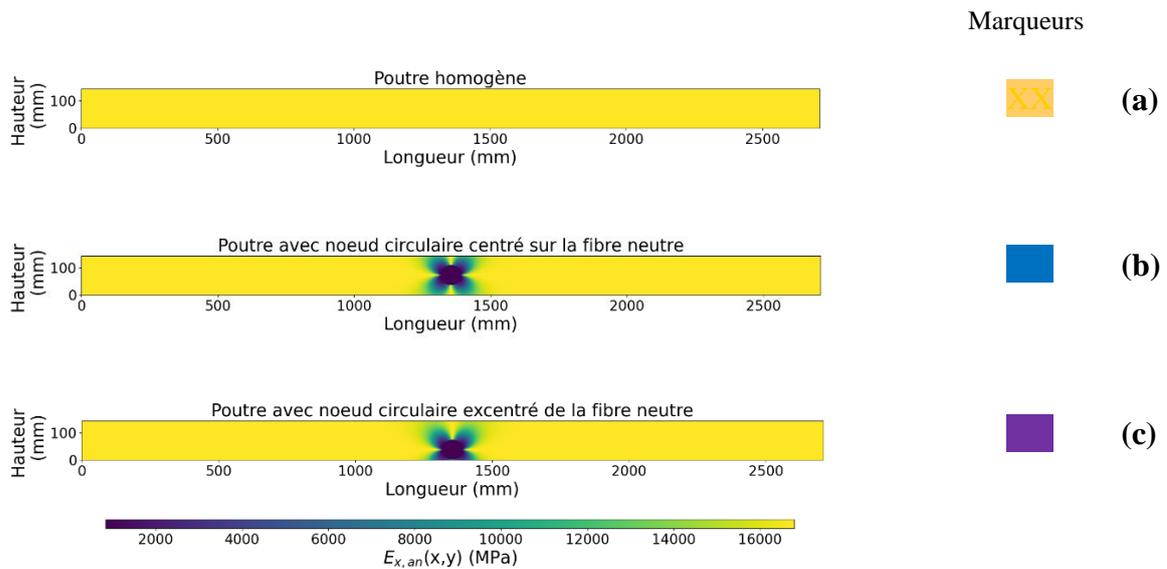
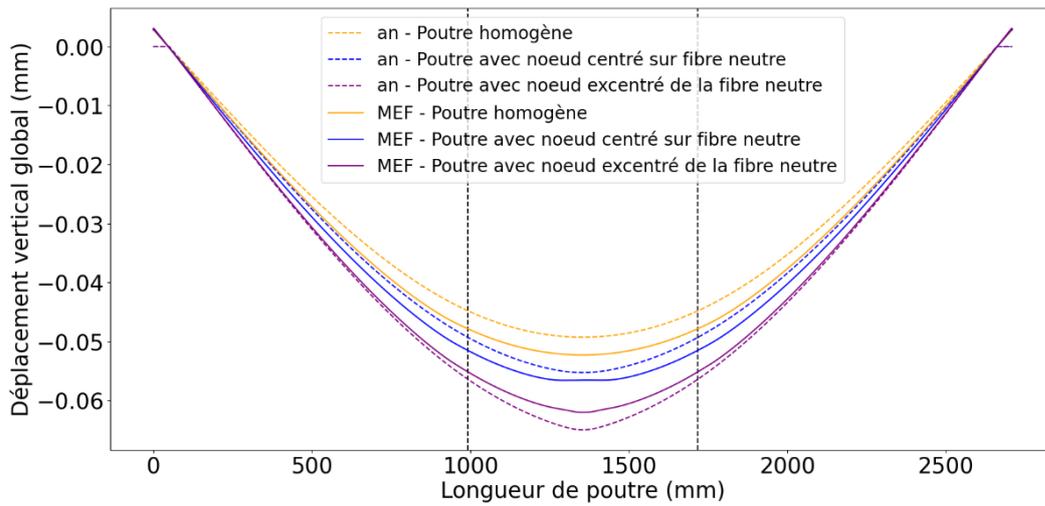
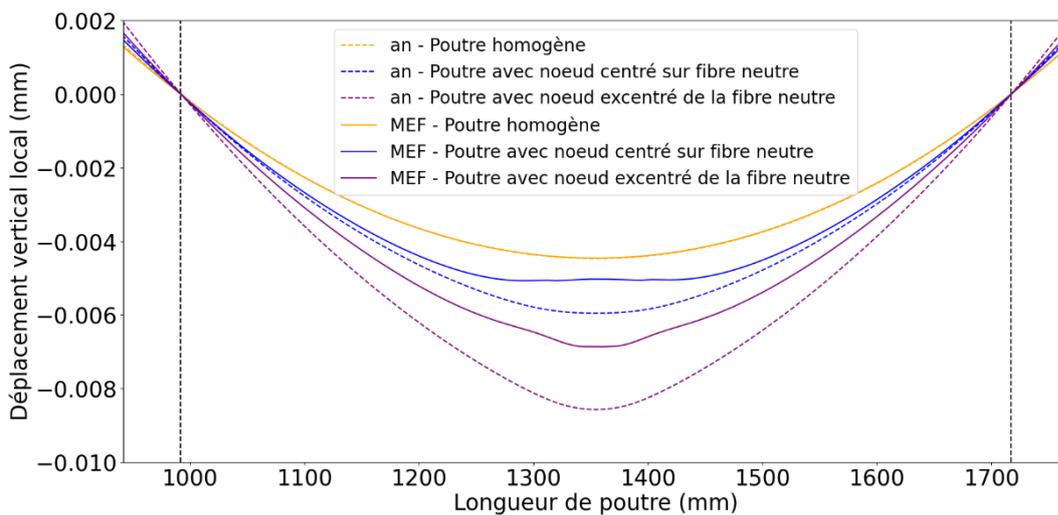


Figure 58. Poutre simples modélisées : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (c) poutre à nœud excentré (partie traction)

La flèche en tout point de la poutre peut alors être calculée. Pour la méthode analytique, la théorie des poutres et la formule de Muller-Breslau sont appliquées, permettant ainsi d'obtenir le déplacement le long de la fibre neutre. Pour le modèle EF, la résolution de l'équation d'équilibre entre matrice de rigidité globale, déplacements nodaux et effort appliqué donne une cartographie de la composante verticale des déplacements nodaux. Les déplacements pour toutes les positions le long de la poutre pour une hauteur $y = \frac{h}{2}$ ont été extraits. La Figure 59a illustre le déplacement global v le long des 3 poutres tests, calculés à partir des 2 modèles (les flèches nulles hors appuis des cas analytiques sont simplement dues à une absence de calcul dans ces zones sans intérêt). La Figure 59b montre ces mêmes déplacements, retranchés de la valeur moyenne des flèches des 2 points de référence distant de $5h$ permettant de mesurer la flèche locale.



(a)



(b)

Figure 59. Visualisation des déplacements verticaux des poutres simples, selon une modélisation EF et analytique : (a) dans le repère global, (b) recalé par rapport au repère de calcul de la flèche locale (zone en flexion pure)

Premièrement, on peut noter très logiquement une hiérarchie entre les poutres en termes de valeurs de flèches, indépendamment du modèle de calcul. La poutre homogène, dont le module élastique en tout point est une valeur E_L de 16 800 MPa est la plus rigide. Ainsi, tant en flèche globale $v\left(\frac{1}{2}\right)$ (Figure 59a) que locale v_l (Figure 59b), la poutre homogène sollicitée donne les flèches les plus faibles. La poutre avec nœud centré sur la fibre neutre est ensuite la deuxième plus rigide : le nœud centré dans la longueur implique un abaissement localisé de la rigidité dans une zone où le moment de flexion est maximal, ce qui augmente la valeur de flèche par rapport à la poutre homogène. Enfin, le fait de décaler ce nœud sur la partie inférieure donne les flèches les plus élevées. La présence du nœud abaissant localement le

module élastique à sa position et dans sa zone d'influence de perturbation du fil, une distance à la fibre neutre plus importante de la zone de perturbation par rapport à la poutre nœud centré a un effet significatif d'abaissement de la rigidité effective de la poutre, donc augmente la flèche dans cette zone de moment fléchissant constant.

En ce qui concerne les différences entre modèles pour la poutre homogène, on observe bien que le calcul analytique suit l'hypothèse de Bernoulli où au cours de la déformation, les sections droites restent perpendiculaires à la fibre neutre, négligeant ainsi les effets du cisaillement. Ainsi, la flèche globale obtenue par la MEF est supérieure à la flèche globale obtenue par modélisation analytique (Figure 59a), témoignant des déformations de cisaillement dont rend compte la MEF pour les zones soumises à l'effort tranchant dans l'essai de flexion quatre points. En revanche, dans la zone de flexion pure (Figure 59b), les déformées entre les deux types de modélisations sont logiquement identiques. Par observation de l'angle entre le repère des contraintes principales et le repère global de la poutre α_1 sur la Figure 60, on constate ainsi ce phénomène. Les lignes pointillées verticales symbolisent les 2 positions $5 \times h$ centrées dans la longueur de la poutre à partir desquelles le déplacement local est calculé. On constate que dans cette zone, les repères locaux des contraintes principales diagonalisées sont calés sur le repère global de la poutre (angles $\alpha_1(x, y)$ très proches de 0°). Ainsi, dans cette zone, les sollicitations normales appliquées des 2 modèles ont des composantes sensiblement équivalentes, ce qui témoigne bien de l'effet observé sur la Figure 59b.

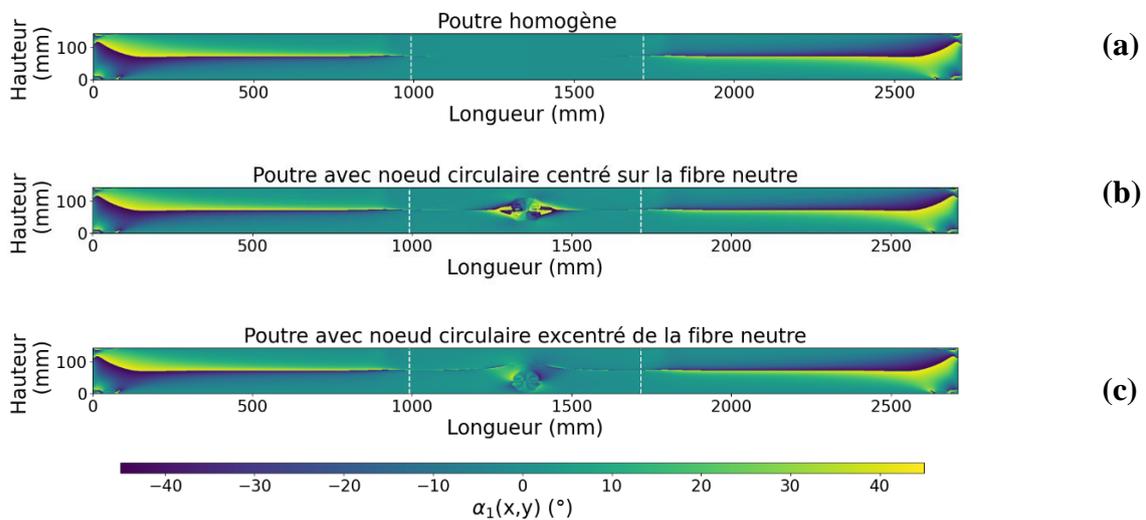


Figure 60. Visualisation de l'angle α_1 de contrainte principale en fonction de la position (x,y) issue du modèle MEF dans : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (c) poutre à nœud excentré (partie traction)

La prise en compte des effets du cisaillement étant donc la principale différence entre le modèle analytique et le modèle EF, il est intéressant d'observer les contraintes de cisaillement pour les poutres modélisées (Figure 61), comme pour la poutre avec nœud excentré présentée Figure 61c. On y observe bien des contraintes de cisaillement importantes autour du nœud, et également au-dessus de celui-ci, à des niveaux dépassant le cisaillement dû à l'effort tranchant dans les zones entre appuis extérieurs et intérieurs. Ceci illustre bien la grande

différence entre la modélisation EF et analytique, cette dernière ne modélisant pas les effets du cisaillement.

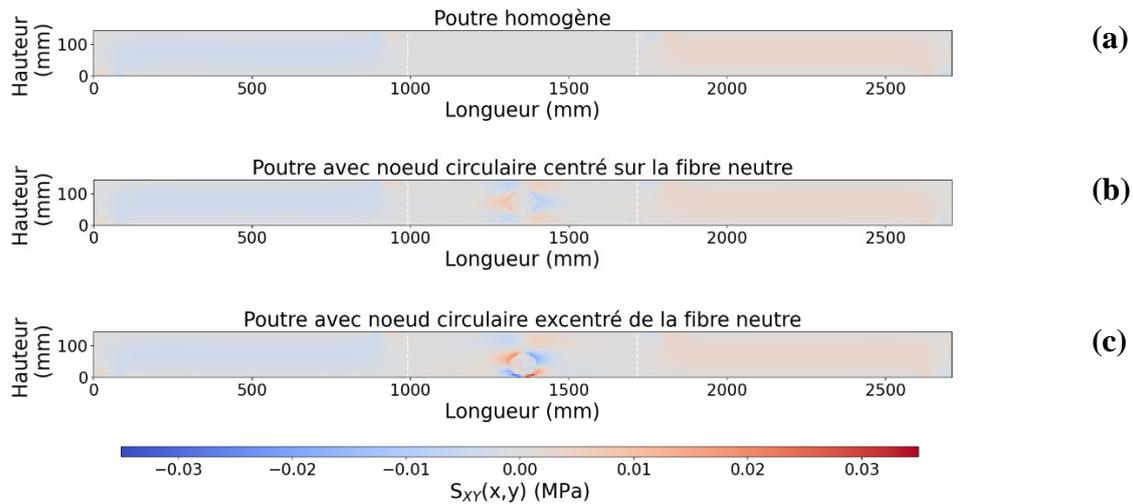


Figure 61. Cartographie de contraintes de cisaillement dans le plan pour une charge unitaire appliquée : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (c) poutre à nœud excentré (partie traction)

Si l'on compare les 2 types de modélisation pour les poutres avec nœud pour ce qui est des flèches locales en fonction de la position x (Figure 59b), on observe des déplacements inférieurs avec la MEF. L'écart est plus important pour la poutre présentant un nœud excentré transversalement. Ceci a des conséquences sur les flèches globales (Figure 59a), puisque cette rigidité supérieure de la MEF dans la zone noueuse contrebalance la rigidité inférieure dans la zone d'effort tranchant, et, ainsi, diminue l'écart entre flèche globale obtenue par la MEF et par le modèle analytique (lorsque le nœud est centré sur la fibre neutre), et rend même compte d'une flèche globale plus faible avec la MEF lorsque le nœud est excentré transversalement.

Ce résultat peut être surprenant de prime abord, mais il est en fait tout à fait cohérent avec le phénomène constaté sur les poutres de LVL modélisées à partir de mesure d'orientation des fibres (Figure 57c) : les flèches locales calculées par la MEF y sont plus bien faibles que celles issues du calcul analytique, ce qui conduit des valeurs de module $E_{m,l,MEF}$ plus élevés que $E_{m,l,an}$ pour chacune des poutres des lots d'aubier et de duramen. De plus, ce phénomène est plus important pour les poutres du lot 2 d'aubier optimisées défavorablement, donc plus noueuses dans la zone de flexion pure, ce qui correspond en tous points aux résultats obtenus ici pour des cas simples avec un seul nœud modélisé. Or, dans le cas de ces poutres optimisées défavorablement, la MEF a permis de s'approcher davantage des mesures expérimentales de module local qu'avec le modèle analytique. On peut donc en conclure que la modélisation analytique sous-estime la rigidité des poutres en flexion, et ce d'autant plus qu'elles sont noueuses.

5.5 Conclusion

Cette partie s'inscrit dans ce travail de thèse comme une dernière étape permettant de confronter le modèle de calcul analytique de propriétés élastiques de produits LVL avec l'emploi d'un code de calcul MEF. La fiabilisation de prédiction des propriétés mécaniques du multiplis est évidemment nécessaire, car elle permet dans un premier temps la remise en question des équations utilisées dans la modélisation des propriétés élastiques locales des placages, afin de mieux pouvoir complexifier par la suite le modèle, par la prise en compte d'autres singularités qui entrent en compte dans le comportement mécanique du matériau bois telles que l'angle de plongée du fil ou encore la fissuration.

Une première analyse a eu pour but d'identifier les paramètres de la matrice de souplesse permettant la modélisation du comportement élastiques des poutres par essais vibratoires pratiqués sur l'ensemble des 19 poutres (selon des hypothèses mécaniques de théorie des poutres). La distinction aubier/duramen en termes de modélisation n'a pas été effectuée, s'exprimant simplement par différences de masse volumiques en fonction de la position des placages par rapport à la moelle. Il a été noté la grande influence de la valeur du module de cisaillement dans la variation de la rigidité longitudinale locale E_x des poutres. À contrario, l'influence du module transversal est faible car malgré un nombre conséquent de placages de basse qualité au regard de la norme EN 635-3, il a été constaté un faible angle des fibres moyen sur l'ensemble des plis composant les panneaux de l'étude. Le coefficient de Poisson présente également un très faible impact dans l'expression du module élastique.

Dans un deuxième temps, en implémentant les constantes élastiques déterminées dans le modèle EF, des comparaisons sur les valeurs de modules locaux $E_{m,l}$ ont été effectuées avec les résultats fournis par les calculs analytiques et les résultats d'essais expérimentaux. Par décomposition successive des paramètres physiques inclus dans la modélisation des propriétés locales (avec ou sans prise en compte de l'orientation locale du fil, cas de poutre homogène), il a ainsi été montré qu'en l'absence de prise en compte de la pente de fil, les 2 modèles donnaient des résultats très similaires. Cela est dû aux paramètres matériaux des 2 modèles impliquant une détermination du $E_x(x, y)$ par des lois de passages dépendant de l'angle de fil local $\theta_x(x, y)$ également très similaires. En revanche, la prise en compte de la pente de fil dans les modélisations induit une réelle différence entre les résultats de modules locaux $E_{m,l}$ calculés, particulièrement pour les poutres optimisées défavorablement concentrant une grande variation de la pente de fil dans leur zone centrale. L'influence de la pente de fil sur le comportement mécanique des poutres modélisées par MEF se révélant complexe à étudier, une analyse de cas tests simplifiés, générés à partir des équations de Rankine a permis d'isoler les phénomènes d'influence des zones de perturbation du fil dus à la présence de nœuds sur la valeur du module local $E_{m,l}$ et de confirmer la tendance donnant un module $E_{m,l,MEF}$ plus élevé que $E_{m,l,an}$ pour chacune des poutres. Le modèle EF fournit des résultats plus proches des résultats expérimentaux par rapport au modèle analytique, et ce d'autant plus que la nodosité (i.e. les variations d'orientations de fibres) est importante. L'observation particulière des poutres du lot à forte nodosité et à la variation de l'orientation du fil en leur centre, pour

lesquelles la différence entre les prédictions des 2 modèles est la plus prononcée, permet de conclure de manière très positive sur la fiabilité du modèle MEF.

Nul doute que ce travail reste à compléter. La détermination de manière précise des constantes élastiques pourrait être approfondie. Constituer par exemple des poutres comportant volontairement des placages à des orientations de leur direction longitudinale différente du repère global serait un moyen de « forcer » la faible variation de l'orientation du fil « naturelle » initiée par les nœuds seulement, et qui limitait les investigations concernant le rapport $\frac{E_T}{E_L}$. Concernant le coefficient de Poisson, un équipement de corrélation d'image et une mise sous contrainte normale de traction de placages de bois sain représentatifs permettrait de visualiser les champs de déplacements orthogonaux dans le plan, d'en déduire un allongement longitudinal et un rétrécissement transversal, et ainsi de déterminer expérimentalement cette constante. L'investigation de l'impact de l'inclusion de la pente de fil sur le comportement du modèle EF est aussi à poursuivre.

6 - Conclusions générales et perspectives

6.1 Conclusions

Ce travail de thèse, financé par la région Bourgogne Franche-Comté et qui s'inscrit dans le cadre d'une collaboration avec le CEREMA et le GC2D, avait pour objectif principal de valider le recours aux gros bois de douglas dans la conception de produits lamellaires à portée structurelle. Il s'inscrit dans une volonté de valoriser une ressource difficilement exploitable en scierie due à ses dimensions, son hétérogénéité et le coût de sa transformation, mais présentant l'avantage majeur de pouvoir être intégré dans une logique de circuit court. Un point supplémentaire était de se focaliser sur le comportement mécanique du duramen qui est naturellement durable en extérieur (sans adjonction de produit biocide). Il correspond bien à l'objectif initié par le Senat [8] et dont le CEREMA se fait le relais, de créer des ouvrages types pont bois-béton à la durée de vie centenaire et dont l'exposition à une classe de service 2 voire 3, nécessite une résistance certaine à la dégradation biologique.

La caractérisation d'un produit lamellaire composé à partir d'un échantillonnage représentatif de la ressource de gros douglas a permis dans un premier de temps de montrer qu'il était compatible avec une application structurelle. La différenciation et la séparation dans les phases expérimentales de l'aubier et du duramen a bien permis d'isoler le comportement mécanique selon la distance au cœur de ces gros douglas, montrant un aubier clairement au niveau voir supérieur aux produits LVL du marché dans tous les essais pratiqués. Pour le duramen, il a été en revanche noté que la flexion était le mode de sollicitation où ce bois obtenait les propriétés de résistance et de rigidité les plus faibles par rapport aux matériaux de référence. Cependant, ces performances restent tout à fait adaptées à la construction car comparables aux classes de résistances des sciages utilisées pour la fabrication de produit de structures et probablement un peu sous estimées du fait des protocoles d'essais adoptés (voir les conclusions de la thèse de Frayssinhes [4]). Ainsi, la fabrication de LVL de gros douglas permet de valoriser toute la matière là où des produits sciés à partir de la même ressource pourraient être déclassés en raison des gros nœuds. Cette première étude a fait l'objet d'une publication d'un premier article scientifique [83].

La présence de nœuds, la variation de densité des placages, à plus forte raison pour le duramen qui se trouve généralement dans la zone de transition du bois juvénile vers le bois mature sont autant de facteurs qui instaurent de la variabilité, et qui desservent les performances mécaniques du matériau, notamment dans le calcul des valeurs caractéristiques. La nécessité de trier les placages afin de considérer cette variabilité est donc primordiale dans la problématique de ces travaux de thèse. C'est aussi un très bon moyen d'optimiser l'usage de cette ressource hétérogène et d'assurer un modèle économique pérenne de valorisation de cette ressource délicate à transformer.

L'orientation des fibres est une caractéristique dont l'impact est très influent dans la détermination des propriétés de rigidité d'un élément bois car modifiant localement l'orientation du repère orthotrope du volume élémentaire de bois considéré. Sa variation est par ailleurs très prononcée dans les zones de nœuds. Sa mesure à la surface des placages est, au même titre que la masse volumique, un des paramètres déterminants de la qualité des placages. Afin de rendre opérant ce tri au sein d'une ligne de déroulage, il était impératif

d'implémenter la mesure directement sur celle-ci. Cette thèse a donc exploité le LOOBAR, un instrument développé au sein du LaBoMaP, exploitant la technologie de l'effet trachéide afin de constituer une cartographie d'orientation locale des fibres pour chaque placage.

La combinaison de l'information de masse volumique et d'orientation des fibres a permis la modélisation de modules élastiques locaux, faisant le lien avec la notion de propriété mécanique prédite des placages. Les critères de tri à partir de ces cartographies peuvent être variés en fonction des propriétés attendues des produits fabriqués. L'établissement d'un critère de tri considérant la rigidité minimum dans la longueur du placage, favorisant notamment la prise en compte de verticilles particulièrement pénalisants pour le matériau, a été testé sur une ressource hautement hétérogène. Une comparaison a été effectuée avec les critères de tri visuels de nodosité quasi unanimement pratiqués dans l'industrie. Elle démontre que ces critères visuels sont très peu pertinents pour trier les placages d'un point de vue mécanique contrairement à l'approche proposée dans cette thèse. Ce travail a fait l'objet d'une publication d'un deuxième article [90].

L'application d'un tri des placages permet d'envisager deux stratégies de valorisation différentes : soit constituer des produits issus de placages provenant uniquement de chaque classe, afin de constituer une gamme de produits aux qualités bien distinctes, soit constituer des produits exploitant la variabilité de la ressource et positionner les placages de manière optimisée. Il a ainsi été proposé lors de ce travail le concept innovant de poutre à rigidité variable. L'idée est de constituer un panneau en choisissant le positionnement de chaque placage afin qu'il puisse répondre à une sollicitation particulière en usage.

Une phase expérimentale a ainsi été menée afin de fabriquer des panneaux dont le positionnement des placages a été piloté par un algorithme visant à maximiser les propriétés mécaniques de résistance et de rigidité dans le cadre d'essais de flexion quatre points. Un panneau témoin a de plus été fabriqué selon une stratégie de placement inverse, permettant de mettre en exergue l'amélioration significative des propriétés de résistance et de rigidité des poutres optimisées. Cette étude a fait l'objet d'une publication d'un 3^e article scientifique [97]. Par ailleurs, à la suite de cette phase expérimentale, l'algorithme d'optimisation de placement des placages dans la constitution du matériau a bénéficié d'une seconde phase de développement, permettant d'inclure dans la stratégie de placement la variation du moment fléchissant qui sera imposé au produit. Cette évolution répond particulièrement au besoin de constitution de nervure de ponts, pouvant être optimisée en fonction du cas de charge servant au dimensionnement.

Jusqu'alors, les déplacements nécessaires au calcul de modules élastiques estimant la rigidité des poutres ont été calculés par un modèle de calcul analytique [74]. Cependant, les hypothèses de simplification inhérentes à la théorie des poutres ainsi que la considération de la variation de l'orientation des fibres uniquement comme facteur de diminution de la rigidité locale sont apparues comme autant de facteurs simplifiés d'un comportement mécanique bien plus complexe. Le recours à la modélisation par la Méthode des Éléments Finis 2D des essais de flexion des poutres hétérogènes de la partie précédente a été présenté en dernière partie de ce mémoire. Une première phase d'identification des constantes élastiques a été menée par

simulation numérique de test vibratoire, effectué expérimentalement par l'instrument BING. Dans un deuxième temps, l'analyse des résultats de calcul du module local des poutres a permis de mettre en évidence que la modélisation MEF apporte une meilleure prédiction de la rigidité des poutres LVL, et ce d'autant plus qu'elles comportent une forte nodosité. La prise en compte du comportement mécanique complexe dans le plan des plis, dû à l'orientation locale des fibres, semble mieux considérée par la MEF en comparaison du modèle analytique.

La contribution scientifique de ce mémoire consiste donc en une meilleure connaissance des propriétés du matériau LVL issu du gros bois de douglas français. Il propose par ailleurs un principe innovant de fabrication du produit exploitant l'hétérogénéité des placages comme un atout plutôt que comme une contrainte, ouvrant des pistes de développement du produit. Enfin, il permet d'approfondir la modélisation de ses propriétés mécaniques par l'utilisation de la MEF, ouvrant aussi la possibilité à l'inclusion de plus de singularités du bois afin d'améliorer la fiabilité des prédictions.

6.2 Perspectives

Concernant la caractérisation mécanique du LVL de douglas issu de la ressource française, une perspective évidente serait de confirmer et compléter la table des propriétés mécaniques du matériau, notamment concernant les propriétés en traction (longitudinale et transversale). Investiguer l'influence des qualités des placages sur les performances en cisaillement du matériau, comme cela a été fait pour la compression transversale, permettrait de mieux comprendre le rôle des nœuds et de la variation de l'orientation des fibres sur les propriétés de cisaillement. Une modélisation par la MEF pourrait être pertinente à mener pour l'estimation des propriétés à l'échelle de la poutre.

Concernant la modélisation localisée des propriétés mécaniques des placages, il a été expliqué que l'importance de la masse volumique était prépondérante, à la base de la prédiction du module élastique dans l'équation de Pollet [49] utilisée. Une mesure locale de cette masse volumique permettrait à priori une modélisation plus fine des propriétés mécaniques locales, améliorant l'information moyenne par placage utilisée dans ces travaux de thèse. En conservant l'approche industrielle par la mesure en ligne des paramètres déterminants de la modélisation, l'emploi de scanners rayons X peut être envisagé, et est déjà proposé par des fabricants. Cependant, des travaux préliminaires menés au LaboMaP démontrent que l'effet trachéide est impacté par la masse volumique, et qu'ainsi le même système de mesure d'orientation des fibres pourrait servir à la mesure de densité locale. Cependant, l'humidité des placages influe aussi sur l'effet trachéide. La détermination de l'humidité des placages lors de la mesure devient indispensable. Cette technologie présente encore un grand potentiel de développement.

La prise en compte de l'angle de plongée du fil dans la modélisation des propriétés mécaniques locales a été proposée dans le chapitre portant sur le tri en ligne des placages. En effet, l'angle de plongée des fibres par rapport à la direction radiale du placage impacte fortement ses propriétés. Cependant, la mesure n'est techniquement pas aisée et des recherches sont en cours.

La définition de critères de classement des placages constitue un champ nouveau d'investigation. En effet, nous avons pu démontrer au cours de ce mémoire que l'utilisation directe des critères de la norme de classement des placages utilisée pour la fabrication de contreplaqués est mal adaptée pour classer mécaniquement les placages. Un travail mené conjointement avec un dérouleur pourrait permettre de proposer et d'affiner des critères de tri spécifiques pour une utilisation donnée.

Le principe d'optimisation du positionnement des placages dans une poutre en flexion par courbe consigne n'a pour l'heure pas bénéficié de validation expérimentale. L'optimisation de courbes de rigidités effectives de poutres unitaires seraient donc à vérifier. Des dimensions plus importantes que celles présentées dans ces travaux de thèse permettraient de mieux juger de l'efficacité de la stratégie (plus de plis constituant la largeur amènerait un meilleur potentiel d'homogénéisation par exemple). Les premières étapes du protocole seraient similaires à celles présentées dans ces travaux, à savoir effectuer une campagne de déroulage de bois de douglas hétérogènes, ainsi que mesurer en ligne la cartographie d'orientation des fibres des placages et déterminer leur masse volumique. Des poutres à rigidités variables issues de lots de placages « équivalents » pourraient ainsi être optimisées selon une courbe consigne et pourraient être fabriquées selon la séquence d'empilement calculée par l'algorithme. En complément des échantillons de poutres aléatoires générées virtuellement, des poutres selon des optimisations de courbes consignes constantes pourraient être fabriquées, dont les propriétés mécaniques mesurées constitueraient des références expérimentales. Le développement de l'algorithme pourrait également être poursuivi. Une optimisation du produit dans une configuration à plat pourrait notamment venir compléter les développements sur chants effectués. Le principe d'homogénéisation pourrait lui aussi être amélioré, en considérant par exemples les cartographies entières au lieu des profils des placages et du produit.

Dans les travaux présentés, c'est uniquement le module local qui a été mesuré et modélisé dans le cadre de l'étude des poutres à rigidité variable. Cela s'expliquait par le fait qu'il est estimé dans une zone d'efforts tranchants nuls et de moment fléchissant constant, limitant l'impact de facteurs tels que la prise en considération du cisaillement et de la compression aux appuis, et permettant ainsi une meilleure comparaison entre les résultats expérimentaux et les modèles. Dans l'hypothèse de réalisation de poutres de plus grandes dimensions, il serait intéressant de mesurer et de comparer également les flèches globales, donnée notamment utilisée dans le dimensionnement d'ouvrage dans le cadre des normes Eurocodes 5. Par ailleurs, une évolution dans l'établissement des courbes consignes menant à une optimisation de la répartition des placages également en fonction de leurs résistances notamment, permettrait un dimensionnement plus complet du point de vue de ces normes. On comprend ainsi l'importance majeure de la caractérisation mécanique des placages.

Concernant la stratégie de modélisation, la MEF apparaît comme la meilleure stratégie pour estimer correctement la rigidité des poutres à forte nodosité en comparaison avec le modèle analytique. Cependant, ce type de modèle demande forcément plus de temps de calcul, a fortiori si l'angle de plongée, donc en 3D, doit être intégré. Son application dans un contexte industriel est donc à étudier, et il conviendrait en fait très probablement de trouver une

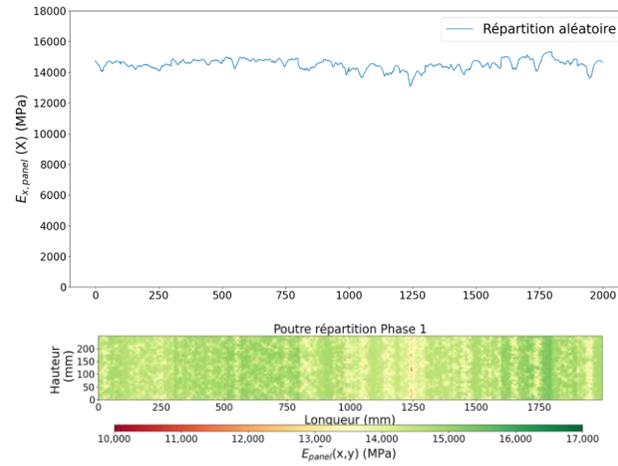
6 - Conclusions générales et perspectives

méthode plus rapide pour bien estimer la rigidité des poutres. Le calcul de cartographies de contraintes par MEF permettrait aussi d'ouvrir les perspectives sur la prédiction de la résistance. Pourtant, l'emploi du critère de Tsai Hill sur les poutres à rigidité variable n'a pas permis dans ces travaux de véritablement prévoir leur module de rupture. Il a été constaté que malgré l'inclusion des cartographies d'orientation locale des fibres, les résultats en rigidité des poutres d'un même lot ne montraient pas de variations comme cela pouvait être le cas avec les données expérimentales. En conséquence, il n'a pas été surprenant que cela soit également le cas avec le calcul de la résistance. Peut-être que les pistes envisagées précédemment, à savoir la prise en compte de l'angle de plongée et de la densité locale amélioreraient les résultats.

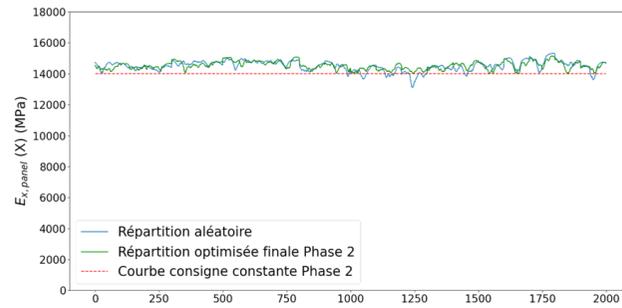
7 - Annexes

7.1 Principe d'optimisation de panneau par courbe consigne constante

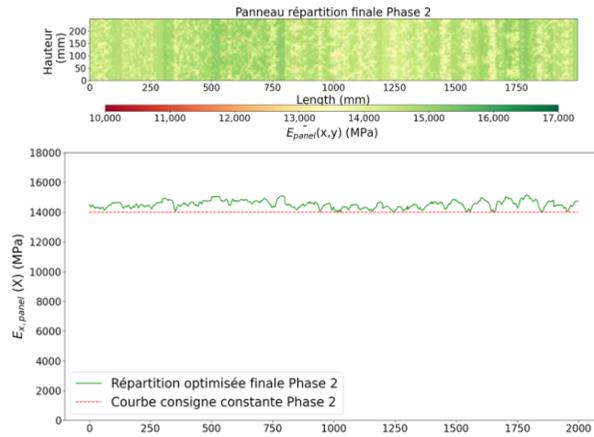
Répartition aléatoire



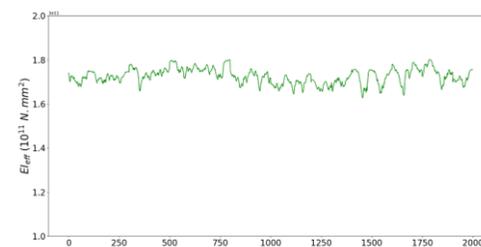
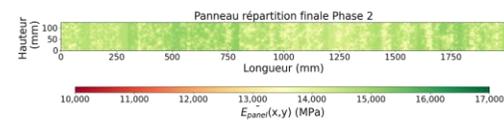
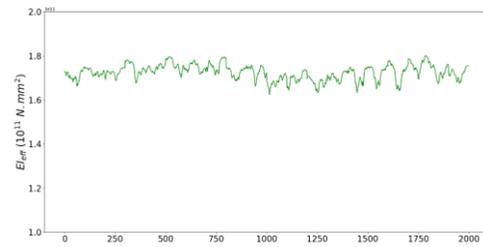
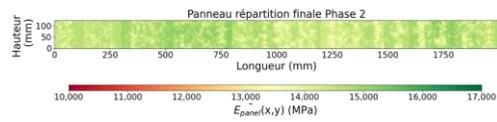
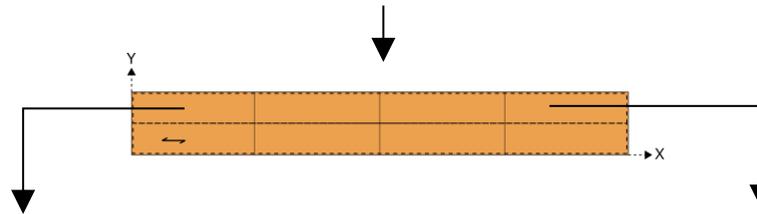
Optimisation



7 - Annexes



Débit du produit



Tables

Table des figures

Figure 1. Anatomie du bois de résineux [9]	19
Figure 2. Orientation des microfibrilles dans la couche S2 de la paroi cellulaire [11]	20
Figure 3. Coupe transversale d'une grume [12]	20
Figure 4. Directions orthotropes du bois [14]	22
Figure 5. Allures de courbes d'essais selon des sollicitations de traction/compression du bois selon les directions dans son repère orthotrope.....	24
Figure 6. Répartition de la surface sur pied de Douglas (France-douglas [17])	25
Figure 7. Taux de volume de GTGB par difficulté d'exploitation, 2014 [22].....	27
Figure 8. Volume de LVL produit à l'échelle mondiale sur la période 1965 – 2020 [5].....	29
Figure 9 : Principe du déroulage avec barre ronde [5]	29
Figure 10 : Dérouleuse instrumentée Equipex du LaboMaP	30
Figure 11. Orientation du LVL et contraintes de flexion et de cisaillement associées : (a) à plat, (b) sur chant.....	31
Figure 12. Relation entre contrainte et déformation pour plusieurs essences en compression transversale [31]	31
Figure 13. Séquence d'empilement unitaire de LVL : (a) Kerto® S [34], (b) Kerto® Q [35]	32
Figure 14. Formes des 5 premières fréquences de vibration pour une poutre en configuration d'appui libre-libre.....	34
Figure 15. Dispositif d'essai pour la mesure du module global d'élasticité en flexion 4-points (EN 408+A1 [40])	36
Figure 16. Dispositif d'essai pour la mesure du module local d'élasticité en flexion 4-points (EN 408+A1 [40])	37
Figure 17. Densité selon le nombre de cernes sur des Douglas Néo-zélandais [47].....	39
Figure 18 : Relation entre propriétés mécaniques et masse volumique, exprimés à 12%, dans un bois sain de douglas, en haut bois mature, en bas bois juvénile selon Pollet [49] : (a) module d'élasticité, (b) résistance en flexion.....	40
Figure 19. Illustration des parties adhérentes et non adhérentes d'un nœud d'épicéa [50]	41
Figure 20. Principe de projection de la surface des nœuds sur la section, intervenant dans le calcul du KAR.....	43
Figure 21. LVL sur chant mettant en évidence la discontinuité de la progression des nœuds à travers les plis créés par le principe de lamellation.....	43
Figure 22. Illustration du fil tors [58].....	44
Figure 23. Déviation du fil autour de nœuds [64]	45
Figure 24. Illustration de la détermination de la pente de fil locale par effet trachéide(a) Surface d'une planche d'épicéa norvégien dans le plan LT incluant un nœud, (b) ellipses par diffusion de faisceaux lasers, (c) orientation locale de la pente de fil par angle du grand axe des ellipses [66].....	46

Figure 25. Principe de modélisation des propriétés de rigidité de poutre LVL dans [74] : (a) modélisation des propriétés élastiques longitudinales locales de plis, (b) modélisation moyennée de LVL à plat et détermination de module global	48
Figure 26. Résultats de [74] de module global expérimental par rapport au modélisé selon : (a) la masse volumique moyenne du placage seule, (b) la pente de fil locale seule, (c) la masse volumique moyenne du placage et la pente de fil locale.....	49
Figure 27. Formation de fissures de déroulage [77].....	51
Figure 28. Propriétés mécaniques de rigidité de poutres de LVL de hêtre modélisées par éléments finis selon la profondeur, la fréquence et l'encollement des fissures en configuration : (a) à plat, (b) sur chant [79]	51
Figure 29. Image issue du SMOF de la fissuration d'un placage de Douglas	52
Figure 30. Séquence d'empilement des placages selon les classes de qualité sur les 5 premiers plis : Panneaux (a) C1C, (b) C1L, (c) C4C, (d) C4L	73
Figure 31. Fabrication de panneaux (a) encollage, (b) mise sous presse	74
Figure 32. Résultats en résistance en compression transversale sur chant des lots d'éprouvettes par panneau : (a) résistance $f_c, 90, chant$, (b) résistance spécifique $Sf_c, 90, chant$	75
Figure 33. Image de caméra VDA pour l'analyse de défauts visuels [5].....	82
Figure 34 : Poutre à inertie variable à double décroissance avec répartition réelle et non linéaire des contraintes de flexion et perpendiculaires au fil à $x=x_0$ et à mi-travée [92].....	114
Figure 35. Décalage des placages en amont de la phase de pressage [5].....	116
Figure 36. Schéma explicatif du principe d'optimisation de la répartition du positionnement des placages en fonction de leur qualité par courbe consigne (ici trapèzoidale)	142
Figure 37. Profils de rigidité d'un panneau par étapes d'optimisation (fin des première et secondes phases , avec comparaison par rapport à une répartition aléatoire) par courbe consigne parabolique, avec courbes de rigidité efficaces des deux produits poutres débités	144
Figure 38. Profils de rigidité effective d'une poutre par étapes d'optimisation (fin de la première et seconde phase , avec comparaison par rapport à une répartition aléatoire) par courbe consigne parabolique	145
Figure 39. Profil de masse volumique des panneaux optimisés.....	154
Figure 40. Principe de la modélisation par la méthode des éléments finis avec éléments plans quadrangulaires dont l'orientation locale des fibres et le repère d'orthotropie associé varient pour chaque élément.....	155
Figure 41. Noeud : (a) image en niveau de gris d'un noeud, (b) valeurs de pente de fil des ellipses par mesure LOOBAR, (c) sans abaissement des propriétés mécaniques dans le noeud, (d) noeud binarisé (e) avec abaissement des propriétés mécaniques dans le noeuds.....	158
Figure 42. Méthode de caractérisation par mesure vibratoire (BING) : (a) schéma, (b) dispositif.....	160
Figure 43. Position des points de calcul de déplacement vertical	165
Figure 44. Illustration de la fonction de flux de Rankine autour d'un objet elliptique [61] ..	166
Figure 45. Valeurs des modules de Bernoulli déterminés par MEF sur les 4 premiers ordres $Edyn, Ber, n, MEF$ pour la poutre 1 du panneau de lot 1 de duramen en fonction de la dimension des éléments.....	168
Figure 46. Analyse de sensibilité des paramètres $GTLEL$ et $ETEL$ pour les fréquences d'ordres : (a) 1, (b) 2, (c) 3, (d) 4 et (e) 1-2-3-4 cumulées.....	169

Figure 47. Loi de rotation en faisant varier le rapport $GTLEL$ comparée à l'Equation 38 du modèle analytique : (a) entre les bornes $[0^\circ, 90^\circ]$, (b) entre les bornes d'angle $[0^\circ, 5^\circ]$	170
Figure 48. Valeurs absolues d'angles par éléments θ cumulées sur les 19 poutres.....	171
Figure 49. Loi de rotation en faisant varier le rapport $ETEL$ comparée à l'Equation 38 du modèle analytique : (a) entre les bornes $[0^\circ, 90^\circ]$, (b) entre les bornes d'angle $[0^\circ, 5^\circ]$	172
Figure 50. Analyse de sensibilité des paramètres $GTLEL$ et νLT pour les fréquences d'ordres 1-2-3-4 cumulées.....	173
Figure 51. Loi de rotation, analytique et MEF calés selon les paramètres choisis	174
Figure 52. Comparaison des résultats expérimentaux entre le module de Bernoulli fondamental déterminé par essai vibratoire et le module local déterminé par essai de flexion quatre points	175
Figure 53. Comparaison entre les modules dynamiques déterminés par méthode expérimentale (Bing) et par méthode vibratoire EF sur les ordres (a) 1, 2, 3, 4 du module de Bernoulli et (b) sur le module calculé selon le modèle de Timoshenko.....	176
Figure 54. Déformée de poutres vibrant selon les modes : (a) 1 ^{er} , (b) 2 ^e , (c) 3 ^e , (d) 4 ^e	177
Figure 55. Valeurs des modules locaux Em, l, MEF pour la poutre 1 du panneau de lot 1 de duramen en fonction de la taille de maille	178
Figure 56. Comparaison entre les modules locaux déterminés par méthode expérimentale et par modélisation sans prise en compte de la pente de fil : (a) Em, l, exp en fonction de $Em, l, an(\rho)$, (b) $Em, l, an(\rho)$ en fonction de $Em, l, MEF(\rho)$	179
Figure 57. Comparaison entre les modules locaux déterminés par modélisations avec et sans nœuds aux propriétés abaissées isotropes) par rapport aux mesures expérimentales : (a) modélisation analytique, (b) modélisation EF (c) comparaison entre les 2	181
Figure 58. Poutre simples modélisées : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (c) poutre à nœud excentré (partie traction)	183
Figure 59. Visualisation des déplacements verticaux des poutres simples, selon une modélisation EF et analytique : (a) dans le repère global, (b) recalé par rapport au repère de calcul de la flèche locale (zone en flexion pure).....	184
Figure 60. Visualisation de l'angle α_1 de contrainte principale en fonction de la position (x,y) issue du modèle MEF dans : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (c) poutre à nœud excentré (partie traction)	185
Figure 61. Cartographie de contraintes de cisaillement dans le plan pour une charge unitaire appliquée : (a) poutre homogène, (b) poutre à nœud centré (centre sur la fibre neutre), (b) poutre à nœud excentré (partie traction).....	186

Table des tableaux

Tableau 1. Récolte de bois en France métropolitaine de 2012 à 2019 [18]	25
Tableau 2. Production de sciages, bois sous rails et merrains en France métropolitaine de 2012 à 2019 [18]	26
Tableau 3. Tables de propriétés mécaniques de produits LVL MetsWood Kerto® S et Q	33
Tableau 4. Valeur du paramètre n en fonction de la propriété mécanique considérée d'après [38]	45
Tableau 5. Ratios élastiques pour le douglas à 12 % d'humidité.....	46
Tableau 6. Résultats d'essais en compression transversale.....	75
Tableau 7. Nomenclature des symboles, termes et indices utilisés.....	153
Tableau 8. Modules élastiques dynamiques moyens par lot	174

Références

- [1] Intergovernmental Panel on Climate Change, “Climate Change 2021: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change,” Cambridge University Press., 6, 2021. Accessed: Aug. 28, 2021. [Online]. Available: https://www.ipcc.ch/report/ar6/wg1/downloads/report/IPCC_AR6_WGI_Full_Report.pdf
- [2] “ENQUETE_CONSTRUCTIONBOIS_JUIN_2019.pdf.” Accessed: Aug. 27, 2021. [Online]. Available: http://observatoire.franceboisforet.com/wp-content/uploads/2014/06/ENQUETE_CONSTRUCTIONBOIS_JUIN_2019.pdf
- [3] Forum International Bois Construction, “10e Forum International Bois Construction (FBC),” Grand Palais Ephémère, Le Champ-de-Mars, Paris, Jul. 2021. Accessed: Oct. 19, 2021. [Online]. Available: https://www.forum-boisconstruction.com/2_.php
- [4] R. Frayssinhes, “Optimisation des paramètres de déroulage du douglas et modélisation des propriétés mécaniques de panneaux de LVL intégrant les données sylvicoles,” Thèse de doctorat, Ecole doctorale n°432 : Science des Métiers de l’Ingénieur, ENSAM de Cluny, 2020. [Online]. Available: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-03132767/document>
- [5] *LVL Handbook Europe*. Federation of the Finnish Woodworking Industries, 2019.
- [6] D. B. DeVallance, J. W. Funck, and J. E. Reeb, “Non-destructive evaluation of veneer using optical scanning and ultrasonic stress wave analysis systems,” *Wood and Fiber Science*, vol. 43, no. 2, pp. 169–179, 2011.
- [7] Hankinson, “Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain,” *Air service information circular*, vol. 3, no. 259, p. 16, 1921.
- [8] “Sécurité des ponts : éviter un drame - Sénat.” <https://www.senat.fr/notice-rapport/2018/r18-609-notice.html> (accessed Jun. 22, 2021).
- [9] V. Placet, J. Passard, and P. Perre, “Viscoelastic properties of green wood across the grain measured by harmonic tests in the range of 0°C to 95°C. Hardwood vs. softwood and normal wood vs. reaction wood.,” *Holzforschung*, vol. 61, p. 548, Jul. 2007, doi: 10.1515/HF.2007.093.
- [10] K. Bytebier, “Etude du comportement mécanique de la paroi cellulaire du bois par Microscopie à Force Atomique,” phdthesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, 2009. Accessed: Aug. 10, 2021. [Online]. Available: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00648700>
- [11] E. Macdonald and J. Hubert, “A review of the effects of silviculture on timber quality of Sitka spruce,” *Forestry: An International Journal of Forest Research*, vol. 75, no. 2, pp. 107–138, Jan. 2002, doi: 10.1093/forestry/75.2.107.
- [12] L. Garrett, *Get ready for biology*. San Francisco: Pearson Benjamin Cummings, 2007.
- [13] D. Guitard, *Mécanique du matériau bois & composites*, Cépaduès. 1987. Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://www.cepadues.com/livres/mecanique-materiau-bois-composites-2854281527.html>
- [14] B. Wallis, “Fahn, A. 1982. Plant anatomy (3rd ed.). ISBN 0–08–0280293. Pergamon, Oxford,” *Nordic Journal of Botany*, vol. 3, no. 4, pp. 492–492, 1983, doi: 10.1111/j.1756-1051.1983.tb01458.x.
- [15] D. Normand, *Manuel d’identification des bois commerciaux - Tome 1: Généralités*. Editions Quae, 1998.
- [16] J. Bodig and B. A. Jayne, *Mechanics of wood and wood composites*, vol. 712. Van Nostrand Reinhold New York, 1982.
- [17] “Le Douglas - 2. Ressource,” *France Douglas*. <https://www.france-douglas.com/le-douglas/ressource.html> (accessed Oct. 29, 2020).

- [18] Agreste, “Récolte de bois et production de sciages en 2019.” 2019. [Online]. Available: https://agreste.agriculture.gouv.fr/agreste-web/download/publication/publie/Chd2012/cd2020-12_Bois%20et%20sciagesV2.pdf
- [19] A. Thivolle-Cazat and D. Michaud, “FCBA - Le Douglas... Une ressource d’avenir,” p. 47, 2012.
- [20] M. Hermeline and F. Lavarde, “La valorisation des gros bois.” <https://agriculture.gouv.fr/la-valorisation-des-gros-bois> (accessed Jul. 15, 2021).
- [21] B. Chopard, P. Riou-Nivert, D. François, and C. Deleuze, “Gestion des résineux et demande industrielle: le regard de la R&D,” *Rev. For. Fr.*, no. 2, 2016, doi: 10.4267/2042/61867.
- [22] A. Colin, P. Lambert, and T. Baraër, “Etat actuel, distribution spatiale et évolution temporelle de la ressource en gros bois dans les forêts de France métropolitaine,” 2014. https://inventaire-forestier.ign.fr/IMG/pdf/rapport_biomadi_gros_bois_2014.pdf (accessed Jul. 16, 2021).
- [23] Y. Bastien, “Is there no escape from large softwoods?,” 2011. <https://doi.org/10.4267/2042/43096>
- [24] C. R. Clark, “Plywood, its History, Manufacture, and Use in Specific Industrial Arts Areas,” *Plan B Papers*, vol. 224, p. 38, 1961.
- [25] H. Sasaki and A. A. Abdullahi, “Lumber: Laminated Veneer,” in *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*, Elsevier, 2016. doi: 10.1016/B978-0-12-803581-8.01989-5.
- [26] R. P. Vlosky, P. M. Smith, P. R. Blankenhorn, and M. P. Haas, “Laminated Veneer Lumber: A United States Market Overview,” *Wood and Fiber Science*, vol. 26, no. 4, Art. no. 4, 1994.
- [27] B. B. Thibaut and R. Marchal, “Tranchage et déroulage,” in *Mémento du forestier tropical*, Éditions Quae, 2015. Accessed: Apr. 12, 2021. [Online]. Available: <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01975725>
- [28] W. M. McKenzie, “Fundamental analysis of the wood-cutting process,” Thèse, 1961.
- [29] NF EN 14374, “Structures en bois - LVL (Lamibois) - Exigences.” Mar. 2005. Accessed: Mar. 25, 2019. [Online]. Available: <https://www-batipedia-com.rpl.ensam.eu/pdf/document/QTH.pdf#zoom=100>
- [30] E. Burdurlu, M. Kilic, A. İlçe, and O. Uzunkavak, “The effects of ply organization and loading direction on bending strength and modulus of elasticity in laminated veneer lumber (LVL) obtained from beech (*Fagus orientalis* L.) and lombardy poplar (*Populus nigra* L.),” *Construction and Building Materials*, vol. 21, pp. 1720–1725, Aug. 2007, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2005.05.002.
- [31] H. Ido, H. Nagao, H. Kato, A. Miyatake, and Y. Hiramatsu, “Strength properties of laminated veneer lumber in compression perpendicular to its grain,” *J Wood Sci*, vol. 56, no. 5, pp. 422–428, Oct. 2010, doi: 10.1007/s10086-010-1116-3.
- [32] MetsäWood, “Kerto(R) manual LVL - Visual properties.” <https://www.metsawood.com/global/Tools/MaterialArchive/MaterialArchive/Kerto-manual-lvl-visual-properties.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [33] J.-M. Berthelot, *MATERIAUX COMPOSITES. Comportement mécanique et analyses des structures, 2ème édition*. Accessed: May 20, 2021. [Online]. Available: <https://www.decitre.fr/livres/materiaux-composites-9782225854255.html>
- [34] MetsäWood, “Déclaration des performances - Kerto LVL S-beam,” MW/LVL/311-001/CPR/DOP. [Online]. Available: https://www.metsawood.com/global/Tools/DoP/DOPOpenDocuments/DoP_Kerto-S_2019_12_19_fr.pdf

- [35] MetsäWood, “Déclaration des performances - Kerto LVL Q-beam,” MW/LVL/312-001/CPR/DOP. [Online]. Available: https://www.metsawood.com/global/Tools/DoP/DOPOpenDocuments/DoP_Kerto-Q_2019_12_19_fr.pdf
- [36] “EScan,” *Michael Weinig AG*. <https://www.weinig.com/en/solid-wood/scanner-systems/escan/escan.html> (accessed Oct. 06, 2021).
- [37] “mtgBATCH | Strength Grading,” *Brookhuis Applied Data Intelligence*. <https://brookhuis.com/wood-testing/strength-grading/strength-grading-inline/mtgbatch/> (accessed Oct. 06, 2021).
- [38] “Viscan / Microtec.” <https://microtec.eu/fr/catalogue/all/viscan/> (accessed Oct. 06, 2021).
- [39] L. Brancheriau and S. Paradis, “Principe de mesure : la méthode BING.” 2007. [Online]. Available: <https://agritrop.cirad.fr/576230/>
- [40] NF EN 408+A1, “Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties.” Sep. 01, 2012. Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://sagaweb-afnor-org.rpl.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1401191?recordfromsearch=True>
- [41] D. Gil-Moreno, D. Ridley-Ellis, and A. M. Harte, “TEST MACHINE EFFECT IN THE DETERMINATION OF MODULUS OF ELASTICITY FOR STRENGTH-GRADED TIMBER,” Santiago, Chili (online), 2021, p. 8.
- [42] “Manuel de l’ingénierie bois - AIESB - Librairie Eyrolles.” <https://www.eyrolles.com/BTP/Livre/manuel-de-l-ingenierie-bois-9782212136944/> (accessed Jul. 16, 2021).
- [43] Tropix 7, “Les principales caractéristiques technologiques de 245 essences forestières tropicales - Douglas,” 2012. <https://tropix.cirad.fr/FichiersComplementaires/FR/Temperature/DOUGLAS.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [44] NF EN 384+A1, “Structural timber - Determination of characteristic values of mechanical properties and density.” Nov. 21, 2018. Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://sagaweb-afnor-org.rpl.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1539784?recordfromsearch=True>
- [45] NF-EN-322, “Panneaux à base de bois - Détermination de l’humidité.” Jun. 01, 1993. Accessed: Jun. 08, 2021. [Online]. Available: https://cobaz-afnor-org.rpl.ensam.eu/notice/norme/nf-en-322/FA020887?rechercheID=1757547&searchIndex=1&activeTab=all#id_lang_1_descripteur
- [46] H. Polge, “Le bois juvénile des Conifères,” *Rev. For. Fr.*, no. 6, p. 474, 1964, doi: 10.4267/2042/24663.
- [47] M. O. Kimberley, R. B. McKinley, D. J. Cown, and J. R. Moore, “Modelling the variation in wood density of New Zealand-grown Douglas-fir,” *New Zealand Journal of Forestry Science*, vol. 47, no. 1, Dec. 2017, doi: 10.1186/s40490-017-0096-0.
- [48] NF-EN-323, “Panneaux à base de bois - Détermination de la masse volumique,” Jun. 1993. <https://cobaz-afnor-org.rpl.ensam.eu/notice/norme/nf-en-323/FA020888?rechercheID=2808891&searchIndex=1&activeTab=all> (accessed Sep. 09, 2021).
- [49] C. Pollet, J.-M. Henin, J. Hébert, and B. Jourez, “Effect of growth rate on the physical and mechanical properties of Douglas-fir in western Europe,” *Canadian Journal of Forest Research*, vol. 47, no. 8, pp. 1056–1065, Aug. 2017, doi: 10.1139/cjfr-2016-0290.
- [50] Z. Kebbi-Benkeder, S. Dumarçay, N. Touahri, R. Manso, P. Gérardin, and F. Colin, “Les nœuds : un bois méconnu et une source importante de composés extractibles,” p. 20.

- [51] Forest Products Laboratory and United States Department of Agriculture, Forest Service, *Wood Handbook, Wood as an Engineering Material*, General Technical Report FPL-GTR-190. Madison, WI, 2010.
- [52] NF B52-001-1, “Règles d’utilisation du bois dans la construction - Classement visuel pour l’emploi en structures des bois sciés résineux et feuillus - Partie 1 : bois massif.” 2018.
- [53] J.-D. LANVIN and D. REULING, “Mechanical evaluation of French Oak (Sessile and pedunculate) for structural use,” *Revue Forestière Française*, vol. 64, no. 2, pp. 151–165, 2012.
- [54] DIN 4076-1, “Terms and symbols in the field of wood; species of wood,” Oct. 1985. <https://www.beuth.de/en/standard/din-4076-1/1248416> (accessed Oct. 13, 2021).
- [55] G. Roblot, L. Bleron, F. meriaudeau, and R. Marchal, “Automatic Computation of the knot area ratio for machine strength grading of Douglas-fir (*Pseudotsuga menziesii*) and Spruce (*Picea excelsa*) timber,” *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, vol. 14, no. 10, pp. 1317–1332, 2010.
- [56] J.-K. Oh, K. Shim, K.-M. Kim, and J.-J. Lee, “Quantification of knots in dimension lumber using a single-pass X-ray radiation,” *J Wood Sci*, vol. 55, no. 4, pp. 264–272, Aug. 2009, doi: 10.1007/s10086-009-1031-7.
- [57] NF EN 635-3, “Plywood. Classification by surface appearance. Part 3 : softwood.” Jul. 01, 1995. Accessed: Oct. 29, 2020. [Online]. Available: <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/consultation/notice/1244973?recordfromsearch=True>
- [58] D. B. Jourez, “Les défauts des arbres et du bois.”
- [59] E. W. J. Phillips, “The inclination of the fibrils in the cell wall and its relation to the compression strength of timber,” *Empire Forestry Journal*, vol. 20, no. 1, pp. 74–78, 1941.
- [60] H. Kubler, “Function of spiral grain in trees,” *Trees*, vol. 5, no. 3, pp. 125–135, Sep. 1991, doi: 10.1007/BF00204333.
- [61] C. Foley, “Modeling the effects of knots in structural timber,” Thèse de doctorat, Division of the Structural Engineering, Lund University, 2003.
- [62] M. Lukacevic, G. Kandler, M. Hu, A. Olsson, and J. Füssl, “A 3D model for knots and related fiber deviations in sawn timber for prediction of mechanical properties of boards,” *Materials and Design*, vol. 166, p. 107617, Mar. 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.107617.
- [63] R. Frayssinhes, S. Girardon, L. Denaud, and R. Collet, “Modeling the Influence of Knots on Douglas-Fir Veneer Fiber Orientation,” *Fibers*, vol. 8, no. 9, p. 54, Aug. 2020, doi: 10.3390/fib8090054.
- [64] V. Baño, F. Arriaga, A. Soilán, and M. Guaita, “Prediction of bending load capacity of timber beams using a finite element method simulation of knots and grain deviation,” *Biosystems engineering*, vol. 109, no. 4, pp. 241–249, 2011.
- [65] J. Nyström, “Automatic measurement of fiber orientation in softwoods by using the tracheid effect,” *Computers and Electronics in Agriculture*, vol. 41, no. 1, pp. 91–99, Dec. 2003, doi: 10.1016/S0168-1699(03)00045-0.
- [66] A. Briggert, A. Olsson, and J. Oscarsson, “Three-dimensional modelling of knots and pith location in Norway spruce boards using tracheid-effect scanning,” *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 74, no. 5, pp. 725–739, Sep. 2016, doi: 10.1007/s00107-016-1049-7.
- [67] B. Besseau, G. Pot, R. Collet, and J. Viguier, “Influence of wood anatomy on fiber orientation measurement obtained by laser scanning on five European species,” *J Wood Sci*, vol. 66, no. 1, p. 74, Oct. 2020, doi: 10.1186/s10086-020-01922-y.
- [68] A. Jehl, L. Bleron, F. Meriaudeau, and R. Collet, “Contribution of slope of grain information in lumber strength grading,” Sopron, Hungary, Sep. 2011.

- [69] A. Jehl, “Modélisation du comportement mécanique des bois de structures par densitométrie X et imagerie laser,” Thèse de doctorat, Ecole doctorale n°432 : Science des Métiers de l’Ingénieur, ENSAM de Cluny, 2012.
- [70] A. Olsson, J. Oscarsson, E. Serrano, B. Källsner, M. Johansson, and B. Enquist, “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*, vol. 71, no. 3, pp. 319–333, May 2013, doi: 10.1007/s00107-013-0684-5.
- [71] Y. Faydi, “Classement pour la résistance mécanique du chêne par méthodes vibratoires et par mesure des orientations des fibres,” Thèse de doctorat, Ecole doctorale n°432 : Science des Métiers de l’Ingénieur, ENSAM de Cluny, 2017. [Online]. Available: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01749503>
- [72] J. Viguier, D. Bourreau, J.-F. Bocquet, G. Pot, L. Bléron, and J.-D. Lanvin, “Modelling mechanical properties of spruce and Douglas fir timber by means of X-ray and grain angle measurements for strength grading purpose,” *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 75, no. 4, pp. 527–541, Jan. 2017, doi: 10.1007/s00107-016-1149-4.
- [73] M. Hu, A. Olsson, M. Johansson, and J. Oscarsson, “Modelling local bending stiffness based on fibre orientation in sawn timber,” *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 76, no. 6, pp. 1605–1621, Nov. 2018, doi: 10.1007/s00107-018-1348-2.
- [74] J. Viguier, C. Bourgeay, A. Rohumaa, G. Pot, and L. Denaud, “An innovative method based on grain angle measurement to sort veneer and predict mechanical properties of beech laminated veneer lumber,” *Construction and Building Materials*, vol. 181, pp. 146–155, Aug. 2018, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.06.050.
- [75] B. Thibaut, “Le processus de coupe du bois par déroulage,” Thèse, Université des sciences et techniques du Languedoc, Montpellier, France, 1988.
- [76] F. Mothe, R. Marchal, and W. T. Tatischeff, “Sécheresse à coeur du Douglas et aptitude au déroulage: recherche de procédés alternatifs d’étuvage. I. Répartition de l’eau dans le bois vert et réhumidification sous autoclave,” *Ann. For. Sci.*, vol. 57, no. 3, pp. 219–228, 2000, doi: 10.1051/forest:2000113.
- [77] R. Marchal, F. Mothe, L. Denaud, B. Thibaut, and L. Bléron, “Cutting forces in wood machining - Basics and applications in industrial processes. A review. COST Action E35 2004-2008: Wood machining - Micromechanics and fracture,” *Holzforschung*, vol. 63, no. 2, pp. 157–167, 2009.
- [78] C. Y. C. Purba, G. Pot, J. Viguier, J. Ruelle, and L. Denaud, “The influence of veneer thickness and knot proportion on the mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made from secondary quality hardwood,” *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 77, no. 3, pp. 393–404, May 2019, doi: 10.1007/s00107-019-01400-3.
- [79] G. Pot, L. E. Denaud, and R. Collet, “Numerical study of the influence of veneer lathe checks on the elastic mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made of beech,” *Holzforschung*, vol. 69, no. 3, pp. 247–316, 2015, doi: 10.1515/hf-2014-0011.
- [80] B. Pałubicki *et al.*, “A Method of Lathe Checks Measurement; SMOF device and its software,” *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 68, no. 2, pp. 151–159, May 2010, doi: 10.1007/s00107-009-0360-y.
- [81] EN 408+A1, “Timber structures – Structural timber and glued laminated timber – Determination of some physical and mechanical properties.” 2012.
- [82] AM VALOR and France Douglas, “Optimisation du procédé de déroulage de douglas de gros diamètres et évaluation de la qualité des placages et caractérisation mécanique de panneaux CP et LVL,” Dossier n° 7478-00, Dec. 2018.
- [83] R. Duriot, F. J. Rescalvo, G. Pot, L. Denaud, S. Girardon, and R. Frayssinhes, “An insight into mechanical properties of heartwood and sapwood of large French Douglas-fir

- LVL,” *Construction and Building Materials*, vol. 299, p. 123859, Sep. 2021, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2021.123859.
- [84] MetsäWood, “Kerto(R) LVL Q-panel Datasheet,” *MetsäWood*. <https://www.metsawood.com/global/Tools/MaterialArchive/MaterialArchive/MW-KertoLVL-Qpanel-datasheet-FR.pdf> (accessed Oct. 29, 2020).
- [85] NF EN 14080, “Timber structures - Glued laminated timber and glued solid timber - Requirements,” Aug. 24, 2013. https://cobaz-afnor-org.rpl.ensam.eu/notice/norme/nf-en-14080/FA170492?rechercheID=2213043&searchIndex=1&activeTab=all#id_lang_1_descripteur (accessed Jul. 21, 2021).
- [86] N. Melin and P. Riou-Nivert, “La microfissuration du bois de douglas : un défaut peu connu,” *Forêt Entreprise*, no. 32, pp. 26–29, Dec. 1985.
- [87] “Veneer analyzers,” *raute.com*. <https://www.raute.com/lines-and-machines/analyzers/veneer-analyzers/> (accessed Aug. 09, 2021).
- [88] J. Jung, “Stress-wave grading techniques on veneer sheets,” *Gen. Tech. Rep. FPL-27. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 10 p.*, vol. 027, 1979, Accessed: Oct. 27, 2021. [Online]. Available: <https://www.fs.usda.gov/treearch/pubs/9797>
- [89] A. Olsson, E. Serrano, J. Oscarsson, B. Enquist, M. Johansson, and B. Kaellsner, “Method and Device for Evaluating a Wooden Board,” WO2013131999A1, Sep. 12, 2013 [Online]. Available: <https://worldwide.espacenet.com/patent/search/family/047827239/publication/WO2013131999A1?q=in%20%3D%20%22Olsson%22%20AND%20ia%20%3D%20%22anders%22%20AND%20ia%20%3D%20%22Oscarsson%22>
- [90] R. Duriot, G. Pot, S. Girardon, B. Roux, B. Marcon, and L. Denaud, “New perspectives for LVL manufacturing wood of heterogeneous quality – Part. 1: Veneer mechanical grading based on online local wood fiber orientation measurement,” *Forests*, vol. 12, no. 9, Art. no. 9, Sep. 2016, doi: 10.3390/f12091264.
- [91] C. Y. C. Purba, J. Viguier, L. Denaud, B. Marcon, and G. Pot, “Measurement of beech veneer density using laser scattering method,” in *Proceedings of World Conference on Timber Engineering*, Santiago, Chili, 2020, p. 6.
- [92] L. Lemagorou, “Glulam Handbook Volume 2 – Le Manuel du Bois Lamellé,” *handbook*. <https://handbook.glulam.org/> (accessed Aug. 06, 2021).
- [93] F. Chen, J. Deng, X. Li, G. Wang, L. M. Smith, and S. Q. Shi, “Effect of laminated structure design on the mechanical properties of bamboo-wood hybrid laminated veneer lumber,” *Eur. J. Wood Prod.*, vol. 75, no. 3, pp. 439–448, May 2017, doi: 10.1007/s00107-016-1080-8.
- [94] K. L. Chin, P. M. Tahir, and H. P.S, “Bending Properties of Laminated Veneer Lumber Produced from Keruing (Dipterocarpus sp.) Reinforced with Low Density Wood Species,” *Asian Journal of Scientific Research*, vol. 3, Feb. 2010, doi: 10.3923/ajsr.2010.118.125.
- [95] woodtec Fankhauser GmbH, “Vacuum Press.” <https://www.woodtec.ch/wp-content/uploads/2020/11/Documentation-Vacuum-Press.pdf> (accessed Mar. 31, 2021).
- [96] CEREMA, “Ponts mixtes bois/béton à poutres en lamellé-collé,” *Cerema*. <http://www.cerema.fr/fr/centre-ressources/boutique/ponts-mixtes-boisbeton-poutres-lamelle-colle> (accessed Oct. 13, 2021).
- [97] R. Duriot, G. Pot, S. Girardon, and L. Denaud, “New perspectives for LVL manufacturing wood of heterogeneous quality – Part. 2: Modeling and manufacturing of bending-optimized beams,” *Forests*, vol. 12, no. 9, p. 1275, Sep. 2017, doi: 10.3390/f12091275.
- [98] “Accueil | Cast3M.” <http://www-cast3m.cea.fr/> (accessed Jul. 26, 2021).

- [99] “ImageJ,” *ImageJ Wiki*. <https://imagej.github.io/software/imagej/index> (accessed Jun. 23, 2021).
- [100] L. Brancheriau and H. Bailleres, “Natural vibration analysis of clear wooden beams: a theoretical review,” *Wood Science and Technology*, vol. 36, no. 4, pp. 347–365, Aug. 2002, doi: 10.1007/s00226-002-0143-7.
- [101] P. A. Bordonné, “Module dynamique et frottement intérieur dans le bois. Mesures sur poutres flottantes en vibrations naturelles,” thesis, INPL, 1989. Accessed: Aug. 04, 2021. [Online]. Available: <https://agritrop.cirad.fr/598129/>
- [102] L. Brancheriau, “Acoustic and ultrasonic characterization of wood products and composite materials,” Jan. 2013.

Développement de produits LVL de douglas aux propriétés mécaniques optimisées par l'exploitation de la mesure en ligne de l'orientation des fibres lors du déroulage

Résumé

Le lamibois présente un important potentiel d'optimisation de ses propriétés mécaniques face au lamellé-collé et au bois massif de par sa nature de matériau à lamellations fines. Il est d'autant plus pertinent pour la valorisation d'une ressource hautement hétérogène telle que le gros bois de douglas français. Des essais de caractérisation mécanique ont montré les performances compatibles de ce matériau avec des applications constructives sans nécessité de tri de la ressource. Elles demeurent améliorables par une connaissance de l'influence des singularités du bois sur les propriétés mécaniques locales. L'intégration à la ligne de déroulage du LaBoMaP d'un prototype de scanner optique basé sur l'effet trachéide a rendu possible la mesure à cadence industrielle de l'orientation des fibres de placages. La modélisation locale des propriétés mécaniques des placages intégrant ce paramètre a permis la création d'une méthodologie de tri alternative au tri visuel, ainsi que le développement d'un algorithme visant à optimiser leur répartition au sein du multiplis. La modélisation éléments finis a mis en évidence les manquements d'une modélisation analytique lorsque la nodosité est importante, et ouvrant des perspectives pour une meilleure caractérisation des placages.

Lamibois, douglas, orientation des fibres, rigidité, résistance, MEF

Résumé en anglais

The LVL has significant potential to optimize its mechanical properties compared to glulam and solid wood due to its nature as a fine laminated material. This makes it all the more relevant for the use of a highly heterogeneous resource such as the large French Douglas-fir wood. Mechanical characterisation tests highlighted the compatible performance of this material with constructive applications without the need to sort the resource. They can still be improved by an understanding of the influence of wood defects on local mechanical properties. The integration of a prototype optical scanner based on the tracheid effect into the Labomap peeling line allow to measure the orientation of veneer fibres at an industrial rate. Local modelling of veneer mechanical properties, incorporating this parameter enabled the creation of an alternative sorting methodology to appearance sorting, and the development of an algorithm to optimize their distribution within the material. The finite element method highlighted the shortcomings of an analytical method where knottiness is important, and providing opportunities for a better veneer characterization.

LVL, Douglas-fir, fiber orientation, stiffness, strength, FEM