HAL
open science

Une modélisation de la résistance en flexion du pin maritime utilisé en construction

Cecile Grazide

To cite this version:

Cecile Grazide. Une modélisation de la résistance en flexion du pin maritime utilisé en construction. Mécanique [physics]. Université de Bordeaux, 2014. Français. NNT : 2014BORD0252 . tel-01176734

HAL Id: tel-01176734

https://theses.hal.science/tel-01176734

Submitted on 15 Jul 2015

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

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

THÈSE PRÉSENTÉE

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR DE

L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR

SPÉCIALITÉ : MECANIQUE

Par Cécile GRAZIDE

UNE MODELISATION DE LA RESISTANCE EN FLEXION DU PIN MARITIME UTILISE EN CONSTRUCTION

Sous la direction de : Stéphane MOREL

Soutenue le 2 Décembre 2014

Membres du jury :

M. BLERON Laurent,	Professeur, Université de Lorraine	Président du jury
M. BOUCHAIR Abdelhamid,	Professeur, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand	Rapporteur
M. GRIL Joseph,	Directeur de recherche CNRS, Université Montpellier 2	Rapporteur
M. ALMERAS Tancrède,	Chargé de recherche CNRS, Université Montpellier 2	Examinateur
M. BRANCHERIAU Loïc,	Chercheur, CIRAD, Montpellier	Examinateur
M. MOREL Stéphane,	Professeur, Université de Bordeaux	Directeur de thèse
M. COUREAU Jean-Luc,	Maître de Conférences, Université de Bordeaux	Encadrant

Résumé

Dans le cas du bois massif, les résistances en flexion et en traction peuvent être altérées par la présence de défauts. Les nœuds et la distorsion du fil qui en découle, sont les causes de la diminution du rendement mécanique des sections de poutres de structure. A ce jour, l'effet de ces défauts sur la perte de résistance de l'élément de structure ne peut être quantifié avec exactitude. Le classement mécanique du bois de structure n'est alors pas optimal et ne permet pas de valoriser les éléments de fortes résistances. La présente étude a pour objectif d'étudier l'influence de la nodosité sur le rendement mécanique de poutres en Pin Maritime dans le but d'en améliorer son classement mécanique. Cette étude s'appuie sur une base de données recensant les propriétés mécaniques et physiques de poutres de grandes dimensions ainsi que les propriétés géométriques des nœuds présents sur ces éléments. Différents outils statistiques sont utilisés afin de définir les variables explicatives et leurs pouvoirs prédictifs sur la résistance mécanique de ces composants structurels. De ces analyses, il ressort que certaines caractéristiques propres aux nœuds sont significatives et permettent d'améliorer la prédiction de la résistance. Des modélisations éléments finis de tronçons de poutres présentant un nœud sont proposées pour justifier la présence de ces paramètres dans les modèles prédictifs et afin de compléter cette base de données par des propriétés mécaniques. Ces modélisations numériques, accompagnées d'un critère de ruine, permettent d'établir des courbes de performances mécaniques en présence d'un nœud. Ces données numériques sont comparées aux résultats expérimentaux afin de vérifier la fiabilité de l'approche proposée.

Mots clés : *Classement mécanique, bois de structure, analyses statistiques, modélisations par éléments finis, critère de ruine*

A Modeling of Timber Bending Strength in Maritime Pine

Abstract

The bending and tensile strengths of timber can be reduced by the presence of heterogeneities. The knots and the local slope of grain in the surrounding area are the most relevant. Nowadays, the effect of knots reduces the stiffness and the strength of structural elements. The Timber grading is not optimized and does not promote the strongest beams for a timber engineering use. The goal of this study is to evaluate the influence of knots on the bending strength of beams in Maritime Pine, order to improve their timber grading. This work is focused on a database, which takes into account the mechanical and the physical properties of beams and specific geometrical parameters relative to knots detected in elements. Several statistical tools like neural networks are used to define the explanatory variables and their predictive powers of the bending strength. From these analyses, it is shown that some variables characterizing the knots are pertinent and allow the improvement of the prediction of the strength. To justify the presence of these variables in the predictive equations, finite element simulations of single knot are proposed. These numerical computations associated to a fracture criterion allow the establishment of strength performance curves due to the presence of knot in an elementary loaded volume (tension and bending configurations). These numerical data are compared to the experimental results in the aim to verify the reliability of the finite element approach.

Keywords : *timber grading, statistical approaches, finite element simulations, fracture criterion*

Thèse réalisée à l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie au département Génie Civil et Environnemental à l'Université de Bordeaux.

Remerciements

La rédaction de ce manuscrit ayant été une balade de santé, les quelques lignes restantes devraient suivre le même parcours ...

Pour m'avoir permis de mener ce projet à bien et de vivre des moments incroyables (et parfois stressants), je tenais donc à remercier :

Eric Arquis pour m'avoir accueillie au sein de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie et Denys Breysse, directeur du département Génie Civil et Environnemental où j'ai effectué ce doctorat. Des salutations plus personnelles vont d'ailleurs à ce dernier pour les discussions intéressantes autour (et quelquefois largement à coté) de mes travaux de thèse.

La Région Aquitaine d'avoir soutenu financièrement ce projet pendant ces trois années ainsi que la plateforme Xyloplate de l'Equipex Xyloforest (ANR-10-EQPX-16).

Stéphane Morel, directeur de cette thèse, qui m'a encadrée tout au long de cette étude, pour sa rigueur scientifique, pour sa pédagogie et sa disponibilité. Je pense également à lui en tant qu'enseignant, qui par sa nature a fait que je m'oriente dans cette voie.

Jean-Luc Coureau, un de mes encadrants, qui, par ses nombreuses qualités, a su entre autre me transmettre sa passion pour la construction bois et m'accorder sa confiance pour que j'intègre et mène ce projet.

Alain Cointe, d'avoir encadré cette thèse, de m'avoir soutenue moralement et pour son expertise dans le domaine des statistiques et pour avoir su me rappeler que ce travail de thèse était avant tout le mien.

Messieurs Joseph Gril et Abdelhamid Bouchair, rapporteurs du manuscrit, pour l'intérêt qu'ils ont porté à cette étude en acceptant d'expertiser ces travaux. Je pense également à eux en tant que membres du jury, associés à Messieurs Laurent Bleron (président du jury), Tancrède Almeras et Loic Brancheriau (examinateurs) pour la discussion intéressante, enrichissante et pluridisciplinaire lors de la soutenance.

Messieurs Pierre Morlier et Jean-François Dumail, pour les échanges constructifs autour de ce sujet de thèse et pour m'avoir sensibilisée à l'intérêt de cette étude dans le domaine industriel.

Les membres de l'IUT Génie Civil, pour m'avoir initiée au domaine du BTP et avec qui cette longue aventure a commencé. En particulier Marie-Pierre et Sylvia pour m'avoir tenue compagnie lorsque je me faisais virer de cours, Bruno Merville, un enseignant formidable avec deux trois répliques fantastiques (allo, oui/non,...) et François Aubin, pour la confiance qu'il m'a accordée. Je pense également à Michel Mandouze qui m'a permis d'utiliser le matériel de l'IUT pour réaliser mes essais.

Didier Lassaque, Jean-Marc Sibaud, Mehdi Sbartai, Christine Delisée, Christophe Lavergne, Jérome Moreau, Régis Pommier, Olivier Lagardère, Franck Taillandier, Phan Ngoc Anh, Jean-Christophe Mindeguia, Amadou Ndiaye et Christophe Fernandez pour leur sympathie, leur personnalité et leurs nombreux services rendus.

Aicha, pour sa bonne humeur, son sourire et sa gentillesse qui font qu'elle fait partie des membres, au même titre que les autres, de ce beau labo.

Virgile, Alexis, Clément, Yvain, Antoine, Arnaud et Romain, stagiaires et étudiants que j'ai pu encadrer lors de cette thèse et qui ont énormément contribué à cette étude.

Julie, Boris et Guillaume C, doctorants de l'époque, pour tous les moments de franche rigolade et les soirées déguisées.

Philippe Taris (ses oreilles vont me manquer) pour sa disponibilité, son humour, sa gentillesse et l'aide qu'il m'a apportée pour réaliser mes essais de traction.

PILIP Galimard, d'avoir été encadrant de cette thèse à sa manière, un vrai coach personnel!! Nos conversations sincères vont me manquer...

Michel Chassagne, nouveau retraité, pour son sourire, sa bonne humeur, sa serviabilité, je lui souhaite de belles choses pour la suite et qu'il profite bien de son nouveau statut.

Myriam Chaplain, pour sa gentillesse, sa belle personnalité, son amabilité, ses enseignements, sa disponibilité et son dynamisme.

Guillaume Garbay et Sylvain Mateo (Bouah), mes deux compères pendant cette thèse, pour m'avoir aussi bien intégrée et accueillie au labo. Je sais à présent jouer au golf, tirer à l'élastique, deux trois prises de Kung Fu, déjouer les pièges,...

Marie, coloc de bureau pendant plus d'un an, pour m'avoir rappelé qu'il n'y a pas que la thèse dans la vie, il y a la Kastel Rouge aussi.

Corinne (Coco), d'avoir si bien pris soin de moi pendant ces trois années, d'avoir été là pour moi dans les moments difficiles (personnels et professionnels) et d'avoir su me réconforter.

Bernard, un ours au cœur tendre, pour la très belle complicité qui est née entre nous, pour les longues conversations passées dehors à s'échanger nos vies.

Papi (Homo Erectus), une très grande personne aussi bien professionnelle qu'humaine, pour m'avoir poussée à aller plus loin à chaque fois, pour son soutien, sa confiance, ses blagues (souvent totalement pourries), ... bref, merci pour tout.
Ses deux acolytes, pour ne pas m'avoir considérée que comme une doctorante mais comme une collègue, pour avoir su me protéger quand ça n'allait pas, pour la nuit blanche, pour la soirée en boîte (pas pour la pneumonie que je me suis collée pendant six mois derrière), pour « l'affect' ». C'est avec émotion que je clos ce chapitre car j'ai pu vous compter tous les trois dans mon équipe...

Alex (GNANGNAN), un collègue qui par ses multiples personnalités (on en est à combien ? 14,15 ?) font qu'il devient un ami, un mec en or d'un soutien à toute épreuve.

Anne, pour cette belle amitié qui est née entre nous, d'avoir été là pour moi du premier au dernier jour de cette thèse, pour tous ses services rendus, pour sa gentillesse et sa confiance, pour tous les bons moments que nous avons passés et que nous continuerons à avoir après.

Mes amis, Julie B (la seconde à Jean-Monnet est bien loin maintenant), Thomas (on fête nos 8 bougies), Alix, Guillaume et Anna, Greg, Benoit, ... pour me soutenir depuis si longtemps, d'avoir subi mes sautes d'humeur, d'avoir vécu cette thèse avec moi sans rien comprendre au sujet.

Ma famille, les tontons de sang et de cœur (Xavier, Marc et Jacques) et ma grand-mère pour la grande confiance et le soutien hors du commun qu'ils m'ont apportés depuis mon plus jeune âge.

Mes parents, d'avoir toujours été là pour moi et bien au-delà de cette thèse, d'avoir fait tout leur possible pour que je m'épanouisse et pour m'avoir soutenue et encouragée quels que soient mes choix. C'est avec beaucoup de tendresse que je leur écris ces quelques mots.

Toi, Dave, qui a su me rappeler que dans la vie, le plus important c'est de manger, boire, dormir et aller à la litière...

Et enfin, je dédie ce travail à deux hommes d'exception, mes grands-pères...

Table des Matières

Introduction générale **1**

1 Le bois de structure **5**

1.1 Bois sans défaut : matériau homogène orthotrope 5

1.1.1 Propriétés mécaniques du bois sans défaut sollicité dans ses axes . 6

1.1.2 Propriétés mécaniques du bois sans défaut sollicité hors axes 10

1.2 Bois de structure : matériau hétérogène orthotrope 13

1.2.1 Les défauts du bois 13

1.2.2 Prise en compte de ces défauts dans la prédiction de la résistance . 15

1.2.3 Principe du classement visuel 16

1.2.4 Classement machine 19

1.3 Anatomie et propriétés élastiques d'un nœud 21

1.3.1 Anatomie du bois en zone pré-nodale 21

1.3.2 Propriétés mécaniques et physiques d'un nœud 26

1.4 Comportement mécanique local en zone pré-nodale 29

1.4.1 Champs de déformations en zone pré-nodale 29

1.4.2 Champs de contraintes en zone pré-nodale 37

1.5 Conclusions 48

2 Classement mécanique **51**

2.1 Introduction 51

2.2 Constitution de la base de données 58

2.2.1 Variables issues de la campagne expérimentale 58

2.2.1.1 Protocole d'essai 58

2.2.2 Variables issues de la reconstitution des faces : Analyse d'images . 60

2.2.2.1 Reconstitution des faces et des conditions limites 60

2.2.2.2 Reconstitution des conditions limites et de chargement . . 61

2.2.2.3 Identification des variables propres aux nœuds 62

2.3 Outils statistiques utilisés 65

2.3.1 La régression linéaire ascendante pas à pas 65

2.3.2 La régression polynomiale d'ordre 2 66

2.3.3 La régression non linéaire par réseau de neurones 67

2.4 Résultats et corrélations obtenus 73

2.4.1 Régression linéaire simple et statistiques descriptives 74

2.4.2 Méthode de classement mécanique 78

2.4.3 Compréhension des phénomènes de rupture 82

2.4.3.1 Fonction de répartition de la force ultime 83

2.4.3.2 Fonction de répartition de la force ultime par classe de module d'élasticité dynamique sur la population de 188 poutres . . . 84
2.4.3.3 Fonction de répartition de la force ultime par classe de module d'élasticité dynamique sur la population de 152 poutres . . . 88
2.5 Synthèse des corrélations obtenues . . . 93
2.6 Synthèse . . . 94

3 Modélisation du comportement mécanique en zone pré-nodale 99
3.1 Construction des modèles initiaux éléments finis en flexion et en traction . 99
3.1.1 Dimensions . . . 99
3.1.2 Modèle et matériaux . . . 101
3.1.2.1 Modèle . . . 101
3.1.2.2 Matériaux et géométries . . . 101
3.1.2.3 Densité de maillage . . . 106
3.1.3 Conditions limites et chargement . . . 107
3.2 Variables géométriques et mécaniques étudiées . . . 109
3.2.1 Diamètre du nœud . . . 109
3.2.2 Position du nœud . . . 110
3.2.3 Propriétés élastiques du bois . . . 111
3.3 Données numériques étudiées . . . 112
3.3.1 Hypothèse de Bernoulli . . . 112
3.3.2 Critère de Tsai-Hill . . . 115
3.4 Effet des nœuds sur la résistance locale en flexion . . . 119
3.4.1 Effet de la position du nœud en flexion . . . 119
3.4.2 Effet du diamètre en flexion . . . 125
3.4.3 Effet des propriétés élastiques du matériau bois en flexion . . . 128
3.5 Effet des nœuds sur la résistance locale en traction . . . 133
3.5.1 Effet de la position du nœud en traction . . . 133
3.5.2 Effet du diamètre du nœud en traction . . . 137
3.5.3 Effet des propriétés élastiques du matériau bois en traction . . . 140
3.6 Comparaison des données expérimentales et numériques . . . 141
3.7 Synthèse . . . 145

Conclusion générale et perspectives 149

Annexes 155
A Equation prédictive de la première population . . . 157
B Equation prédictive de la deuxième population . . . 159
C Equation prédictive de la troisième population . . . 160
D Equation polynomiale obtenue par la classe A . . . 161
E Equation polynomiale obtenue par la classe B . . . 162
F Equation polynomiale obtenue par la classe A' . . . 163
G Equation polynomiale obtenue par la classe B' . . . 164
H Tailles des fenêtres mobiles testées . . . 165
I Champs de contraintes selon le diamètre du noeud en flexion . . . 166

Bibliographie **167**

Introduction générale

Le bois est un matériau commun de la construction utilisé depuis le début des édifications, comme l'atteste au fil des siècles l'existence de bâtiments remarquables : temples japonais, habitations à colombage, grandes structures en lamellé-collé... Il se projette également vers le futur, avec le contexte environnemental à formaliser pour demain ; c'est un matériau écologique, durable et renouvelable. Malgré sa présence indéniable dans la construction, il fait office de parent pauvre des matériaux de construction. Il souffre d'un défaut de connaissance scientifique en comparaison avec les autres matériaux comme le béton et l'acier. Ce constat est dû à l'héritage de la tradition, aux préjugés d'un matériau du passé, mais surtout à la difficulté quant à le caractériser mécaniquement du fait de sa variabilité propre à tous matériaux naturels.

La construction de bâtiments dans le contexte actuel, soutenu par la normalisation des produits, implique de connaître de façon rigoureuse et maîtrisée les propriétés mécaniques des éléments structuraux. On demande classiquement aux ingénieurs concepteurs et fournisseurs de mentionner de façon réglementaire les résistances et les rigidités des matériaux. Le producteur d'éléments de structure à base de bois est confronté à cette problématique ; chaque pièce doit être "estampillée" de la sorte. Des actions de recherches visant à mieux caractériser le matériau sont alors initiées en réponse à cette problématique. À l'inverse du béton ou de l'acier, le bois ne présente pas les mêmes propriétés mécaniques selon ses directions matérielles, dans le sens du fil du bois ou dans la direction perpendiculaire, ceci découle de son mode de croissance dans l'arbre (structure mécanique vivante). Cette différence de propriétés confère au bois un degré de complexité plus important que les matériaux plus conventionnels et généralement isotropes. On le qualifie souvent de matériau composite naturel. Le concepteur de structure bois est alors confronté à cette particularité. Il doit envisager des solutions constructives qui héritent de la connaissance de la matière, qui se veut de nos jours de plus en plus approfondie pour assurer les meilleurs rendements mécaniques possibles.

Scientifiquement, la littérature propose de nombreuses publications concernant la caractérisation du bois dit "parfait" ou sans défaut. Ce matériau fait référence à une petite échelle, de l'ordre de 5 centimètres, puisqu'on arrive à extraire du bois de droit fil avec des cernes réguliers et parallèles, sans nœuds et sans fissure. Dans ces conditions, on obtient, en quelque sorte, un matériau "quasi-idéal", que l'on étudie sous tous ses angles

(rupture, élasticité, fissuration). Le bois massif de construction, quant à lui, est un matériau très complexe de par ses dimensions (de l'ordre du mètre) intégrant inévitablement des défauts ; nœuds, variation de la pente de fil, largeurs et courbures de cernes variables, etc... D'ailleurs, pour noter la distinction, les anglophones distinguent deux termes pour désigner le bois : Timber pour la construction par opposition à Wood ou Clear-Wood pour le « bois sans défaut ». Les études menées sur le bois de structure montrent de fortes dispersions des propriétés mécaniques, en comparaison au bois dépourvu de singularité. Cette variabilité est accentuée principalement par la distribution spatiale des défauts, leurs tailles et la perturbation du fil qui en résulte.
De nos jours, classer les bois de construction en fonction de leur résistance représente un enjeu majeur pour la filière de transformation du bois, cela implique une valorisation économique des méthodes et un choix stratégique important pour les politiques des entreprises. L'utilisation du Pin Maritime est au cœur de ce contexte, puisqu'il faut le classer et mieux le connaître pour le développer dans le secteur de la construction, où la concurrence avec les bois du Nord s'accroît. L'utilisation, avec des contraintes écologiques plus légères, d'une essence locale favoriserait le développement de la filière bois locale et par là même contribuerait à la valorisation de la ressource du massif forestier des Landes de Gascogne.
Cette étude vise à établir une stratégie de prévision de la résistance des poutres complémentaire à celles existantes et utilisées pour le Pin Maritime. L'objectif est d'essayer de décrire les interactions entre les singularités naturelles de cette essence, les défauts visibles en surface des poutres et les propriétés mécaniques résultantes utilisées en génie civil. On propose de réaliser, par différentes méthodes d'analyse, le changement d'échelle permettant d'évaluer les caractéristiques mécaniques globales d'éléments de structure à partir des propriétés locales du bois (échelle du centimètre). A l'heure actuelle, beaucoup de résultats de recherches concernent le "bois parfait" qui n'est pas représentatif du bois d'usage. L'intérêt est donc ici de développer de la connaissance permettant de prédire les modules de rupture utilisés pour la classification en résistance des éléments structuraux en Pin Maritime issus du sciage.

Un état de l'art des investigations scientifiques en matière de caractérisation mécanique est proposé en premier lieu. L'objectif est de fournir les données potentiellement utiles et remarquables afin d'établir des outils prédictifs ou des modélisations numériques de la résistance des poutres. Un autre intérêt de cette bibliographie est de connaître plus en détail les niveaux des échelles explorés (dimensions des bois testés). On souhaite rassembler dans ce premier volet, le maximum d'informations susceptibles de contribuer à une modélisation plus rigoureuse de ce matériau. Un inventaire est fait en s'inspirant de recherches faites sur des essences résineuses qui peuvent être différentes du Pin Maritime.

La problématique de la classification des bois est abordée dans un deuxième temps. Une large campagne d'essais de flexion est réalisée sur des poutres en grandeurs d'usage. Cette

dernière permet de mettre en place une base de données mettant en regard les résistances en flexion et la localisation des défauts les plus marqués dans les volumes sollicités. La taille des défauts et les rigidités flexionnelles des poutres sont également considérées. Le but est de définir les indicateurs les plus discriminants à partir du constat bibliographique et des mesures réalisées. Une étude comparative des modèles classiques de prédiction par corrélation (régressions linéaires par exemple) avec des méthodes plus évoluées comme les réseaux de neurones est proposée, ce qui peut contribuer à mieux adapter les stratégies de traitement des données en fonction de la variabilité observée lors des essais.

Enfin l'introduction de modélisations mécaniques s'appuyant par exemple sur la méthode des éléments finis représente un autre moyen qui peut se révéler utile et complémentaire aux moyens actuels de classification. Ces méthodes exigent néanmoins une connaissance plus rigoureuse des propriétés locales du bois et de ses défauts. Elle nécessite de prendre en compte la perturbation du fil du bois au voisinage des nœuds. On propose dans le troisième chapitre de ce mémoire de réaliser des simulations numériques capables d'établir un critère de ruine d'un tronçon de poutre comportant un défaut « élémentaire ». L'objectif est ensuite d'évaluer un rendement mécanique du tronçon de poutre (perte de résistance) en fonction de la localisation et de la taille du défaut. Les résultats mécaniques sont ensuite confrontés à la base de données initiale afin d'apprécier le pouvoir discriminant de cet indicateur mécanique.

Chapitre 1

Le bois de structure

La réglementation actuelle en matière de construction envisage de définir des valeurs références de résistance et de rigidité pour chaque poutre potentiellement utilisable en construction. Face à la variabilité des éléments structuraux, la classification de ces derniers est fondée sur une approche statistique dite "du fractile d'exclusion à 5%" permettant d'approcher un degré maîtrisé de sécurité des ouvrages. On comprend alors que le rendement de la matière dans les structures en bois massif n'est pas optimisé car la présence des défauts provoquant les variations de résistances vient réduire statistiquement les résistances aux seuils réglementaires les plus bas. A l'inverse, on observe par l'expérience de fortes performances mécaniques des produits débités en scierie pour la construction. Actuellement, ces bois sont difficilement détectables en production, car il n'existe pas d'indicateurs suffisamment discriminant pour « filtrer » le spectre des résistances des éléments en bois massifs. Par conséquent, on est amené à sous employer en terme de rendement mécanique, les poutres de structures en bois massif dans le seul objectif de respecter le degré de sécurité préconisé par la normalisation. Les conditions de vérifications aux états limites des structures bois reposent sur des classes de résistances définies par les Eurocodes 5.

1.1 Bois sans défaut : matériau homogène orthotrope

En introduction de ce chapitre, une présentation du comportement mécanique homogène du bois à l'échelle macroscopique (échelle < 10 cm), appelé bois sans défaut, est proposée. Sur cette base, l'effet des hétérogénéités du bois de structure (échelle > 1 m) sur son comportement mécanique sera ensuite détaillé à partir de travaux menés antérieurement.

1.1.1 Propriétés mécaniques du bois sans défaut sollicité dans ses axes

Du fait de son mode de croissance, le matériau bois peut être caractérisé selon ses trois directions naturelles : longitudinale, l, (axe de l'arbre), radiale, r, (axe diamétrale) et tangentielle, t, (axe concentrique) (Fig.1.1) et de ses trois plans : radial (lr), tangentiel (lt) et transversal (rt).

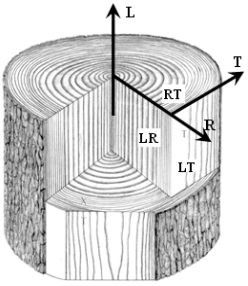

FIGURE 1.1: Repère d'orthotropie du matériau bois. [1]

Ce matériau comporte plusieurs plans de symétries selon l'axe longitudinal, l où ses trois directions de croissance sont considérées comme orthogonales entre elles, ce qui fait que ce matériau est qualifié d'orthotrope. Le bois n'ayant pas la même organisation anatomique suivant ses trois axes, les propriétés mécaniques et physiques diffèrent en fonction de la direction considérée.

Les propriétés élastiques

L'orthotropie intervient dans la loi de comportement fonction des complaisances élastiques (1.1). Les propriétés sont les trois modules d'élasticité, E_l, E_r, E_t, les six coefficients de Poisson, ν_{rt}, ν_{tl}, ν_{lr}, ν_{lt}, ν_{tr}, ν_{rl} et les trois modules de cisaillement, G_{rt}, G_{lt}, G_{lr}.

$$\begin{pmatrix} \frac{1}{E_r} & \frac{-\nu_{tr}}{E_t} & \frac{-\nu_{lr}}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{rt}}{E_r} & \frac{1}{E_t} & \frac{-\nu_{lt}}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{rl}}{E_r} & \frac{-\nu_{tl}}{E_t} & \frac{1}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{tl}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{lr}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{rt}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{pmatrix} \tag{1.1}$$

La structure de la matrice est symétrique, ce qui induit l'égalité des termes suivant (1.2) :

$$\frac{\upsilon_{rt}}{E_r} = \frac{\upsilon_{tr}}{E_t}; \frac{\upsilon_{tl}}{E_t} = \frac{\upsilon_{lt}}{E_l}; \frac{\upsilon_{rl}}{E_r} = \frac{\upsilon_{lr}}{E_l} \tag{1.2}$$

Guitard, dans son ouvrage [2], a recensé ces valeurs pour différentes essences avant de les récapituler dans des modèles de feuillus et résineux standards. Le tableau résume les données élastiques obtenues pour un résineux standard testé selon chaque axe à 12% de teneur en eau pour une densité moyenne, d, de 0,45 (Tab.1.1).

TABLE 1.1: Données numériques des propriétés élastiques pour un résineux standard à H=12% et d=0.45 [2]

	E_l MPa	E_r MPa	E_t MPa	G_{rt} MPa	G_{lt} MPa	G_{lr} MPa
Résineux	13100	1000	636	83,6	745	861
	ν_{rt}	ν_{tl}	ν_{lr}	ν_{lt}	ν_{tr}	ν_{rl}
Résineux	0,51	0,020	0,39	0,43	0,31	0,03

A travers ce tableau, le rapport entre les modules E_l et E_r est de 13 pour un rapport de E_r sur E_t égal à 1,6, ainsi (1.3) :

$$E_l >> E_r > E_t \tag{1.3}$$

Le fait que le module d'élasticité longitudinal soit bien plus important que les deux autres modules (de 13 à 20 fois) est dû au mode de croissance de l'arbre. En effet, les fibres du bois, ou trachéides, constituent des éléments de renforcement majoritairement orientés dans l'axe principal de croissance de l'arbre, entrainant ainsi un rôle de soutien structurel selon cet axe (l). La valeur de E_r légèrement supérieure à celle de E_t se justifie par la présence de rayons ligneux dans le sens radial, ce qui a tendance à entrainer un renforcement mécanique dans cette direction (cf. Fig1.2).

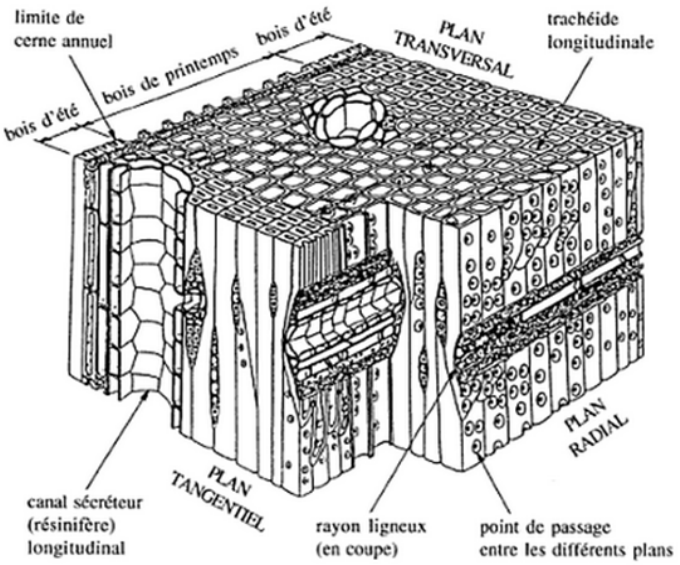

FIGURE 1.2: Représentation schématique au niveau microscopique d'un résineux [3]

Par conséquent, les propriétés élastiques seront plus importantes dans le sens des fibres et quasi-équivalentes dans les deux autres directions.
De plus, concernant l'évolution des modules d'élasticité selon le mode de sollicitation, il est plus faible en compression qu'en traction [4]. Cependant par commodité, les modules d'élasticité sont considérés comme équivalents en compression, traction et flexion.

Les propriétés à la rupture
Le comportement mécanique à la rupture de ce matériau diffère selon le mode de sollicitation et la direction d'orthotropie du matériau.

◇ Sollicitation dans la direction L

En compression, la limite élastique, $\sigma_{c,el,//}$, est rapidement atteinte pour laisser place à un comportement endommageable, jusqu'à aboutir à une valeur ultime, $f_{c,//}$. La rupture montre alors un caractère ductile.
En ce qui concerne la traction, la limite élastique, $\sigma_{t,el,//}$ est bien plus importante pour atteindre immédiatement la rupture du matériau, $f_{t,//}$. Le comportement mécanique est alors qualifié d'élastique fragile, entrainant le relation suivante : $f_{t,//} = \sigma_{t,el,//}$ (Fig.1.3)

◇ Sollicitation dans les directions T et R

Dans les deux autres directions d'orthotropie, même si les domaines élastiques sont d'amplitudes plus restreintes, le comportement en compression montre un caractère endommageable, tandis qu'il apparait élastique fragile en traction. De plus, contrairement aux comportements élastiques constatés dans la direction longitudinale, celui constaté en traction perpendiculaire est moins important que celui observé en compression. On note une évolution similaire pour ce qui concerne les résistances en traction et compression

perpendiculaires aux fibres, $\sigma_{t,el,\perp} < \sigma_{c,el,\perp}$, i.e, $f_{t,\perp} < f_{c,\perp}$ (Fig.1.3). Cette baisse de résistance en traction perpendiculaire au fil du bois est due à la discontinuité de croissance de l'arbre dans le sens radial (croissance sous forme de cerne annuel) et au manque de liaisons structurelles sur l'axe tangentiel, où les fibres sont accolées entre elles par des liaisons de type hydrogène et seulement solidarisées par quelques rayons ligneux [3]. Il est souvent retenu la tendance suivante (1.4) :

$$f_{t,//} > f_{c,//} > f_{c,\perp} > f_{t,\perp} \tag{1.4}$$

La figure 1.3 illustre les différents comportements mécaniques du bois selon la direction et le sens de sollicitation :

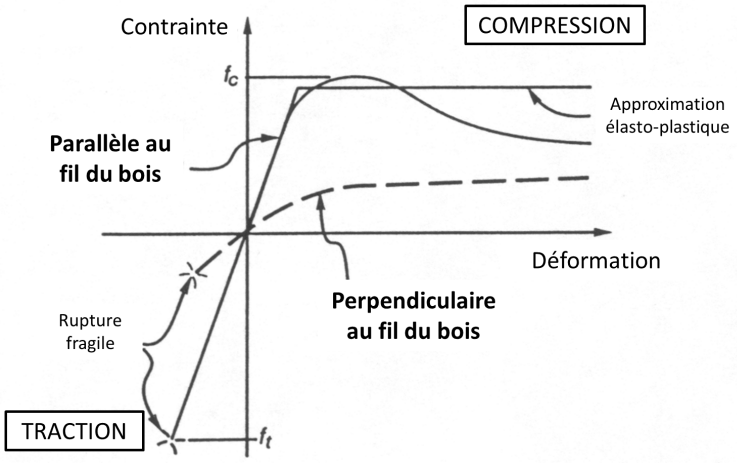

FIGURE 1.3: Courbe contrainte-déformation en traction et compression parallèle et perpendiculaire au fil du bois [5]

Le tableau suivant recense les propriétés mécaniques moyennes mentionnées dans l'eq.(1.4) et la résistance en cisaillement f_v pour l'Epicéa (*Picea Abies L.*) (Tab.1.2)

TABLE 1.2: Données numériques moyennes des propriétés élastiques pour un résineux standard pour H=12%

$f_{t,//}$ MPa	$f_{c,//}$ MPa	$f_{c,\perp}$ MPa	$f_{t,\perp}$ MPa	f_v MPa
85 [6]	45 [6]	3.8 (28%)* [7]	2.4 [7] (19.8%)* [8]	9 (14%)* [7]
d=0.45		d=0.4		

* : Coefficients de variation obtenus pour certaines résistances

Il en résulte que les propriétés élastiques et à la rupture en traction et compression seront évolutives entre l'axe longitudinal et ses composantes orthogonales.

1.1.2 Propriétés mécaniques du bois sans défaut sollicité hors axes

Pour de faibles valeurs de α, décrivant l'orientation de l'effort par rapport au fil du bois (angle entre la direction de sollicitation et la direction longitudinale), la rigidité et la résistance peuvent être fortement réduites. L'estimation du comportement élastique en dehors des axes (L,R,T) est basée sur les matrices de changement de base et de rotation. En effet, dans le cas d'une rotation autour de l'axe R (défaut de fil), la matrice de changement de base s'écrit, eq.1.5 :

$$\left[\theta^*_{ij}\right] = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & cos\alpha & -sin\alpha \\ 0 & sin\alpha & cos\alpha \end{vmatrix} \tag{1.5}$$

En appliquant cette matrice de changement de base à la matrice exprimée en fonction des complaisance élastiques, eq.1.1, on obtient alors la matrice des complaisances élastiques exprimée dans le nouveau repère, eq.1.6.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon^\alpha_1 \\ \varepsilon^\alpha_2 \\ \varepsilon^\alpha_3 \\ \gamma^\alpha_4 \\ \gamma^\alpha_5 \\ \gamma^\alpha_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S^\alpha_{11} & S^\alpha_{12} & S^\alpha_{13} & S^\alpha_{14} & 0 & 0 \\ S^\alpha_{21} & S^\alpha_{22} & S^\alpha_{23} & S^\alpha_{24} & 0 & 0 \\ S^\alpha_{31} & S^\alpha_{32} & S^\alpha_{33} & S^\alpha_{34} & 0 & 0 \\ S^\alpha_{41} & S^\alpha_{42} & S^\alpha_{43} & S^\alpha_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S^\alpha_{55} & S^\alpha_{56} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S^\alpha_{65} & S^\alpha_{66} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma^\alpha_1 \\ \sigma^\alpha_2 \\ \sigma^\alpha_3 \\ \sigma^\alpha_4 \\ \sigma^\alpha_5 \\ \sigma^\alpha_6 \end{pmatrix} \tag{1.6}$$

où

$$\begin{aligned}
S^\alpha_{11} &= S_{11} \\
S^\alpha_{22} &= S_{22}.c^4 + (S_{23} + S_{32} + S_{44}).c^2.s^2 + S_{33}.s^4 \\
S^\alpha_{33} &= S_{33}.c^4 + (S_{23} + S_{32} + S_{44}).c^2.s^2 + S_{22}.s^4 \\
S^\alpha_{44} &= S_{44}.(c^2 + s^2)^2 + 4(S_{22} + S_{33} - S_{23} + S_{32}).c^2.s^2 \\
S^\alpha_{55} &= S_{55}.c^2 + S_{66}.s^2 \\
S^\alpha_{66} &= S_{66}.c^2 + S_{55}.s^2 \\
S^\alpha_{12} &= S^\alpha_{21} = S_{21}.c^2 + S_{31}.s^2 \\
S^\alpha_{23} &= S^\alpha_{32} = S_{23}.c^4 + (S_{22} + S_{33} - S_{44}).c^2.s^2 + S_{32}.s^4 \\
S^\alpha_{31} &= S^\alpha_{13} = S_{31}.c^2 + S_{12}.s^2 \\
S^\alpha_{14} &= S^\alpha_{41} = -2(S_{12} - S_{13})cs \\
S^\alpha_{24} &= S^\alpha_{42} = -(2S_{22} - 2S_{23} - S_{44}).c^3.s - (2S_{32} - 2S_{33} + S_{44}).c.s^3 \\
S^\alpha_{34} &= S^\alpha_{43} = -(2S_{32} - 2S_{33} + S_{44}).c^3.s - (2S_{22} - 2S_{23} - S_{44}).c.s^3 \\
S^\alpha_{56} &= S^\alpha_{65} = (S_{55} - S_{66})cs
\end{aligned}$$

Avec $c = cos\alpha$ et $s = sin\alpha$.

Ainsi pour des modules d'élasticité longitudinaux de 15500 MPa et 13000 MPa (pour un feuillu et un résineux standard) et des modules d'élasticité tangentiels de 1100 MPa et 800 MPa (pour un feuillu et un résineux standard), l'évolution des modules d'élasticité en fonction de l'angle α est présentée sur la Fig.1.4 :

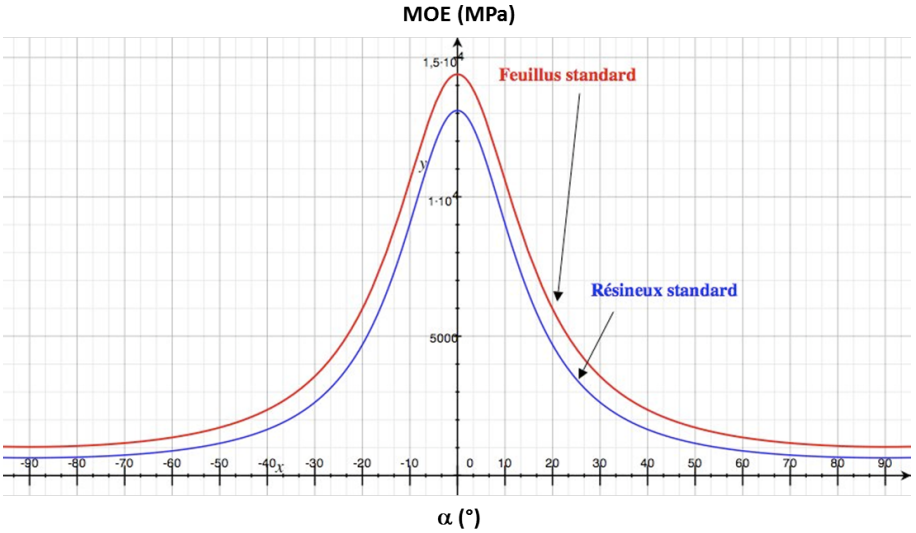

FIGURE 1.4: Evolution du modules d'élasticité en fonction de l'angle α (angle compris entre 0 et 90deg)

Sur la Fig.1.4, on peut par exemple constater, que pour un angle de 20°, la valeur du module d'élasticité dans la direction de sollicitation chute de 50% comparée à sa valeur dans la direction L.

Pour ce qui concerne les résistances à la rupture en dehors des axes (R,T,L), celles-ci peuvent être estimées au moyen des équations de Hagen, Hankinson et Kollman [9] (calcul des contraintes "obliques"). Ces équations consistent à appliquer un facteur de réduction exprimé en fonction des résistances parallèles et perpendiculaires aux fibres. Les valeurs de résistances en compression et en traction pour un angle α donné seront exprimées sous la forme suivante :

$$f_{x,a} = C_{x,a}.f_{x,//} \tag{1.7}$$

avec :

$$C_{x,\alpha} = \frac{f_{x,\perp}}{f_{x,//}.sin^2\alpha + f_{x,\perp}.cos^2\alpha} \tag{1.8}$$

$f_{x,a}$: Résistance en compression ou traction oblique, sous effort normal
$f_{x,//}$: Résistance en compression ou traction parallèle au fil du bois, sous effort normal
$f_{x,\perp}$: Résistance en compression ou traction perpendiculaire au fil du bois, sous effort normal

$C_{x,a}$: Facteur de réduction de la résistance en compression ou en traction, fonction de l'angle α et des résistances en compression ou en traction parallèle et perpendiculaire aux fibres.

L'allure des courbes des facteurs $C_{c,a}$ (pour la compression) et $C_{t,a}$ (pour la traction) ainsi que celle de l'évolution du module d'élasticité en fonction de l'orientation de l'effort par rapport aux fibres, α, sont données aux figures 1.5 et 1.4.

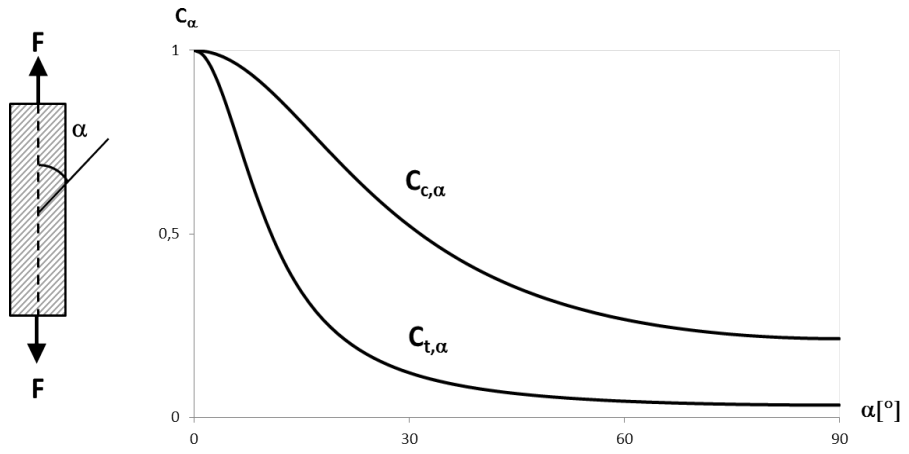

FIGURE 1.5: Allure générale des courbes $C_{c,a}$ et $C_{t,a}$ en fonction de α [3]

Comme dans le cas du module d'élasticité, on peut constater une diminution rapide de la résistance en fonction de l'angle de sollicitation α. Cette diminution est beaucoup plus marquée dans le cas de la résistance en traction $C_{t,a}$.

Ainsi, les propriétés élastiques du bois mais également celles à la rupture, sont maximales dans le sens parallèle aux fibres, c'est pourquoi la majorité des structures porteuses en bois est sollicitée dans cette direction (sauf cas des assemblages). Toutefois, nous venons de voir que si le matériau est sollicité suivant une direction formant un angle α avec la direction L, alors ses propriétés élastiques comme ses résistances à la rupture chutent rapidement en fonction de cet angle α. Cette constatation souligne le caractère préjudiciable que peut avoir la "pente de fil" sur le matériau. Lors de la fabrication d'un composite la "pente de fil" peut être corrigée. Malheureusement, ce n'est pas le cas du bois de structure. En effet, si l'échelle du bois sans défaut est macroscopique ($<$ 10 cm), celle du bois de structure est de l'ordre du mètre. Ainsi, la probabilité de rencontrer des défauts est plus importante lorsque le volume contraint de l'élément étudié est grand.

La partie suivante présente les différents défauts qui existent dans le bois de structure et explique comment ils sont pris en compte pour prédire la résistance d'éléments structurels.

1.2 Bois de structure : matériau hétérogène orthotrope

1.2.1 Les défauts du bois

Il existe sur le bois de structure différentes singularités de croissance, défauts de sciage et altérations biologiques qui peuvent affaiblir la résistance des composants structurels. Après transformation de l'arbre en élément de structure, les principaux défauts rencontrés sur ce matériau sont brièvement décrits par la suite.
Les fentes, les flaches et les poches de résine causées par l'humidité du matériau, la relaxation des contraintes internes ou encore le mode de débit, entrainent une diminution de la section transverse et donc une perte de résistance.
Le bois de compression, propre aux résineux, se forme dans l'arbre lorsque sa direction de croissance primaire doit être rectifiée et ainsi assurer l'équilibre statique. La présence de bois de compression sur les sciages entraine une forte hétérogénéité au niveau des propriétés physiques et mécaniques. Le bois de compression possède un retrait longitudinal plus important que dans les deux autres directions comparé au bois "normal" [10]. Ces variations dimensionnelles non uniformes provoquent alors des contraintes internes et donc des gradients de propriétés mécaniques importants.
Le bois juvénile est le bois formé durant les premières années de croissance cambiale d'un verticille donné. Ce terme est réservé, aux cernes proches de la moelle qui se différencient de ceux proches de l'écorce, désignés comme bois adulte [11]. Les manifestations typiques du bois juvénile sont l'abondance des nœuds (croissance d'une branche initiée au niveau de la moelle) et la faible densité [12]. Il est alors communément admis que le bois juvénile présente une résistance deux fois plus faible [13] et une rigidité trois fois moins importante [14] que le bois adulte.
Le sciage en fonction de sa position initiale dans le tronc, entraine trois modes de débit différents (Fig.1.6) :

- La dosse, dont la face la plus importante est tangente aux cernes d'accroissement. Ce mode de débit est le plus utilisé pour l'obtention de composants structurels de grandes dimensions.
- Le quartier, dont la plus grande face est normale aux cernes de croissance. Ce mode de débit est généralement plus pénalisant que la dosse en ce qui concerne le rendement matière, donc rencontré moins fréquemment.
- Le faux quartier, quant à lui est souvent réservé aux pièces de faibles sections.

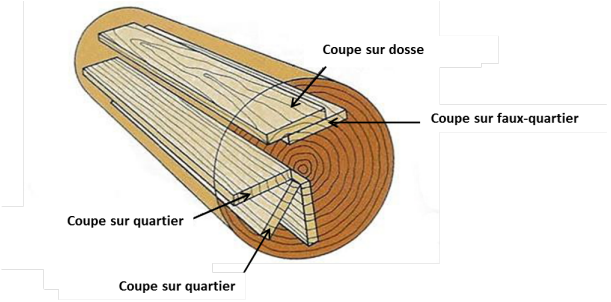

FIGURE 1.6: Les trois différents modes de débit

Peu d'auteurs mentionnent des différences notables entre ces trois modes de débit et la réponse mécanique des éléments correspondants. Cependant, la position des défauts dans les sciages dépend de l'emplacement du sciage dans la grume initiale. De plus, de par son système de croissance et l'effet du sciage, une pente de fil déviée peut être obtenue. Cette inclinaison du fil crée ainsi une diminution des propriétés mécaniques comme vue dans la partie précédente 1.1.2.

La largeur des cernes du bois est un indicateur de qualité pour le scieur et le sylviculteur. Elle désigne les poutres qui ont des cernes fins comme des éléments plus résistants. Le graphe suivant Fig.1.7 illustre la corrélation existante entre la largeur des cernes et la masse volumique.

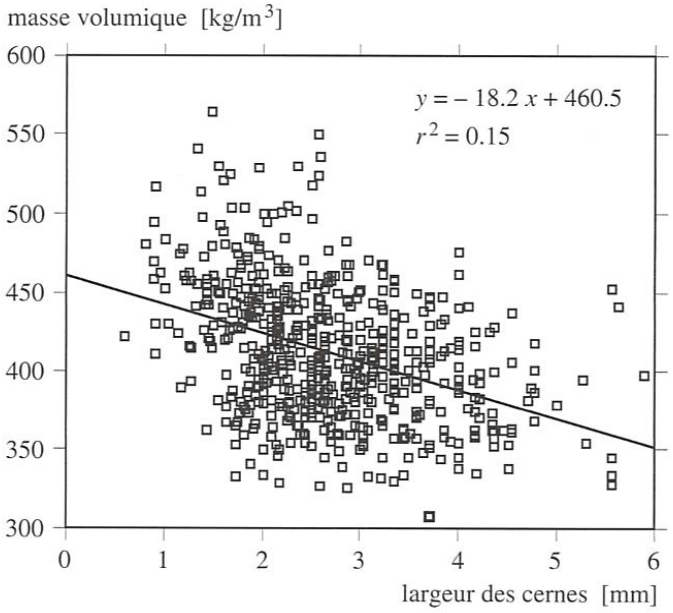

FIGURE 1.7: Relation entre la largeur des cernes annuels et la masse volumique pour un échantillonnage de 585 poutres de Sapin et d'Epicéa suisse [3]

Les noeuds sont des inclusions dont les propriétés mécaniques et physiques diffèrent de celles du bois. Ces variations matérielles entrainent alors des gradients locaux de rigidité et de contrainte au niveau de l'interface des deux matériaux. De plus, de par les modes

de croissance du tronc et des branches, des déviations de pente de fil se présentent dans cette zone dite pré-nodale. Ces déviations du fil ont pour conséquences de diminuer les propriétés élastiques et les résistances locales du bois (cf.1.1.2).

1.2.2 Prise en compte de ces défauts dans la prédiction de la résistance

Il semble évident que les différentes caractéristiques (mécaniques et physiques) et singularités de croissance (poches de résines, nœuds, fentes...) dans le bois massif vont influencer la résistance mécanique du bois de grandes dimensions. On comprend également que la diversité des configurations entraine une large variabilité du produit de structure final. Plusieurs normes sont dédiées à l'utilisation du bois de structure en construction et préconisent, en fonction des différents critères précités, différentes classes mécaniques auxquelles des valeurs de résistance caractéristique, R_k, sont attribuées. La valeur de référence visée pour la sécurité des constructions correspond à la valeur caractéristique des résistances au fractile à 5% [3]. Une classe de résistance est définie par une lettre et un nombre. La lettre permet d'identifier les bois massifs résineux ou peupliers (C), des bois massifs feuillus (D), ou enfin des bois lamellés collés (GL). Le nombre associé à cet indice correspond à la résistance caractéristique en flexion longitudinale. Le tableau 1.3 issu de la norme NF-EN-338, recense les classes de résistances utilisées actuellement dans le dimensionnement de structure dans le cas des bois massifs (i.e, bois de structure) résineux et peupliers (d'où l'indice C présent dans le tableau 1.3). A partir de ces dernières, des résistances au fractile à 5% selon les autres directions ainsi que les propriétés élastiques et la masse volumique du matériau ont été déduites.

La mise en place de ces catégories de propriétés mécaniques a été élaborée en premier lieu pour des bois scandinaves lors de l'instauration des Eurocodes. Ces règles n'ont pas la prétention d'être les plus optimisées pour toutes les essences utilisées en construction. C'est pourquoi, différents projets nationaux, entre autres, travaillent sur cette optimisation (CLAMEB, Morphomécanique du Bois de Construction,...).

TABLE 1.3: Classes de résistance définies dans le cas des résineux et peupliers [15]

Symbole	Désignation	Unité	C18	C22	C24	C27	C30	C35	C40
$f_{m,k}$	Contrainte de flexion	N/mm²	18	22	24	27	30	35	40
$f_{t,0,k}$	Contrainte de traction axiale	N/mm²	11	13	14	16	18	21	24
$f_{t,90,k}$	Contrainte de traction perpendiculaire	N/mm²	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,6
$f_{c,0,k}$	Contrainte de compression axiale	N/mm²	18	20	21	22	23	25	26
$f_{c,90,k}$	Contrainte de compression perpendiculaire	N/mm²	2,2	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9
$f_{v,k}$	Contrainte de cisaillement	N/mm²	2,0	2,4	2,5	2,8	3,0	3,4	3,8
$E_{0,mean}$	Module moyen axial	kN/mm²	9	10	11	11,5	12	13	14
$E_{0,05}$	Module axial au 5e pourcentile	kN/mm²	6,0	6,7	7,4	7,7	8,0	8,7	9,4
$E_{90,mean}$	Module moyen transversal	kN/mm²	0,30	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,47
G_{mean}	Module de cisaillement	kN/mm²	0,56	0,63	0,69	0,72	0,75	0,81	0,88
ρ_k	Masse volumique caractéristique	kg/m³	320	340	350	370	380	400	420
ρ_{meam}	Masse volumique moyenne	kg/m³	380	410	420	450	460	480	500

Les comportements mécaniques selon les modes de sollicitation traction et compression, sont différents et ceci indépendamment de l'orientation des fibres. Dans un souci d'homogénéisation, il a été fait le choix d'établir les classes mécaniques en fonction de la résistance en flexion. En effet, cette résistance permet d'intégrer les modes de sollicitation traction/compression et ainsi être considérée comme une résistance équivalente.
Cependant, dans le cas du bois sans défaut, les résistances en traction/compression évoluaient de la manière suivante : $f_{t,//} > f_{c,//} > f_{c,\perp} > f_{t,\perp}$. Or dans le cas du bois de structure, il est obtenu ce constat : $f_{c,//} > f_{t,//} > f_{c,\perp} > f_{t,\perp}$, et on remarque notamment une inversion des valeurs de résistances dans le sens longitudinal. Cette inversion provient de la présence des défauts et du comportement dissymétrique en traction et en compression.

L'affectation d'un élément de structure dans l'une de ces classes mécaniques, peut se faire selon deux approches ; le classement visuel et le classement par machine.

1.2.3 Principe du classement visuel

Jusqu'au début des années 90, les seules méthodes de classement en Europe (France, Allemagne, Suisse) étaient basées sur le classement mécanique visuel. Cette approche consiste à calibrer les poutres de structure dans différentes classes de résistances suivant des critères dépendants des singularités de croissance du matériau. La norme française NF-B-52-001 a fixé 5 classes de résistance potentielle dans le cas des résineux (STI, STII, STIII, STIV et Rejet). Il existe une analogie entre ces classes visuelles et les classes

de résistance de la norme NF-EN-338 usuellement utilisées dans le dimensionnement (Tab.1.4).

TABLE 1.4: Equivalence entre les classes visuelles et mécaniques

Classes visuelles NF-B-52-001	Classes mécaniques NF-EN-338
STI	C30
STII	C24
STIII	C18
STIV	C14
Rejet	Rejet

Ces différentes classes sont donc déterminées en prenant en compte les dimensions et les positions des défauts qui dégradent les caractéristiques mécaniques des composants de structure (nœuds, fentes, flaches, cernes, etc.). Roblot et al. [16] ont évalué dans leurs travaux la pertinence du classement visuel sur des sciages de bois français sur 111 pièces d' Épicéa et 102 de Sapin Douglas, toutes de dimensions : 43 mm x 135 mm x 3 m. Ces poutres ont été classées en suivant d'une part le classement visuel suivant la norme NF B52 001, et en réalisant d'autre part un classement dit théorique suivant les normes EN 338 et EN 384 (mesure du Module d' Elasticité (MOE), contrainte de rupture (MOR) et masse volumique). Pour le classement visuel, le critère le plus discriminant a été relevé pour chaque planche parmi les caractéristiques suivantes : cernes, nœuds de face, nœuds de rives, fentes, entre-écorce et altérations biologiques.
Les résultats ont été illustrés dans l'histogramme suivant (Fig.1.8).

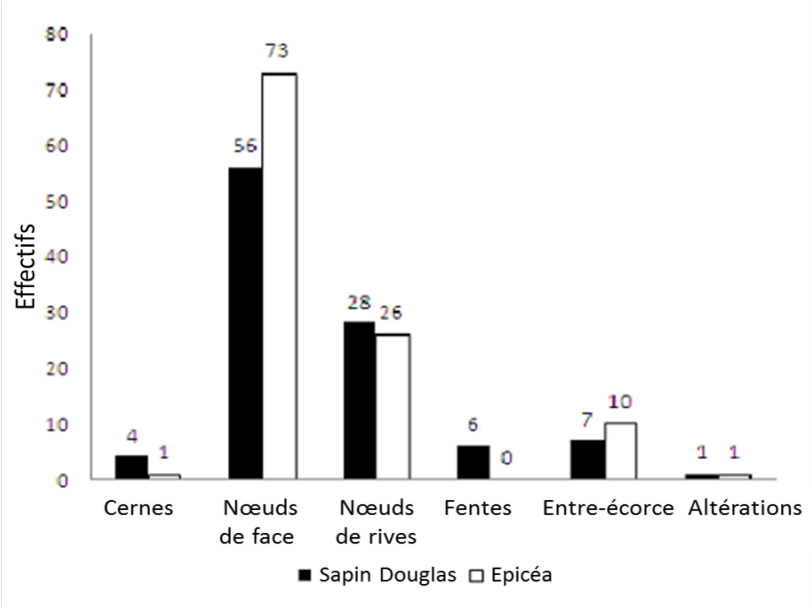

FIGURE 1.8: Répartition des critères les plus discriminants [16]

On constate ainsi que les deux variables les plus discriminantes sont celles spécifiques aux noeuds (60% pour le Sapin Douglas et 90% pour l'Epicéa) montrant ainsi le caractère préjudiciable de ce défaut.
Toutefois, la sévérité de ces défauts n'est pas uniquement fonction de leur impact sur la résistance, mais également évaluée par rapport à leur degré d'occurrence. Ainsi la probabilité de rencontrer un nœud sur un sciage est plus importante que celles des singularités énumérées précédemment. En effet, les nœuds peuvent être localisés dans toutes les directions, entrainant ainsi une grande variation, selon la coupe, de formes et apparence pour un même type de nœud : adhérent, non adhérent, bouchon, tranchant. Ce qui montre l'effet préjudiciable et systématique de ces défauts sur le classement visuel.

Concernant la méthode de classement, au vu de la cadence nécessaire en scierie pour trier les éléments, la fiabilité et la reproductibilité de la classe attribuée ne sont pas assurées. De plus, le classement visuel ne permet pas une garantie de la prédiction de la classe mécanique du bois et encore moins une possibilité de valorisation des meilleurs bois dans les classes à hautes performances [3]. Dans la suite de leur étude, Roblot et al. [16] ont comparé les résistances des éléments structurels classés visuellement avec celles obtenues mécaniquement (Fig.1.9).

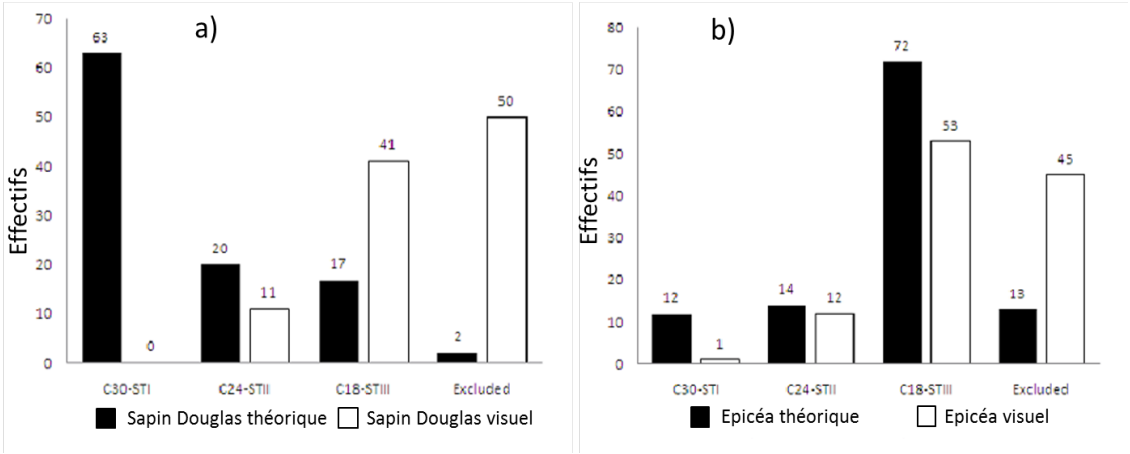

FIGURE 1.9: Comparaison entre la classe de résistance réelle et celle estimée par le classement visuel a) pour le Sapin Douglas et b) pour l' Epicéa [16]

On constate alors que le classement visuel ne permet pas de valoriser le bois de qualité et ce quelle que soit l'essence. Au contraire, il est beaucoup trop sécuritaire avec 90% des poutres affectées dans les classes C18 et Rejet. Le mode de sélection est également très tributaire de l'échelle de l'élément 135 x 43 mm (effet de rejet).
A noter également que dans le cas du Pin Maritime, la classe visuelle maximale autorisée est du STII. En effet, selon la norme NF B52 001 "*Pour le Pin Maritime, les pièces STI sont reclassées en STII*" car certaines singularités de cette essence nuisant à sa résistance mécanique ne sont pas visibles sur les faces extérieures.
Dans le but d'optimiser la prédiction de la résistance, différentes machines de classement ont été mises en œuvre afin de prendre en compte les propriétés mécaniques des éléments structurels pour ainsi valoriser au mieux les sciages de qualité. Elles ont été également implémentées afin d'assurer des procédés d'estimation répétitifs, précis et justes en fournissant des cadences plus élevées de tri, plus en adéquation avec les flux des industries de première transformation du bois.

1.2.4 Classement machine

Il existe plusieurs machines de classement basées sur des évaluations non-destructives des éléments étudiés. Elles permettent d'identifier les propriétés mécaniques et physiques du matériau tels que le module d'élasticité, E (ou MOE) et la densité d. La résistance en flexion (ou MOR) est alors estimée à partir d'une régression linéaire simple en fonction de l'une de ces 2 propriétés ou par régression linéaire multiple par association de ces deux variables suite à des essais de flexion 4 points. Le rendement et le coût de la machine sont donc tributaires du nombre de variables non destructives évaluées pour prédire le MOR. Les principales machines utilisées sur le matériau bois s'appuient sur des approches acoustique, vibratoire ou ultrasonore.

- L'analyse de la vibration : le module d'élasticité est déterminé par l'analyse de la fréquence de résonance de la pièce de bois soumise à un choc mécanique qui entraîne des vibrations (Xyloclass, Viscan, Precigrader, Noesys, MTG, E-Scan).
  • L'analyse par rayonnement : la masse volumique et la distribution des noeuds le long de la pièce de bois sont mesurés par rayons X (GoldenEye 702, CombiScan+).

- L'analyse par ultrasons : le module d'élasticité est calculé en fonction de la mesure de la vitesse de propagation des ultrasons dans la pièce de bois (Triomatic).

- L'analyse par flexion dynamique : le module d'élasticité est estimé par le fléchissement mécanique de la planche (Stressgrader CRP360).

Cette méthodologie basée sur des technologies plus approfondies que le classement visuel permet de valoriser les bois de meilleure qualité en intégrant la présence des défauts par l'estimation de propriétés mécaniques et anatomiques du matériau. Cependant, le gain de classe de résistance comparé au classement visuel décrit précédemment reste tout de même limité selon les essences. En effet, en prenant de nouveau le cas du Pin Maritime, il a été observé que la classe maximale autorisée pour le classement visuel était du STII (soit du C24). Le fait d'utiliser le classement machine permet donc de gagner une classe de résistance. En effet, pour cette essence, le classement machine limite la résistance à du C30 [17]. Cependant, la prédiction de la résistance est loin d'être optimale ; le graphe suivant (Fig.1.10) est basé sur une campagne d'essais réalisée au laboratoire I2M au département GCE, sur un lot de 225 poutres en Pin Maritime de longueur 4,5 m et de section 200x100 mm^2. Il illustre la quantité de poutres sous-estimées par les deux méthodes de classement mentionnées précédemment.

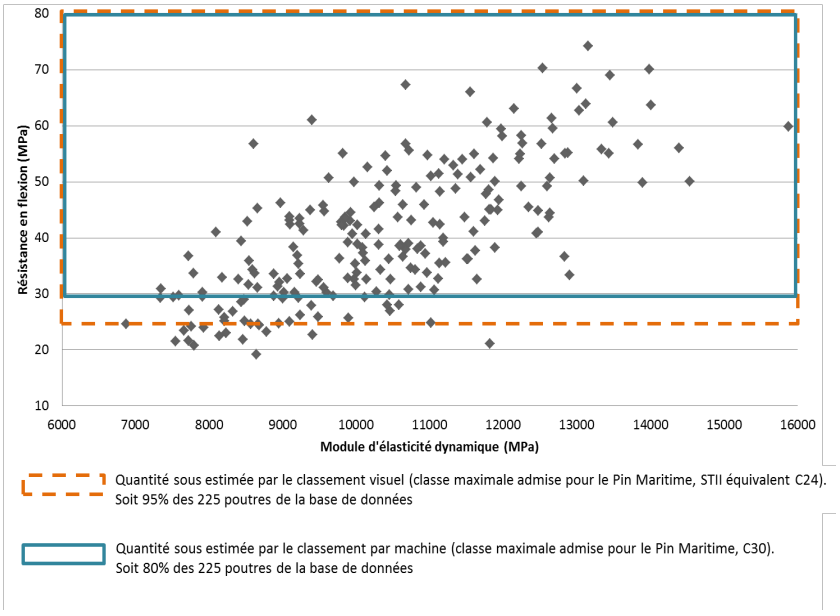

FIGURE 1.10: Sous-estimation des qualités structurelles de poutres en Pin Maritime par les deux méthodes de classement.

Certes le classement machine permet d'intégrer des variables d'entrées de même type que la réponse souhaitée, à savoir des paramètres mécaniques, à contrario du classement visuel, mais la prédiction n'est toujours pas optimale. La complexité à rendre le classement mécanique optimal provient de la variabilité du matériau bois et des précisions des machines de classement et du degré d'investigation.

C'est pourquoi, il sera fait l'hypothèse au cours de cette étude, que la variabilité du bois de structure est due à son hétérogénéité et donc à la présence des défauts présentés précédemment.
De tous ces défauts, il a pu être constaté que les noeuds étaient les plus occurrents (Fig.1.8) et souvent à l'origine de la rupture pour des poutres de faible qualité mécanique. Pour mieux comprendre le caractère préjudiciable que peut avoir ce défaut sur la rigidité et la résistance, une description de l'anatomie en zone pré-nodale et des propriétés élastiques et physiques de ce défaut sont nécessaires.

1.3 Anatomie et propriétés élastiques d'un nœud

1.3.1 Anatomie du bois en zone pré-nodale

Un nœud peut être défini comme "une portion de branche recouverte par les cernes d'accroissement annuels. Il est normalement initié au niveau du centre du tronc (la moelle)". Tant que la branche est vivante, le bois est en continuité avec celui du tronc, ceci donne après sciage, un nœud sain ou adhérent. Mais dès que la branche meurt, après élagage par exemple, la cicatrisation se fait progressivement par un recouvrement du noeud par des cernes annuels. Cela forme généralement après débit, un nœud mort ou non-adhérent (Fig.1.11).

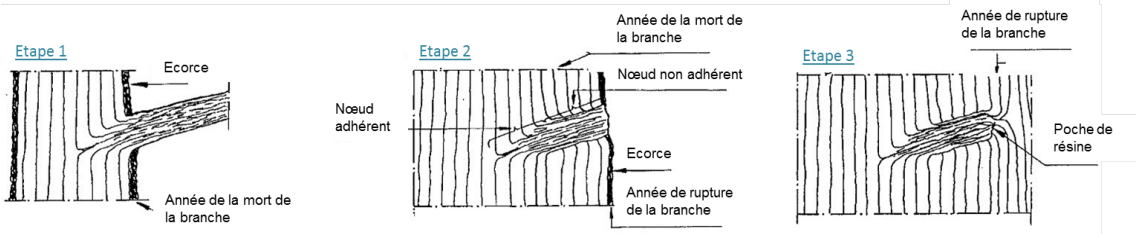

FIGURE 1.11: Formation des nœuds adhérent et non adhérent pour une coupe longitudinale du tronc [18]

Le nœud adhérent apparaît comme une inclusion que les fibres du bois relativement éloignées du noeud contournent dans le plan circonférentiel LT ou génèrent (déviation du fil hors du plan circonférentiel, plan RL de la branche) pour les fibres les plus proches du noeud. En revanche, le nœud non adhérent n'est plus alimenté, il s'agit donc d'un corps étranger générant une déviation de la pente de fil dans le plan circonférentiel.

Visuellement, il est possible de distinguer les nœuds adhérents des nœuds non-adhérents bien que cela ne soit pas systématique. En effet, le nœud non-adhérent a une teinte bien plus foncée que le nœud adhérent. De plus, une fine lame d'écorce a tendance à se créer entre le nœud et le tronc (Fig.1.12).

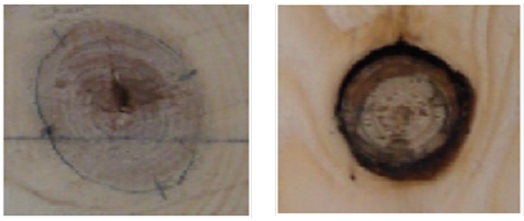

FIGURE 1.12: Types de nœuds présents dans cette étude [19]

Quelle que soit sa nature, le nœud entraine une déviation du fil (fibres) du bois dans le plan circonférentiel par rapport à la direction longitudinale de l'arbre. L'étape 1 de la figure 1.11 illustre la continuité existante entre la croissance du tronc et la croissance de la branche, mais également hors du plan et dirigée dans la direction de la branche. Au vu des différentes étapes décrites sur la Fig.1.11, la probabilité de rencontrer un nœud partiellement adhérent, c'est-à-dire adhérent sur une partie d'une planche et non adhérent sur l'autre, est plus forte lorsque l'épaisseur de l'élément structurel étudié est importante.

Shigo [20] a mis en place en 1997 une théorie sur la formation des fibres autour des noeuds adhérents pour modéliser le comportement de la pente de fil et des noeuds tridimensionnel. Sur son illustration figurent à la fois la croissance de la branche mais également celle du tronc pour différentes couches annuelles (Fig.1.13).

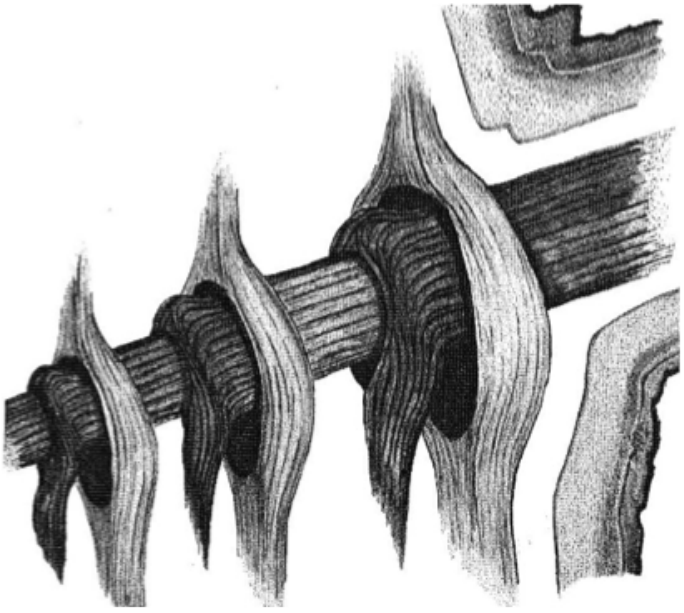

FIGURE 1.13: Théorie de Shigo sur la formation des noeuds [20]

L'intérêt de ce graphe est de montrer les deux modes de croissance et ainsi les deux types de distorsion des fibres existantes en zone pré-nodale.
En effet, la théorie de Shigo est la suivante : il part du postulat que la première étape de croissance est celle de la branche vivante où des fibres viennent recouvrir celles pré-existantes dans le sens longitudinal de la branche (accroissement représenté en noir dans l'illustration). Il s'agit de la "pente de fil primaire". Le processus de croissance s'achève lorsque la seconde croissance, induite par les fibres du tronc autour de la branche dans le sens longitudinal du tronc, est terminée (accroissement représenté en gris dans la figure). Les fibres de la seconde croissance passent autour de la branche de manière à maintenir la stabilité structurelle des branches sur le tronc, créant ainsi une sorte d'encastrement mécanique.

La distinction anatomique entre un nœud adhérent et un nœud non-adhérent se fait au niveau de cette première croissance (en noir sur la figure 1.13). En effet, tant que la branche est considérée comme une partie de l'arbre, elle nécessite d'être alimentée créant ainsi une distorsion des fibres dans le sens de la branche, que nous appellerons "pente de fil secondaire". Toutefois lorsque la branche meurt, ces fibres n'ont plus aucun intérêt puisque la branche occluse est considérée comme un corps étranger par l'arbre. Ainsi la différence en terme d'orientation des fibres autour d'un nœud sain ou mort, se fait au niveau de cette "pente de fil secondaire" qui se présente uniquement dans le cas d'un nœud adhérent.

Il vient d'être souligné l'existence de deux pentes de fil, "la pente de fil primaire", due à la croissance du tronc et "la pente de fil secondaire", due à la croissance de la branche. Une attention particulière sera donnée à la première car elle est présente dans les deux types de nœuds et au vu du mode de débit et du mode de sollicitation, elle est la plus occurrente.

Des chercheurs se sont intéressés à cette pente de fil primaire (plan LT), et plus particulièrement à leur zone d'influence, à savoir la définition d'un périmètre où la pente de fil reste perturbée par la présence d'un nœud. En effet, Chazelas [21] a étudié cette zone d'influence.
Pour analyser les propriétés locales du bois, il a utilisé un ensemble de planches (250 à 400 mm de longueur et 200x30 mm^2 de section transverse en Pin Sylvestre) ne contenant qu'un seul nœud. Sur ces planches, des cubes (19x19x26 mm) ont été sciés suivant un quadrillage régulier de manière à étudier localement la pente de fil. A chacun de ces cubes, il a pu être affecté un repère géométrique parallèle au repère global (1,2,3) (cf. Fig.1.14).

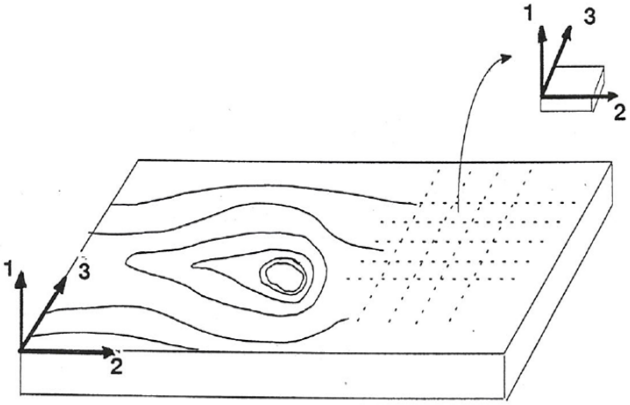

FIGURE 1.14: Repérage des planches et des cubes

Pour chaque cube, les angles d'orthotropie ont été ensuite définis visuellement à partir des cosinus directeurs de l'axe L dans le repère (1,2,3) fournis par la matrice de changement de base d'Euler déterminée pour chaque cube. Les angles obtenus sont représentés sur la Fig.1.15 et sur la base de ces résultats, il a été montré que la zone concernée par la déviation de la pente de fil primaire avait une largeur d'environ 3 fois le rayon du nœud.(cf. Fig.1.15).

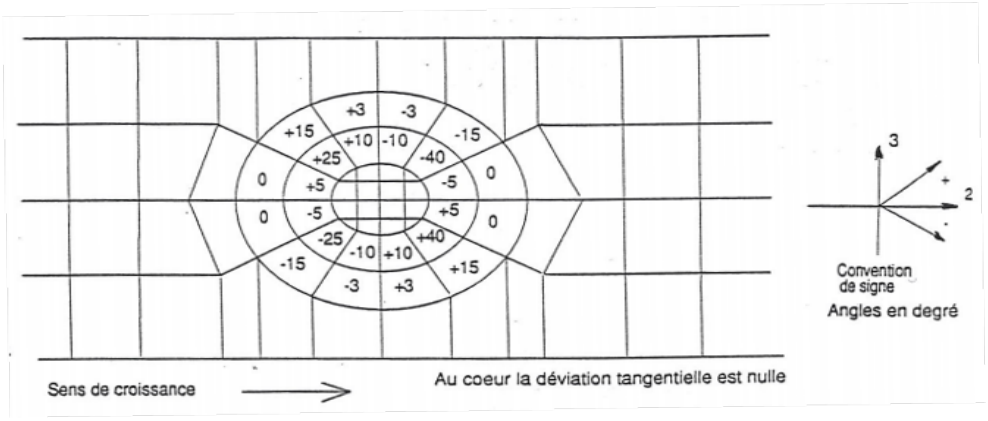

FIGURE 1.15: Déviation de la pente de fil dans le repère (2,3) autour d'un nœud adhérent

Cette figure Fig.1.15 montre une distribution dissymétrique des angles des fibres entre la partie haute et la partie basse d'un nœud (selon le sens de croissance). En effet, la branche pousse avec un certain angle d'inclinaison et une certaine conicité, induisant cette dissymétrie. Cette dissymétrie se présente par une déviation transversale supérieure au dessus du nœud : le fil se "referme plus brutalement" qu'il ne s'écarte en-dessous (zone +/- 25 et +/- 40 de la figure 1.15). De plus, la partie basse du noeud sera renforcée en terme de concentration de fibres, pour assurer la stabilité structurelle de la branche (reprise du moment de flexion et de l'effort tranchant)(Fig.1.16).

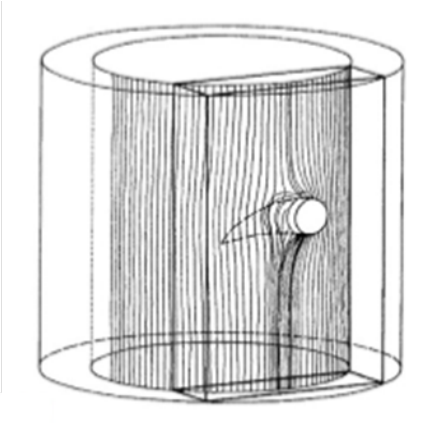

FIGURE 1.16: vue 3D de la croissance d'un nœud dans le plan LT

La vue en trois dimensions de la figure 1.16 permet de mettre en avant un autre aspect utile pour la compréhension du comportement mécanique de la zone pré-nodale.
En effet, nous avons vu précédemment que le mode de croissance du bois générait un comportement orthotrope du matériau. Ce caractère anisotrope se retrouve également dans la croissance de la branche. Ainsi, si on sollicite un élément structurel dans le repère LT, le nœud sera, quant à lui, sollicité dans le plan RT (Fig.1.17).

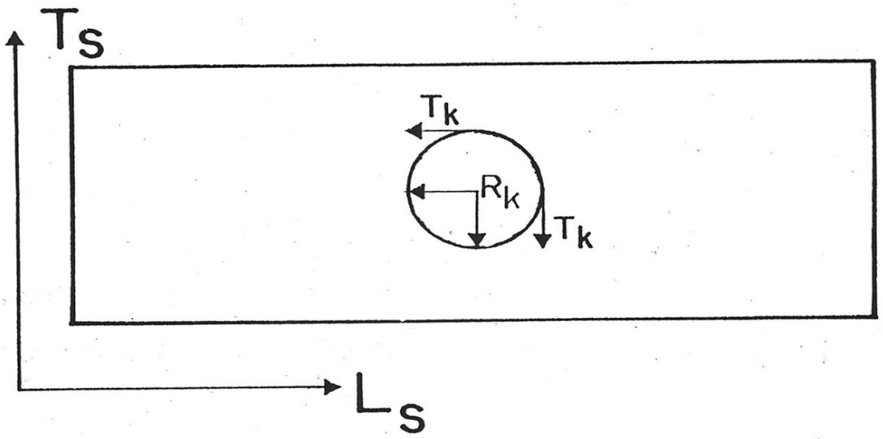

FIGURE 1.17: Relation entre les axes d'orthotropie des nœuds et du bois [22] avec l'indice S pour stem qui signifie tronc et l'indice k pour knot qui signifie nœud

Cette première partie, dédiée aux particularités anatomiques de la zone pré-nodale, a permis de montrer qu'il existe une à deux déviations de la pente de fil (primaire et secondaire) en fonction de l'adhérence du défaut au tronc. Ces déviations vont donc entrainer une modification des propriétés mécaniques du matériau autour du noeud, comme il a été montré précédemment au niveau des caractéristiques élastiques, mais également des résistances pour un matériau sollicité hors de ses axes (Fig.1.4 et Fig.1.5).

On comprend donc que les perturbations des propriétés mécaniques en zone pré-nodale peuvent avoir une influence sur le MOE et MOR des éléments de structure (perte de rigidité et/ou de résistance).
Il convient donc de quantifier l'effet de ces perturbations afin d'améliorer le classement mécanique du bois de structure.

1.3.2 Propriétés mécaniques et physiques d'un nœud

Les propriétés mécaniques
Anton PUGEL [22] s'est intéressé à la caractérisation mécanique et physique des noeuds. L'auteur s'est concentré sur trois essences : le Pin Ponderosa (Pinus Ponderosa), le Sapin Douglas (Pseudotsuga Menziesii) et le Pin "Shortleaf" (Pinus Echinata). Pour chaque essence, il a cherché à déterminer : le *MOE* radial, le *MOE* tangentiel et le module de cisaillement, G_{RT} des noeuds. Pour cela, il disposait de 9 noeuds en Pin Ponderosa, 1 de Sapin Douglas et 3 de Pin "Shortleaf".
Les données expérimentales obtenues à l'état vert (point de saturation des fibres [1] atteint) pour ces trois essences sont recensées dans le tableau suivant avec N, le nombre d'échantillons testé et d, la densité moyenne (Tab.1.5)

TABLE 1.5: Propriétés élastiques d'un nœud déterminées sur 3 essences résineuses à H>30% [22]

Propriétés et nombre	Pin Ponderosa	Sapin Douglas	Pin Shortleaf
E_t en MPa	360 (37%)*	375	650
E_r (H) en MPa	280 (41%)*	285	230
E_r (B) en MPa	350 (34%)*	395	370
G_{rt} (H) en MPa	90 (47%)*	190	40
G_{rt} (B) en MPa	120 (31%)*	260	80
d	0.7 (16%)*	0.57	0.55
N	54	2	3

* : Coefficients de variation obtenus à partir des essais réalisés sur le Pin Ponderosa

Pour la suite de nos travaux, nous nous intéresserons aux résultats obtenus pour le Pin Ponderosa, essence la plus proche (en terme de propriétés élastiques et à la rupture) du Pin Maritime. Une attention particulière sera apportée aux modules d'élasticité car ils

1. Point de saturation des fibres (PSF) (w_{PSF}=30 %) : c'est le point particulier variant d'une essence à l'autre, où toutes les parois des fibres sont saturées d'eau.

ont été obtenus expérimentalement, tandis que les modules de cisaillement ont été déterminés à partir d'une modélisation éléments finis se basant sur un coefficient de Poisson ($n_{RT} = 0.47$) obtenu pour du bois résineux (et non sur des nœuds).

Nous nous appuierons également sur les résultats obtenus sur du Pin Maritime par Mohamed Bendahmane [23]. Cependant, l'étude [23] est assez peu détaillée et il est seulement indiqué qu'une méthode par ultra-sons a été utilisée pour déterminer les paramètres élastiques des nœuds en Pin Maritime à un taux d'humidité de 12%. Il a ainsi obtenu les données suivantes (Tab.1.6) :

TABLE 1.6: Propriétés élastiques d'un nœud en Pin Maritime à H=12% [23]

Propriétés	Pin Maritime
E_r (MPa)	480
E_t (MPa)	480
ν_{rt}	0.4

Lors de son étude, Pugel [22] s'est également intéressé aux propriétés physiques du nœud, à savoir la densité, tout comme une étude réalisée au laboratoire I2M au département GCE [24].

Les propriétés physiques

Pugel est parti du postulat que la densité en général était corrélée avec les propriétés élastiques et les résistances. Il a voulu étudier la corrélation entre la densité du tronc et celle du nœud, de manière à pouvoir prédire par la suite les propriétés mécaniques des nœuds. Pour cela, il s'est basé sur une campagne expérimentale de 59 nœuds et d'éléments de tronc en Sapin Douglas à un taux d'humidité d'environ 8% pour les deux composants, de dimensions 38 mm d'épaisseur et 6,5 mm de large (la longueur étant dépendante du diamètre du nœud). Il a extrait deux échantillons (r, au centre du nœud et t, proche de l'interface bois/nœud) pour chaque noeud. Puis, il a été prélevé 3 échantillons(1, proche de l'interface bois/nœud et les positions 2 et 3, loin de la distorsion des fibres), pour le tronc. Il a ensuite distingué les échantillons prélevés dans l'axe longitudinal du tronc (29 échantillons) et ceux de l'axe tangentiel (30 échantillons). La figure 1.18 illustre les échantillons prélevés selon les deux axes de référence d'orthotropie du tronc.

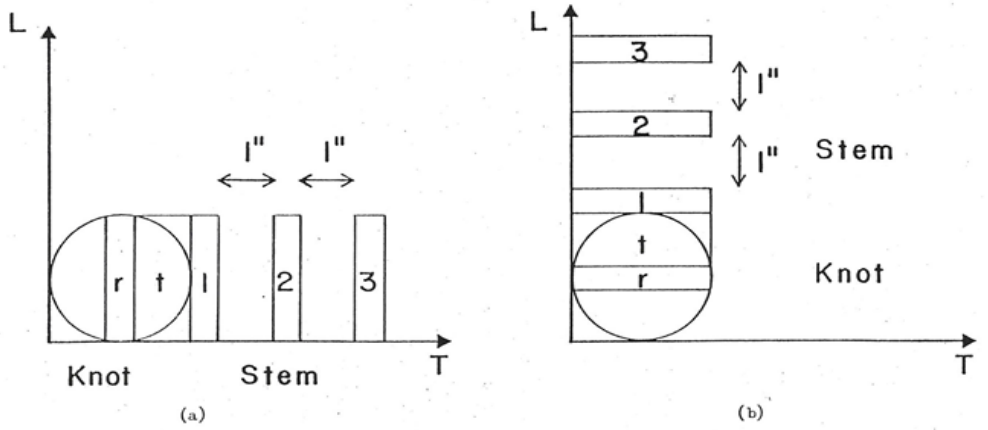

FIGURE 1.18: Positions des échantillons extraits pour la détermination de la densité a) dans l'axe tangentiel et b) l'axe longitudinal [22]

Concernant les valeurs moyennes obtenues pour les 10 configurations, elles sont recensées dans le tableau suivant (Tab.1.7) :

TABLE 1.7: Densité d'un noeud et de la zone pré-nodale selon l'axe étudié du Sapin Douglas [22]

	Longitudinal				
	Noeud		Tronc		
	r	t	1	2	3
d	0.68 (12%)*	0.63 (21%)*	0.55 (14%)*	0.41 (13%)*	0.40 (12%)*
	Tangentiel				
	Noeud		Tronc		
d	0.71 (11%)*	0.68 (20%)*	0.59 (13%)*	0.46 (14%)*	0.44 (13%)*

* : Coefficients de variation obtenus sur chaque densité

Nous remarquerons dans ce tableau que la densité d'un nœud est nettement supérieure à celle du tronc (rapport 1,6). Ceci est dû, d'après Boutelje [25], à la présence de résine au niveau du nœud, entrainant une augmentation de la densité. Pugel a profité de ces essais pour étudier la corrélation entre les densités des deux composants bois/noeud, mais un coefficient de détermination, R^2, de seulement 0.11 a été trouvé.
Concernant les propriétés physiques des nœuds en Pin Maritime, une étude a été réalisée par un groupe d'étudiants dans le cadre du projet [24] au sein du laboratoire I2M. Une vingtaine d'échantillons composés exclusivement de nœuds ont été prélevés puis débités en parallélépipèdes de tailles variables en fonction du diamètre du nœud initial. Une densité moyenne de 1.1 à un taux d'humidité de 12%, avec un coefficient de variation,

COV, de 4%, ont été obtenus ce qui concorde avec les résultats obtenus par Pugel [22], et confirme l'écart de densité entre les nœuds et le bois en faveur du défaut.

Cette section vient de décrire l'anatomie du bois en zone pré-nodale et les propriétés mécaniques et physiques des noeuds. Ces deux aspects sont nécessaires à la compréhension des effets préjudiciables que peuvent avoir ces défauts sur les propriétés mécaniques locales et globales d'un élément de structure.
Très peu d'informations sont à ce jour disponibles dans la littérature, rendant possible une grande diversité d'interprétations. Ainsi la cause principale de la perte de rigidité et/ou résistance due aux noeuds, est la déviation de la pente de fil (notamment primaire) qui induit une perturbation des propriétés mécaniques du bois en zone pré-nodale. De plus, les caractéristiques du défaut lui même provoquent une brutale transition des propriétés élastiques à l'interface bois/noeud, ce qui produit des gradients de rigidités, de déformations et de contraintes importants dans cette zone localisée. Cependant, ces constats sont qualitatifs et en aucun cas ne permettent d'évaluer l'effet des noeuds sur la réponse mécanique recherchée. C'est pourquoi, différents chercheurs se sont intéressés au comportement mécanique local en zone pré-nodale, en étudiant l'évolution des champs de déformations ou de contraintes.

1.4 Comportement mécanique local en zone pré-nodale

1.4.1 Champs de déformations en zone pré-nodale

Les deux méthodes expérimentales les plus connues pour identifier le champs de déplacements sur le matériau bois, sont l'interférométrie électronique à analyse granulométrique (ESPI) et l'analyse par corrélation d'images numériques (CIN). Ces deux outils sont utilisés lors d'essais mécaniques (traction, flexion, ...). Le principe de l'ESPI est le suivant : lorsque l'échantillon est sous chargement : il est illuminé avec un laser puis observé avec une caméra CCD (Charge Coupled Device). Le réseau de franges créé permet de calculer les déplacements en chaque point de l'image. Il est donc possible d'en déduire les déplacements et donc les déformations. Le principe de l'analyse par corrélation d'images numériques, est une méthode optique 2D ou 3D permettant de mesurer les déplacements entre deux images issues de deux états de sollicitations. Lors de l'essai, la fréquence d'échantillonnage des images est fixée.

Investigation des champs de déformation par la méthode ESPI
Dans leur étude, Buksnowitz et al. [26], ont voulu examiner l'effet des nœuds sur le champ de déformation en traction. Ils ont également fait la comparaison avec d'autres types d'inclusions afin de distinguer le comportement mécanique en déformation causé par la pente de fil seule et par la présence du nœud seul. Pour cela, ils disposaient de

plusieurs échantillons en Sapin de Norvège (Picea Abies), de longueur 250 mm (l), de largeur 60 mm (t) et d'épaisseur 9 mm (r) conditionnés à 12% d'humidité. Quatre configurations de spécimen ont été étudiées (Fig.1.19) :

A. Échantillon contenant un nœud adhérent centré de diamètre 15 mm.

B. Echantillon évidé d'un nœud centré de 15 mm de diamètre.

C. Echantillon de bois sans défaut (droit fil) avec un trou circulaire centré de 15 mm de diamètre.

D. Echantillon en bois sans défaut avec trou carré de 15 mm de coté.

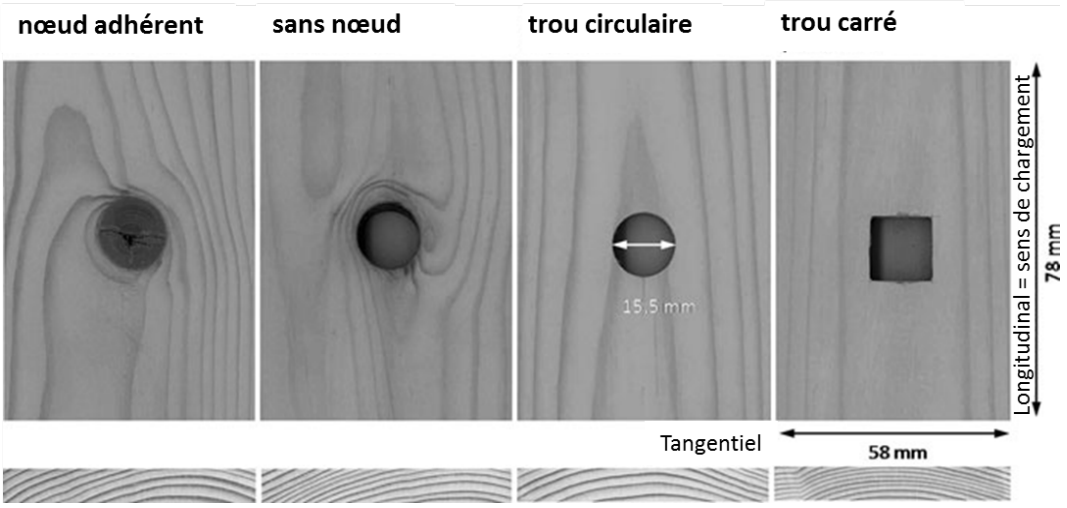

FIGURE 1.19: Les quatre types de spécimens étudiés pour un champ de vision de 78 mm x 58 mm [26]

Les champs de déformation des 4 configurations ont été étudiés au moyen de l'interférométrie, avec une camera CCD sous chargement uniaxial en traction.
En parallèle de ces essais mécaniques, des modélisations par éléments finis (COMSOL 3.4) ont été réalisées de manière à comparer les résultats expérimentaux et numériques. La modélisation numérique de la pente de fil fut réalisée à partir de l'algorithme mathématique proposé par Foley [27], que nous détaillerons dans la suite du document. Cet algorithme a alors été évalué en tout point d'intégration du maillage EF, pour définir l'orientation locale de la pente de fil.
La caractérisation du comportement mécanique du matériau "bois", a été effectuée sur la base d'un modèle micro-mécanique fondé sur l'approche de Hofstetter and al. [28] et [29]. Ce modèle permet de prédire les propriétés mécaniques macroscopiques du matériau à partir des caractéristiques micro-structurelles et de la composition chimique.Cette méthode se base sur la rigidité des tissus du bois et des résistances de l'hémicellulose, de la lignine et de la cellulose. Buksnowitz a alors obtenu les propriétés mécaniques suivantes ; $\mathrm{MOE}_L = 12552$ MPa, $\mathrm{MOE}_T = 504$ MPa et $\mathrm{G}_{RT} = 98.45$ MPa.

La comparaison entre les essais expérimentaux et les modèles numériques est illustrée sur la Fig.1.20 sous une contrainte seuil en traction de 10 MPa :

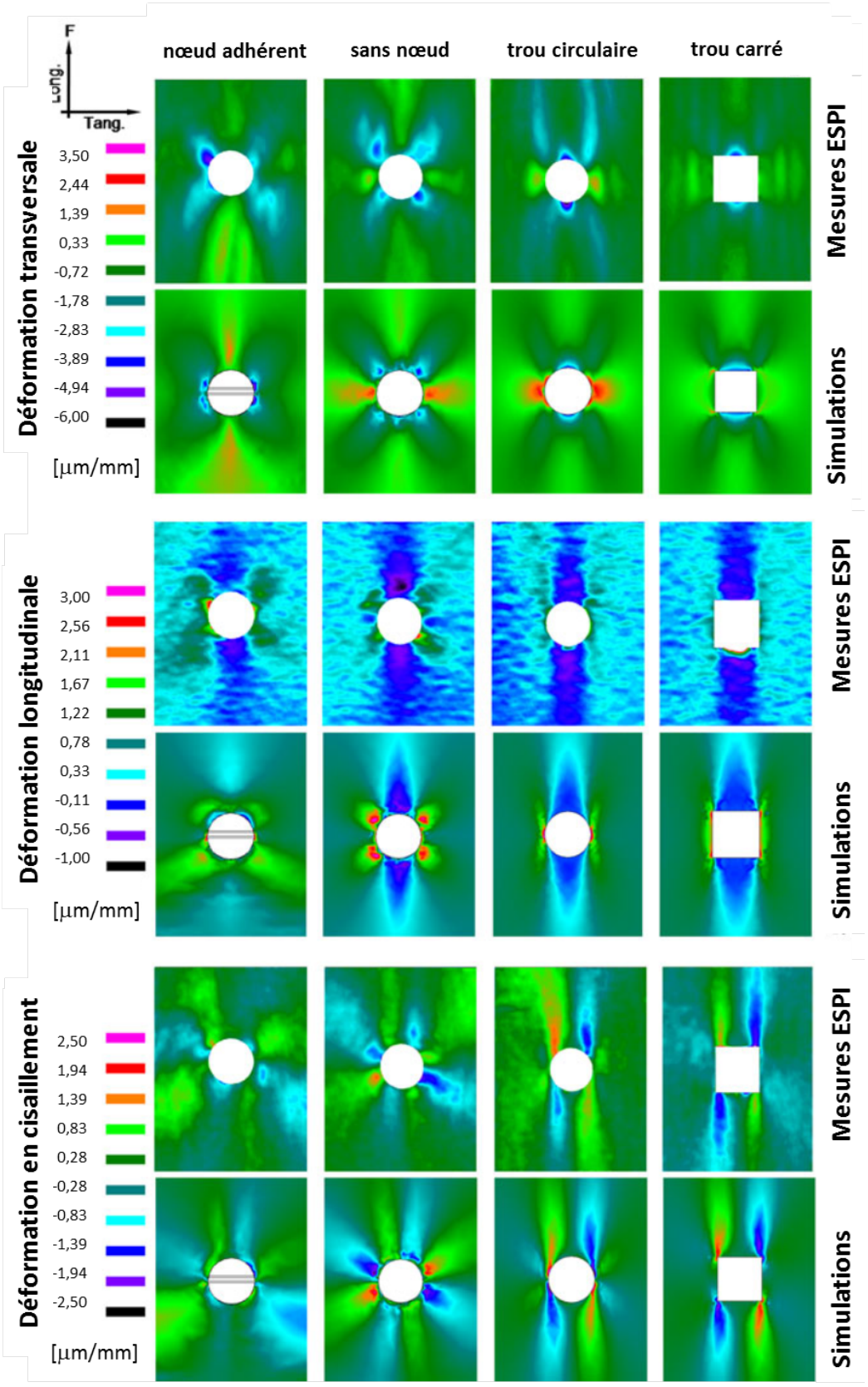

FIGURE 1.20: Champs de déformations obtenus expérimentalement et numériquement sur du Sapin de Norvège pour une contrainte de traction de 10 MPa [26]

Pour pouvoir mieux interpréter ces résultats, l'auteur a mis en place un système horaire au niveau de l'inclusion pour localiser les secteurs sollicités et pour pouvoir comparer les différents types d'échantillons (6h et 12h pour l'axe longitudinal et 3h et 9h pour l'axe tangentiel) De plus, afin de comprendre l'effet de la présence d'un nœud et de la pente de fil sur le champ de déformation, nous prendrons comme référence l'échantillon C, assimilable à une plaque trouée.

- **Déformations transversales**

Concernant l'échantillon C (plaque trouée), nous remarquons que les déformations positives se situent à 3h et 9h et les négatives à 6h et 12h.
Toutefois, dans la configuration B (noeud évidé), où on peut observer l'effet de la pente de fil en comparaison à C. La présence de cette déviation entraine une rotation à 45°des déformations négatives, là où d'après le modèle de Shigo [20], l'inclinaison du fil est maximale (Fig.1.13). Concernant les déformations positives, elles se situent au même endroit que pour l'échantillon C, c'est-à-dire à 3h et 9h (pente de fil nulle).
La pente de fil et le nœud (cas A), donne des déformations négatives similaires au cas B (pour les secteurs angulaires 1.5h, 4.5h, 7.5h et 10.5h). Les déformations positives sont présentes à 6h et 12h en comparaison aux configurations B et C. L'auteur [26] conclut que ceci est dû au changement local de comportement de la pente de fil à ce niveau là et à la contraction du nœud.

- **Déformations longitudinales**

L'échantillon C (plaque trouée) montre une élongation de part et d'autre du trou à 3h et 9h et un raccourcissement à 6h et 12h.
Les échantillons A (noeud adhérent) et B (noeud évidé) ont le même comportement pour les déformations négatives. En revanche, pour les déformations positives, la localisation se fait au niveau des diagonales (pente de fil maximale). Mais l'état de déformation en A semble moins marqué que pour les configurations B et C. Le nœud a tendance à renforcer la structure à l'inverse d'un trou, ce qui entraine un apport mécanique du noeud lorsqu'il est adhérent au bois environnant.

- **Déformations en cisaillement**

Pour l'échantillon C (plaque trouée), les déformations se situent à 3h et 9h et suivent la direction des fibres (L).
Les échantillons A (noeud adhérent) et B (noeud évidé), montrent 8 zones alternatives de déformations positives et négatives (contre 4 pour le C), avec une localisation symétrique au niveau des directions longitudinale et transversale. De nouveau, l'échantillon A montre une meilleure homogénéité et des valeurs plus faibles de déformations.

En conclusion, l'échantillon C (plaque trouée) montre une plus forte hétérogénéité des déformations mais sur une faible zone (interface bois/trou). La pente de fil pour les échantillons A (noeud adhérent) et B (noeud évidé) modifie la localisation des déformations et sa zone d'influence. Néanmoins les intensités sont peu différentes de C (plaque trouée). Le noeud joue un rôle favorable (cas A) par rapport aux cas B et C en diminuant l'intensité des déformations, du fait des propriétés élastiques du nœud et de son adhérence avec le matériau bois environnant. On peut remarquer que les tendances des champs de déformations des modèles éléments finis sont similaires à celles obtenues expérimentalement (avec une répartition des états de déformations équivalentes). En revanche, l'amplitude et les zones de grandes déformations sont plus importantes.

Investigation des champs de déformation par analyse de corrélation d'images numériques

Dans leur étude, Fink et al. [19] ont travaillé sur l'influence de groupement de nœuds et de leurs interactions sur les champs de déformations. Tout comme dans le travail réalisé par Buksnowitz [26], les auteurs se sont intéressés au comportement mécanique en traction. Pour l'analyse des déformations par corrélation d'images numériques (CIN), les photographies ont été prises à une fréquence constante de 0.5Hz. Fink et al. [19] ont travaillé sur des spécimens en Epicéa de Norvège de dimensions 126 x 44 x 4000 mm conditionnés à 12% d'humidité. 14 échantillons ont été identifiés, 4 contenant un seul nœud (pour étudier l'effet de bord d'un nœud) et les autres contenant 2 nœuds et plus pour étudier leurs interactions [30].

Fink et al. ont également mis en place un système horaire pour le repérage des résultats. Ils ont d'abord étudié les champs de déformations sur des nœuds adhérents centrés (Fig.1.21) et ensuite excentrés de manière à vérifier la concordance de leurs résultats avec la méthode ESPI proposée par Buksnowitz [26]. Par la même occasion, ils ont observé les effets de bord.

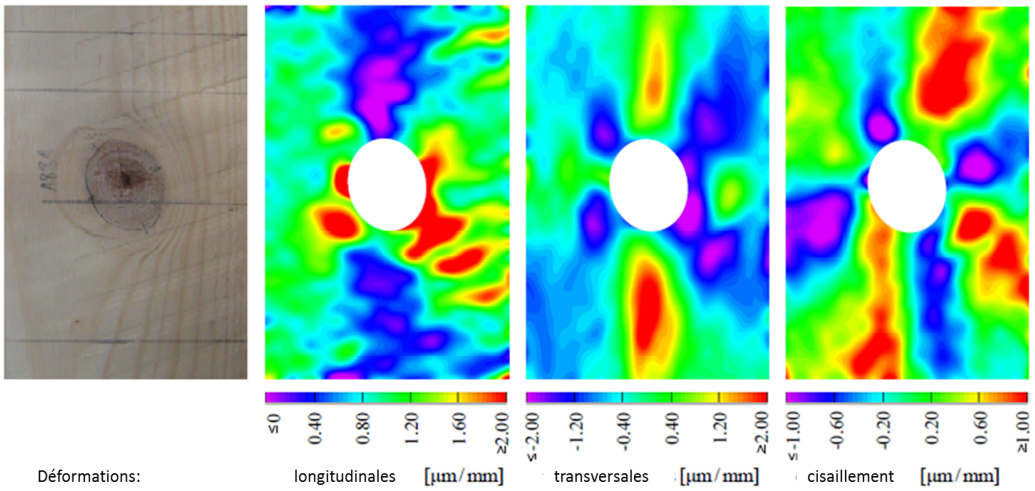

FIGURE 1.21: Champs de déformations obtenus expérimentalement sur de l'Epicéa de Norvège par analyse par CIN pour un noeud centré sollicité en traction dans le domaine élastique [19]

Les résultats représentés sur la Fig.1.21 correspondent bien à ceux obtenus par Buksnowitz montrant ainsi la fiabilité des deux méthodes d'analyse de champs de déformation ESPI et CIN. Les champs de déformations obtenus dans le cas d'un noeud excentré sollicité en traction sont représentés sur la figure 1.22.

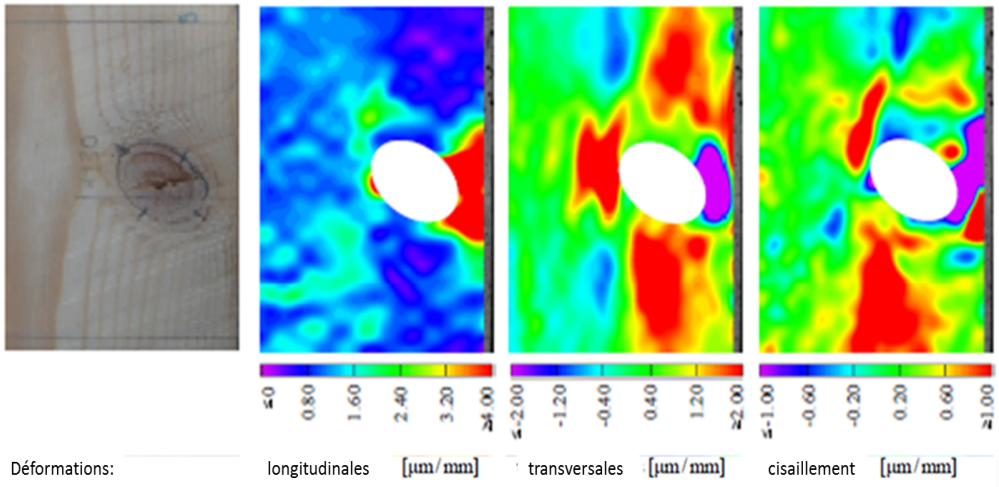

FIGURE 1.22: Champs de déformations obtenus expérimentalement pour un nœud excentré sollicité en traction [19]

Dans le cas où le noeud est excentré Fig.1.22, la répartition des déformations (longitudinales, transversales et en cisaillement) dans les directions 6h et 12h est relativement similaire à celle d'un noeud centré. Les déformations transversales positives situées à 3h, 6h et 12h sont significativement plus importantes que dans le premier cas. De plus, dans la partie où il reste peu de bois entre le noeud et le bord (3h), des déformations

apparaissent (positives longitudinales, négatives transversales et de cisaillement). Les différences notables entre un noeud centré et excentré sont dues aux effets de bord, présents à 3h. Ces effets de bord sont causés d'une part, par la dissymétrie géométrique du spécimen (indépendamment des caractéristiques mécaniques du matériau) provoquant une concentration de contraintes dans la zone de faible épaisseur, et d'autre part, par la pente de fil dans cette zone. En effet, Chazelas [21] montre que la pente de fil est perturbée jusqu'à trois fois le rayon du noeud. Ainsi, si le noeud se situe près du bord, la zone où il reste peu de bois présente les plus fortes pentes de fil et donc les propriétés mécaniques les plus faibles. La concentration de contraintes due à la géométrie et la pente de fil a donc pour effet d'amplifier le champ de déformations en comparaison d'un noeud plus centré. A noter que l'excentrement d'une planche est uniquement due au débit. Ce constat illustre bien l'impact du débit sur le volume sollicité, et en conséquence sur la performance mécanique de l'élément bois produit.

Il a été mentionné précédemment que les auteurs avaient également étudié l'interaction des nœuds. Pour cela, deux configurations ont été testées :

- deux nœuds répartis (Fig. 1.23a)) sur une colonne
- deux nœuds situés côte à côte, l'un excentré et non débouchant et l'autre coupé sur une face de l'échantillon et excentré de l'autre (Fig. 1.23b)).

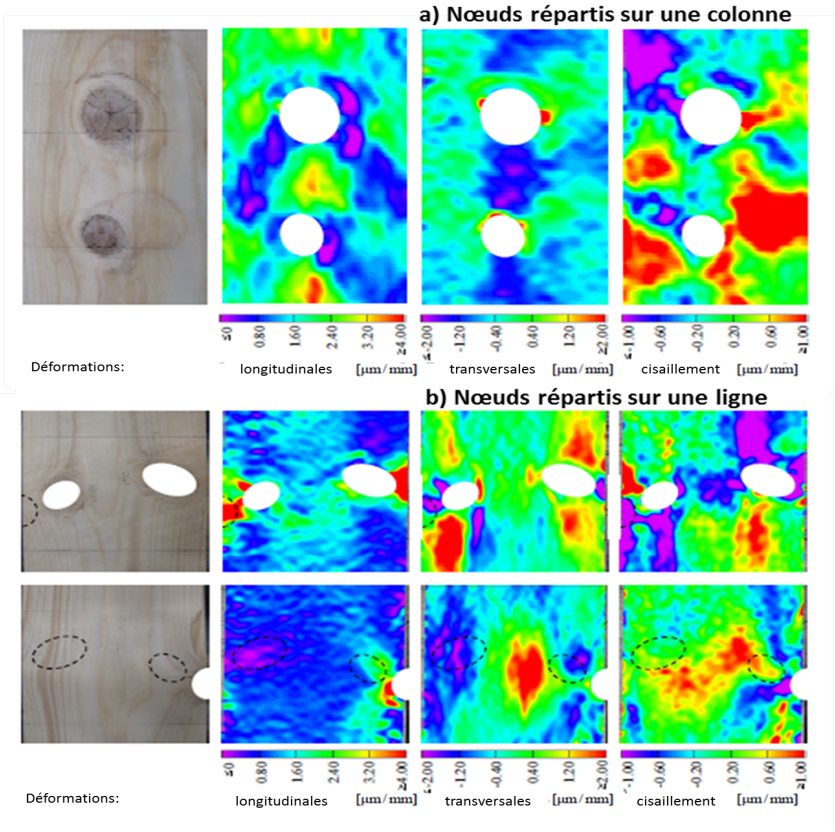

FIGURE 1.23: Champs de déformations obtenus expérimentalement en traction pour a) deux noeuds répartis en colonne et b) deux noeuds répartis en ligne [19]

La Fig.1.23 montre que, pour les nœuds répartis sur une colonne, le champ de déformations est similaire au cas où le nœud est centré. Toutefois, les déformations en cisaillement montrent plus de zones de déformations positives et négatives entre les deux nœuds du fait de leur interaction.
Concernant le cas pour lequel les nœuds sont répartis sur une ligne (perpendiculaire à l'axe de chargement), la première série d'images montre que le comportement mécanique en déformation est similaire au cas où le nœud est excentré. La différence se ressent de nouveau pour les déformations en cisaillement. Dans la seconde série d'images où le nœud de droite coupé apparait (3h), les déformations sont principalement provoquées par ce dernier puisque l'autre nœud n'est plus apparent.

Les deux méthodes expérimentales présentées permettent de mesurer les déformations de manière fiable puisque les résultats obtenus sont assez similaires sur des configurations simples. Il a été étudié dans un premier temps l'effet d'un nœud adhérent comparé à un échantillon où le nœud a été éliminé et à un échantillon de bois sans défaut (droit fil) percé au diamètre du noeud précédent. On constate que la pente de fil perturbe les champs de déformations. De plus, l'état de déformations est plus important au niveau des diagonales, là où la pente de fil est la plus marquée. Les déformations négatives sont localisées au même endroit (6h et 12h) pour les trois configurations analysées, seules

leurs intensités varient. Une différence de comportement a été observée au niveau des déformations positives, qui affichent une réorientation en présence du noeud. En effet, dans le cas où le matériau présente un trou, elles sont orientées à 3h et 9h, contrairement au cas du noeud adhérent (6h et 12h).
L'excentrement du noeud entraine des effets de bord se traduisant par une amplification des déformations dans la zone de faible épaisseur de bois.
Enfin, dans le cas de noeuds en interaction, les déformations longitudinales et transversales restent similaires à celles constatées en présence d'un seul noeud. Seuls les champs de déformations en cisaillement présentent une intensité supérieure et une réorientation (interaction entre les nœuds).

1.4.2 Champs de contraintes en zone pré-nodale

Dans l'optique d'étudier et de comprendre le comportement mécanique dans la zone noueuse, d'autres auteurs se sont intéressés aux champs de contraintes et aux concentrations de contraintes au niveau de ces singularités. Pour étudier la répartition des contraintes, une modélisation par éléments finis est nécessaire.
Par conséquent, il est primordial d'implémenter un modèle de matériau sur la géométrie étudiée. Pour cela, il s'avère nécessaire de mettre en place une équation mathématique (ou un algorithme) susceptible de reproduire la perturbation du fil induite par la présence d'un noeud.
Des auteurs [23], [31], [32], [33] et [34] se sont inspirés de la mécanique des fluides, en assimilant la pente de fil à l'écoulement laminaire d'un fluide autour d'un objet sphérique. Suite à des mesures expérimentales de la pente de fil (sur un noeud circulaire), cette modélisation a montré une assez bonne précision, avec une erreur de l'ordre de 3 à 4 °[35].

Champs de contraintes en traction

Cramer et Goodman [34] ont présenté une analyse des concentrations de contraintes induites par la présence d'un nœud dans un modèle continu élastique en deux dimensions. Ils ont utilisé un logiciel KMESH1 [36], capable de modéliser les nœuds et de définir automatiquement la pente de fil (équation d'un fluide). Ils se sont intéressés à l'effet de la position des noeuds. Pour cela, ils ont modélisé des noeuds dont le diamètre était équivalent au 1/4 de la largeur de la pièce sollicitée en traction. La position du noeud, quant à elle, varie du bord de l'échantillon jusqu'au centre. Dans la représentation de leurs résultats, ils ont mis en place un ratio R, fonction de la distance entre le bord du tronçon et le centre du noeud, K, et la hauteur totale du tronçon de poutre, W. Ainsi, lorsque ce ratio R vaut 0 cela signifie que le noeud est coupé de moitié et lorsqu'il vaut 0.5, que le noeud est centré. Les propriétés élastiques du matériau bois ont été obtenues expérimentalement et en fonction des études réalisées par Bodig et Goodman [37] et par Pugel [22].

Les concentrations de contraintes ont été déterminées en fonction des contraintes maximales estimées numériquement dans les directions d'orthotropie considérées et de la contrainte uniaxiale appliquée. Cramer et Goodman ont alors démontré que les noeuds situés au bord étaient plus préjudiciables que ceux situés au centre (ce qui va dans le sens des résultats trouvés par Fink et al. [19]). De plus, le modèle le plus critique obtenu est celui qui affiche un noeud tangent au bord (R=0.12 Fig.1.24a)) ce qui est en adéquation avec les résultats obtenus sur les champs de déformations et d'autres essais expérimentaux [38] et [39]. Pour cette position critique du noeud, il a été obtenu une concentration de contraintes longitudinales de 12,5 fois la contrainte appliquée tandis que dans le cas des autres positions étudiées, cette concentration n'était plus que de 3 à 3,5 fois la contrainte appliquée Fig.1.24a). Les auteurs ont également étudié les concentrations de contraintes transversales. Ils ont alors remarqué que pour un noeud centré, elles étaient de l'ordre de 0,15 et pour un noeud situé au bord de l'ordre de 0,3, avec un pic de concentration de contraintes lorsque le noeud est tangent au bord (R=0.12 Fig.1.24b)), soit un rapport de 2 entre les noeuds centré et au bord.

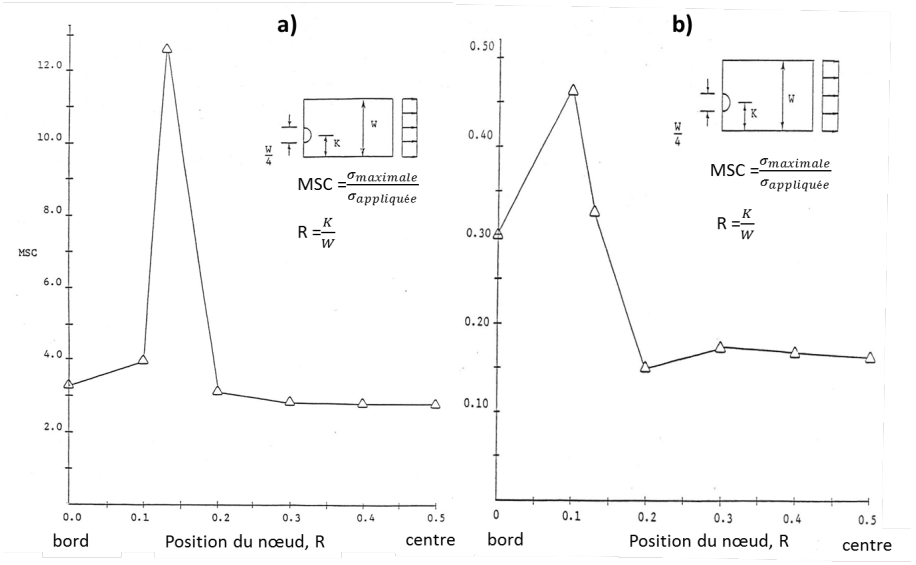

FIGURE 1.24: Concentrations de contraintes a) longitudinales et b) transversales en fonction de la position du noeud [34] (MSC= Maximum Stress Concentration)

Bendahmane [23] s'est également intéressé à l'effet des nœuds en traction. Dans son étude, il a pu quantifier l'impact d'un nœud adhérent et non adhérent (équivalent à un trou car $E_R = 1$ MPa et $\nu_{rt} = 0{,}4$) dans le cas du Pin Maritime, en terme de Facteurs de Concentrations de Contraintes Longitudinales (FCCL) et Transversales (FCCT). Ses résultats obtenus par modélisations numériques sous sollicitation de traction, sont présentés sur la Fig.1.25 (avec le ratio R=x/W équivalent au ratio R de Goodman and al. Fig.1.24) :

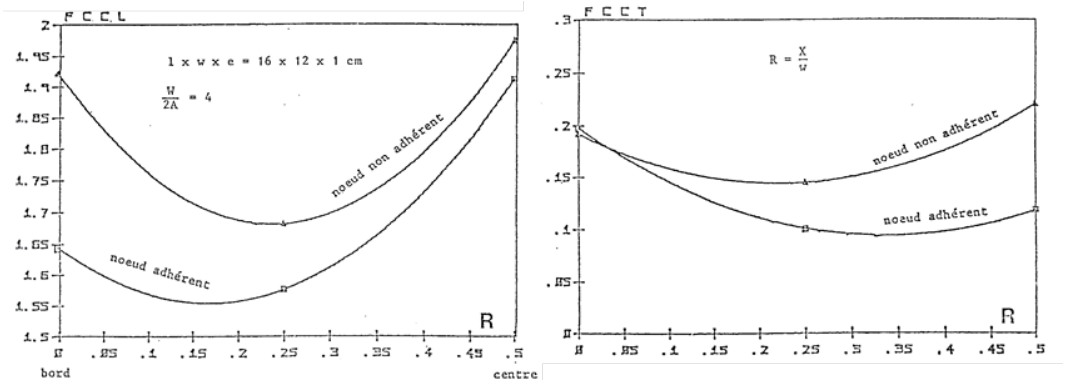

FIGURE 1.25: Concentrations de contraintes FCCL longitudinales et FCCT transversales en traction en fonction du type de noeud [23]

L'effet de l'adhérence du nœud sur les concentrations de contraintes longitudinales est plus important lorsque le nœud est proche du bord et diminue lorsque le nœud s'éloigne. Concernant l'effet de l'adhérence du nœud sur les concentrations de contraintes transversales, la tendance s'inverse avec un effet négligeable lorsque le nœud est proche du bord et de plus en plus important lorsque le nœud se rapproche du centre du tronçon de poutre modélisé.

Enfin, concernant l'influence du diamètre des noeuds sur la réponse mécanique, Mihashi et al. [32] ont étudié l'influence du diamètre d'un noeud, notamment lorsqu'il est tangent au bord de l'éprouvette. La figure 1.26a) représente les conditions limites ainsi que les dimensions du modèle éléments finis proposé. La figure 1.26b) montre l'évolution de la contrainte longitudinale suivant la position du nœud pour différents diamètres (pour une contrainte uniforme de 19,6 MPa).

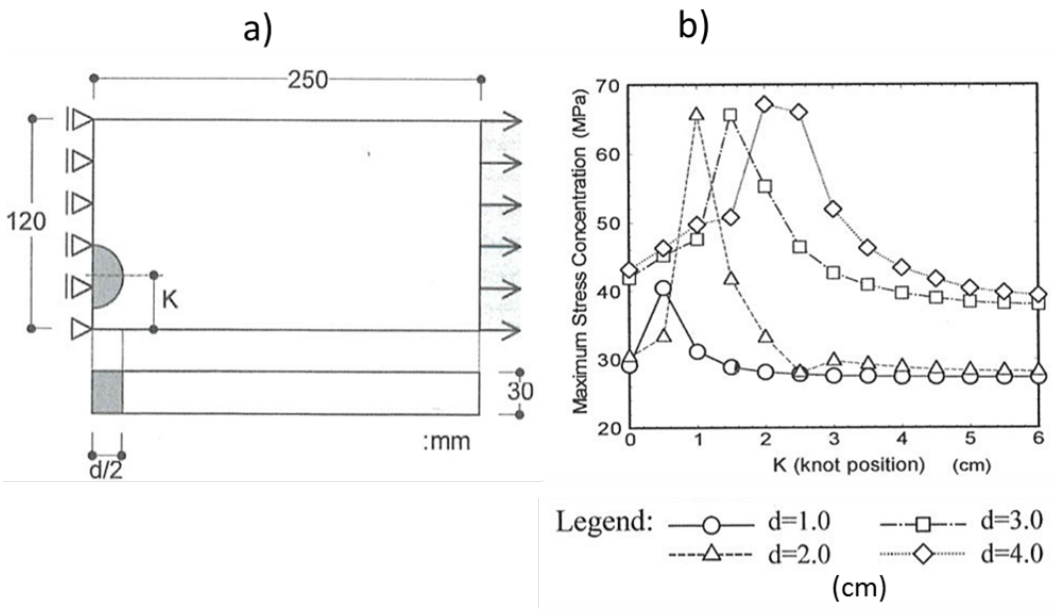

FIGURE 1.26: Contraintes maximales longitudinales pour différentes tailles de noeuds [32]

La taille du noeud est généralement préjudiciable sur la réponse mécanique d'une poutre. En effet, les contraintes pour une position de noeud donnée sont plus importantes lorsque la taille du noeud croît. Toutefois, deux familles de tailles de noeuds sont observées lorsque les défauts sont positionnés à 3-4 cm. En effet, à partir de cette position, le comportement mécanique du noeud de 1 cm de diamètre est équivalent à celui de 2 cm, et le comportement mécanique du noeud de 3 cm est semblable à celui de 4 cm. De plus, il peut être observé un écart de 10 MPa entre les deux familles pour des positions de noeuds supérieures à 3-4 cm. Enfin, lorsque le noeud est tangent au bord (localisation de la rupture de fil proportionnelle à la taille du noeud), les contraintes sont très peu différentes pour les noeuds de diamètres 2, 3 et 4 cm (si d=2 cm alors K=1 cm, si d= 3cm alors K=1.5 cm et si d= 4 cm alors K=2 cm).

Les différents auteurs [34], [23] et [33] ont montré, dans leur étude, les états de contraintes en zone pré-nodale de différentes configurations qui tenaient compte des dispositions des noeuds dans le volume sollicité en traction. Les observations font ressortir que la position du nœud produit des effets de bord non négligeables. Ensuite, l'adhérence du noeud au matériau environnant participe à la distribution de l'état de contrainte, ce qui entraine une diminution de celle-ci. Le diamètre (effet d'échelle du nœud par rapport à la largeur de l'élément structurel) a tendance à modifier les concentrations de contraintes.
Il est important d'intégrer cette connaissance dans la prédiction de la résistance des éléments de structure en bois massif, c'est la raison pour laquelle différents auteurs se sont intéressés à des modélisations de poutres en flexion, en tenant compte de la nodosité.

Champs de contraintes en flexion

Bendahmane [23] s'est intéressé à l'effet des noeuds adhérents et non-adhérents mais également à l'influence des propriétés élastiques du noeud quand ces derniers sont sollicités en flexion. Pour le Pin Maritime, voici les configurations testées Tab.1.8 :

TABLE 1.8: Caractéristiques mécaniques du Pin Maritime utilisées par Bendahmane [23]

	E_l MPa	E_t MPa	G_{lt} MPa	ν_{lt}	ν_{tl}
Bois (orthotrope)	13840	1022	1168	0,65	0,03
	E_r MPa	ν			
Noeuds (isotrope)	13840	0,4			
	1384	0,4			
	480	0,4			
	1	0,4			

A partir de ces données mécaniques, Bandahmane [23] a obtenu l'évolution des contraintes longitudinales et transversales selon la position du nœud. Le ratio entre le module d'élasticité radial du noeud et le module d'élasticité longitudinal du bois a également été analysé Fig.1.27.

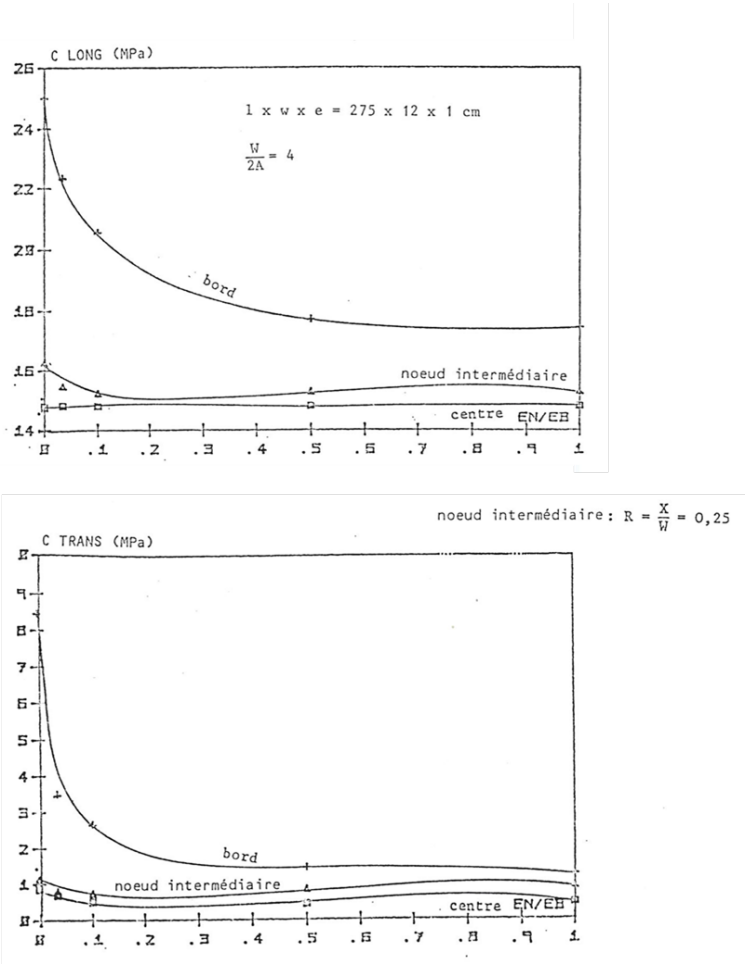

FIGURE 1.27: Contraintes maximales longitudinales et transversales selon les propriétés élastiques du bois [23]

On remarque ainsi que les propriétés élastiques du matériau ont une influence sur les contraintes uniquement lorsque le noeud est coupé (en bord de planche), ou tangent au bord de la fibre tendue. Les résultats des simulations laissent penser que les noeuds non-adhérents influencent le comportement mécanique en flexion et principalement dans la zone tendue.

Les résultats présentés ici par Bendahmane sont intéressants mais nécessitent d'être combinés entre eux de manière à voir l'effet de l'état de contrainte dans son ensemble. L'étude sur la seule base d'un critère uniaxial, ne peut pas rendre compte de façon précise de l'état des contraintes autour d'un noeud, comme il a été montré expérimentalement et numériquement.
Il est donc nécessaire de mettre en place un critère de rupture basé sur une contrainte équivalente et adapté aux composites anisotropes à fibres longues (de type Tsai Wu), (Ormarsson et al. [40], Williams et al. [41] et Baño et al. [42], [43]) qui a pour écriture 1.9 :

$$(\frac{\sigma_{t,0}}{f_{t,0}})^2 + (\frac{\sigma_{t,90}}{f_{t,90}})^2 + (\frac{\tau}{f_v})^2 = 1 \tag{1.9}$$

L'intérêt de cette approche macroscopique et globale est qu'elle permet de situer la résistance ultime du matériau pour un état de contraintes complexes. Le critère compare les contraintes effectives régnant dans le matériau aux contraintes ultimes pouvant être supportées par ce dernier.
Parmi les auteurs ayant appliqué ce critère au matériau bois, Baño et al. [42], [43] se sont intéressés au comportement mécanique de tronçons de poutre possédant un noeud et sollicités en flexion avec intégration de la pente de fil.

10 poutres de 3000 mm de long et de section 45 x 145 mm en Pin Sylvestre ont été testées et modélisées. Ces poutres ont été sélectionnées de manière à n'avoir que des noeuds traversants de part et d'autre des faces latérales, afin que la structure se rapproche d'une configuration idéale et optimale (quasi-bidimensionnelle) permettant de se rapprocher des modélisations par la méthode des éléments finis. A partir des essais menés en flexion 4 points, 7 spécimens ont rompu par la présence d'un noeud (les trois autres en traction parallèle sans effet des noeuds). Ils ont alors envisagé d'étudier la corrélation entre les résistances obtenues expérimentalement sur ces 7 poutres et celles obtenues numériquement. Ces éléments de structure ont été simulés au moyen d'un modèle élasto-plastique 2D, en respectant la position des noeuds sur les poutres et les conditions limites de l'essai de flexion 4 points (logiciel ANSYS). Concernant la typologie des noeuds, les auteurs ont simulé chacune de ces poutres avec trois types de noeuds (A) un noeud équivalent à un trou, B) un noeud qui possédait les mêmes propriétés élastiques que le bois sans défaut, et C) un noeud avec un contact partiel entre le noeud et le bois). Ces trois types de configurations permettent ainsi d'étudier l'effet de l'adhérence de ce défaut sur le matériau bois environnant. La déviation de la pente de fil a également été prise en compte. Des photographies ont été réalisées dans les zones pré-nodales (Fig.1.28).

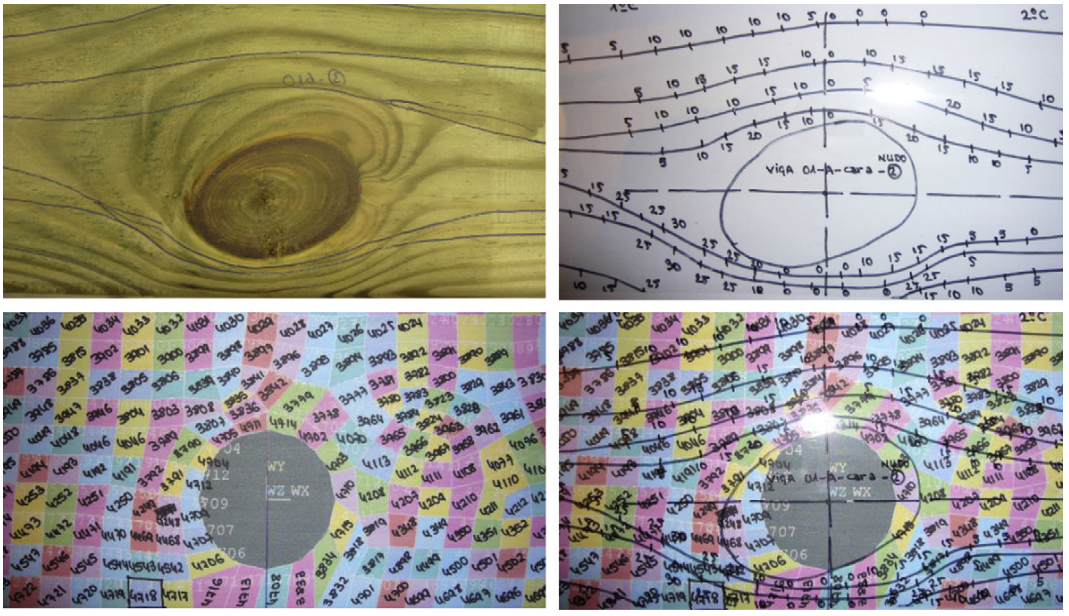

FIGURE 1.28: Détermination de la déviation de la pente de fil selon Baño et al. [42]

Les propriétés élastiques intégrées dans le modèle numérique ont été estimées à partir du module d'élasticité statique en flexion, E_m, obtenu expérimentalement pour déterminer les autres propriétés élastiques. Ces propriétés élastiques sont :

- $E_{c,0}$, le module d'élasticité en compression parallèle aux fibres du bois,
- $E_{t,0}$, le module d'élasticité en traction parallèle aux fibres du bois,
- E_{90}, le module d'élasticité en flexion perpendiculaire aux fibres du bois,
- v, le coefficient de Poisson,
- G, le module de cisaillement.

Afin de déterminer ces propriétés, les auteurs ont considéré l'égalité suivante (eq.1.10), issue de l'équilibre des moments pour différents modules d'élasticité en traction et compression [42] :

$$E_m = \frac{4.E_{t,0}.E_{c,0}}{(\sqrt{E_{t,0}} + \sqrt{E_{c,0}})^2} \tag{1.10}$$

A partir des règles du C.B 71 [44], ils sont partis du postulat que le ratio k_E entre $E_{t,0}$ et $E_{c,0}$ valait 1.2, ce qui permet par la suite de déterminer les modules d'élasticité longitudinaux en compression et en traction à partir des équations 1.10 et du ratio, k_E. Pour ce qui concerne le module de cisaillement, G, et le module d'élasticité en flexion perpendiculaire aux fibres, ils ont considéré les égalités suivantes, G = $E_m/16$ et E_{90}= $E_m/30$. Enfin, le coefficient de Poisson a été pris égal à 0.4 (valeur standard pour les résineux).

Les contraintes longitudinales, transversales et de cisaillement des 7 poutres modélisées selon les trois configurations de noeud ont pu être calculées. A partir de ces dernières, ils ont estimés les valeurs de résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v afin de déterminer la contrainte équivalente à partir du critère de Tsai-Wu. Les valeurs de résistances retenues sont celles qui apportent la meilleure corrélation entre les résistances obtenues expérimentalement et numériquement, à savoir Tab.1.9 :

Table 1.9: Données numériques des propriétés élastiques utilisées par Baño and al. [42] d'après [45]

$f_{t,0}$ MPa [45]	$f_{t,90}$ MPa*	$f_{c,0}$ MPa [45]	$f_{c,90}$ MPa*	f_v MPa*
89	10	57	7	14

* : Résistances calibrées après optimisation du modèle élément finis.

Les auteurs [42], [43] admettrons que les résistances modifiées $f_{t,90}$, $f_{c,90}$ et f_v sont nettement supérieures aux résistances réelles du matériau. Cependant, nous pouvons constater que les hypothèses considérées dans les modèles éléments finis sont trop sécuritaires, nécessitant ainsi une surévaluation des résistances intervenant dans le critère de résistance. En effet, ce constat avait déjà été remarqué précédemment dans l'analyse des champs de

déformation par la méthode ESPI [26] où les données numériques étaient supérieures à celles expérimentales.

Les résultats des modélisations et l'erreur obtenue entre le modèle numérique et les expériences sont reportés sur la Fig.1.29.

Beam	Model of knot	F_{max} (kN)	Error (%)
01	model A	8.4	5.8
	model B	9.5	16.6
	model C	9.1	12.9
02	–	21.1	24.6
03	model A	9.8	7.5
	model B	10.8	15.7
	model C	10.7	14.8
04	model A	11.6	9.7
	model B	18.4	43.3
	model C	12.1	13.6
05	model A	5.0	5.3
	model B	7.1	32.6
	model C	5.6	15.3
06	model A	11.0	7.5
	model B	11.8	0.8
	model C	11.5	2.9
07	model A	6.0	2.5
	model B	12.5	52.8
	model C	6.7	2.8
08	model A	7.7	7.5
	model B	12.4	67.5
	model C	8.1	7.9
09	–	19.5	13.8
10	–	20.5	16.6

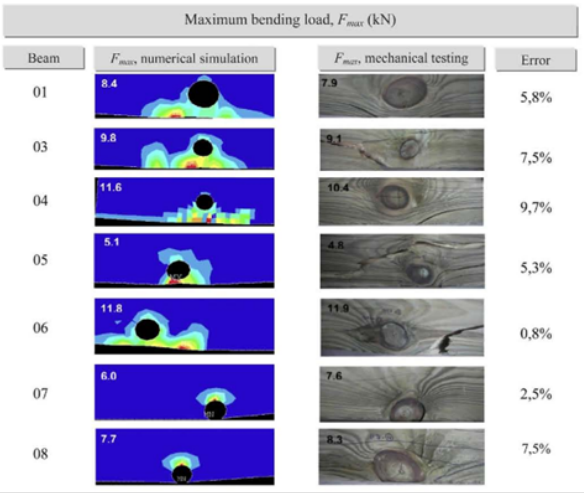

FIGURE 1.29: Résultats numériques de la charge ultime en flexion et l'erreur entre l'expérimental et le numérique [43]

De plus, une prédiction de la charge de rupture a été établie à partir du critère, eq.1.9. En couplant leurs configurations expérimentales et numériques, ils ont constaté que les nœuds situés sur la partie tendue de la face latérale sollicitée en flexion correspondent mieux à la configuration où le nœud est considéré comme un trou (modèle A). De plus, les valeurs numériques obtenues sont très similaires aux valeurs expérimentales, avec une erreur d'estimation inférieure à 9,7%. Il est obtenu à partir de ces 7 poutres un coefficient de détermination, R^2, de 0,88.

A partir de ce modèle numérique, ils ont souhaité modéliser différents tronçons de poutres virtuels sollicités en flexion afin d'étudier l'effet de la position des noeuds et leurs diamètres sur la contrainte équivalente issue du critère. En effet, 11 positions (Fig.1.30) selon la hauteur de la poutre (h=145 mm, même hauteur de poutre que celle utilisées expérimentalement) ont été étudiées ainsi que cinq tailles de noeud (de diamètre : 10 mm, 20 mm, 30 mm, 40 mm et 50 mm).

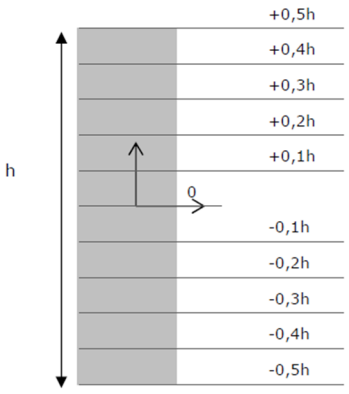

FIGURE 1.30: Les différentes positions de noeud traitées par [42]

Au total, 165 configurations de poutres ont été traitées. Les résultats obtenus, en terme de module de rutpure (MOR) sont illustrés Fig.1.31 :

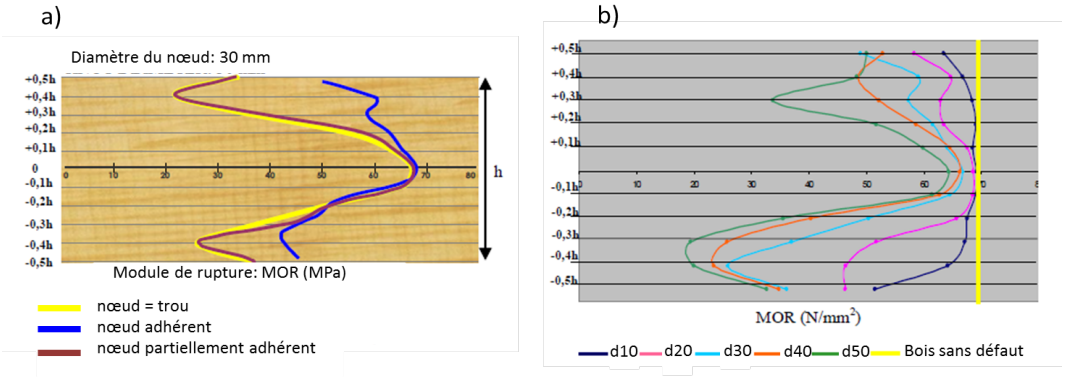

FIGURE 1.31: Résultats obtenus après modélisations numériques [42]

D'après la Fig.1.31a), les configurations pour lesquelles le nœud est considéré comme un trou ont un comportement mécanique équivalent aux configurations où le nœud est partiellement adhérent. De nouveau, les cas les plus critiques sont ceux où le nœud est tangent au bord comme montré expérimentalement.
Les auteurs ont par la suite considéré le comportement mécanique des noeuds situés sur la partie tendue des faces latérales, comme équivalents à des trous (cf. Fig1.29), et les noeuds situés dans la partie comprimée, comme étant équivalents à des noeuds adhérents. L'effet du diamètre du nœud sur la réponse mécanique (MOR) a également été étudié (Fig.1.31b)) en conservant en zone tendue le modèle A et en zone comprimée le modèle C. On constate alors que plus le diamètre du nœud est important, plus la résistance de la poutre de structure diminue. Cependant, si on observe les nœuds les plus proches de la fibre tendue entre -0,5h et -0,4h, on observe que la résistance de la structure varie peu, pour des diamètres supérieurs à 30 mm. Enfin, lorsque les nœuds sont situés sur la fibre moyenne, la performance mécanique est voisine de celle du bois sans défaut (droite verticale jaune sur la Fig.1.31b)).

Ainsi, cette partie consacrée aux champs de contraintes obtenus après modélisation par éléments finis en flexion apporte le même constat que ceux issus de la traction, à savoir que les paramètres préjudiciables d'un noeud sont sa position relative au bord, son adhérence (et/ou ses propriétés élastiques) et son diamètre.
En outre, les propriétés élastiques du défaut interviennent dans celles à la rupture en flexion (MOR) du matériau, que lorsque la singularité est située près de la fibre tendue (Fig.1.25 et Fig.1.31a)). De plus, concernant les diamètres du défaut supérieurs à 30 mm, on remarque que lorsqu'il est positionné entre -0.5h et 0.4h, ils n'interviennent pas significativement sur la résistance en flexion (MOR).
Les deux modes de sollicitation (flexion et traction) montrent clairement que pour un nœud tangent à la fibre tendue au sens de la flexion, la rupture de fil devient alors le défaut le plus préjudiciable et entraine une perte significative de la résistance en flexion de la section.

En conclusion, tout comme les résultats obtenus sur les champs de déformations, ceux obtenus sur les contraintes en traction sont les plus préjudiciables lorsque le nœud est tangent au bord (Fig.1.24). Cependant, les effets de l'adhérence et du diamètre du noeud ont également un effet sur les résistances.
Lors de l'étude de la contrainte longitudinale, l'adhérence du noeud intervient progressivement au fur et à mesure que le noeud est excentré, pour atteindre son effet maximal lorsque celui-ci est coupé. Pour ce qui concerne, l'étude de la contrainte transverse, le constat est inversé : l'effet de l'adhérence diminue en fonction de l'excentrement du noeud (Fig.1.25).
Quant à l'effet du diamètre des noeuds (Fig.1.26), il est constaté deux familles de tailles au sein desquelles les résultats obtenus sont équivalents (à l'exception du cas du noeud tangent au bord) :

- diamètre inférieur à 30 mm
- diamètre supérieur ou égal à 30 mm

Concernant les champs de contraintes en zone pré-nodale générés par flexion, Bano et al. [42] et [43] ont proposé, au moyen d'un MEF élasto-plastique et d'un critère d'endommagement de type Tsaï-Wu, d'étudier l'effet de différents paramètres propres aux noeuds sur le MOR. Pour cela, ils ont validé leur approche par une analyse de la corrélation entre leur modèle et des essais expérimentaux, mais sur très peu d'échantillons.
Le choix de leurs échantillons s'est fait de manière à ce que les poutres soient représentatives de leurs modélisations 2D (noeud traversant et faible épaisseur de poutre). La corrélation de leurs données numériques et expérimentales a menée à un coefficient de détermination de 0,88 (pour un nombre d'échantillons relativement faible : 7 poutres). Afin de faire correspondre leurs résultats numériques et ceux expérimentaux, ils ont dû

calibrer les résistances intervenant dans le critère de Tsai-Wu. Ils ont alors obtenus des résistances finales ($f_{t,90}$, $f_{c,90}$ et f_v) nettement supérieures à celles d'un résineux, comme le Pin Sylvestre.
Ceci montre de nouveau, que les hypothèses mises dans le MEF sont trop sévères et sécuritaires.

1.5 Conclusions

L'anisotropie du matériau bois et la variabilité naturelle de ses propriétés mécaniques rendent sa caractérisation difficile comparée à des matériaux isotropes. Les recherches montrent qu'il est possible de modéliser le bois sans défaut en supposant le matériau orthotrope quand ce dernier est débité dans ses axes. A partir de la connaissance des propriétés élastiques et à la rupture selon les axes de croissance, on peut en déduire le comportement mécanique du matériau sollicité en dehors de ses axes.
En ce qui concerne la caractérisation des noeuds, il ressort que le bois constituant le défaut possède une densité plus forte, induite par la présence de résine dans ses cellules anatomiques. Néanmoins, les modules d'élasticité des nœuds (400 MPa) dans le plan diamétral sont bien plus faibles que celui du bois dans le sens longitudinal (10000 MPa). Le caractère hétérogène du noeud en terme de propriétés mécaniques est ici intégré en tenant compte du ratio des rigidités des deux matériaux constituants (degré d'inclusion).
La complexité du problème s'accroit dès que l'on souhaite explorer les effets de la présence des nœuds sur le comportement mécanique d'un élément de structure. La présence de ce type de défaut engendre une déviation de la pente du fil par rapport à l'axe de la croissance primaire de l'arbre. La modélisation ou la connaissance parfaite de la perturbation de la pente de fil reste encore difficile au sens anatomique car plusieurs mécanismes de formation sont mis en jeu au niveau de la jonction de l'arbre et de sa branchaison. On conçoit alors aisément que la détermination des performances mécaniques reste encore un vaste champ d'investigation à explorer. L'étude bibliographique proposée dans le premier chapitre montre dans un premier temps que l'observation expérimentale permet de mieux comprendre les phénomènes de concentration de contraintes au niveau de l'assemblage branche/tronc, que l'on retrouve dans les débits. La complexité du comportement nécessite d'utiliser des moyens de mesures plus perfectionnés, capables d'estimer les champs de déformations autour de pièces en bois de faibles dimensions pourvues de défauts. Il est observé que la présence d'un nœud dans une pièce sollicitée en traction selon son axe longitudinal engendre des déformations importantes dans la direction perpendiculaire au fil du bois en périphérie des nœuds. Dans cette même zone pré-nodale, des seuils importants de cisaillement ont été observés. Ces constatations éclairent le fait que le bois est soumis à un état de déformations et donc de contraintes complexe dû à la taille du défaut et à la déviation progressive de la pente de fil. On serait tenté de comparer le comportement d'une plaque en bois comportant un nœud à une plaque de droit fil

pourvue d'un perçage de diamètre équivalent au défaut. Les résultats montrent que la pente de fil due à la présence de la singularité dévie la localisation des concentrations de contraintes (principalement celle de traction transverse et de cisaillement). De plus, même si le nœud peut présenter les caractéristiques d'un matériau plus souple, le fait qu'il y ait une parfaite adhérence contribue à diminuer l'état des déformations dans les zones fortement sollicitées. A l'inverse, un défaut d'adhérence faible à nulle favorise les zones d'amorce de rupture. D'autres études ont montré également que les effets de bords issus de débits coupant la pente de fil accentue les concentrations de contraintes, ce qui conduit à une réduction locale de la résistance du volume testé. Enfin, le comportement de groupe de nœuds a tendance à accroître les déformations en cisaillement. La présence des défauts engendre donc des concentrations de contraintes due à la perturbation de la pente de fil mais également liées à la localisation et à la taille du noeud.
Pour compléter, on trouve dans la littérature des études se basant sur la modélisation par éléments finis. Ces travaux mettent en avant le fait de bien considérer l'état de contraintes complexe autour d'une singularité. Il est à retenir que la performance mécanique d'un défaut ne peut pas être seulement appréciée par une seule contrainte. Les travaux présentés expliquent qu'il est nécessaire de traiter l'état des contraintes par des critères quadratiques de type Tsaï-Hill, utilisés pour les composites à fibres longues. Sur la base de ces formulations et la connaissance des résistances dans les axes du bois, on peut alors évaluer la contrainte provoquant la rupture et la localisation de cette dernière à proximité du défaut.
Les simulations numériques peuvent renseigner à partir des performances mécaniques d'éléments en bois pourvus de très peu de défauts, car la modélisation de ces derniers reste encore une étape laborieuse. Les travaux en matière de simulations numériques par EF montrent l'intérêt de développer ces techniques. Néanmoins, la calibration des modèles reste encore perfectible. On constate que pour l'ensemble des MEF, les données d'entrées (résistance du bois sans défaut) utilisées pour estimer les données de sortie (les charges de ruptures des poutres) doivent être supérieures aux valeurs réelles mesurées expérimentalement. La nécessité d'augmenter les résistances locales du bois sans défaut souligne l'approximation des MEF actuelles.
Il est cependant primordial de développer des méthodes similaires pour l'évaluation de la résistance de poutres de structure, toutefois la modélisation globale de l'hétérogénéité des éléments reste un projet ambitieux qui nécessite l'utilisation d'équipement capable de scanner les poutres. N'est-il pas possible d'investir un degré intermédiaire d'exploration limitant le nombre d'information, assurant cependant une bonne qualité de prédiction ? Une solution réside dans le fait de croiser des méthodes prédictives utiles en classement mécanique des bois de structure avec des méthodes plus lourdes de calcul de performances mécaniques comme les modélisations EF, c'est ce que l'on se propose d'analyser dans la suite du document.

Chapitre 2

Classement mécanique

2.1 Introduction

L'utilisation des classes de résistance des bois implique que les entreprises de transformation ou les fournisseurs de matériaux soient capables de prédire de manière formalisée au sens normatif, la performance des éléments structuraux mis sur le marché. Par conséquent, des référentiels méthodologiques et techniques sont développés. Les principes de classement peuvent se faire de manière visuelle, avec un opérateur en bout de chaîne de production (classement structure). Ce processus est actuellement le plus utilisé dans la filière car il est le moins coûteux, mais il est également le moins fiable. La seconde approche de classement s'appuie sur des machines qui proposent un degré de fiabilité plus important. Cependant l'investissement est plus conséquent et représente un frein à l'intégration de ce matériel dans les petites entreprises de transformation. Dans cette étude, nous nous focaliserons sur le classement automatisé qui assure une répétabilité des mesures et des méthodes. L'intérêt est de fournir des connaissances pouvant permettre une meilleure prédiction de la résistance sans superposer les moyens techniques qui affectent in fine le budget d'un système de classement.
La prédiction de la résistance peut être réalisée à partir de corrélations statistiques utilisant des grandeurs appelées indicateurs. Ces derniers peuvent avoir une signification physique, géométrique, de provenance, etc... De manière pratique, ces informations sont relevées pour chaque poutre de façon non destructive. Pour la mesure de la nodosité, des dispositifs par caméra ou photographie sont utilisables. On trouve également des équipements par rayon X qui fournissent des indicateurs supplémentaires comme la densité localisée dans les nœuds. D'un autre coté, les méthodes vibratoires ou acoustiques par exemple sont employées pour la mesure des rigidités en flexion des poutres. Les informations recueillies sont mises en regard de la résistance en flexion (MOR, module de rupture) obtenue par des essais destructifs. Les corrélations couramment utilisées sont des régressions linéaires entre les entrées (indicateurs) et la sortie du modèle (MOR). Ces

modèles sont à la base de la calibration des machines de classement. La qualité de la prédiction et donc du caractère discriminant des paramètres d'entrée sont souvent évalués à partir du coefficient de détermination, R^2. Il permet de mesurer l'adéquation entre le modèle statistique et les données observées (un R^2 qui vaut 1, signifie que l'équation de la droite de régression est capable de déterminer 100% de la distribution des points).
Des investigations menées sur du bois parfait montrent que la corrélation la plus forte obtenue sur de l'épicéa de Norvège lie la résistance en flexion au module d'élasticité longitudinal (MOE) avec un coefficient de corrélation de 0.76, tandis que la densité du bois montre un R^2 de 0.66 [46]. Il est donc pertinent d'employer ces variables dans le classement machine du bois de structure, car il est d'abord composé de bois sans défaut. La présence d'hétérogénéités dans ce matériau pour l'usage en structure (causé par l'effet d'échelle entre le bois sans défaut et le bois de structure) réduit sensiblement ces corrélations mentionnées puisque les coefficients de détermination entre le MOE et le MOR varient dans ce cas, entre 0.53 et 0.76 et ceux entre la densité et le MOR entre 0.16 et 0.4 [47].
De toutes les hétérogénéités rencontrées sur le bois de structure, il a été souligné que les noeuds et la pente de fil associée étaient les défauts les plus préjudiciables [16], [26], [19], [27], [42], [36] et [34]. Différentes caractéristiques propres à ce défaut (le noeud) ont donc été mises en places afin d'étudier leurs effets et leurs pouvoirs prédictifs sur le MOR. Ces variables reposent sur différents ratios mis en place afin d'exprimer la nodosité le long de l'élément de structure. Les différents termes intervenant dans ces ratios peuvent être déterminés visuellement ou par machines optiques ou à rayons X. Ces ratios sont représentés sur la figure suivante, Fig.2.1.

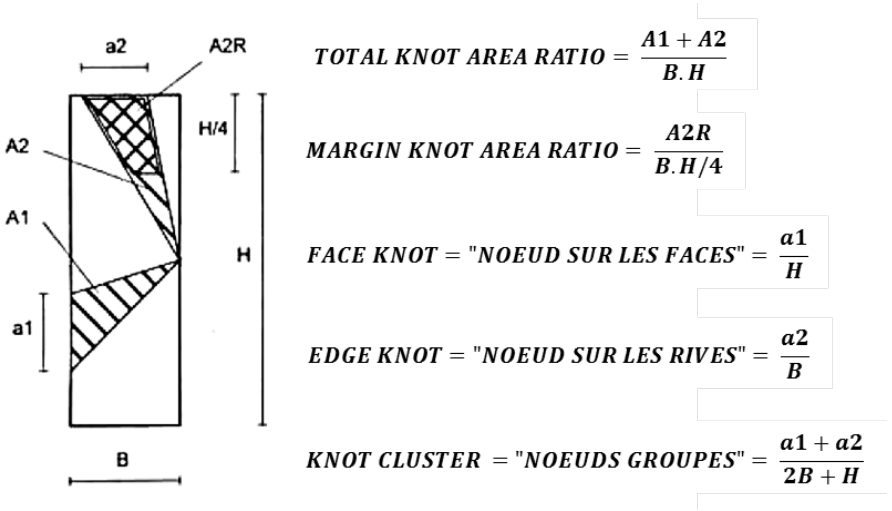

FIGURE 2.1: Quelques indicateurs utilisés dans le classement visuel basé sur la présence de noeuds [48]

Afin d'étudier l'interaction des noeuds présents sur les faces et sur les rives, un terme relatif aux dimensions des noeuds a été mis en place, *knot cluster = noeuds groupés*. Et enfin, le *Total Knot Area Ratio (TKAR)* et le *Margin Knot Area Ratio (MKAR)*

consistent à projeter la surface du noeud dans la section transverse afin d'en étudier sa proportion sur celle-ci. Cette projection s'appuie sur la forme des noeuds et la position de la moelle dans la structure, Fig.2.2.

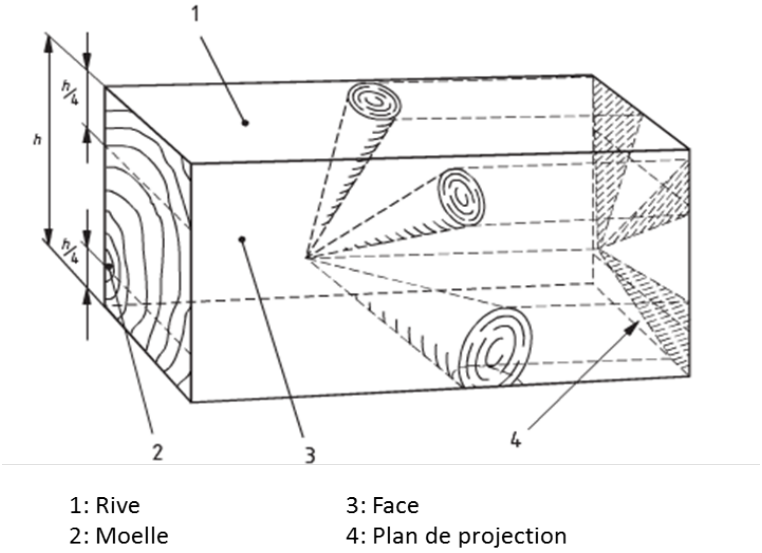

FIGURE 2.2: Projection des nœuds pour définir les termes TKAR et MKAR [49]

La différence entre TKAR et MKAR s'explique par le fait que le premier permet d'intégrer la présence de tous les noeuds présents sur la structure alors que le second n'intègre que ceux situés sur les zones extrêmes des sections transverses. MKAR permet donc de pondérer l'impact des noeuds placés sur les bords.
A partir de ces paramètres établis, différentes corrélations par régressions linéaires simples sur le MOR en traction et en flexion ont été obtenues sur 453 éléments de section 45x145 mm en Epicéa de Norvège, Tab.2.1 [50]. Les auteurs ont choisi de travailler sur ces deux modes de sollicitations car lors d'un essai de flexion, la rive inférieure est sollicitée en traction pure.

TABLE 2.1: Corrélations obtenues par régression linéaire entre différents facteurs propres aux nœuds et la résistance en flexion ou en traction[50]

	Traction	Flexion
	R^2	R^2
Noeud sur les rives	0.18	0.36
Noeud sur les faces	0.10	0.06
Noeuds groupés	0.33	0.34
TKAR	0.32	0.32
MKAR	0.20	0.34

Si on observe uniquement les résultats obtenus en flexion, on constate que l'intégration d'un paramètre local (tel que le noeud sur les rives) ou des paramètres "globaux" (tels que les noeuds groupés, le TKAR ou le MKAR) joue sur la qualité de la prédiction du MOR, avec un R^2 de l'ordre de 0.34.
Néanmoins, on constate que les paramètres les plus pertinents en traction et en flexion sont les noeuds groupés et le TKAR avec des coefficients de détermination de l'ordre de 0.33. Ainsi les auteurs ont démontré l'importance d'intégrer la présence de plusieurs noeuds dans la prédiction du MOR en traction et en flexion. L'intégration de la nodosité et donc d'une caractéristique géométrique des noeuds dans un modèle prédictif du MOR se fait souvent au moyen d'un "KAR". L'expression de "KAR" vient du fait qu'il existe différentes manières de calculer une proportion de noeuds sur la section transverse (comme ici TKAR et MKAR). Par exemple, Roblot et al. [51] se sont intéressés à trois types de KAR ; à savoir le KAR (équivalent au TKAR Fig.2.1), le EKAR (*Edge KAR*) où la quantité de la section transverse est paramétrée en fonction du ratio R=M/L, Fig.2.3 et le MKAR (*Median KAR*,différent de celui de la Fig.2.1) qui correspond à la différence entre le KAR et le EKAR, Fig.2.3).

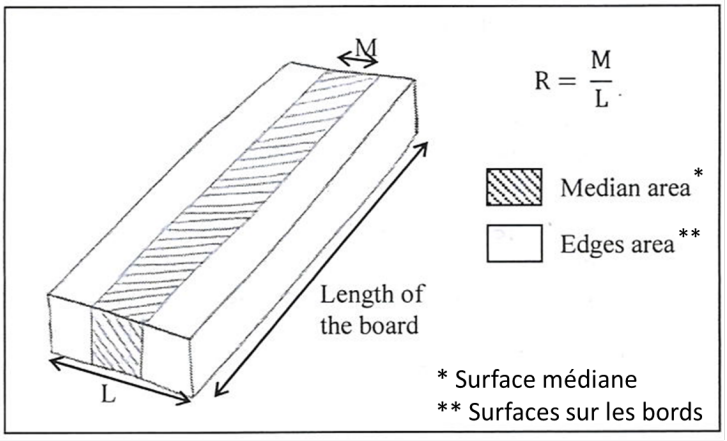

FIGURE 2.3: Evaluation des sections transverses pour le EKAR et MKAR [51]

Les ratios R définis par les auteurs sont fixés à 25%, 40%, 55% et 70%.
A partir de ces trois KAR (KAR, EKAR et MKAR), trois modes de calculs, pour exprimer la nodosité dans la structure ont été proposés ; le KAR (comme calculé sur la Fig.2.1), le KAR1D et le KAR2D, soit au total 9 configurations de KAR. La figure suivante, Fig.2.4, illustre comment sont calculés ces deux derniers paramètres.

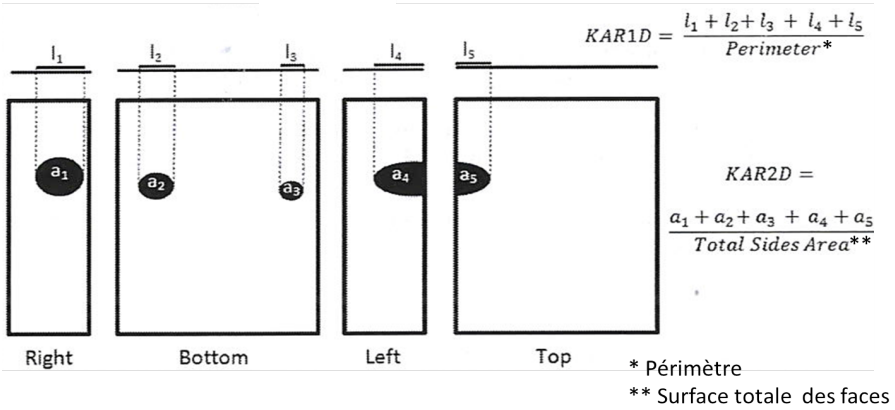

FIGURE 2.4: Calcul des KAR1D et KAR2D [51]

Le périmètre correspond au périmètre de la section transverse et la surface totale des faces est calculée comme la somme des surfaces des faces étudiées.
Ces différents KAR ont été calculés sur plusieurs longueurs de fenêtres ; à savoir WL = 50 mm, 100 mm et 150 mm. Les auteurs [51] ont alors étudié l'effet de ces indicateurs sur la résistance en flexion, le MOR, lors d'essais de flexion 4 points (cf. Fig2.5) pour deux essences ; le Sapin Douglas et l'Epicéa. 150 échantillons de section 144 x 45 mm et 76 échantillons de section 139 x 30 mm ont été testés sur chaque essence.

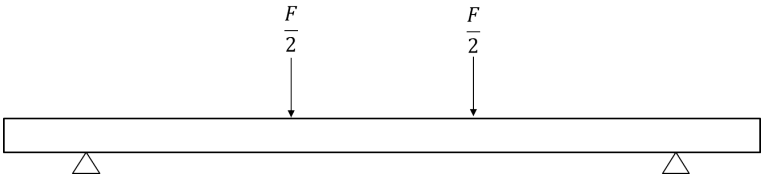

FIGURE 2.5: Schéma RDM d'un essai de flexion 4 points

A partir des résultats obtenus, une régression linéaire multiple a été menée. La meilleure approximation de fonction (et donc prédiction du MOR) se base sur plusieurs variables explicatives : le MOE dynamique (obtenu par la machine de classement vibratoire E-Scan), la valeur maximale du $EKAR$ et du KAR entre les têtes de chargement des essais de flexion 4 points (MX_LD EKAR et MX_LD KAR), la valeur moyenne du EKAR entre les deux points de chargement (AV_W), et l'écart-type de EKAR sur toute la poutre (STD). L'évolution des coefficients de déterminations alors obtenus pour prédire le MOR selon le nombre de ces variables explicatives est représentée dans la figure suivante, Fig.2.6 [51] :

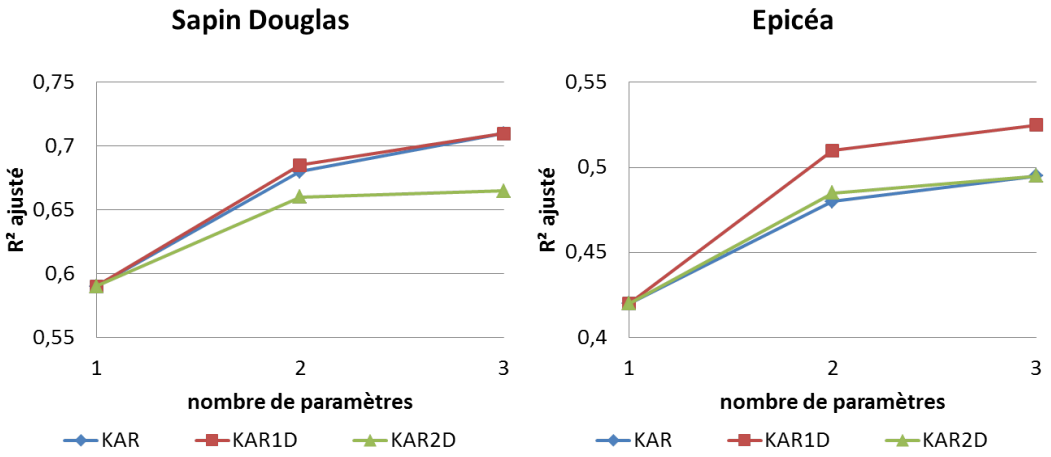

FIGURE 2.6: Coefficients de détermination obtenus avec les KAR, KAR1D et KAR2D [51]

Les propriétés (WL en mm et R en %) des KAR, KAR1D et KAR2D en deuxième et troisième variables explicatives sont représentées dans le tableau suivant, Fig.2.7 :

	Param.	*KAR*	*KAR1D*	*KAR2D*
Sapin Douglas	1	MOE E-scan	MOE E-scan	MOE E-scan
	2	MX_LD EKAR WL=150 - R=55%	MX_LD EKAR WL=150 - R=55%	MX_LD EKAR WL=150 - R=70%
	3	STD EKAR WL=100 - R=70%	STD EKAR WL=50 - R=55%	AV_W EKAR WL=50 - R=70%
Epicéa	1	MOE E-scan	MOE E-scan	MOE E-scan
	2	MX_LD EKAR WL=150 - R=70%	MX_LD EKAR WL=150 - R=40%	MX_LD EKAR WL=150 - R=70%
	3	STD EKAR WL=50 - R=55%	STD EKAR WL=50 - R=55%	MX_LD KAR WL=150 - R=25%

FIGURE 2.7: Propriétés des variables explicatives KAR, KAR1D et KAR2D [51]

On constate alors que le KAR1D est le meilleur prédicteur du MOR sur les deux essences (surtout pour l'Epicéa) comparé aux KAR et KAR2D. Concernant le fait de travailler sur le KAR, le EKAR et le MKAR, on remarque que le EKAR permet d'améliorer la prédiction lorsqu'il est paramétré selon le rapport R. En effet, dans le cas du Sapin Douglas, il est obtenu un R^2 de 0.6 en régression linéaire simple entre le MOE et le MOR. Le fait d'ajouter des paramètres spécifiques au KAR1D permet d'améliorer la prédiction de 18% (avec un R^2 final de 0.71). Pour le classement de l'Epicéa, un R^2 initial de 0.42 a été obtenu (MOE vs MOR). Suite à l'ajout de variables explicatives propres au KAR1D, un R^2 final de 0.52 a été obtenu (soit un gain de 25%). De tous les KAR proposés par les auteurs [51], nous retiendrons que les plus pertinents sont ceux calculés avec le KAR et le KAR1D (Fig.2.6). De plus, le calcul d'un KAR centré sur les données (noeuds) comprises entre les deux points de chargement dans le tiers central

de la poutre et situé sur les fibres extrêmes (EKAR) des éléments sollicités en flexion, permet de mieux appréhender le MOR (Fig.2.7).
D'autres auteurs, Ranta-Maunus et al.[52] se sont également intéressés à l'effet des noeuds par régressions linéaires multiples, en intégrant le TKAR. Pour cela des essais de flexion 4 points ont été menés sur des échantillons de tailles variables avec des longueurs fixes de 4000 mm et diverses sections : 38 x 100 mm, 50 x 100 mm et 44 x 200 mm en Epicéa de Norvège (2776 échantillons) et en Pin Sylvestre (430 échantillons). Ils ont alors étudié l'effet du TKAR (calculé comme sur la Fig.2.1) seulement entre les deux points de chargement de l'essai de flexion 4 points (majoré d'une fois la hauteur de part et d'autre des têtes de chargement). Ils ont en premier lieu évalué l'effet du TKAR seul sur le MOR en flexion, un coefficient de détermination de 0.31 a été alors obtenu pour l'Epicéa de Norvège et un coefficient de détermination de 0.4 pour le Pin Sylvestre. A partir de ces données et des propriétés mécaniques, ils ont étudié par régression linéaire multiple, l'effet du module d'élasticité dynamique,MOE_{dyn} (obtenu par la machine de classement Golden-Eye 706) et le TKAR sur le MOR. Cette équation prédictive de la résistance en fonction de variables mécaniques, physiques et/ou morphologique est souvent appelée, *IP* (*Indicating Property*)[1]. Des coefficients de détermination alors obtenus entre l'*IP* (MOE_{dyn} + TKAR) et le MOR sont de 0.61 pour l'Epicéa de Norvège et 0.67 pour le Pin Sylvestre. Le graphe suivant, Fig.2.8, illustre le diagramme de dispersion de l'*IP* sur le MOR en flexion pour les deux essences.

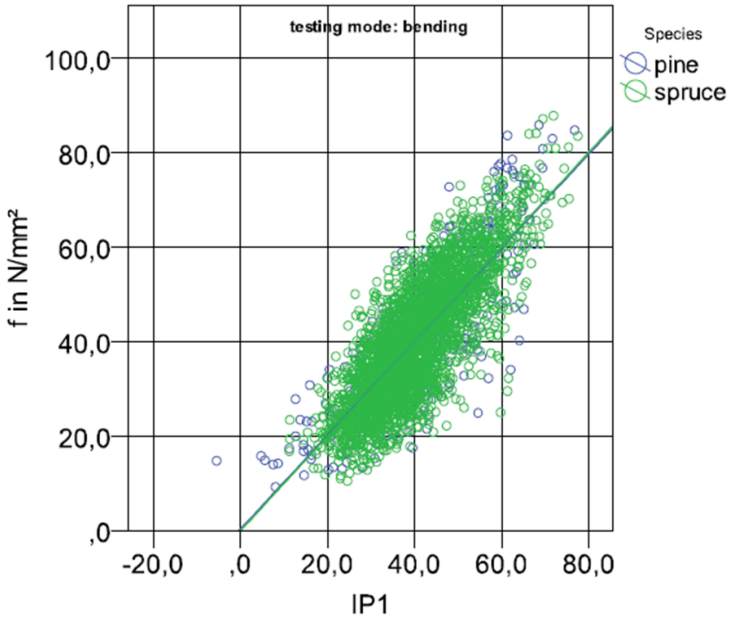

FIGURE 2.8: Diagramme de dispersion entre l'*IP* et le MOR en flexion[52]

On remarque que le pouvoir explicatif du MOE_{dyn} seul sur le MOR est de l'ordre de 0.54 pour l'Epicéa de Norvège et de 0.5 pour le Pin Sylvestre. On constate alors après

1. Cet *IP* est fonction de la précision des machines ND à prédire les variables intervenant dans l'équation de l'*IP* et de la calibration de la machine

ajout du TKAR, une amélioration de l'approximation de l'ordre de 13% pour la première essence et de 34% pour la seconde.

De toutes les approches proposées par les différents auteurs, nous pouvons constater que la prise en compte de la nodosité dans la prédiction du MOR par régression linéaire multiple permet un gain de l'ordre de 20% [51] et [52]. Toutefois ce gain fluctue en fonction de l'essence utilisée dans les travaux
De tous les types de KAR proposés, aucun ne semble plus pertinent que les autres. En effet, les travaux de Bostrom et al. [50], ont montré que la prise en compte du TKAR ou des noeuds groupés donnait des résultats équivalents en traction et en flexion.

Nous retiendrons donc de cette partie introductive, qu'il est important d'intégrer la présence des noeuds dans la prédiction du MOR (puisque l'ajout d'un "KAR" permet un gain de 20% dans l'estimation du MOR). Dans ces travaux, des propriétés "globales" qui intègrent la nodosité des poutres mais également des propriétés "locales" propres à des noeuds considérés comme critiques sont étudiés. Ce chapitre a donc pour objectif de proposer une amélioration du classement mécanique du bois de structure en couplant des propriétés mécaniques et physiques du matériau (MOE_{dyn}, H% et d) à des caractéristiques géométriques propres aux noeuds. Les corrélations entre les propriétés à la rupture et les propriétés mécaniques et physiques du matériau et morphologiques des noeuds ont été étudiées au moyen de régression non-linéaire polynomiale ou par réseau de neurones.

2.2 Constitution de la base de données

La présente étude se base sur une campagne expérimentale établie sur 900 poutres en Pin Maritime de différentes sections (80x27 mm, 180x65 mm, 100x80 mm et 200x100 mm) et de différentes provenances (Dordogne et Landes). Les poutres de plus fortes sections (200x100 mm), les plus représentatives des sections utilisées dans la construction bois, en tant que structures porteuses, ont été analysées. Au total, 225 poutres en Pin Maritime de 4,5 m de long et de section 200x100 mm ont été analysées ici. Les propriétés mécaniques et physiques du matériau et morphologiques des nœuds ont été estimées pour chaque individu et recensées dans une base de données.

2.2.1 Variables issues de la campagne expérimentale

2.2.1.1 Protocole d'essai

Afin de constituer la base de données de ces éléments de structure, les 225 poutres ont d'abord été photographiées. La poutre est placée sur un convoyeur à rouleau, où huit clichés sont réalisés sur la première face. La poutre est ensuite retournée de 90°afin de

reprendre le processus en sens inverse de la première face. Cette action est effectuée à quatre reprises afin de reconstituer par la suite les faces longitudinales et d'en identifier les hétérogénéités avec un logiciel d'analyse et de traitement d'images, Fiji®.
Les poutres sont ensuite testées sur une machine de classement vibratoire, le XYLO-CLASS. Le mode de vibration utilisé dans cette étude est celui de traction (bien que la machine soit également homologuée en flexion). Le mode de vibration est caractérisé par sa fréquence propre de rang k, f_k, son allure caractéristique, ses amplitudes et son coefficient d'amortissement.
A partir de ces données, il est alors possible de déterminer le module d'élasticité dynamique, MOE_{dyn} en MPa, par la formulation utilisée pour l'étude des vibrations axiales [53]. L'équation alors obtenue pour définir cette propriété mécanique est la suivante 2.1 :

$$MOE_{dyn} = \frac{4.\rho.l^2.f_k^2}{k^2}.10^{-6} \tag{2.1}$$

Avec :
l : la longueur de la poutre en m (mesurée par des lasers),
ρ : la masse volumique en kg/m^3 (obtenue par système de pesée intégrée dans la machine),
f_k : la fréquence propre de rang k en Hz.

Le rang de la fréquence propre étant égal à 1, il est possible de simplifier l'équation 2.1, ce qui donne 2.2 :

$$MOE_{dyn} = 4.\rho.l^2.f_k^2.10^{-6} \tag{2.2}$$

Une fois le module d'élasticité dynamique déterminé,les poutres sont testées selon l'essai de flexion 4 points afin de définir différentes propriétés. Ces essais ont été réalisés selon la norme NF-EN-408, où sont précisés les emplacements des appuis et points de chargement ainsi que les capteurs de déplacement. En effet, deux capteurs de déplacement, de type LVDT, ont été positionnés dans le tiers central de la poutre, d'espacement 900 mm, afin de définir le module d'élasticité local, MOE_{loc}, des éléments de structure. Un capteur de déplacement a également été positionné à mi-portée pour déterminer le module d'élasticité global, MOE_{glob}, des poutres. La figure suivante, Fig.2.9, résume les configurations de l'essai.

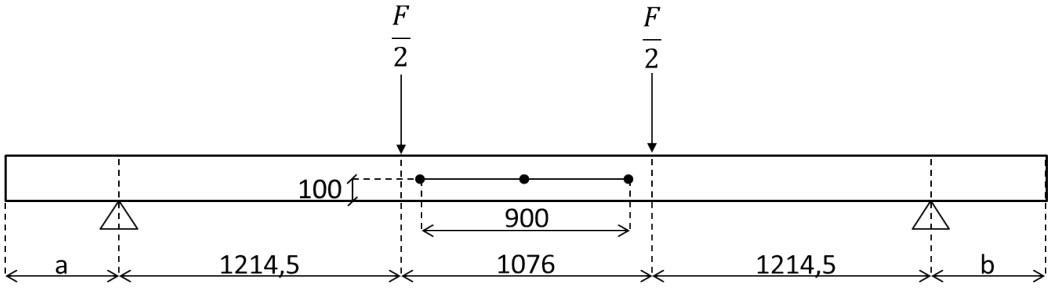

FIGURE 2.9: Configuration de l'essai flexion 4 points menée sur les 225 poutres (cotations en mm)

Les distances a et b sont variables, les poutres ont été placées sur le banc de flexion, en accord avec la norme NF-EN-384, de manière à ce qu'un maximum de défauts apparaissent dans la zone où le moment est constant et maximal (tiers central). a est compris entre 0 et 1 m du nu de la poutre au premier appui (b étant le complément par rapport à la longueur de 4,5 m et de la portée de 3,505 m). Ces essais de flexion permettent alors de définir la force à la rupture, F_{max} et les modules d'élasticités, MOE_{glob} et MOE_{loc}. Une fois les poutres cassées, des clichés des faciès de rupture ont été pris. Cette étape est importante pour la suite de ces travaux. Ces clichés permettent de définir si la fissuration de l'élément s'est bien produite dans le tiers central lors de l'essai de flexion sinon, la poutre est rejetée et ne sera pas étudiée par la suite. De plus, à partir de ces faciès de rupture, il est possible de reconstruire les conditions limites et de chargement. Ainsi lors de l'identification des noeuds, il sera alors possible de définir ceux qui étaient présents dans le tiers central, ou encore sur la partie tendue des faces latérales, ...
Enfin, des échantillons ont été prélevés selon la section transverse, près de la zone de rupture, afin de définir certains paramètres tels que le taux d'humidité lors de l'essai, la masse volumique et la présence ou non de moelle [2] dans la poutre.

2.2.2 Variables issues de la reconstitution des faces : Analyse d'images

2.2.2.1 Reconstitution des faces et des conditions limites

Dans ce travail, trois faces ont été étudiées à partir des quatre initiales, les deux faces latérales (4500 x 200 mm^2) et le chant tendu qui correspond à la face inférieure sollicitée en traction selon l'essai de flexion. Les photographies (8 images/face) ont été prises de manière à ce qu'une partie de la poutre sur une image corresponde à celle de

2. En effet, lors du prélèvement des échantillons, il n'a pas été noté la position de la moelle dans la section transverse pendant l'essai. Nous ne sommes donc qu'en mesure de définir si elle était présente ou non dans la poutre. Une reconstitution de la poutre selon sa section transverse et donc la définition de la position de la moelle dans celle-ci aurait permis d'ajouter des variables explicatives tels que la distance entre la moelle et le chant tendu. Mais cette information aurait surtout pu permettre d'émettre des hypothèses sur l'évolution des nœuds dans la section et donc de calculer le TKAR vu en introduction.

l'image précédente, entrainant ainsi lors de la reconstitution un coefficient de recouvrement (Fig.2.10).

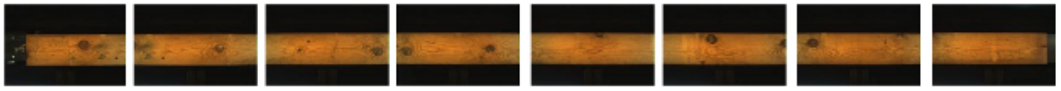

FIGURE 2.10: Images obtenues après passage des poutres dans le XYLOPROFIL

Comme les poutres étaient passées manuellement dans le convoyeur à rouleaux, les recouvrements des photos étaient différents sur une même face. Ainsi la reconstitution des faces par application d'un coefficient de recouvrement était impossible car ceci aurait entrainé une perte ou un ajout d'information (en terme de nœuds et de dimensions). Un post-doctorat avait été alors proposé avant cette thèse afin de reconstituer les poutres par un principe de reconnaissance des formes [54]. Du fait de la teinte du bois (hors noeud) surtout dans des zones de droit fil, le recouvrement était faussé. Il a donc fallu faire la reconstitution des faces manuellement avec le logiciel de traitement et d'analyse d'images, Fiji®(Fig.2.11).

FIGURE 2.11: Face obtenue après recouvrement manuel

Visuellement, certaines poutres n'ont pas pu être reconstituées. Les zones où le bois ne présente aucun défaut et que du droit fil ne permettent pas de reconstituer les images car les points de recouvrement ne peuvent être identifiés. Sur les 225 poutres, seules 201 seront exploitées. Sur ces 201 poutres, 603 faces ont été traitées durant ce doctorat, soit environ 4800 images (2,7 km de photographies).

2.2.2.2 Reconstitution des conditions limites et de chargement

Après avoir reconstitué les poutres, l'étape suivante a consisté à détecter les conditions limites et de chargement appliquées sur les poutres. Les faciès de rupture ont été alors utilisés pour cette partie. Sur ces clichés, il est possible de définir le sens de chargement ,suivant l'orientation de la rupture et de déterminer la position des points de chargement et des appuis, par la localisation des marques laissées par les capteurs LVDT et des distances connues (Fig.2.9). La figure suivante, Fig.2.12, illustre le principe de localisation.

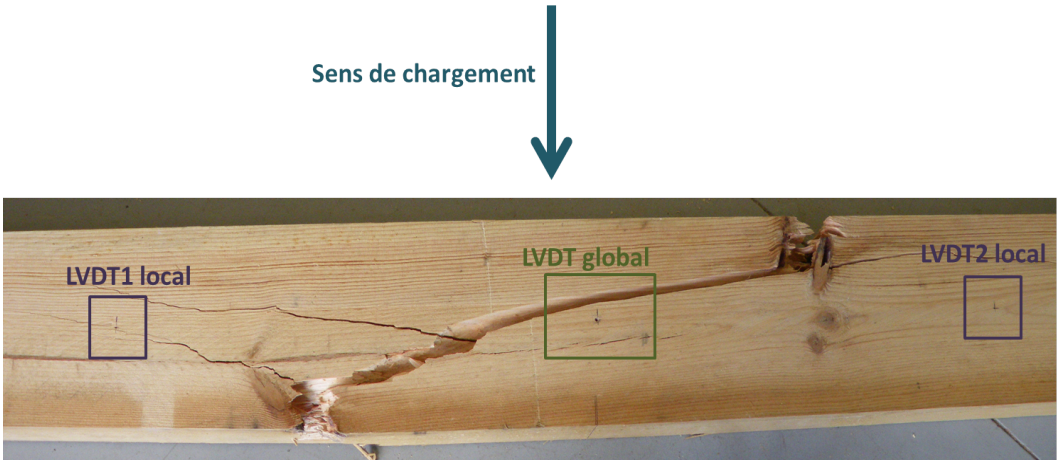

FIGURE 2.12: Identification des conditions limites et de chargement

La suite de ces travaux consiste à identifier les nœuds présents sur les trois faces et de les caractériser par rapport à leur localisation dans la poutre (tiers central, partie tendue des faces latérales ...).

2.2.2.3 Identification des variables propres aux nœuds

Un seuillage d'image[3] a été proposé afin de détecter automatiquement ces défauts. Les éléments de l'image qui ne correspondaient pas aux critères de tailles (>20 px équivalent à 5 mm) et de circularité (>0.5) proposés par le seuillage étaient éliminés. La circularité correspond à un paramètre de forme (fonction de la surface et du périmètre de l'objet), lorsqu'elle tend vers 1, l'objet se rapproche d'un cercle et lorsqu'elle tend vers 0, il s'agit d'un objet de forme allongée.
Cependant, ce seuillage n'est pas efficace. Lorsque les noeuds étaient coupés, le seuillage ne les détectait pas et des éléments comme des poches de résines ou des traces laissées par les cernes d'accroissement étaient identifiés comme des inclusions. En effet, la figure, Fig.2.13, montre que deux noeuds ont été omis lors du seuillage automatique.

FIGURE 2.13: Problèmes identifiés dans le seuillage automatique

La méthode reste à améliorer afin d'avoir des données fiables. Dans cette étude, l'identification des défauts a donc également été faite manuellement sur Fiji®.
Les poutres présentant au moins un noeud sur les fibres tendues dans le tiers central (en

3. Il S'agit d'une des méthodes les plus couramment utilisées pour la segmentation d'image, c'est-à-dire pour l'isolement d'objets présent dans l'image

dessous du centre géométrique selon l'essai de flexion quatre points) ont été étudiées. Ainsi, seules 188 poutres présentaient des noeuds sur les fibres tendues.

En premier lieu, les faces latérales ont été observées séparément, les noeuds ont donc été considérés comme indépendants. Plusieurs paramètres ont été alors estimés, tels que :

- N : le nombre total de noeuds compris dans le tiers central (somme des noeuds des deux faces),
- N_{tendu} : Nombre de noeuds localisés dans la partie tendue des faces latérales selon l'essai de flexion (somme des noeuds des deux faces),
- KAR_{aj} : Knot Area Ratio ajusté, qui correspond à la somme des surfaces des noeuds A_k divisée par la surface étudiée, c'est-à-dire, la surface correspondant à la hauteur de la poutre,h, multipliée par la longueur du tiers central, L_{TC}, eq.2.3 :

$$KAR_{aj} = \frac{\sum A_k}{h.L_{TC}} \tag{2.3}$$

Un noeud considéré comme le plus critique a alors été identifié sur ces faces latérales, à savoir, en première approximation, celui situé le plus proche de la fibre la plus tendue (inférieure) selon l'essai de flexion-quatre-points. En effet, au vu de ce qui a été observé dans le chapitre introductif, il semble que ce nœud soit le plus défavorable. Ce noeud sera alors nommé par la suite, "noeud critique" des faces latérales, $N_{crit_{FL}}$. L'indice FL désigne les faces latérales. Différentes variables ont été alors estimées au moyen du logiciel Fiji, où toutes les formes sélectionnées représentant des noeuds ont été approximées par le logiciel comme des ellipses. Les différentes variables obtenues par le logiciel de traitement et d'analyse d'images sont les suivantes :

- $A_{crit_{FL}}$: surface du noeud critique des faces latérales (FL),
- $X_{crit_{FL}}$,$Y_{crit_{FL}}$: coordonnées du noeud critique (avec y négatif compris entre 0 et -h/2),
- $H_{ell_{crit_{FL}}}$: Hauteur du noeud selon l'axe Y de la poutre,
- $AR_{crit_{FL}}$: ratio entre l'axe principal et secondaire de l'ellipse du noeud critique,
- $C_{crit_{FL}}$: circularité du noeud critique (lorsqu'elle vaut 1, le noeud est un cercle, lorsqu'elle tend vers 0, le noeud est de forme allongé), donnée en fonction de la surface du noeud critique,$A_{crit_{FL}}$ et de son périmètre, $P_{crit_{FL}}$, eq.2.4 :

$$C_{crit_{FL}} = 4.\pi \frac{A_{crit_{FL}}}{P^2_{crit_{FL}}} \tag{2.4}$$

- $S_{crit_{FL}}$: solidité du noeud critique, fonction de la surface apparente,$A_{app_{crit_{FL}}}$ et de la surface non apparente,$A_{napp_{crit_{FL}}}$, eq.2.5 :

$$S_{crit_{FL}} = \frac{A_{app_{crit_{FL}}}}{A_{napp_{crit_{FL}}} + A_{app_{crit_{FL}}}} \tag{2.5}$$

Où la circularité et la solidité sont des paramètres de forme.

La figure suivante recense les informations retenues pour chaque noeud critique, Fig.2.14 :

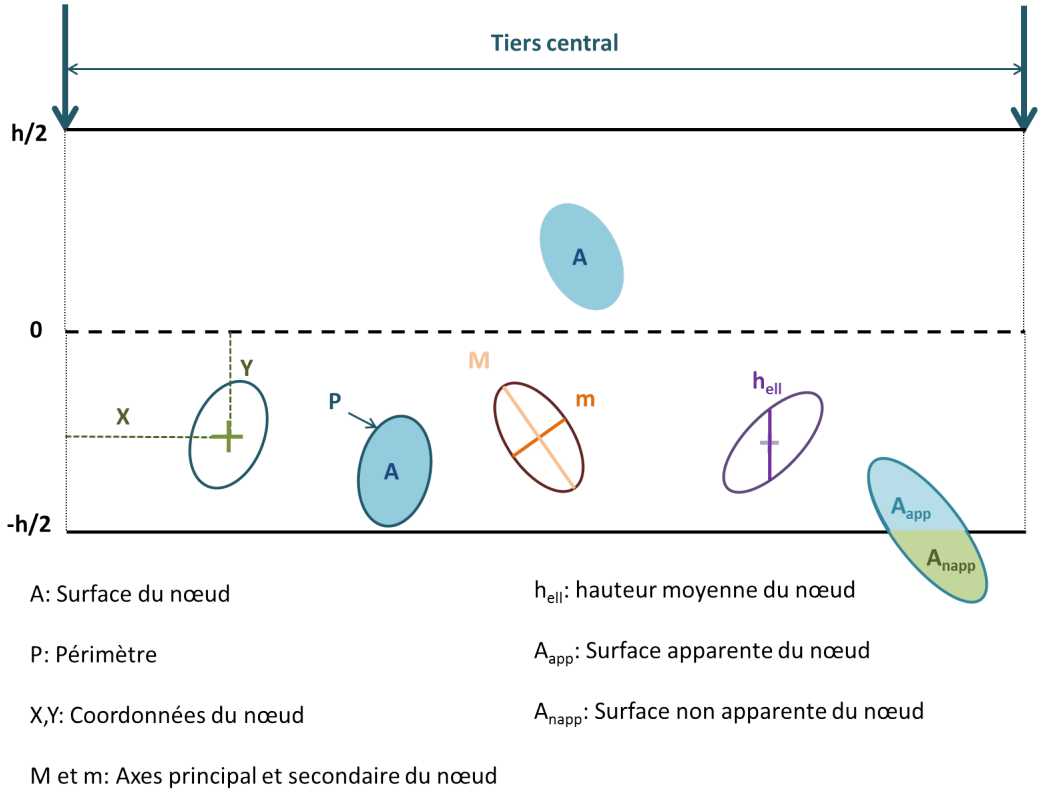

FIGURE 2.14: Paramètres géométriques étudiés sur les noeuds

Pour le chant tendu, le noeud de plus grande taille a été également identifié, $N_{crit_{CT}}$. L'indice CT désigne le chant tendu (face inférieure en flexion). Les caractéristiques alors mentionnées précédemment ont été aussi recensées pour ce nœud. Ces résultats ont été ajoutés dans la base de données, qui compte à présent des propriétés mécaniques et physiques et des indicateurs géométriques et quantitatifs des nœuds présents sur chaque poutre.

Ainsi à partir de ces informations, l'objectif est de définir le modèle prédictif de la force ultime de ces éléments de structure. Contrairement aux travaux mentionnés en introduction de ce chapitre, la corrélation est établie à partir de la force ultime (la force maximale de la courbe force-déplacement) et non à partir du MOR. Le MOR se base sur

l'hypothèse d'un comportement mécanique élastique jusqu'à la rupture, exprimé par la formule de Navier, eq.2.6 :

$$MOR = \frac{M_{max}}{I}.y_{max} \tag{2.6}$$

où M_{max} est le moment de flexion maximal, I est le moment quadratique et y_{max} est la distance entre la fibre la plus tendue et la fibre neutre.

La différence de comportement mécanique en compression et traction (comportement fragile en traction et ductile en compression) dans la section transverse des poutres proche du lieu de rupture ne permet donc pas de déterminer ces propriétés. Il est donc fait le choix de travailler à partir des données brutes obtenues expérimentalement. Néanmoins, cette option a pour inconvénient le fait que les grandeurs de la force ultime (en kN) sont moins interprétables que celles du MOR (MPa).

La prochaine section présente les approches statistiques utilisées dans ces travaux pour estimer la force ultime. En premier lieu, les variables explicatives sont déterminées par une régression linéaire ascendante pas à pas, et enfin différents modèles sont utilisés pour prévoir la force ultime.

2.3 Outils statistiques utilisés

2.3.1 La régression linéaire ascendante pas à pas

Considérons qu'une variable y soit influencée par plusieurs variables x_i. Ces variables x_i sont appelées variables explicatives de la réponse recherchée y et doivent être indépendantes les unes des autres pour éviter tout biais dans le modèle prédictif. Dans le cas d'une base de données contenant de nombreuses variables susceptibles d'influencer la variable y, il existe différentes méthodes pour définir celles qui seront réellement explicatives. L'une d'entre elles est la régression linéaire ascendante pas à pas. Le principe est de choisir les variables explicatives une par une en commençant par les plus significatives, d'où le terme "pas à pas" [55]. Le processus s'arrête lorsque l'ajout de variables n'apporte plus rien au modèle prédictif. Cette méthode utilise pour cela deux tests. Le premier, le test de Student permet de vérifier à chaque ajout de variables dans le modèle, l'indépendance de ces variables x_i entre elles. Le second, le test de Fisher, permet d'arrêter le processus lorsque l'ajout de variables n'apporte plus rien à la prédiction de la variable y. La régression linéaire ascendante pas à pas peut être résumée en plusieurs étapes :

1. Une régression linéaire simple est menée sur chacune des variables. La variable retenue est celle qui donne le meilleur coefficient de corrélation, R, ou de détermination, R^2, (quantité utilisée principalement dans cette étude) ou encore la Somme des Carrés des Résidus (SCR).

2 Une régression linéaire double est ensuite réalisée à partir de la première variable explicative et des autres disponibles, pour définir la seconde variable explicative. De nouveau la quantité utilisée pour définir la pertinence de cette seconde variable est le coefficient R^2.

3 Un test de Student est alors mené pour vérifier l'indépendance entre elles des deux variables explicatives retenues. En effet, si les variables sont corrélées entre elles (en terme de R^2), la seconde variable est exclue du modèle et l'étape 2 est de nouveau réalisée pour définir la seconde variable explicative de la variable y.

4 Une régression linéaire multiple (triple) est ensuite faite à partir des deux variables explicatives retenues dans les étapes précédentes et avec chacune des autres variables restantes. La variable affichant le meilleur coefficient de détermination est retenue dans la régression linéaire triple pour définir la variable y.

5 Un test de Student est alors mené pour vérifier l'indépendance des variables entre elles. S'il n'existe aucune corrélation, la troisième variable est retenue, sinon elle est exclue du modèle et l'étape 4 est recommencée.

6 et l'itération se répète

Chacune de ces étapes entraine une diminution de la Somme des Carrés des Résidus (SCR). A chaque ajout de variables explicatives, il est possible de déterminer la diminution $\Delta(SCR)$. A partir de cette donnée, la quantité F peut être calculée, eq.2.7 :

$$F = \frac{\Delta SCR}{S^2} \tag{2.7}$$

Où S^2 vaut, eq.2.8 :

$$S^2 = \frac{SCR}{n-k-1} \tag{2.8}$$

n correspond au nombre d'échantillons, k définie le nombre de variables explicatives retenues.
La quantité F (eq.2.7) est alors comparée à la valeur F de la table de Fisher, pour $(n-k-1)$ et 1 degré de liberté. La régression linéaire pas à pas s'arrête alors lorsque la quantité F calculée est inférieure à la valeur F de la table de Fisher [55].

2.3.2 La régression polynomiale d'ordre 2

La régression polynomiale est un cas particulier de la régression linéaire dans laquelle la relation entre les variables explicatives x_i et la variable de sortie y est modélisée comme un polynôme d'ordre n. La régression polynomiale approche une relation non linéaire de type quadratique entre les variables x_i et la variable recherchée y. Il s'agit donc d'un cas

particulier de la régression linéaire car les variables d'entrée interviennent de manière non linéaire sur la réponse.
Dans cette étude, le degré maximal du modèle polynomial utilisé est fixé à 2 car au delà il est plus avantageux de modéliser l'équation prédictive par des réseaux de neurones, Section 2.3.3. L'équation de la régression polynomiale d'ordre 2 peut s'écrire sous la forme suivante avec k le nombre de variables explicatives, eq.2.9 :

$$\begin{aligned}\widehat{y} = b_0 + b_1.x_1 + b_2.x_2 + ... + b_k.x_k + b_{11}.x_1^2 + b_{12}.x_1.x_2 + ... \\ +b_{1k}.x_1.x_k + ... + b_{22}.x_2^2 + ... + b_{2k}.x_2.x_k + ... + b_{kk}.x_k^2\end{aligned} \tag{2.9}$$

Où x_k sont les k variables explicatives, b_1 à b_k sont les coefficients associés aux termes linéaires, b_{11} à b_{kk} sont les coefficients associés aux termes quadratiques et b_0 est la constante de l'équation polynomiale. Le symbole $\widehat{}$ de l'équation 2.9 signifie qu'il s'agit d'une prédiction de la variable de sortie estimée [56].

La régression polynomiale se base sur le principe des moindres carrés, ce qui signifie que le modèle est approximé de manière à ce que la somme des carrés des écarts entre les valeurs observées (y) et prédites ($\widehat{y}$) soit minimisée.
Concernant la procédure de l'approximation, la base de données a été divisée en deux échantillons. Le premier est utilisé en apprentissage (environ 2/3 de la base de données) pour la détermination de la fonction prédictive de la variable y. Le second (environ 1/3 de la base de données) est utilisé pour valider le modèle obtenu en *apprentissage* et donc vérifier la robustesse du modèle et sa capacité à généraliser la réponse obtenue. Il s'agit de la partie *validation*. Lors de l'*apprentissage*, la variable de sortie y est fournie pour définir l'équation de régression entre y et $\widehat{y}$. Pour définir ces deux échantillons, différents tirages aléatoires sont réalisés de manière à ce que l'échantillon placé en *apprentissage* soit représentatif de la population et donc de la variabilité du matériau. Cette représentativité est vérifiée à partir du coefficient de détermination, R^2. Si les coefficients sont équivalents en *apprentissage* et en *validation*, les sous-échantillons sont retenus. Dans le cas contraire, un tirage aléatoire est de nouveau mené jusqu'à ce que les R^2 correspondent.

2.3.3 La régression non linéaire par réseau de neurones

Dans les années quarante, une vague de chercheurs s'était intéressée à modéliser simplement le cerveau humain à partir de ses éléments essentiels, les neurones et les synapses. Les modèles de neurones formels et de structure de réseaux qui étaient nés de ces recherches étaient d'une simplicité extrême mais leur but n'était pas d'essayer de représenter fidèlement le modèle biologique. Il consistait plutôt à prendre en compte les caractéristiques principales les plus simplifiées du modèle biologique et à observer les propriétés qui résultaient de leur association. De même que dans le cas du cerveau, ces réseaux utilisaient le principe de la mémoire distribuée stockant les informations dans

l'ensemble des neurones formels et synapses.
La notion de neurone formel a été introduite par McCulloch et Pitts en 1943 [57]. La définition de ce terme est la suivante "Un neurone formel fait une somme pondérée des potentiels d'actions qui lui parviennent (chacun de ces potentiels est une valeur numérique qui représente l'état du neurone qui l'a émis), puis s'active suivant la valeur de cette sommation pondérée. Si cette somme dépasse un certain seuil, le neurone est activé et transmet une réponse (sous forme d'un potentiel d'action) dont la valeur est celle de son activation. Si le neurone n'est pas activé il ne transmet rien". Par cette définition, le neurone biologique est transformé en une fonction (dite de transfert), les synapses reliant les neurones sont représentés par des poids (réels pondérant les entrées de la fonction) et les signaux électriques (ou potentiels d'action) deviennent des nombres.
La représentation d'un neurone forme est donnée sur la Fig.(Fig.2.15).

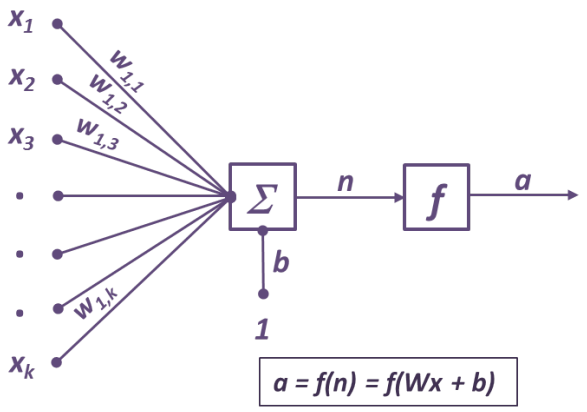

FIGURE 2.15: Représentation d'un neurone formel

Le neurone formel reçoit les variables d'entrées associées à un poids, w. Il calcule alors une fonction, f, des sommes pondérées des variables d'entrées et réalise trois opérations distinctes :

- La fonction poids : le vecteur d'entrée x composé de k éléments est multiplié par la matrice des poids, W pour former le produit matriciel Wx.
- Le potentiel n : Un terme constant ou "biais", b, est ajouté au produit des entrées pondérées, Wx. Le biais est souvent considéré comme un poids sauf que la variable auquel il est associé est une constante égale à 1. Ce potentiel, n, est le plus fréquemment utilisé dans l'approximation de fonction.
- La fonction de transfert f : elle définit l'activation a du neurone en fonction du potentiel, n.

Les principales fonctions de transferts utilisées par les neurones formels sont : Heaviside, log-sigmoïde, tan-sigmoïde et linéaire, Fig.2.16.

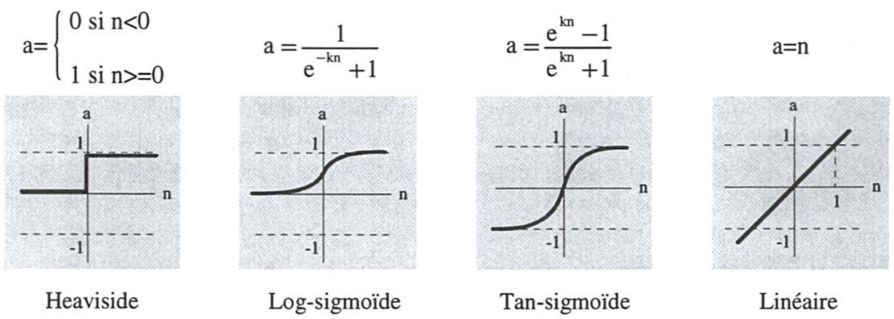

FIGURE 2.16: Exemples de fonctions de transfert utilisées par les neurones formels [58]

La fonction d'activation sigmoïde reçoit les entrées qui varient de plus l'infini à moins l'infini et avec une sortie qui varie entre 0 et 1. Le principe de la fonction d'activation tangente hyperbolique est le même que celui de la fonction sigmoïde sauf que la sortie tombe dans l'intervalle [-1 ; 1].

Un *réseau de neurones artificiel* (par opposition au neurone biologique) est donc l'association, en une architecture plus ou moins complexe, d'objets élémentaires : les *neurones formels*.
Depuis leur création, la connexion (comparable à des synapses) de ces *neurones formels* pour former un *réseau de neurones artificiel* permet de résoudre différents problèmes dans des secteurs variés [59] :

- traitement d'images : reconnaissance de caractères et de signatures, compression d'images, reconnaissance de forme, cryptage ...
- traitement du signal : filtrage, classification, identification de source, traitement de la parole ...
- contrôle : commande de processus, diagnostic, contrôle qualité, asservissement de robots ...
- optimisation : planification, allocation de ressource, gestion et finances ...
- simulation : simulation de boîte noire, prévision météorologique, recopie de modèle ...

Les réseaux de neurones sont utilisés ici comme une méthode alternative à la fonction polynomiale décrite précédemment. En effet, la propriété fondamentale des réseaux de neurones est *son approximation parcimonieuse*. Cette expression traduit deux propriétés distinctes : d'une part, les réseaux de neurones sont définis comme des approximateurs universels, et, d'autre part, une approximation, à l'aide de réseau de neurones, nécessite, en général, moins de paramètres ajustables que les approximateurs usuels (régression polynomiale, par exemple). Le principe de l'approximation est décrit par la suite. La

parcimonie des réseaux permet de rechercher un modèle prédictif satisfaisant avec un minimum de coefficients ajustables. En effet, le nombre de paramètres ajustables varie essentiellement de manière linéaire en fonction du nombre de variables de la fonction que l'on cherche à approcher (dans le cas des réseaux de neurones) alors qu'il varie beaucoup plus rapidement (exponentiellement) avec les dimensions de l'espace des entrées dans le cas des approximateurs usuels [60].

Il existe différentes architectures de réseaux de neurones, dont le réseau multicouche, où un ou plusieurs neurones peuvent être combinés dans une couche et une ou plusieurs couches peuvent composer un réseau. La couche qui produit la sortie du réseau est appelée « couche de sortie » et les autres sont appelées « couches cachées » (Fig.2.17). Dans cette étude, le réseau de neurones utilisé est le perceptron multicouches. Le perceptron multicouches est un réseau orienté de neurones artificiels organisé en couches et où l'information voyage dans un seul sens, de la couche d'entrée vers la couche de sortie. Ainsi un neurone d'une couche cachée est connecté en entrée à chacun des neurones de la couche précédente et en sortie à chaque neurone de la couche suivante [61].
Le réseau de neurones type utilisé pour l'approximation de fonction est souvent composé d'une ou plusieurs couches cachées suivie d'une couche de sortie à un neurone (si on ne veut prédire qu'une seule sortie). La fonction de transfert appliquée aux neurones des couches cachées est la tangente hyperbolique celle employée dans la couche de sortie est la fonction linéaire.

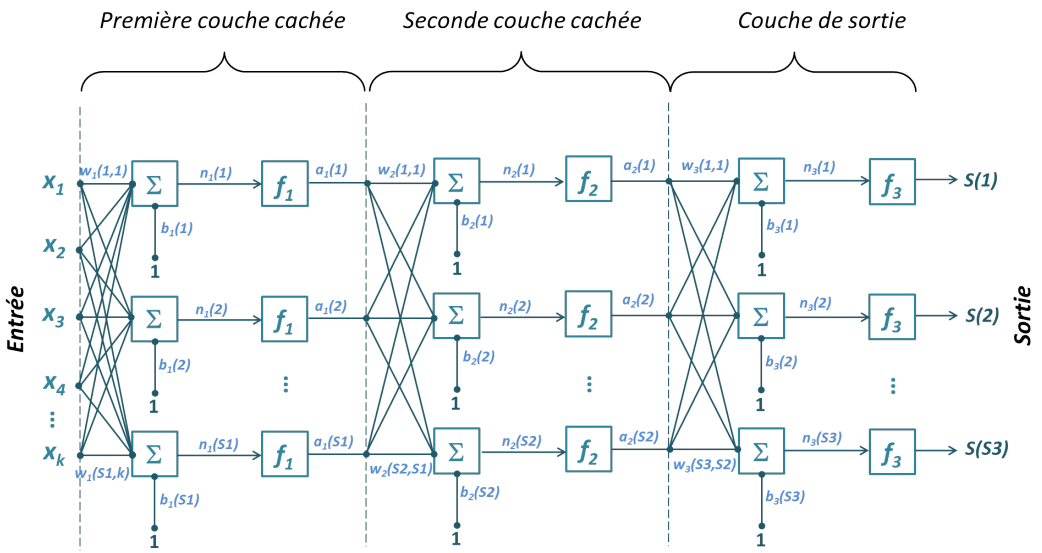

FIGURE 2.17: Architecture d'un réseau de neurones perceptron multicouches (2 couches cachées représentées ici)

Avant de pouvoir définir l'architecture optimale du réseau de neurones utilisé ici, les échantillons doivent être sélectionnés et préparés. Concernant le traitement des données d'entrée, il est souvent préférable de les normaliser (variables centrées réduites). En effet, si des variables d'entrée ont des plages de variation très différentes, celles qui auront de

faibles valeurs ne seront pas perçues comme influentes sur la réponse recherchée (comme par exemple, le MOE qui affiche une plus grande variabilité et de plus fortes valeurs que la circularité). Il est alors préférable de normaliser les données afin qu'elles soient toutes comprises dans la même plage de données [62]. Le second intérêt de normaliser les données, est que si les données d'entrée ont de fortes valeurs, les poids qui leur seront associés seront très faibles. Ces faibles valeurs de poids peuvent vite saturer le réseau de neurones et donc empêcher la résolution de l'équation prédictive. Un pré-traitement des données permet alors de palier à ce problème [63].
Les variables d'entrée auront donc toutes une moyenne égale à 0 et un écart-type de 1. Pour ce qui est de la variable de sortie, il n'est pas indispensable de la normaliser pour des réseaux de neurones statiques (utilisés ici car la notion de *temps* n'est pas intégrée par opposition aux réseaux de neurones dynamiques). Cependant par simplicité de compréhension de l'équation prédictive finale obtenue par réseau de neurones, cette variable sera également normalisée.
Une fois le pré-traitement réalisé sur les échantillons, tout comme la régression polynomiale, la base de données a été divisée en deux sous-échantillons. Le premier représente souvent les 2/3 de la base de données et est utilisé en apprentissage de la fonction prédictive. Le second servira quant à lui pour la validation du modèle en vérifiant sa robustesse et sa capacité à généraliser.
La prochaine étape consiste à définir l'architecture du réseau de neurones. Une structure trop complexe avec de nombreuses couches de neurones cachées peut rapidement saturer le réseau et rendre impossible la validation et la généralisation du modèle. Plus la structure du réseau de neurones sera simple, meilleure sera la robustesse du modèle prédictif obtenu. Ainsi il sera fixé un réseau de neurones possédant une seule couche cachée, où seul le nombre de neurones à l'intérieur de cette couche sera étudié. En effet, les réseaux de neurones sont caractérisés par leur propriété d'approximation universelle : *"toute fonction bornée suffisamment régulière peut être approchée avec une précision arbitraire, dans un domaine fini de l'espace de ses variables, par un réseau de neurones comportant une couche de neurones cachée en nombre fini, possédant tous la même fonction d'activation, et un neurone de sortie linéaire"* [64]. Pour ce qui concerne la définition du nombre de neurones dans la couche cachée, il n'existe aucune formulation exacte pour le définir, mais certains auteurs ont néanmoins proposé des règles empiriques de ce nombre (pour une même configuration de réseau avec une seule couche cachée). Les règles sont les suivantes :

- Il doit être compris entre le nombre de variables d'entrée et de sortie [65],
- Il ne doit pas être supérieur à deux fois le nombre de variables d'entrée [66],[67],
- Il est défini par l'équation suivante, eq.2.10, [68] :

$$h = \frac{N}{k(n+p)} \tag{2.10}$$

où h est le nombre de neurones cachés, N le nombre d'exemples en apprentissage, n le nombre de variables d'entrée du réseau, p le nombre de neurones de sortie et k un facteur bruit tel que 4<k<10 (qui tient compte d'un éventuel bruit dans la base de données et qui augmente avec ce bruit).

Les règles proposées ne permettent pas de définir avec précision le nombre de neurones cachés. Cette quantité est surtout fonction de la performance du réseau en validation. Si le nombre de neurones cachés est optimal, les coefficients de détermination obtenus entre les valeurs du modèle et celles expérimentales en apprentissage et en validation seront équivalents. Pour un nombre de neurones cachés trop important, la corrélation obtenue en apprentissage sera certes très intéressante mais celle obtenue en validation sera très médiocre avec un faible coefficient de détermination. On parle alors de sur-apprentissage. Le modèle neuronal a trop appris les données qui lui étaient affectées en apprentissage mais il est dans l'incapacité de généraliser. Le nombre de neurones cachés est donc fonction des données d'entrée et de sortie, de leurs variabilités ainsi que du nombre d'échantillons placés en apprentissage et validation. Il sera défini par la suite en fonction de la base de données expérimentale. Nous retiendrons donc que le réseau de neurones choisi par la suite est composé d'une couche cachée contenant N neurones. La fonction de transfert (ou d'activation) utilisée pour cette couche est la fonction tangente hyperbolique. Concernant la couche de sortie, elle ne contiendra qu'un seul neurone car nous recherchons la solution d'une seule variable, la force ultime. La fonction de transfert alors utilisée pour la couche de sortie est linéaire. La figure suivante,Fig.2.18 résume la structure du réseau de neurones retenu.

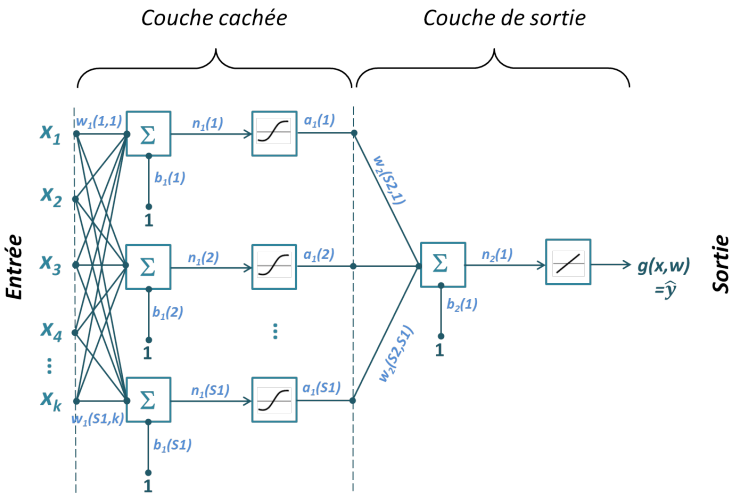

FIGURE 2.18: Structure du réseau de neurones retenu

L'équation prédictive alors obtenue pour ce type de structure neuronale est de la forme, eq.2.11

$$g(x,w) = \sum_{j=1}^{S1} \left[w_{S2,j}.th \left(\sum_{l=1}^{k} w_{jl.x_l} + b_1(j) \right) \right] + b_2(1) \tag{2.11}$$

Ainsi, une fois l'architecture du réseau définie à savoir les variables d'entrée, le nombre de couches cachées, le nombre de neurones, l'apprentissage du modèle peut débuter. Cependant, il est nécessaire de fixer les paramètres du réseau. Une initialisation des poids et biais est donc réalisée. A présent le réseau de neurones de type perceptron multicouches peut être appris. Le processus d'apprentissage consiste à affiner les valeurs des poids et des biais afin d'optimiser la performance du réseau. Afin de définir ces valeurs, l'objectif de la partie apprentissage est de minimiser la fonction coût au sens des moindres carrés, donnée par eq.2.12 :

$$J(w) = \sum_{i=1}^{N} (y_i - g(x_i, w))^2 \tag{2.12}$$

où $g(x_i, w)$ correspond à la i-ème valeur estimée par réseau de neurones (soit $\widehat{y_i}$) et y_i la valeur réelle.
Ainsi, plus faible est la quantité $J(w)$, meilleure est l'approximation de fonction. Puisque l'on cherche le vecteur des paramètres (poids et biais) qui rend cette fonction, eq.2.12, minimale, il suffit d'écrire que le gradient de la fonction de coût est nul. L'évaluation du gradient de la fonction de coût peut être effectuée de manière économique à l'aide d'un algorithme appelé *algorithme de rétropropagation* [69],[70],[62].

Concernant l'optimisation des poids et des biais pour obtenir la fonction de coût minimale, il existe différents algorithmes d'apprentissage (ou d'optimisation). Dans le cas de l'utilisation des réseaux de neurones dans l'approximation de fonction, l'algorithme le plus utilisé est celui de Levenberg-Marquardt. La procédure de cet algorithme est itérative et permet une rapide convergence de la solution [71], [72], [73], [74].

2.4 Résultats et corrélations obtenus

Il est à présent possible d'étudier les corrélations obtenues par régression polynomiale ou neuronale, à partir des variables explicatives acquises par la régression linéaire ascendante pas à pas. Le logiciel MATLAB®[75] a été utilisé pour réaliser la régression linéaire ascendante pas à pas et le logiciel NEURO-ONE®pour les régressions polynomiale et neuronale.
Avant d'étudier ces statistiques multidimensionnelles, des statistiques descriptives unidimensionnelles et bidimensionnelle ont été menées. Il est important de souligner que tous les coefficients de détermination présentés par la suite, sont calculés à partir de la projection orthogonale des données sur la droite de régression.

2.4.1 Régression linéaire simple et statistiques descriptives

Propriétés mécaniques et physiques

Les propriétés mécaniques et physiques obtenues, suite aux essais sur le XYLOCLASS et de flexion 4 points (F4P), sont recensées dans le tableau suivant, Tab.2.2 :

TABLE 2.2: Propriétés mécaniques et physiques obtenues suite aux essais de flexion 4 points

Propriétés mécaniques			
MOE_{dyn}*	MOE_{glob}**	MOE_{loc}**	F_{max}**
Propriétés physiques			
ρ_{glob}*	ρ_{loc}***	$H\%$***	

* par le XYLOCLASS
** par flexion 4 points
*** après rupture

A partir de ces variables, différents paramètres de position et de dispersion ont été estimés. La moyenne, le fractile à 5% et le fractile à 95% ont été évalués pour les paramètres de position. L'écart-type et le coefficient de variation, COV, ont été calculés pour décrire les paramètres de dispersion. Le tableau suivant, Tab.2.3, recense les résultats obtenus :

TABLE 2.3: Propriétés mécaniques et physiques obtenues suite aux essais de flexion 4 points

Propriétés	Moyenne	fractile 5%	fractile 95%	Ecart-type	COV
MOE_{dyn}	9788 (MPa)	7076 (MPa)	12572 (MPa)	1685 (MPa)	17 (%)
MOE_{glob}	10300 (MPa)	7711 (MPa)	12887 (MPa)	1582 (MPa)	15 (%)
MOE_{loc}	13890 (MPa)	9995 (MPa)	17605 (MPa)	2276 (MPa)	16 (%)
F_{max}	44 (kN)	26 (kN)	66 (kN)	13 (kN)	29 (%)
ρ_{glob}	590 (kg/m^3)	525 (kg/m^3)	655 (kg/m^3)	41 (kg/m^3)	7 (%)
ρ_{loc}	568 (kg/m^3)	495 (kg/m^3)	642 (kg/m^3)	45 (kg/m^3)	8 (%)
H	17 (%)	15 (%)	19 (%)	1,3 (%)	8 (%)

Concernant les modules d'élasticité, nous pouvons constater que celui obtenu par le XYLOCLASS, MOE_{dyn}, est inférieur à celui obtenu par l'essai statique, MOE_{glob} (9788 MPa pour le MOE_{dyn} contre 10300 MPa pour le MOE_{glob}). On constate donc une sous-estimation du module d'élasticité par la machine de classement de l'ordre de 5% par rapport à la valeur moyenne expérimentale et le MOE_{loc} est supérieur au MOE_{glob} d'environ 30%. La nodosité moins importante dans la zone locale que dans la poutre totale peut être la cause de cet écart entre les modules d'élasticités local et global. Dans la détermination des modules d'élasticité. Les deux masses volumiques (locale et globale) affichent un écart de 4%. La zone d'étude de cette propriété physique influe donc peu sur les données.

La force ultime (valeur recherchée par la suite) a pour caractéristiques une valeur de moyenne de 44 kN (soit une contrainte en flexion de 40 MPa), des fractiles à 5% et 95% de 26 kN (soit une contrainte en flexion de 24 MPa) et 66 kN (soit une contrainte en flexion de 60 MPa). Les coefficients de variation obtenus montrent que la variable F_{max} affiche la plus forte dispersion avec un COV de 29% contre environ 15% pour les modules d'élasticité. Dans le but d'approfondir cette étude statistique unidimensionnelle, les coefficients de détermination entre toutes ces variables ont été déterminés. Le tableau

suivant, Tab.2.4 recense la matrice des coefficients de détermination obtenus entre ces variables :

TABLE 2.4: Matrice des coefficients de détermination obtenus avec les propriétés mécaniques et physiques

	MOE_{dyn}	MOE_{glob}	MOE_{loc}	ρ_{glob}	ρ_{loc}	H	F_{max}
MOE_{dyn}	1	...	...	...	...	...	...
MOE_{glob}	0.853	1	...	...	...	...	...
MOE_{loc}	0.691	0.826	1	...	...	...	...
ρ_{glob}	0.315	0.296	0.244	1	...	...	...
ρ_{loc}	0.369	0.366	0.297	0.912	1	...	...
H	0.001	0.010	0.011	0.014	0.011	1	...
F_{max}	0.589	0.589	0.446	0.191	0.199	0.001	1

On voit que le MOE_{dyn} est bien corrélé avec le MOE_{glob} (tous deux des caractéristiques globales du matériau). En effet, il est obtenu un R^2 de 0.853. Ce coefficient de détermination démontre ainsi le pouvoir prédictif de la machine de classement, XYLOCLASS, et tout l'intérêt de faire une mesure non destructive (beaucoup plus rapide et moins coûteuse).

La comparaison entre les modules d'élasticité globaux et le module d'élasticité local montre que la meilleure corrélation se trouve au niveau des données obtenues par essai de flexion 4 points, avec un R^2 de 0.826 entre le MOE_{glob} et le MOE_{loc} contre un R^2 de 0.691 entre le MOE_{dyn} et le MOE_{loc}.

L'effet des masses volumiques sur les modules d'élasticité affiche un R^2 d'environ 0.3 entre ces deux variables, contre un coefficient de détermination de 0.66 trouvé dans la littérature pour du bois sans défaut [46].

Les corrélations obtenues entre toutes ces variables et la force ultime, F_{max} montrent que les deux meilleurs prédicteurs sont le MOE_{dyn} et le MOE_{glob}, avec des R^2 de 0.589. C'est pourquoi dans une optique de classement, nous utiliserons dans la suite de ces travaux, le module d'élasticité dynamique, MOE_{dyn}, car il est plus rentable et permet un meilleur rendement en scierie que le MOE_{glob}.

Propriétés morphologiques des noeuds

Dans cette partie, nous nous intéresserons à l'étude statistique des propriétés dites globales et locales relatives aux noeuds.
Trois paramètres propres aux propriétés globales seront étudiés à savoir : N, le nombre de noeuds dans le tiers central des faces latérales, N_{tendu}, le nombre de noeuds localisés dans la partie tendue des faces latérales, et le KAR_{aj}, le ratio entre la somme des noeuds compris dans le tiers central et la surface du tiers central.
Pour les paramètres locaux, seuls les deux critères mis en place pour définir les deux noeuds considérés critiques (à savoir le noeud le plus proche de la fibre tendue sur les faces latérales, $N_{crit_{FL}}$,et le noeud à plus fort diamètre sur le chant tendu, $N_{crit_{CT}}$) sont étudiés, à savoir la position $Y_{crit_{FL}}$ pour le noeud propre aux faces latérales et la surface A_{critCT} pour le noeud propre au chant tendu. Le tableau suivant, Tab2.5, recense la moyenne, l'écart-type et le coefficient de variation ainsi que le coefficient de détermination entre ces variables et F_{max}.

TABLE 2.5: Statistiques obtenues sur les paramètres morphologiques

Propriétés	Moyenne	Ecart-type	COV	R^2
N	6.64	2.72	41%	0.13
N_{tendu}	3.32	2.02	61%	0.07
KAR_{aj}	0.05	0.0306	64%	0.16
$Y_{crit_{FL}}$	-63.10 (mm)	23.83 (mm)	-38%	0.12
$A_{crit_{CT}}$	724 mm^2	708 mm^2	98%	0.29
$A_{crit_{CT}}$*	895 mm^2	683 mm^2	76%	0.28

Deux tailles propres à $N_{crit_{CT}}$ ont été calculées. Ceci est dû au fait que 36 poutres de la base de données ne contenaient pas de défauts critiques sur le chant tendu. Ainsi le terme $A_{crit_{CT}}$ recense les tailles de $N_{crit_{CT}}$ des 188 poutres et $A_{crit_{CT}}$* celles des 152 poutres.

Nous constatons que $A_{crit_{CT}}$ (ou $A_{crit_{CT}}$*) est la variable la mieux corrélée à la force ultime, avec un R^2 de 0.28-0.29 suivi du KAR_{aj}, $Y_{crit_{FL}}$ et N.
La variabilité des paramètres montre des COV supérieurs à 35%. Cette dispersion est donc nettement supérieure à celle obtenue pour les propriétés mécaniques et physiques (Tab.2.3).

2.4.2 Méthode de classement mécanique

Sur les 188 poutres (présentant toutes des noeuds sur la partie tendue des faces latérales), seulement 152 possèdent un noeud critique sur les chants tendus. Il a été donc fait le choix de distinguer ces deux types de populations et d'étudier leurs comportements mécaniques en utilisant les corrélations obtenues entre les forces ultimes prédites, $F_{max_{predite}}$ par les modèles statistiques et la force ultime réelle, $F_{max_{reelle}}$.
Ainsi pour les trois lots de poutres suivants :

- 188 poutres : toutes les poutres,
- 152 poutres : les poutres qui ont des noeuds sur les faces latérales et le chant tendu,
- 36 poutres : les poutres qui n'ont des noeuds que sur les faces latérales,

les variables explicatives de la force ultime ont été définies à partir de la régression linéaire pas à pas ascendante et des modèles prédictifs ont été mis en place.

☞ PREMIÈRE POPULATION : 188 POUTRES

Les variables explicatives retenues pour cette population sont les suivantes :

→ MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,

→ $Y_{crit_{FL}}$: la position selon y du noeud critique des faces latérales,

→ $A_{crit_{CT}}$: la surface du noeud critique du chant tendu.

A noter que parmi ces trois variables, le module d'élasticité dynamique est la variable la plus explicative avec un coefficient de détermination de 0.59 (comme vu précédemment).
La régression linéaire multiple, suite à la régression linéaire pas à pas (avec toute la base de donnée : pas de séparation apprentissage/validation) mène quant à elle, à un coefficient de détermination de 0.68.
Dans le cas de l'approximation de fonction, le meilleur modèle prédictif est obtenu avec un modèle neuronal constitué de deux neurones dans la couche cachée (Annexe A). Pour cette architecture, la régression non-linéaire mène à un coefficient de détermination de

0.72 pour la partie *apprentissage* (représentée par des triangles bleus) et un coefficient de détermination de 0.71 dans la partie *validation* (représentée par des carrés verts).

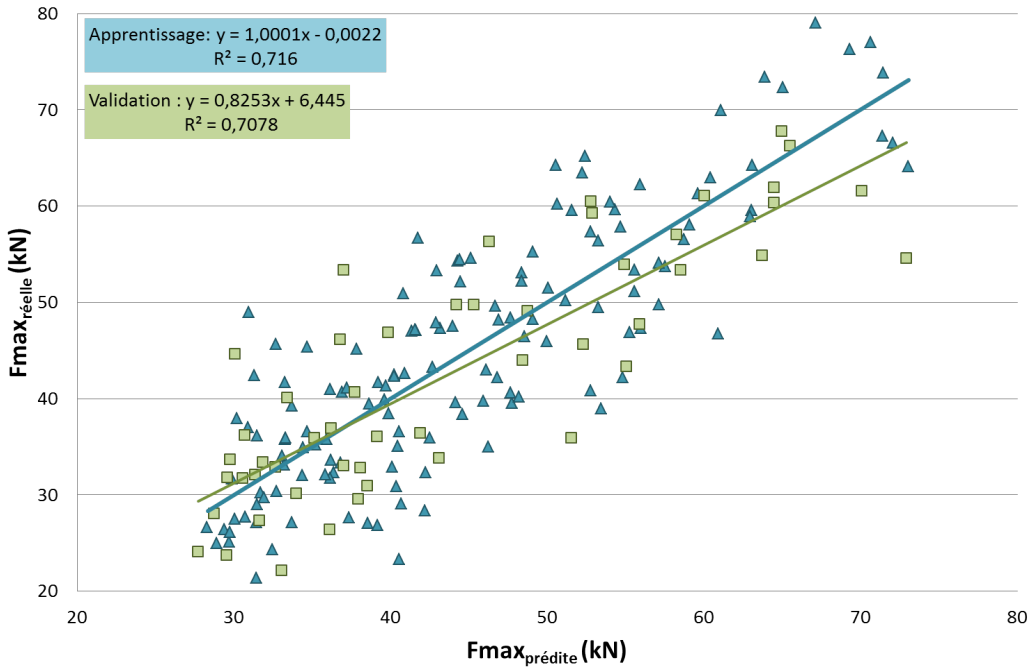

FIGURE 2.19: Corrélation obtenue par réseau de neurones pour les 188 poutres

Un gain de 4% sur le coefficient de détermination, R^2, a été obtenu entre la régression linéaire multiple et la régression non-linéaire par réseau de neurones pour des valeurs explicatives données. Parmi les variables explicatives, nous retiendrons que deux d'entre elles sont spécifiques aux hétérogénéités ($Y_{crit_{FL}}$ et $A_{crit_{CT}}$), et elles désignent le caractère local du défaut. Ce résultat permet de mettre en évidence la pertinence d'intégrer des propriétés morphologiques spécifiques aux noeuds puisqu'entre la régression linéaire simple (MOE_{dyn} vs F_{max}) et la régression linéaire multiple, il est obtenu un gain de 15% (R^2 de 0.59 entre le MOE_{dyn} et F_{max} et un R^2 de 0.68 par régression linéaire multiple). Finalement, entre la prise en compte des défauts et l'intégration d'un modèle non linéaire prédictif, on obtient un gain de 21% entre la régression linéaire simple et la régression neuronale.

☞ DEUXIÈME POPULATION : 152 POUTRES

La régression linéaire ascendante pas à pas pour cette population a mis en avant quatre variables explicatives, à savoir :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,
- $Y_{crit_{FL}}$: la position selon y du noeud critique des faces latérales

- $C_{crit_{FL}}$: la circularité du noeud critique des faces latérales
- $A_{crit_{LS}}$: la surface du noeud critique du chant tendu.

On constate que trois des quatre variables explicatives sont communes à la première population. La quatrième variable correspond à la forme du noeud critique des faces latérales (sa circularité, $C_{crit_{FL}}$). Le MOE_{dyn} est de nouveau la variable la plus explicative avec un R^2 de 0.58. La régression linéaire multiple mène à un R^2_{tot} (sans la séparation de la base de données en apprentissage et validation) de 0.66, donnant un gain entre la régression linéaire simple et multiple de 14%.
Pour cette population, un modèle non linéaire neuronal à 2 neurones cachés a été retenu (Annexe B). Le graphe suivant, Fig.2.20, illustre les relations obtenues en apprentissage et validation.

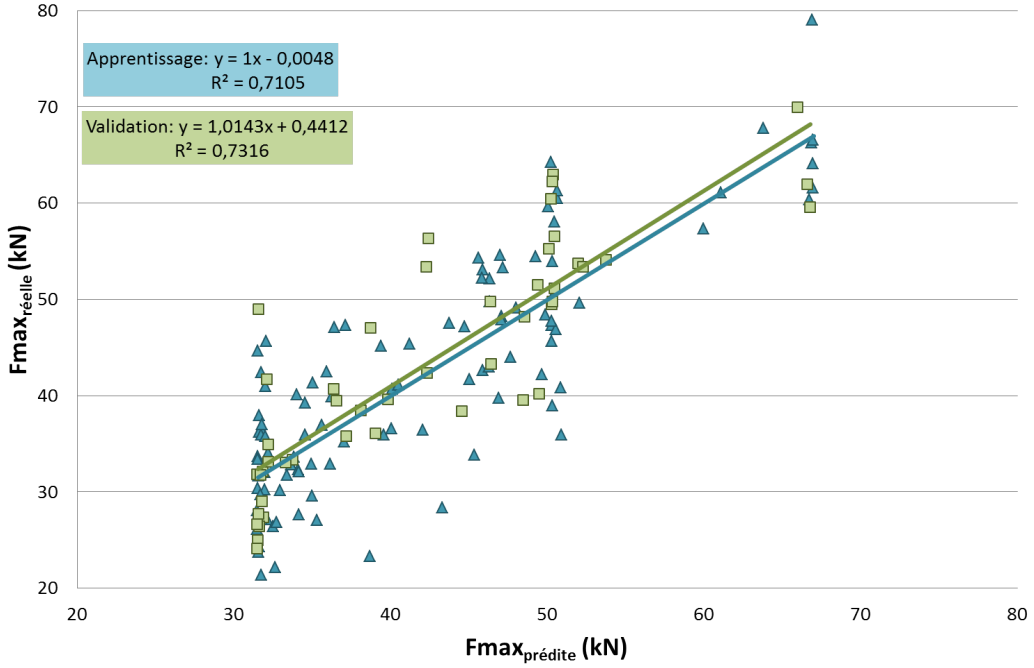

FIGURE 2.20: Corrélation obtenue par réseau de neurones pour les 152 poutres

Il est alors obtenu des coefficients de détermination en apprentissage (triangles bleus) de 0.71 (contre 0.72 pour la première population) et en validation (carrés verts) de 0.73 (contre 0.71 pour la première population). Aucune amélioration n'est remarqué en apprentissage comparativement au résultat de la première population. Néanmoins, en validation (partie qui nous intéresse, car c'est celle qui permet de vérifier la robustesse du modèle et de généraliser l'équation obtenue), il est obtenu un gain de 3% entre les deux populations. La corrélation totale entre les forces ultimes prédites et réelles de ces 152 poutres mène à un coefficient de détermination de 0.72. Entre la régression linéaire multiple et la régression neuronale, il est obtenu un gain de 6% et un gain de 25% si on le compare à la régression simple (MOE_{dyn} vs F_{max}). Nous pouvons remarquer une moins

bonne homogénéisation de la répartition des valeurs sur le nuage de points. En effet, sur la Fig.2.20, on peut constater que les valeurs prédites se répartissent à des seuils voisins de 32 kN, 50 kN et 68 kN. Ainsi nous retiendrons que la seconde population améliore légèrement la corrélation mais que la première population aboutit à une répartition des données plus homogène.

☞ TROISIÈME POPULATION : 36 POUTRES

Pour cette dernière population, les poutres ne présentent pas de noeuds sur le tiers central du chant tendu. Les variables explicatives identifiées par la régression linéaire ascendante pas à pas sont alors :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,
- $\mathrm{H}_{ell_{crit_{FL}}}$: Hauteur du noeud selon l'axe Y de la poutre,
- N : le nombre total de noeuds compris dans le tiers central (somme des nœuds des deux faces),

Le module d'élasticité dynamique est encore le paramètre le plus pertinent avec un coefficient total de détermination, R^2 égal à 0.56. La régression linéaire multiple mène à un R^2 de 0.62 (soit un gain de 11% entre les deux régressions linéaires). Nous pouvons constater (si on exclut le fait qu'il y ait peu d'échantillons dans cette population) que les coefficients de détermination obtenus par régressions linéaires sur cette population sont plus faibles. Un modèle neuronal à deux neurones cachés a été utilisé et donne les résultats illustrés sur la Fig.2.21 (Annexe C).

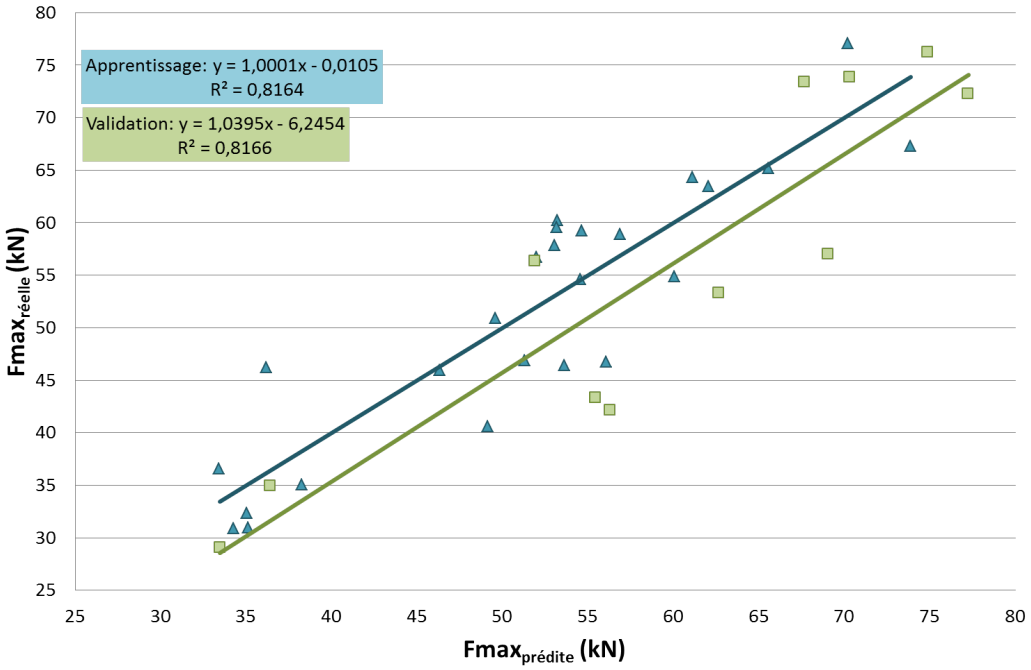

FIGURE 2.21: Corrélation obtenue par réseau de neurones pour les 36 poutres

Contrairement à la régression linéaire multiple, la corrélation obtenue par réseau de neurones est plus forte. Il est obtenu par l'approche neuronale, un coefficient de détermination total de 0.80, ce qui donne un gain de 30% entre la régression linéaire et la régression non linéaire. Cette population affiche donc des corrélations très intéressantes, cependant il serait nécessaire de valider l'approche avec d'autres échantillons afin de valider les résultats et conclusions obtenus pour les poutres qui ne possèdent pas de noeuds dans le tiers central du chant tendu.

Nous pouvons remarquer que pour les deux premières populations (188 poutres et 152 poutres), la régression par réseau de neurones apporte peu à la prédiction comparativement à une régression linéaire multiple. L'effet des variables explicatives peut donc être considéré comme linéaire sur la réponse recherchée, F_{max}. Ainsi les variables explicatives d'une poutre présentant des noeuds sur la partie tendue dans le tiers central des faces latérales et des noeuds dans le tiers central du chant tendu agissent de manière linéaire sur la force ultime en flexion. Cependant, lorsque les poutres ne présentent pas de noeuds dans le tiers central du chant tendu, les variables explicatives ont un effet non linéaire sur la force ultime(puisqu'il est observé une forte amélioration de la corrélation par réseau de neurones comparativement à la régression linéaire multiple). De ces trois populations, on constate que les deux premiers lots de poutres intègrent, en plus du module d'élasticité dynamique, des variables propres aux noeuds critiques (position, taille et forme). Tandis que la dernière population présente une variable explicative propre au noeud critique de la face latérale et un paramètre d'effet de groupe, le nombre de noeuds présent dans le tiers central, N. Nous pouvons alors supposer que la rupture des éléments de structure présents dans les deux premières populations est due à un comportement mécanique local en zone pré-nodale, tandis que la dernière population présente un comportement mécanique à la rupture plus global (puisqu'il y a deux variables explicatives qui prennent en compte le comportement de toute la poutre, MOE_{dyn} et le nombre total de noeuds dans le tiers central, N, et seulement une variable propre au noeud critique de la face latérale, $H_{ell_{crit_{FL}}}$).

La suite de ces travaux vise à essayer de mieux appréhender les phénomènes de rupture. Une analyse inverse basée sur la force ultime est donc proposée afin de comprendre les différents comportements mécaniques entre ces différents lots de poutres. Ceci permettra alors de mieux identifier les paramètres à l'origine de la rupture.

2.4.3 Compréhension des phénomènes de rupture

La méthodologie est semblable à celle vue précédemment, sauf que les échantillons sont établis à partir d'un pré-classement de la force ultime. **Cette partie ne peut donc pas être utilisée pour classer mécaniquement le bois de structure, il s'agit uniquement d'une approche qui permet de mieux comprendre les phénomènes**

de rupture. L'intérêt est donc de pouvoir différencier le comportement mécanique des éléments de structure en fonction des valeurs de force ultime obtenues.
Des études de corrélations de sous-populations sont alors menées à partir des outils statistiques présentés.

2.4.3.1 Fonction de répartition de la force ultime

En première approche, une fonction de répartition de la force ultime à partir des 188 poutres, a été établie. Deux lots de poutres ont été alors créés à partir de la médiane de la force ultime, Fig.2.22. Les poutres présentant une force ultime inférieure à la médiane (représentées par des triangles noirs) sont comprises dans la catégorie appelée "Classe basse" et celles dont la valeur est supérieure à la médiane (représentées par des cercles gris) sont situées dans la "Classe haute".

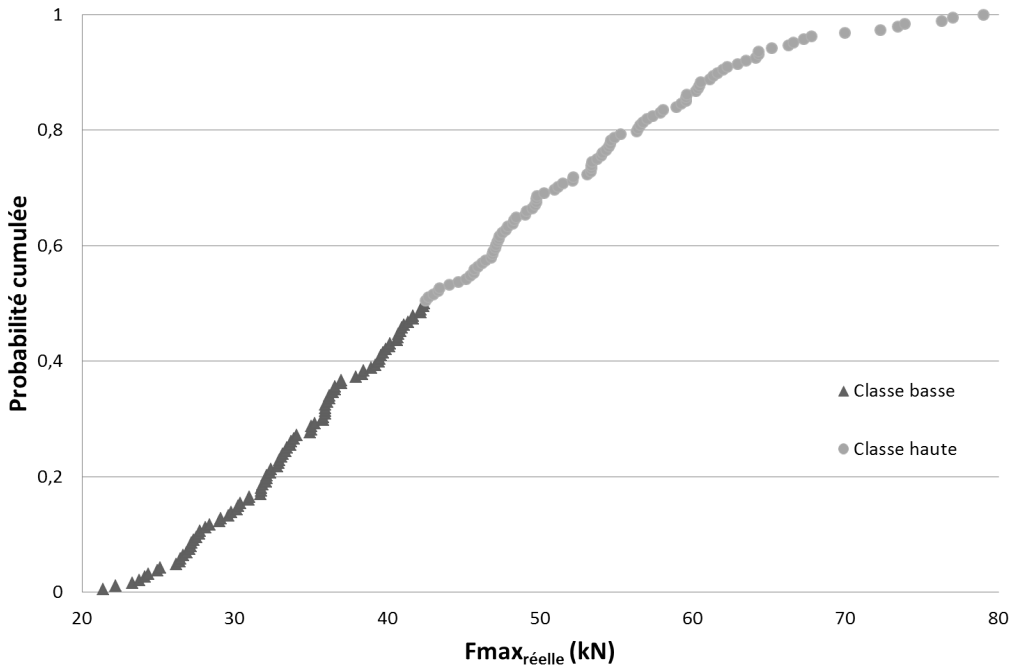

FIGURE 2.22: Fonction de répartition de la force ultime et définition des classes haute et basse.

Une régression linéaire ascendante pas à pas est alors réalisée pour définir les variables explicatives de ces deux classes. Pour la "Classe basse", la seule variable explicative est le MOE_{dyn}, avec un R^2 de 0.29. Concernant la "Classe haute", deux variables explicatives ont été retenues, le MOE_{dyn} et $A_{crit_{CT}}$ (la surface du noeud critique sur le chant tendu) avec un coefficient de détermination de 0.53 (alors que la régression linéaire simple entre MOE_{dyn} et F_{max} donne un R^2 de 0.45).

On constate donc qu'un pré-classement en fonction de la force ultime seule ne permet pas

d'améliorer la compréhension des comportements mécaniques à la rupture de ces éléments de structure, puisque les méthodes de classement proposées précédemment permettent d'obtenir de meilleures corrélations entre le MOE et le MOR. L'objectif est, à présent, de comprendre les comportements mécaniques et donc de définir les variables explicatives agissant sur la force ultime. La prochaine partie propose donc deux pré-classements dépendant du MOE (variable la plus significative).

2.4.3.2 Fonction de répartition de la force ultime par classe de module d'élasticité dynamique sur la population de 188 poutres

Pour identifier les différents comportements mécaniques du bois de structure, quatre classes de module d'élasticité dynamique ont été définies. Les différentes classes proposées sont recensées dans le tableau suivant, Tab.2.6. Les deux dernières lignes du tableau montrent la corrélation obtenue par régression linéaire simple entre MOE_{dyn} et F_{max} et le nombre d'échantillons par classe de module d'élasticité dynamique.

TABLE 2.6: Classes de modules d'élasticité dynamique proposées dans cette étude [4]

Classe de MOE_{dyn}	I	II	III	IV
MOE_{dyn} min(MPa)	6500	8500	10500	12500
MOE_{dyn} max (MPa)	8500	10500	12500	Max
R^2 MOE_{dyn} vs F_{max}	0.12	0.26	0.20	0.3
Nbre d'échantillons	47	81	50	10

A partir de ces classes de module d'élasticité dynamique, des fonctions de répartition de la force ultime ont été définies.
Pour chacune d'entre elles, les échantillons présentant des forces ultimes inférieures à la force ultime médiane ont été placés dans la "Classe A". Par équivalence, les échantillons présentant des forces ultimes supérieures à la valeur médiane ont été placés dans la "Classe B", comme le montre la figure, Fig.2.23.

4. A noter que 3 et 5 classes de modules d'élasticité avaient également été proposées. Cependant, le pré-classement en fonction de 3 classes de modules d'élasticité a donné de plus faibles corrélations et le pré-classement en fonction de 5 classes de module d'élasticité n'améliore pas les corrélations.

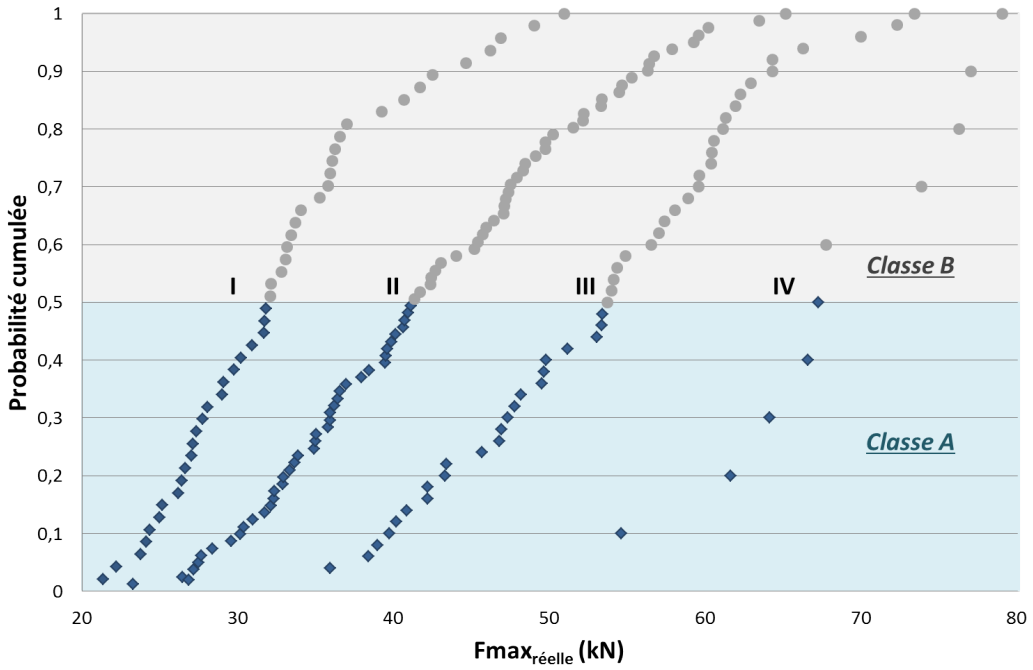

FIGURE 2.23: Fonction de répartition de la force ultime par classe de MOE_{dyn}

Une régression linéaire simple entre le MOE_{dyn} et F_{max} donne un coefficient de détermination de 0.74 pour la "Classe A" et un R^2 de 0.73 pour la "Classe B". Par ce pré-classement, un gain de 24% est observé entre la régression linéaire simple faite sur les 188 poutres (R^2 de 0.59 en Section 2.4.2) et celle faite sur les classes A et B (R^2 de 0.73). De plus, en comparaison de la première fonction de répartition proposée, sous-section 2.4.3.1, qui présentait le même nombre d'échantillons par classe, il est obtenu un gain de 155% de la "Classe A" comparé à la "Classe basse" et un gain de 67% de la "Classe B" comparé à la "Classe haute". Ainsi pour un même nombre d'échantillons, un pré-classement en fonction du module d'élasticité et de la force ultime (comparé à un pré-classement de la force ultime uniquement) permet de mieux appréhender le comportement mécanique avec des coefficients de détermination initiaux de l'ordre de 0.75.

Dans la partie suivante, les variables explicatives de la force ultime propre aux classes A et B sont identifiées et des modèles descriptifs sont établis afin de déterminer l'influence de ces variables sur la force ultime et ainsi identifier les différences de comportements mécaniques entre ces deux classes.

Classe A :

La régression linéaire ascendante pas à pas a permis de définir les variables explicatives des forces ultimes, qui sont :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,

- $Y_{crit_{FL}}$: la position selon y du noeud critique des faces latérales,
- $\mathrm{AR}_{crit_{CT}}$: ratio entre l'axe principal et secondaire de l'ellipse du noeud critique,

Dans le cas de la régression linéaire multiple, un coefficient de détermination de 0.78 a été obtenu (soit un gain de 5% entre la régression linéaire simple et la régression linéaire multiple). Si le gain entre ces deux régressions linéaires ne semble pas pertinent, l'utilisation d'un modèle non linéaire permet, quant à lui, d'améliorer la "prédiction". En effet, la classe A a été de nouveau séparée en deux sous-échantillons. Contrairement à la partie propre au classement de ce manuscrit, section 2.4.2, le modèle permettant d'étudier le comportement mécanique de cette classe A est une régression polynomiale d'ordre 2. Les résultats pour cette classe sont illustrés dans la figure suivante, Fig.2.24 (Annexe D).

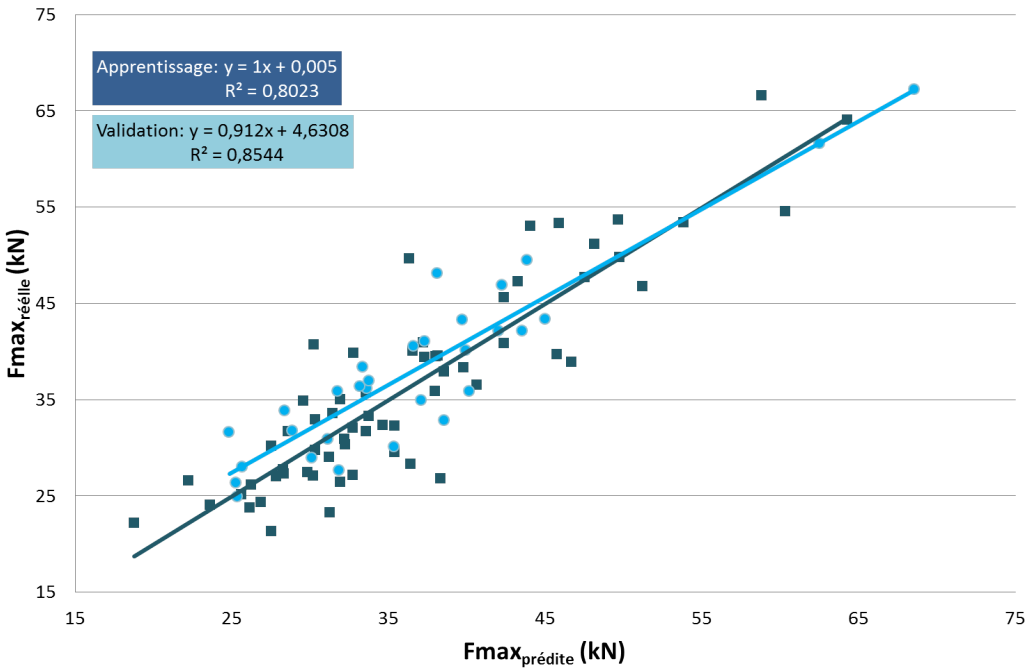

FIGURE 2.24: Corrélation obtenue sur la classe A

Les corrélations par régression polynomiale d'ordre 2 donnent des coefficients de détermination, R^2, de 0.80 en apprentissage et de 0.85 en validation, ce qui mène à un coefficient de détermination total (avec les 94 poutres de la classe A) de 0.81. La comparaison entre ces résultats et ceux issus des réseaux de neurones avec les 188 poutres affiche un gain de 14% (où R^2 valait 0.71, section 2.4.2). Les résultats pour la classe A montrent que le comportement mécanique est fonction du MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$ et de $AR_{crit_{FL}}$. Ainsi pour les poutres de faibles qualités mécaniques par classe de module d'élasticité dynamique, les caractéristiques qui pilotent la rupture sont le MOE_{dyn} et des variables locales. Le MOE_{dyn} fait toujours partie des variables explicatives. Nous pouvons en conclure que les échantillons de faibles qualités mécaniques, par classe de module d'élasticité ont un

comportement mécanique "*local*" préjudiciable ou du moins qu'ils sont plus sujets aux effets localisés des hétérogénéités. Ce comportement s'explique par la présence de noeuds dans la zone tendue, à savoir les noeuds critiques sur les faces latérales et sur le chant tendu.

Classe B :

Concernant la classe B (éléments dont la force ultime est supérieure à la médiane de chaque classe de module d'élasticité dynamique, Fig.2.23), les variables explicatives trouvées par la régression linéaire ascendante pas à pas sont :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,
- KAR_{aj} : Knot Area Ratio ajusté, qui correspond à la somme des surfaces des noeuds A_k divisée par la surface étudiée, c'est-à-dire, la surface correspondant à la hauteur de la poutre,h, multipliée par la longueur du tiers central, L_{TC}, eq.2.13 :

$$KAR_{aj} = \frac{\sum A_k}{h.L_{TC}} \tag{2.13}$$

Pour cette classe, la régression linéaire simple entre le MOE_{dyn} (variable la plus explicative) et F_{max}, vaut comme mentionné précédemment, 0.73.
Après une partition de la classe B en deux lots distincts (apprentissage et validation), la corrélation par régression polynomiale d'ordre 2 (Annexe E) est étudiée, Fig.2.25,.

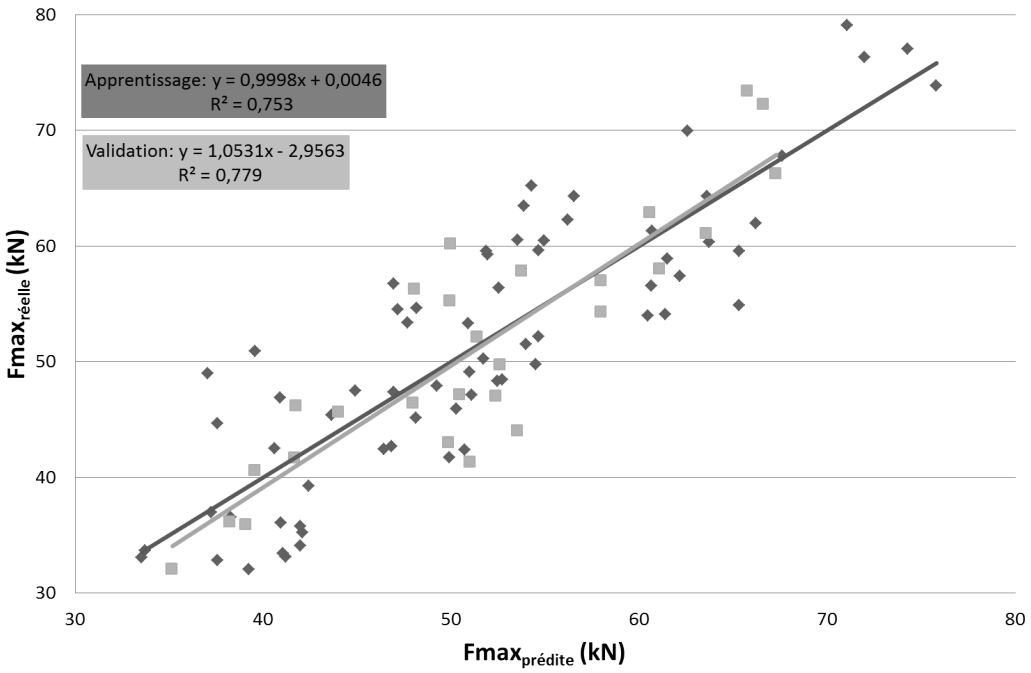

FIGURE 2.25: Corrélation obtenue sur la classe B

Les corrélations affichent un coefficient de détermination de 0.75 en apprentissage et de 0.78 en validation pour une équation prédictive polynomiale d'ordre 2. Ces corrélations sont obtenues à partir de deux informations, considérées comme globales : le MOE_{dyn} qui est une caractéristique représentative de toute la poutre et le KAR_{aj} qui est une caractéristique spécifique au tiers central des faces latérales. Ainsi contrairement à la "Classe A" qui présentait un comportement mécanique à la rupture lié à la présence des noeuds critiques, la "Classe B" répond à un comportement dépendant de l'effet de groupe des noeuds.

2.4.3.3 Fonction de répartition de la force ultime par classe de module d'élasticité dynamique sur la population de 152 poutres

Comme mentionné en conclusion de la section 2.4.2, l'objectif est de comprendre les phénomènes de rupture des deux premières populations traitées : 188 et 152 poutres (la totalité des poutres et celles présentant des noeuds dans la partie tendue, dans le tiers central, des faces latérales et dans le tiers central du chant tendu).
La partie précédente a permis de définir les paramètres mécaniques et morphologiques qui agissaient sur les poutres de faibles et de fortes qualités structurelles par classe de MOE_{dyn} pour la première population composée des 188 poutres.
La méthodologie mise en place est alors appliquée sur la deuxième population de 152 poutres.
Le graphe affichant la répartition des classes A et B selon les forces ultimes médianes des 4 classes de MOE_{dyn}, Fig.2.23, a été actualisé. Les positions des poutres ne possédant pas de noeuds dans le tiers central du chant tendu (3ème population de 36 poutres) ont été localisées, Fig.2.26.

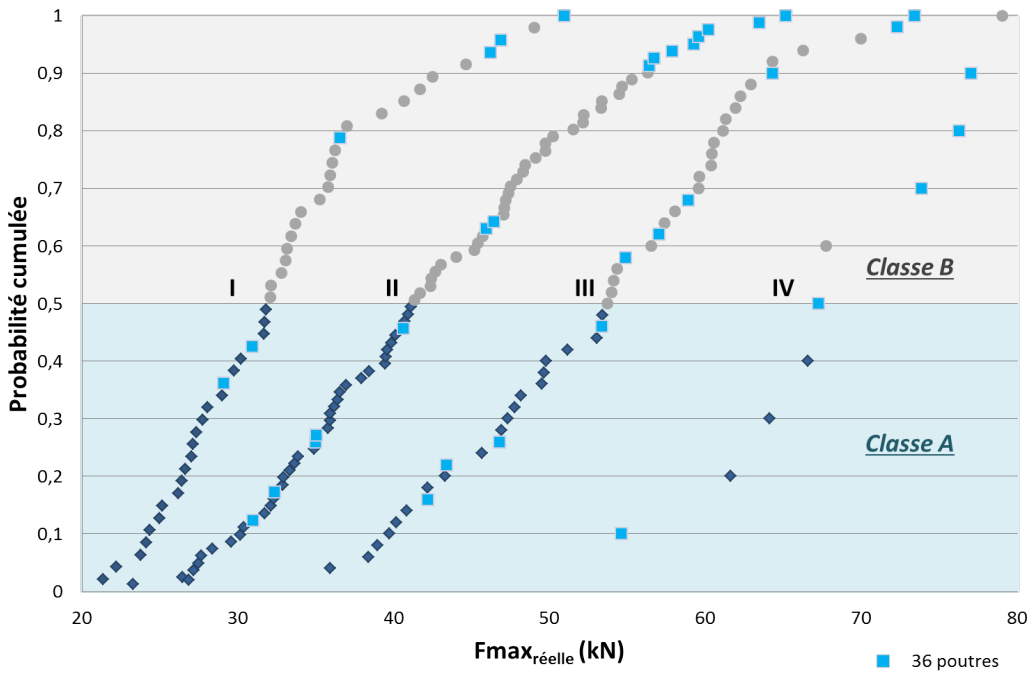

FIGURE 2.26: Fonctions de répartition des forces ultimes par classe de modules d'élasticité des 188 poutres avec identification des 36 poutres sans noeud dans le tiers central sur le chant tendu

Les deux tiers de la troisième population (36 poutres) se situent dans la classe B (classe qui recense les poutres de fortes qualités mécaniques par classe de MOE_{dyn}) et parmi celles-ci 17 poutres présentent des résistances supérieures au fractile à 80% de chaque classe de MOE_{dyn}.

Concernant les 152 poutres (base de données totale moins les 36 poutres), le graphe des fonctions de répartition par classe de MOE_{dyn} (identiques à celles du Tab.2.6) a été réalisé, en recalculant pour chaque échantillon sa probabilité cumulée.

De nouveau, deux classes ont été déterminées, la " Classe A' " (représentative des poutres dont la force ultime est inférieure à la médiane de chaque classe) et la " Classe B' " (représentative des poutres dont la force ultime est supérieure à la médiane de chaque classe). L'évolution des fonctions de répartition par classe de MOE_{dyn}, pour cette deuxième population de 152 poutres, est illustrée Fig.2.27.

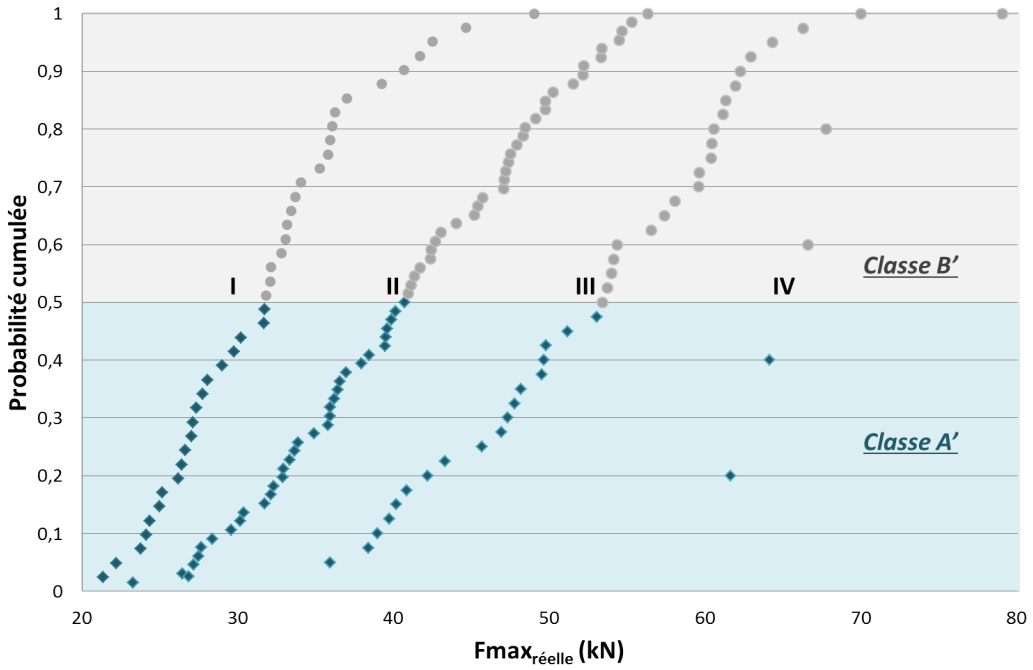

FIGURE 2.27: Fonctions de répartition des forces ultimes par classe de modules d'élasticité des 152 poutres

A partir de ces classes de MOE_{dyn}, le nombre d'échantillons ainsi que les corrélations des régressions linéaires simples entre MOE_{dyn} et F_{max} ont été évalués, Tab.2.7 :

TABLE 2.7: Nombre d'échantillons et coefficients de détermination obtenus par régression linéaire simple

Classe de MOE_{dyn}	I	II	III	IV
MOE_{dyn} min(MPa)	6500	8500	10500	12500
MOE_{dyn} max (MPa)	8500	10500	12500	Max
R^2 MOE_{dyn} vs F_{max}	0.09	0.16	0.10	0.22
Nbre d'échantillons	41	66	40	5

En fonction de ces données (Tab.2.7), l'étude des comportements mécaniques des classes A' et B' a été menée.

Classe A' :

La régression linéaire ascendante pas à pas a mis en évidence trois variables explicatives, identiques à celles rencontrées sur les 188 poutres, à savoir :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,
- $Y_{crit_{FL}}$: la position selon y du noeud critique des faces latérales,
- $\mathrm{AR}_{crit_{FL}}$: ratio entre l'axe principal et secondaire de l'ellipse du noeud critique.

Un coefficient de détermination de 0.66 est alors obtenu par régression linéaire simple entre MOE_{dyn} et F_{max} dans la classe A', (plus faible que celui de la classe A, où R^2 valait 0.74). La régression linéaire multiple de ces trois variables explicatives mène à un R^2 de 0.72. Pour cette classe, une régression polynomiale d'ordre 2 (Annexe F) a été également réalisée, Fig.2.28.

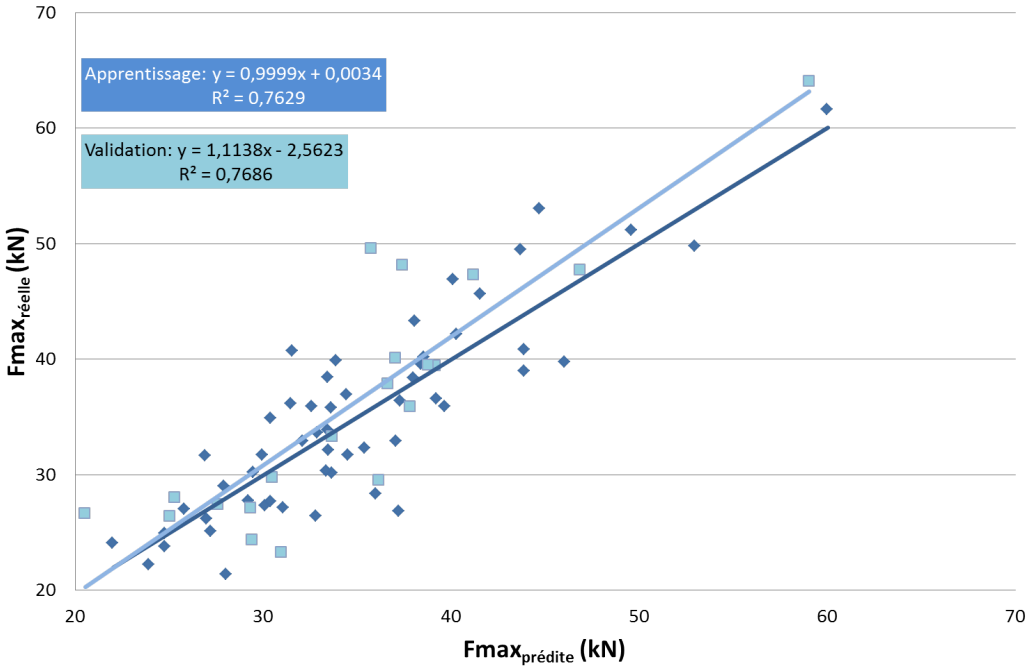

FIGURE 2.28: Corrélations obtenues par régression polynomiale d'ordre 2 sur la classe A'

Des coefficients de détermination de 0.76 en apprentissage et de 0.77 en validation ont été obtenus pour cette population. Pour rappel dans la classe A, des R^2 de 0.8 pour les deux tiers de la base de données et de 0.85 pour le dernier tiers avaient été obtenus. La présence de poutres sans noeuds critiques sur le chant tendu (comparé à la classe A') permet de diminuer la variabilité du matériau et ainsi améliorer les corrélations (par des

modèles linéaires ou non-linéaires).

Classe B' :

Concernant la classe B', les variables explicatives trouvées, sont :

- MOE_{dyn} : le module d'élasticité dynamique,
- $h_{ell_{FL}}$: la position selon y du noeud critique des faces latérales,
- $\mathrm{A}_{crit_{CT}}$: ratio entre l'axe principal et secondaire de l'ellipse du noeud critique.

En ce qui concerne les corrélations obtenues, la régression linéaire simple entre MOE_{dyn} et F_{max} mène à un coefficient de détermination de 0.72. La régression linéaire multiple améliore la corrélation de 5% avec un R^2 de 0.75.
Une régression polynomiale d'ordre 2 (Annexe G) a été réalisée et un R^2 de 0.79 a pu être calculé.

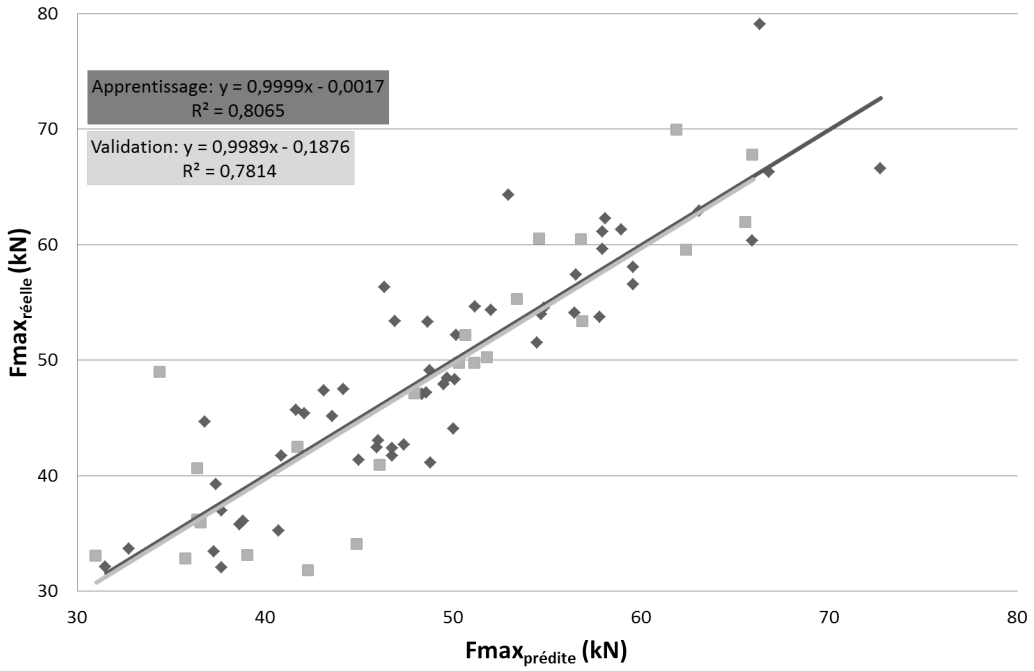

FIGURE 2.29: Corrélations obtenues par régression polynomiale d'ordre 2 sur la classe B'

Des coefficients de détermination de 0.81 en apprentissage et de 0.78 en validation ont été obtenus. Ces résultats ne peuvent être comparés à ceux obtenus dans la classe B (où un R^2 de 0.76 en apprentissage et un R^2 de 0.77 en validation avaient été obtenus) puisque les variables explicatives du modèle prédictif sont différentes. Pour cette configuration (sans les poutres ne comportant pas de noeuds dans le tiers central du chant tendu), la classe B' présente un comportement mécanique à la rupture lié à des effets "locaux"

contrairement à la classe B où il avait été constaté un comportement "global" (avec le MOE_{dyn} et le KAR_{aj} comme variables explicatives). Le fait que dans la classe B, 26% de la population contenaient des poutres sans noeuds dans le tiers central du chant tendu (troisième population de 36 poutres) peut expliquer l'effet groupé des noeuds sur la réponse mécanique globale.

2.5 Synthèse des corrélations obtenues

Les différentes corrélations obtenues par lot de poutres sont récapitulées dans les tableaux, Tab.2.8 et Tab.2.9, afin de faciliter les interprétations et conclusions qui vont être faites par la suite.

TABLE 2.8: Tableau récapitulatif des résultats obtenus dans la section 2.4.2 : Méthode de classement mécanique

PREMIERE POPULATION			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $Y_{crit_{FL}}$ $A_{crit_{CT}}$	0.72	0.71	188
DEUXIEME POPULATION			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $Y_{crit_{FL}}$ $C_{crit_{FL}}$ $A_{crit_{LS}}$	0.71	0.73	152
TROISIEME POPULATION			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $H_{ell_{crit_{FL}}}$ N	0.82	0.82	36

TABLE 2.9: Tableau récapitulatif des résultats obtenus dans la section 2.4.3 : Compréhension des phénomènes de rupture

CLASSE A			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $Y_{crit_{FL}}$ $AR_{crit_{CT}}$	0.80	0.85	94
CLASSE B			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} KAR_{aj}	0.75	0.78	94
CLASSE A'			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $Y_{crit_{FL}}$ $AR_{crit_{CT}}$	0.76	0.77	76
CLASSE B'			
Variables explicatives	Apprentissage	Validation	Nombre de poutres
MOE_{dyn} $H_{ell_{crit_{FL}}}$ $A_{crit_{CT}}$	0.81	0.78	76

2.6 Synthèse

Les essais menés sur les 188 poutres montrent clairement la forte variabilité du pin maritime quand il est sollicité en flexion. Les plus faibles éléments sont proches des valeurs de 18 MPa alors que les individus les plus résistants atteignent les valeurs de 80 MPa. On remarque que 50% de la population a une résistance de plus de 40 MPa. Cette forte

dispersion révèle le grand intérêt à développer des méthodes d'analyse capables de valoriser les éléments les plus performants et à contrario, d'identifier les paramètres induisant de faibles niveaux de résistances. Cette investigation expérimentale concerne des éléments de poutres en bois massif de grande section (200x100mm^2). L'échelle explorée est plus importante que celle couramment rencontrée dans la bibliographie qui s'intéresse à des produits intermédiaires de section 50x100mm^2 plutôt destinés à la recomposition de poutres composites comme le lamellé collé par exemple. Par conséquent, la nodosité revêt un caractère plus aléatoire par effet d'échelle. Généralement, ces bois, dans ces dimensions, sont classés visuellement en équivalent C24 ou en C30 par classement machine (alors que certains éléments résistent à plus de 70 MPa), ce qui révèle le sous emploi de la matière pour l'édification de structures poteaux poutres.
La présence des défauts induit une déviation de la pente du fil affaiblissant localement la résistance. De par les faibles résistances mécaniques du Pin maritime dans ces zones perturbées, les capacités portantes des éléments peuvent se retrouver considérablement dégradées.
On peut noter au travers du constat bibliographique et des résultats d'essais obtenus que les plus fortes résistances sont très proches des performances du bois sans défaut (80MPa). Néanmoins, les bois testés présentent inévitablement des défauts, ce qui démontre que leur localisation peut être non discriminante. Par conséquent, compte tenu du caractère fragile du matériau en traction, il est important d'identifier les singularités travaillant potentiellement en partie tendue des éléments testés. En d'autres termes, les indicateurs de la nodosité ont tout intérêt à découpler les positions relatives des défauts entre les fibres comprimées et les fibres tendues.
Même si la campagne expérimentale offre un nombre conséquent de résultats, il est nécessaire d'offrir les méthodes de traitements de données les plus appropriées au nombre de paramètres d'entrées. Cet aspect se révèle important pour la qualité de la prédiction si l'on imagine établir des sous familles de poutres (réduisant le nombre d'informations). Dans le cadre de ces travaux, le choix des réseaux de neurones a été fait dans ce sens, car ils permettent par leur parcimonie de mieux généraliser les prédictions par rapport aux approximateurs usuels (comme les régressions linéaires et polynomiales).
L'étude proposée dans ce chapitre confirme que le MOE est l'indicateur le plus discriminant de la résistance en flexion. On montre ensuite que les paramètres caractérisant la nodosité ont un pouvoir explicatif significatif, c'est la raison pour laquelle on retrouve la notion de KAR classiquement utilisé dans la littérature. L'association de la nodosité au MOE permet d'augmenter le R^2 de 0,59 à 0,71.
A la différence des KAR définis dans la littérature, nous avons choisi de définir la nodosité par les dimensions des défauts sans normalisation relative à la section fléchie ou à la longueur de poutre, car les dimensions des éléments testés ici restaient identiques pour les 188 éléments. De plus, la localisation du défaut majeur par face tendue ou latérale a été considérée. On a souhaité dissocier les faces potentiellement en traction uniforme de celles sollicitées par un gradient de contrainte longitudinale sur la demie hauteur tendue

en flexion. Ainsi, il a été possible de décrire deux familles d'indicateurs à partir de comportements mécaniques différents.
Le pouvoir explicatif obtenu est égal à 0,73. Cette qualité de prédiction a été obtenue dans d'autres études de la bibliographie mais pour des dimensions d'éléments moins importantes, ce qui témoigne de la pertinence du modèle adopté ici.
L'analyse des résultats montre qu'il est possible avant le process de classification par module d'établir une différenciation visuelle des bois sous le seul critère de la présence de nœuds sur la fibre inférieure tendue des poutres (dans le tiers central). Sur 188 poutres, 36 poutres ne possèdent pas de défaut dans cette zone. Outre le MOE, ces poutres sont sensibles à des indicateurs plus globaux comme le nombre de nœuds dans le tiers central. La corrélation peut atteindre un R^2 de 0.82. Même si le nombre d'individus peut sembler réduit, l'utilisation des réseaux de neurones permet de montrer ce gain en prédiction. Pour ces éléments, on montre d'ailleurs que la résistance en flexion varie de 32 MPa à 80MPa. Ces résultats laissent à penser que la présence de nœuds en fibre inférieure tendue contribue à une perte de résistance en flexion de près de 10MPa. On peut donc imaginer que des stratégies de débit ou de purges sur les éléments de structure peuvent être pilotées par ce seul critère.
Pour les 152 poutres restantes, l'amplitude des contraintes ultimes varie de 18 à 70MPa. L'étude paramétrique démontre clairement que le comportement mécanique des poutres est fortement corrélé à la taille et la position des nœuds les plus critiques dans les chants tendus et les faces latérales, le pouvoir de prédiction reste quant à lui inchangé et égal à 0,7 environ.
Il est donc possible de sous échantillonner la population pour affecter des moyens de prédiction différents en fonction des indicateurs de la nodosité, l'effet du MOE vient ensuite améliorer la prédiction.
Enfin, on a souhaité faire une analyse des données globales pour mettre en évidence les paramètres ou les tris potentiels qui permettraient de mieux comprendre les variations de la résistance en flexion. Cette investigation, qui n'a rien de prédictif, possède un caractère exploratoire. Il ressort qu'un tri de la population globale en classe de modules d'élasticité permet de définir des sous populations qui sont redivisées en deux par leur médiane. Il est alors possible de créer deux groupes de poutres dits de faible et de fort rendement mécanique (Classe A et B). A partir de ces deux populations, il serait possible d'obtenir des modèles prédictifs avec des R^2 pouvant atteindre 0.85, ce qui représente un gain important sur la qualité du tri des bois. L'étude montre que les échantillons de faibles résistances sont tributaires du défaut majeur en zone tendue, alors que les meilleures poutres sont affectées par la surface des nœuds en face latérale (en zone tendue).
Ce constat implique par raisonnement inverse, qu'il serait opportun de définir un nouvel indicateur capable de trier les bois en amont selon les classes A et B proposées dans ce chapitre. L'état des recherches actuelles montre la limitation des paramètres semblables au KAR pour lesquels les R^2 atteignent au mieux 0,73. La seule description géométrique des défauts ne peut pas être l'unique réponse à la prédiction de la résistance. Une voie

d'amélioration consiste donc à fournir de nouvelles informations en se basant sur la prise en compte du comportement mécanique des défauts dans le bois. Ainsi, la position et la taille des noeuds pourrait être mises en relation avec un indicateur local de perte de performance mécanique. Il est donc envisagé dans la suite du travail, de réaliser des simulations numériques dans ce sens, de façon à apporter de nouveaux éléments de réponse. Ces derniers seront ensuite éprouvés dans un modèle prédictif.

Chapitre 3

Modélisation du comportement mécanique en zone pré-nodale

Par soucis de clarté, cette première partie décrit les étapes de construction des modèles éléments finis menées sur deux configurations, à savoir les simulations de tronçons de poutres sollicités pour la première en flexion pure et la seconde en traction pure. L'objectif est d'évaluer l'influence du défaut en tenant compte de sa position et de sa taille sur la performance mécanique du tronçon de poutre. Pour ces deux investigations, un nœud de 20 mm de diamètre est d'abord modélisé au niveau du centre géométrique du tronçon. Le choix de travailler sur un diamètre de 20 mm provient de la base de données expérimentale, dans laquelle le diamètre moyen des nœuds circulaires correspond à cette valeur, l'effet de la taille sera ensuite analysé. On envisagera d'étudier le pouvoir discriminant du nouvel indicateur fourni par les modélisations éléments finis.

3.1 Construction des modèles initiaux éléments finis en flexion et en traction

3.1.1 Dimensions

L'étude aurait pu se concentrer sur la modélisation complète de poutres choisies dans la base de données. Toutefois, l'objectif premier est d'apporter des connaissances sur le comportement mécanique dans la zone pré-nodale. On cherche à proposer une méthodologie fiable et généralisable permettant ensuite la reconstitution complète d'une poutre. Nous avons donc choisi d'utiliser des modélisations incluant un noeud circulaire situé à mi-portée d'un tronçon de poutre et d'étudier l'influence du diamètre et de la position du noeud ainsi que des propriétés élastiques du matériau bois sur le comportement mécanique du tronçon de poutre sollicité en flexion pure et en traction pure. L'objectif sera

alors dans la suite de ces travaux de coupler les résultats obtenus numériquement avec ceux expérimentaux (forces numériques, modules d'élasticité et rigidités en flexion locaux et globaux effectifs). Pour ce faire, il est donc nécessaire de retranscrire rigoureusement les conditions d'essais expérimentaux aux modélisations numériques.

Il a été vu dans le chapitre précédent que les faces latérales des poutres de section 4500 x 200 mm étaient sollicitées en flexion et que le chant tendu des poutres de section 4500 x 100 mm était quant à lui sollicité en traction pure. Deux géométries sont donc étudiées, la première d'une hauteur équivalente, h_{eq_f}, de 200 mm pour les modélisations en flexion et la seconde d'une hauteur équivalente, h_{eq_t}, de 100 mm pour ce qui concerne la traction. En première approximation, la pente de fil est considérée comme primaire pour les deux types de modélisations dans les plans LT et LR (cf.Fig.3.1).

Les dimensions de tronçons de poutre sont déterminées de la manière suivante.
La longueur minimale du tronçon de poutre sollicité en flexion correspond à la distance entre les capteurs LVDT utilisés pour déterminer le module d'élasticité *local*, à savoir 5.h selon la norme NF-EN-408. La distance entre les LVDT vaut donc 1000 mm (soit 500 mm pour la modélisation du fait de la symétrie). Toutefois, un autre critère est à prévoir dans les modélisations. En effet, il est nécessaire de vérifier l'hypothèse cinématique de Bernoulli selon laquelle les sections droites doivent rester planes sous la sollicitation d'un moment de flexion. Cette hypothèse (fondamentale à l'application de la théorie des poutres) et les outils de vérification sont présentés par la suite.
La longueur du tronçon de poutre utilisée dans les modélisations devra donc satisfaire les deux critères énoncés.

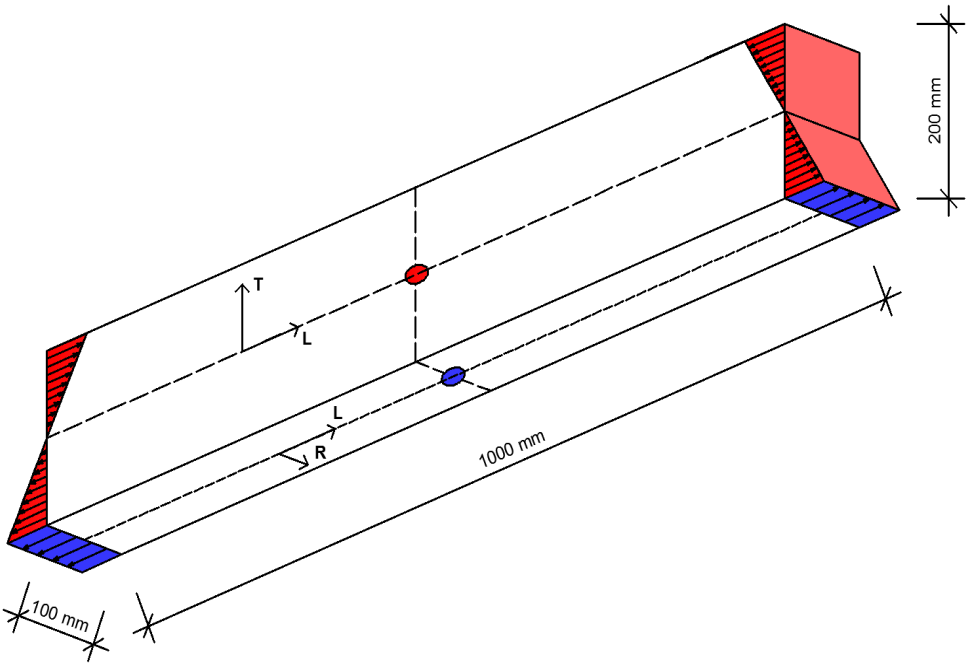

FIGURE 3.1: Dimensions des tronçons de poutre sollicités en flexion et en traction

3.1.2 Modèle et matériaux

3.1.2.1 Modèle

Les modèles numériques ont été simulés en 2D en déformations planes dans le plan LT pour les tronçons de poutres sollicités en flexion et dans le plan LR pour les tronçons de poutres sollicités en traction. Le choix d'une modélisation 2D se justifie par le fait de la complexité de l'anatomie du bois en zone pré-nodale et de la méconnaissance des propriétés mécaniques associées. Une modélisation 2D est donc effectuée en première approximation afin de comprendre les perturbations engendrées par la présence d'un noeud sur les champs de contrainte entourant le défaut.
La discrétisation des tronçons de poutre a été faite avec des éléments de type triangulaire à 6 nœuds. Ce type d'éléments permet de modéliser les structures à géométrie complexe et de faire intervenir des fonctions de formes quadratiques, ce qui apporte une meilleure approximation du champ de déplacements sous sollicitations. L'influence de la densité de maillage a été étudiée selon la pente de fil et la distance des éléments au nœud.
Concernant la loi de comportement affectée au modèle, elle a été considérée comme linéaire élastique. Des modèles d'endommagement ou de rupture auraient été sans doute plus pertinents pour définir la résistance ultime des éléments de structures. Toutefois le manque de connaissances du comportement mécanique du bois en présence de nœud justifie dans un premier temps l'étude d'un modèle élastique.

3.1.2.2 Matériaux et géométries

Ces modélisations numériques font intervenir deux matériaux.
Le bois (dont les propriétés élastiques et mécaniques vont évoluer suivant l'orientation des fibres) est considéré comme isotrope transverse. Les propriétés élastiques dans les directions R et T étant relativement similaires, il est fait le choix de les considérer comme équivalentes. Cette isotropie transverse et le fait que la pente de fil soit considérée comme primaire pour les MEF sollicitées en flexion et en traction permettent de considérer les modélisations uniquement dans le plan LT.
L'autre matériau intervenant dans le modèle numérique est le bois constituant le noeud, qui sera estimé comme isotrope, puisqu'il est sollicité le plan RT (où il est fait l'hypothèse que les propriétés mécaniques sont équivalentes dans ces deux directions).

Propriétés élastiques des deux composants

De plus, par simplicité de modélisation, seul des noeuds adhérents ont été simulés au cours de cette étude. L'adhérence du noeud au matériau bois a été prise en compte numériquement par le fait que les éléments en contact avec la circonférence du noeud appartenait soit au matériau "bois", soit au matériau "noeud" suivant son emplacement.

Les propriétés élastiques de ce dernier (module d'élasticité et coefficient de Poisson), se basent sur les résultats obtenus par Bendahmane [23] et Pugel [22] Tab.3.1 :

TABLE 3.1: Propriétés élastiques du noeud dans les modélisations éléments finis

Propriétés	Modèles
E_{R_N}=E_{T_N} (MPa)	400
G_{RT_N} (MPa)	143
ν_{RT_N}	0.4

Le module de cisaillement a été estimé à partir de la relation intégrant le module d'élasticité et le coefficient de Poisson dans le cas d'un matériau isotrope, eq.3.1.

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{3.1}$$

Les propriétés élastiques affectées au matériau bois sont estimées à partir de la base de données expérimentale et des ratios d'orthotropie obtenus par Guitard [2] pour un résineux standard.
Le module d'élasticité longitudinal global moyen obtenu sur les poutres de structure de la base de données est de 10 000 MPa.
Bien que cette valeur moyenne intègre la présence des noeuds et donc d'une pente de fil irrégulière, il sera affecté ce MOE longitudinal en entrée du modèle EF pour un matériau sollicité dans ses axes d'orthotropie à pente de fil nulle. Ce choix se justifie par le fait que le tronçon de poutre modélisé est d'une longueur minimale de 1 m et il ne présente qu'un noeud de 20 mm de diamètre. Par conséquent, les propriétés globales élastiques du matériau ne devraient pas être trop affectées par le défaut. Les propriétés élastiques dans les autres directions, sont données dans le Tab.3.2.

TABLE 3.2: Propriétés élastiques du bois sans défaut sollicité dans ses axes (définies dans le modèle EF)

	Modèles initiaux
E_{L_B} (MPa)	10 000
$E_{T_B} = E_{R_B}$ (MPa)	760
G_{LT_B}	658
$\nu_{LT_B} = \nu_{LR_B}$	0,39
ν_{RT_B}	0,51

A partir des propriétés élastiques des deux matériaux, un ratio appelé degré d'inclusion, D_i, est défini comme étant le rapport entre le MOE longitudinal du bois, E_{L_B}, et le MOE radial du nœud, E_{R_N}, eq.3.2.

$$D_i = \frac{E_{L_B}}{E_{R_N}} \tag{3.2}$$

Ce paramètre sera amené à évoluer par la suite afin d'étudier l'effet de l'interaction des propriétés élastiques bois/nœud sur la réponse mécanique du bois de structure.

Intégration de la pente de fil

Les propriétés élastiques données dans le tableau 3.2 ne sont valables que si le matériau est considéré comme homogène et sollicité dans ses axes d'orthotropie.
Cependant, il a été souligné qu'en présence de noeud, la direction des fibres est perturbée, ce qui entraine une diminution des propriétés élastiques et mécaniques du matériau. De nombreux auteurs [26], [23], [31], [32], [33] et [34] se sont alors inspirés de la mécanique des fluides, en assimilant la pente de fil à l'écoulement d'un fluide laminaire stationnaire autour d'un objet sphérique idéalisant le noeud. Toutefois, l'efficacité de cette approche a été remise en question par les travaux de Bano et al. [42]. Dans leur étude la distorsion des fibres a été intégrée dans leurs modèles éléments finis à partir de photographies prises en zone pré-nodale (cf. Fig.1.28). De ces orientations matérielles, la corrélation obtenue entre leurs essais expérimentaux et leurs modélisations numériques menait à un R^2 de 0.88. Ces informations montrent qu'il est important d'intégrer l'orientation des fibres sur un tronçon de poutre dans un modèle éléments finis, mais que la forme de l'équation importe peu. Nous faisons donc le choix dans notre étude de modéliser la pente de fil de manière approximative à partir d'une équation de type exponentielle, inspirée de la loi normale ou de Gauss, eq.3.3. L'équation 3.3 présente donc l'avantage d'être facilement paramétrable et de permettre une génération aisée d'un maillage implémentable dans le code éléments finis (Castem®).

$$y = \frac{a}{\sqrt{\pi}} e^{\frac{-x^2}{b.r^2}} + c \tag{3.3}$$

Les facteurs a, b et c sont paramétrés par rapport à un rayon du noeud, r, de référence de 10 mm et le numéro de la ligne du fil (direction L), i. Les valeurs de ces facteurs sont données dans le tableau suivant Tab.3.3.

TABLE 3.3: Coefficients de l'équation paramétrée par rapport au rayon de référence du noeud de 10 mm et le numéro de la ligne du fil du bois (direction L), i.

$\mathbf{i \leqslant \frac{r}{2}}$	$\mathbf{i > \frac{r}{2}}$
c= i	$c = i\left[\frac{-7+i}{4}\right]$
$b = \left(\frac{3}{2}\right)^i$	$b = \left(\frac{3}{2}\right)^i$
$a = \frac{70}{4}$	$a = \left\lvert\frac{c}{2} - 20\right\rvert$

L'arrêt des itérations se fait lorsque i vaut $\frac{3}{2}.r - 1$. Cette condition repose sur les travaux menés par Chazelas [21], qui stipule que la pente de fil est perturbée jusqu'à trois fois le rayon du noeud.
Au delà de cette distance (et donc de cette itération), le repère global du tronçon de poutre est égal au repère d'orthotropie du matériau. L'équation de type exponentielle n'est donc plus nécessaire.

La figure 3.2 illustre l'allure des lignes du fil du bois en fonction des coefficients de l'équation énoncés dans le tableau Tab.3.3 qui seront donc incorporées dans le modèle EF. L'avantage de travailler sur une équation à plusieurs coefficients (a,b et c), est qu'il est possible de contrôler l'allure de chacune de ces lignes de fil (distance entre elles, aplatissement de l'équation, ...) en ajustant ces coefficients en fonction de la forme du noeud et de l'itération.

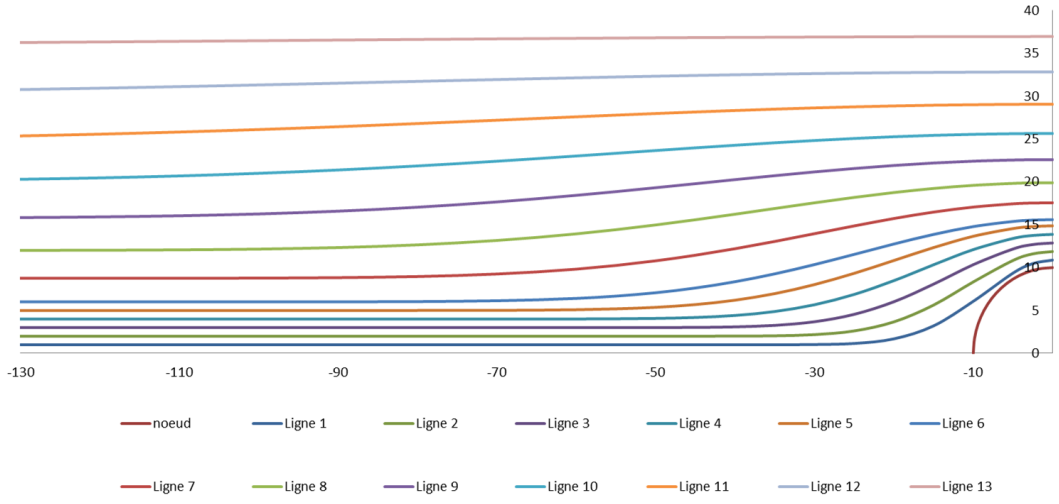

FIGURE 3.2: Allure des lignes de courant de type exponentielle

Le maillage EF autour du noeud est obtenu à partir de la discrétisation des lignes du fil suivant un pas de 5 mm dans la direction horizontale. Les éléments ainsi créés ont pour direction d'orthotropie, la moyenne des angles des deux lignes de fils inférieure (i) et supérieure (i+1) à l'élément (cf. Fig.3.3).

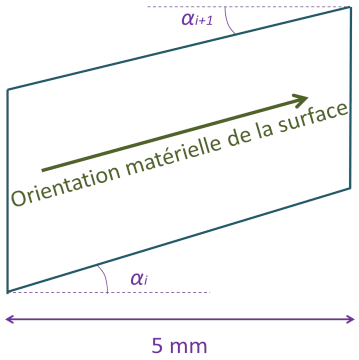

FIGURE 3.3: Elément du maillage et angle d'orthotropie

L'évolution des angles d'orthotropie est donnée sur la figure suivante, Fig.3.4.

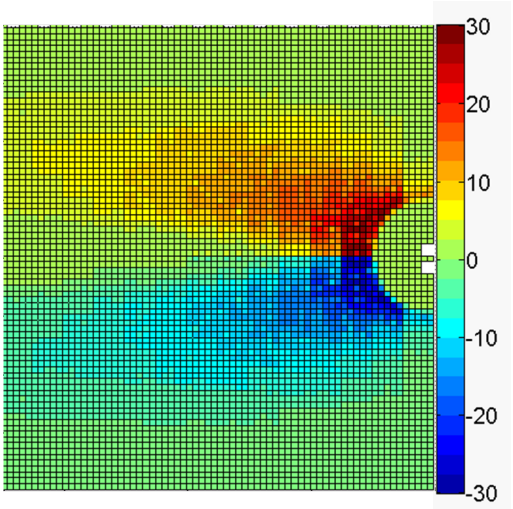

FIGURE 3.4: Angles affectés aux surfaces discrétisées

3.1.2.3 Densité de maillage

La méthode de maillage EF utilisée dans cette étude s'appuiera sur une évolution de la densité du maillage en fonction de la distance au noeud. En effet, les surfaces proches du noeud seront les plus denses car présentent les directions d'orthotropie les plus importantes. La Fig.3.5 représente le nombre d'élément finis par mm^2 affecté aux tronçons de poutre (applicable en traction et en flexion).
L'optimisation de la densité de maillage n'a pas été menée dans cette étude (étude de l'évolution de l'énergie élastique globale en fonction du nombre d'élément). En effet, nous disposions de moyens numériques importants (cluster Avakas du projet Mésocentre de Calcul Intensif Aquitain) et de ce fait nous avons opté dès le début des simulations pour un maillage très dense afin d'éviter l'étape d'optimisation du maillage.

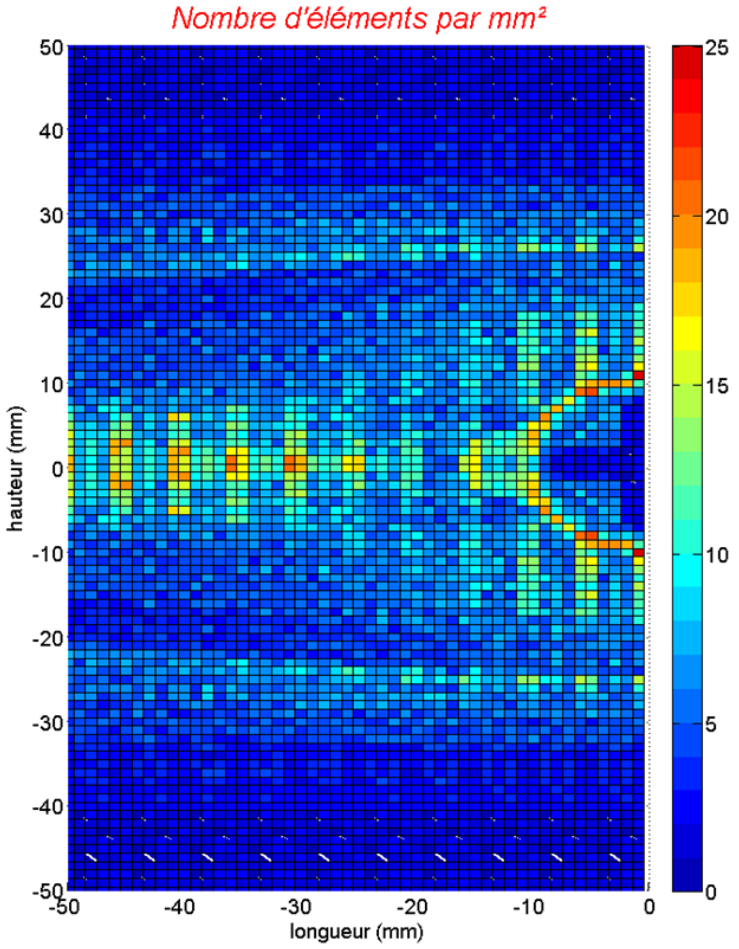

FIGURE 3.5: Nombre d'éléments par mm² de la zone pré-nodale.

3.1.3 Conditions limites et chargement

La symétrie du modèle EF (selon la direction T), liée à la disposition du noeud à mi-portée du tronçon de poutre, nécessite de bloquer les déplacements horizontaux des noeuds du maillage le long de l'axe de symétrie et ce pour les modélisations de flexion pure et traction pure.

Tronçons de poutre sollicités en flexion

L'isostaticité du demi-tronçon a été assurée en bloquant le déplacement vertical d'un des noeuds situés sur l'axe de symétrie. Le choix de l'emplacement de cette dernière condition limite s'est fait par rapport à l'une des données numériques recherchées, à savoir la rigidité en flexion effective locale. En effet, les capteurs de déplacements expérimentaux étant situés au niveau de la fibre moyenne de la poutre (h/2), il a été choisi d'interdire le déplacement vertical du noeud du maillage situé à mi-hauteur de la section droite (h/2).

La sollicitation de flexion pure est obtenue en appliquant un chargement antisymétrique (par rapport à la fibre moyenne) variant de +1 MPa à -1 MPa à l'extrémité du tronçon. Les conditions limites et de chargement affectées aux modélisations en flexion sont illustrées Fig.3.6.

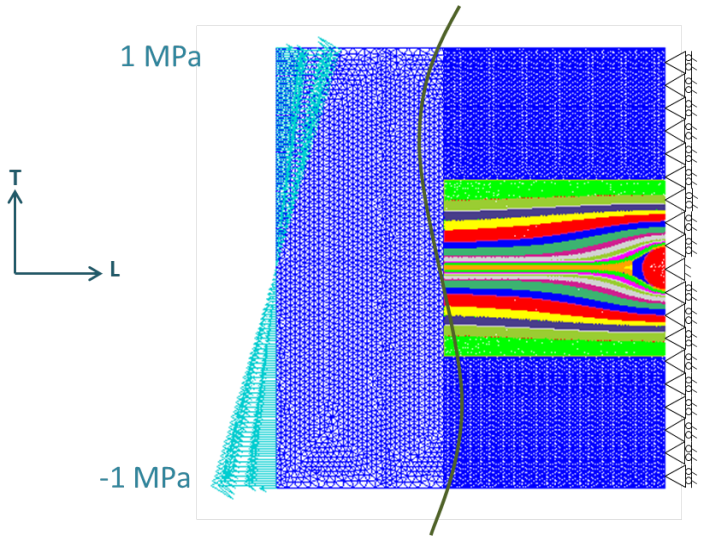

FIGURE 3.6: Conditions limites et chargement en flexion

Tronçons de poutre sollicités en traction

Le modèle initial proposé pour ce mode de sollicitation (noeud centré sur le tronçon de 20 mm de diamètre) nécessite des conditions de symétrie selon l'axe L. Le chargement constant symétrique (1 MPa) permet lorsque le noeud est centré (uniquement pour cette position) de modéliser que le quart du tronçon en bloquant les déplacement verticaux sur la ligne de symétrie selon l'axe L (cf Fig.3.7). Pour les modèles où le noeud est excentré, il est nécessaire de modéliser la moitié du tronçon de poutre (avec conservation de la condition de symétrie selon l'axe T).

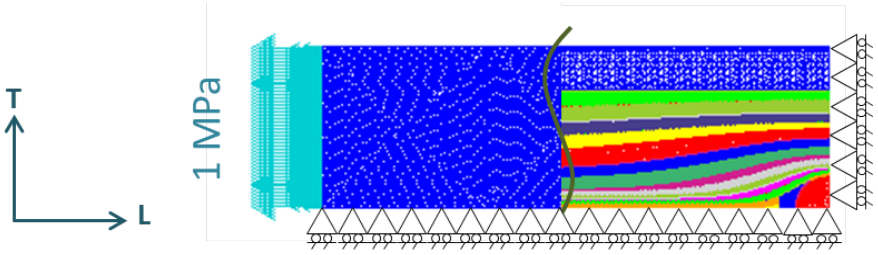

FIGURE 3.7: Conditions limites et chargement en traction

Suite à ces modèles initiaux (noeud situé sur le centre géométrique) d'autres configurations ont été modélisées.
Différentes positions et tailles de nœud ont été ainsi étudiées et ce pour différentes propriétés élastiques du matériau bois.

3.2 Variables géométriques et mécaniques étudiées

3.2.1 Diamètre du nœud

L'étude initiale est basée sur la modélisation d'un tronçon de poutre dans lequel un noeud de diamètre de 20 mm (diamètre moyen issu de la base de données expérimentale pour un noeud circulaire) est localisé à mi-portée et à mi-hauteur du tronçon. Afin d'éviter de redéfinir le maillage relatif à la pente de fil en fonction du diamètre de noeud étudié, il a été décidé d'intégrer la taille du noeud par la mise en place d'un ratio, R_h, donné par l'eq.3.4, ce qui permet de réaliser une normalisation des résultats.

$$R_h = \frac{\phi_N}{h_{tot}} \tag{3.4}$$

Où ϕ_N correspond au diamètre du noeud et h_{tot} est la hauteur du tronçon de poutre.

Ainsi, il a semblé plus judicieux de modifier la hauteur du tronçon de poutre modélisé, $h_{tot_{mod}}$, de manière à ce que le ratio, R_h, soit équivalent à un diamètre de noeud donné, $\phi_{N_{eq}}$, et une hauteur fixée, h_{eq_f}, à 200 mm en flexion et h_{eq_t} de 100 mm en traction. Deux diamètres de noeud ont été étudiés en plus de celui de référence, à savoir des diamètres de 10 mm et 40 mm (correspondant aux valeurs basse et haute de la base de données expérimentale). Notons que cette procédure permet de conserver une zone de perturbation de la pente de fil correspondant à 3 fois le rayon du noeud [21]. Le tableau 3.4 récapitule les dimensions des noeuds et des hauteurs modélisées en flexion et en traction et leurs équivalences.

Table 3.4: Hauteurs modélisées pour une équivalence de diamètre de noeud de 10, 20 et 40 (dimensions en mm)

Modèle en flexion	1F	2F	3F
$\phi_{N_{mod}}$ en mm	20	20	20
$h_{tot_{mod}}$ en mm	100	200	400
$\phi_{N_{eq}}$ en mm	40	20	10
$h_{tot_{eq}}$ en mm	200	200	200
Modèle en traction	1T	2T	3T
$\phi_{N_{mod}}$ en mm	20	20	20
$h_{tot_{mod}}$ en mm	50	100	200
$\phi_{N_{eq}}$ en mm	40	20	10
$h_{tot_{eq}}$ en mm	100	100	100

3.2.2 Position du nœud

Sollicitation de flexion :

Pour être en accord avec la base de données expérimentale, seules les configurations consistant à considérer un noeud situé en partie tendue des faces latérales (de coordonnée nulle selon cet axe) ont été simulées.
A partir du noeud de 20 mm de diamètre positionné au centre géométrique du tronçon de poutre, 7 modélisations ont été réalisées à différentes positions du noeud. La position du noeud est ici repérée à partir de la distance, y, entre la fibre moyenne et le centre géométrique du noeud.
Les différentes configurations pour cette taille de défaut sont illustrées dans la figure Fig.3.8. Les noeuds situés sur la partie tendue (en dessous du centre géométrique) ont une position négative.

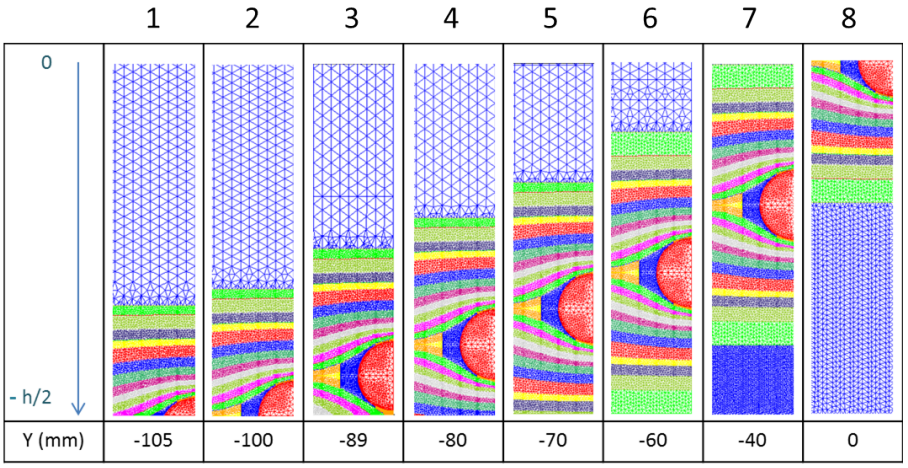

FIGURE 3.8: Positions traitées en flexion pour un noeud de diamètre 20 mm

Notons que la position y=-105mm correspond à un noeud coupé au 3/4 de sa hauteur (configuration 1 sur la Fig.3.8).
Pour les deux autres tailles de noeud (10 et 40 mm de diamètre), différentes positions ont également été traitées. Ces simulations s'appuient sur celles réalisées pour un diamètre de 20 mm. Pour construire ces modèles, de la quantité de matériau "bois" a due être ajoutée ou supprimée pour assurer la correspondance au ratio, R_h (eq.3.4). Le tableau suivant résume les positions y étudiées pour les diamètres de noeud 10 et 40 mm (Tab.3.5).

TABLE 3.5: Positions des noeuds de diamètre 10 et 40 mm pour les modélisations en flexion

$\phi_N = 10$ mm							
y en mm	-102,5	-100	-94,5	-90	-85	-70	0
$\phi_N = 40$ mm							
y en mm	-110	-100	-78	-60	-40	0	

Sollicitation en traction :

De manière équivalente à la sollicitation de flexion pure, différentes configurations ont également été réalisées sous sollicitation de traction pure en fonction de la position et du diamètre du noeud. Ainsi la position 0 mm correspond à un noeud centré à mi-hauteur du tronçon et les positions 50 et 55 mm à un noeud coupé de moitié et de 3/4. Le tableau suivant récapitule les positions étudiées suivant le diamètre du noeud, Tab.3.6.

TABLE 3.6: Positions des noeuds de diamètre 10, 20 et 40 mm pour les modélisations en traction

$\phi_N = 20$ mm					
y en mm	55	50	39	20	0
$\phi_N = 10$ mm					
y en mm	52,5	50	44,5	35	0
$\phi_N = 40$ mm					
y en mm	60	50	28	0	

Les positions 55 mm pour un diamètre de 20 mm, 52.5 mm pour un diamètre de 10 mm et 60 mm pour un diamètre de 40 mm correspondent à des noeuds coupés de 3/4.

3.2.3 Propriétés élastiques du bois

Afin d'étudier l'effet des propriétés élastiques des deux matériaux sur la réponse mécanique, plusieurs modélisations faisant intervenir un degré d'inclusion, D_i (E_{L_B}/E_N), (eq.3.2) ont été réalisées. Les degrés d'inclusion, ou tout du moins, les modules d'élasticité longitudinaux du bois (propriétés élastiques du nœud fixes, Tab.3.1) ont été définis à partir des modules d'élasticité globaux de la base de données expérimentale. De manière à être représentatif de la population, trois modules d'élasticité ont été choisis et sont assimilables aux modules d'élasticité globaux faible, moyen et fort constatés dans la base de données. Les autres caractéristiques élastiques respectent les ratios d'orthotropie obtenus par Guitard [2]. Le tableau, Tab.3.7 résume les trois modélisations réalisées à degré d'inclusion variable .

TABLE 3.7: Les différents degrés d'inclusion étudiés dans les MEF

	A	B	C
D_i	32,75	25	20
E_{L_B}	13 100	10 000	8 000
E_{T_B}	1 000	760	611
E_{R_B}	1 000	760	611
G_{LT_B}	861	658	526
ν_{LT_B}	0,39	0,39	0,39
ν_{LR_B}	0,39	0,39	0,39
ν_{RT_B}	0,51	0,51	0,51

3.3 Données numériques étudiées

3.3.1 Hypothèse de Bernoulli

Il a été mentionné précédemment que pour définir la longueur minimale du tronçon de poutre, deux critères devaient être respectés. Cette longueur minimale du tronçon doit être d'au moins 1000 mm (soit 500 mm par symétrie) afin de respecter la distance des capteurs de mesure des déplacements mis en place lors de la mesure expérimentale du module d'élasticité longitudinal de la poutre. Le second critère consiste à vérifier l'hypothèse de Bernoulli qui stipule que les sections droites doivent rester planes pour un mode de sollicitation de flexion.
La vérification de l'hypothèse de Bernoulli est réalisée à partir des déplacements des noeuds (du maillage) sur une section droite du tronçon localisée à 40 mm, L_e, de la section droite d'extrémité sur laquelle est appliquée le chargement. Le fait de travailler sur une ligne excentrée de celle de l'application des forces et donc celle qui définit la longueur du tronçon se justifie par le principe de Saint-Venant. Ce principe énonce que des perturbations locales se produisent aux abords de la zone de chargement. En s'affranchissant ainsi de ces perturbations, par l'étude des déplacements à 40 mm de la ligne de chargement, les variations constatées au niveau des déplacements sur cette section droite seront dues à la présence du nœud et aux fluctuations de la pente de fil inhérentes au défaut.

Sollicitation en traction

L'hypothèse de Bernoulli pour une sollicitation en traction est vérifiée à partir des déplacements nodaux longitudinaux, δ_L. Le critère pour affirmer la planéité des sections est

le coefficient de variation, COV, (fonction de la moyenne des données et de son écart-type). Pour ces déplacements, les noeuds du maillage de la ligne L_e doivent se translater uniformément (Fig.3.9).

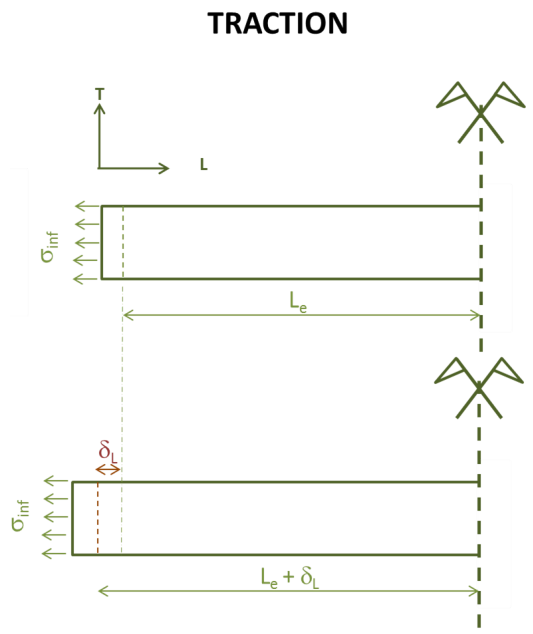

FIGURE 3.9: Comportement cinématique étudié en traction

Un critère cinématique unidimensionnel est donc suffisant pour vérifier cette hypothèse, son expression dans notre étude est donnée par l'eq.3.5.

$$COV_{\delta_L} = \frac{\sigma(\delta_L)}{\overline{\delta_L}} \tag{3.5}$$

Le coefficient de variation de la variable δ_L correspond au rapport entre son écart-type, $\sigma(\delta_L)$ et sa moyenne, $\overline{\delta_L}$.

Sollicitation en flexion

Ce mode de sollicitation par rotation de la section transverse, entraine des déplacements longitudinaux, δ_L, et transversaux (déflection), v_T (Fig.3.10).

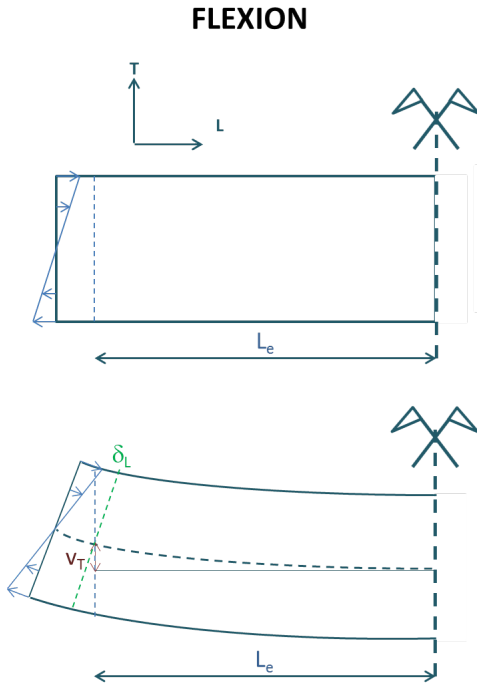

FIGURE 3.10: Comportement cinématique étudié en flexion

Lorsque l'effet Poisson est négligeable, les déplacements transversaux (i.e, verticaux, v_T, sur la Fig.3.10) se translatent uniformément. Or dans notre étude, le retrait transversal dans les fibres tendues et la dilatation transversale dans les fibres comprimées ne permettent pas de négliger cet effet (Fig.3.11).

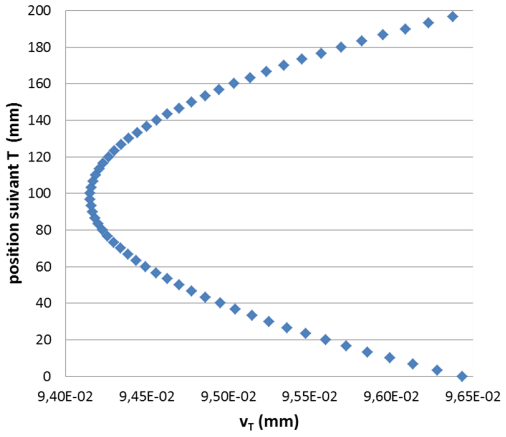

FIGURE 3.11: Evolution des déplacements verticaux sur la ligne L_e

Les deux composantes du déplacement doivent donc être prises en compte afin de vérifier l'hypothèse cinématique de Bernoulli.
Un coefficient de détermination, R^2, supérieur à 0.95 entre les déplacements des noeuds et la répartition sur une droite attendue par l'hypothèse de Bernoulli est utilisé comme

critère.

Si le coefficient de variation est inférieur à 5 % pour le cas des modélisations en traction ou si le coefficient de détermination,R^2, est supérieur à 0,95, pour les configurations en flexion, il sera alors considéré que la longueur des tronçons de poutres modélisés est suffisante pour satisfaire l'hypothèse de Bernoulli.
En traction, en flexion, une longueur de demi-tronçon (symétrie) de 500 mm s'est avérée suffisante pour satisfaire l'hypothèse de Bernoulli.

3.3.2 Critère de Tsai-Hill

Afin d'estimer la charge de ruine du tronçon de poutre, il est nécessaire d'utiliser un critère de rupture adapté au cas du bois. Le critère qui semble le mieux à même de décrire la rupture d'un matériau fibreux et orthotrope comme le bois est le critère de Tsai-Hill habituellement utilisé dans les composites à fibres longues.
Le critère de Tsai-Hill est exprimé à partir des différentes composantes du tenseur des contraintes lorsque ce dernier est exprimé dans le repère local de l'élément lt : σ_{ll}, σ_{tt} et σ_{lt}. Il propose en outre une normalisation de ces contraintes à partir des contraintes admissibles correspondantes $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v. Sous un chargement de traction, $\sigma_{ll}>0$, le critère de Tsai-Hill prend la forme suivante, eq.3.6 :

$$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{ll}.\sigma_{tt}}{f_{t,//}^2}\right) + \left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2 = 1 \tag{3.6}$$

où le terme $\frac{\sigma_{ll}.\sigma_{tt}}{f_{t,//}^2}$ représente le terme d'interaction entre les directions l et t.
Dans cette étude, les valeurs de résistances (ou contraintes admissibles) introduites dans le critère s'inspirent du Tab.1.2 représentatif du matériau bois sans défaut (où $f_{t,//} = 85$ MPa, $f_{t,\perp} = 2.4$ MPa et $f_v = 9$ MPa) à savoir Tab.3.8 :

TABLE 3.8: Résistances utilisées dans le critère de Tsai-Hill

$f_{t,//}$ MPa	$f_{t,\perp}$ MPa	f_v MPa
90	4	10

Le choix de majorer les données du Tab.1.2, vient du fait qu'il a été vu en conclusion du chapitre introductif que les hypothèses mises en place dans les modélisations EF étaient sécuritaires. Les résistances $f_{t,\perp}$ et f_v seront alors comprises entre celles du Tab.1.2 et celles Tab.1.9 (majorées par Bano et al.[42] pour faire correspondre leurs résultats expérimentaux et numériques).

A partir des valeurs de résistances données dans le Tab.3.8, il est possible de représenter l'allure du critère de Tsai-Hill comme montré sur la Fig.3.12.

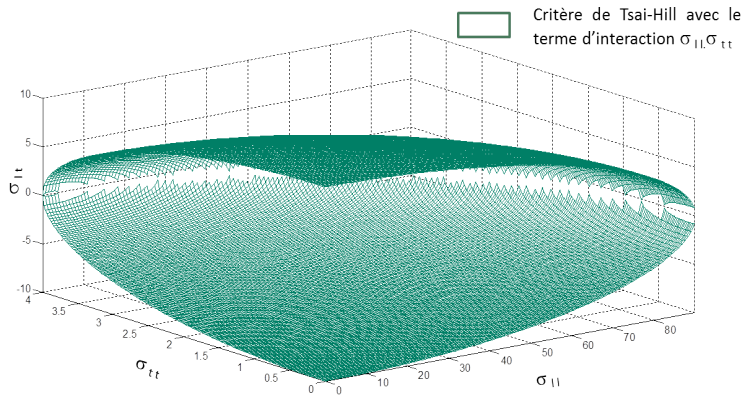

FIGURE 3.12: Allure du critère de rupture Tsai-Hill

Cependant au vu du rapport important entre les résistances longitudinale, $f_{t,//}$, et transversale, $f_{t,\perp}$, la question se pose quant à l'effet du terme d'interaction entre les contraintes longitudinales, σ_{ll} et transversales, σ_{tt}. Une étude de l'allure du critère de Tsai-Hill dans le plan $\sigma_{ll}\sigma_{tt}$ a été réalisée afin d'observer l'effet de ce terme. Sur la Fig.3.13, la courbe rouge, représente l'allure du critère lorsque le terme d'interaction est négligé, eq.3.7 :

$$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2 = 1, \tag{3.7}$$

tandis que la courbe bleue, correspond au critère complet définit par l'eq.3.6.

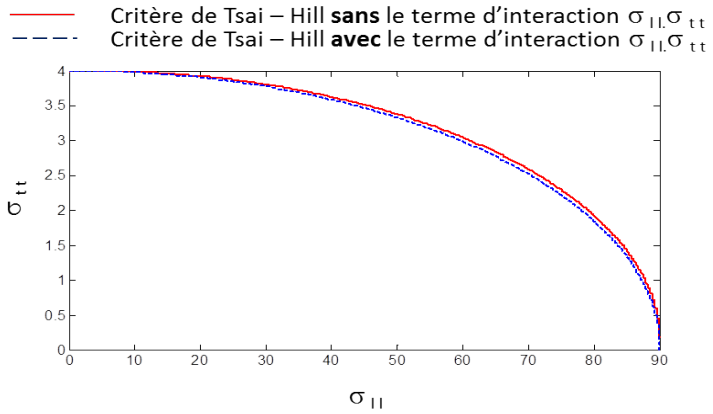

FIGURE 3.13: Allure du critère de rupture Tsai-Hill

On constate sur la Fig.3.13, que les deux courbes sont quasiment confondues et donc que le terme d'interaction peut être négligé lorsque le rapport entre σ_{ll} et σ_{tt} est important. Dans la suite, l'équation du critère retenue est celle de l'équation 3.7, i.e, sans le terme d'interaction.

Les contraintes longitudinales, σ_{ll}, transversales, σ_{tt}, et de cisaillement, σ_{lt}, sont déterminées par la MEF au niveau des points de Gauss des éléments (soit 6 points de Gauss/-élément dans le cas d'élément bidimensionnel triangulaire quadratique). Afin d'éviter de travailler sur un trop grand nombre de données et d'optimiser le temps d'extraction de ces contraintes, il a été fait le choix de travailler sur les centres de gravité des éléments. Toutefois, les champs de contrainte obtenus nécessitent un post-traitement du fait des perturbations engendrées par l'interface noeud/bois.

- Élimination du nœud

Pour des raisons de simplification, l'interface entre le bois et le noeud a été considérée comme parfaite dans la MEF. Toutefois, du fait du contraste des propriétés mécanique du bois et du noeud, on constate que l'interface est une zone de fort gradient de contrainte, certainement non justifiée par rapport au cas réel. En effet, l'adhérence d'un noeud n'est jamais parfaite et de ce fait les contraintes réelles prenant place à l'interface bois/noeud sont très probablement beaucoup plus faibles que celles constatées par la MEF. Ainsi, afin d'éviter de prendre en compte le fort gradient de contrainte provoqué par l'interface (parfaite), les éléments appartenant à une couronne équivalente à 1,05r, où r correspond au rayon du noeud sont éliminés lors du post-traitement Fig.3.14 :

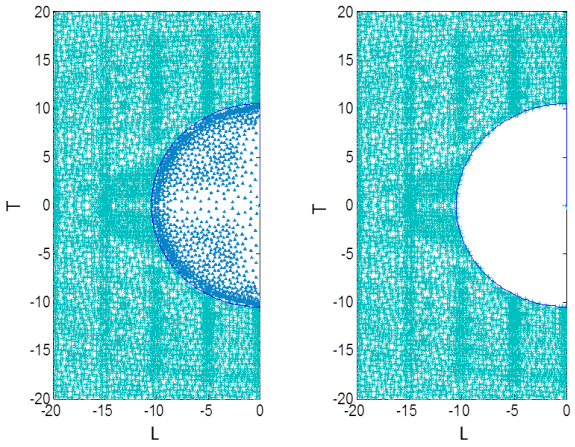

FIGURE 3.14: Élimination du nœud et de l'interface bois/nœud pour un nœud de diamètre 20 mm

- Moyenne des champs de contraintes par fenêtre glissante

En dépit du soin apporté au maillage autour du noeud, on a pu constater que certaines zones étaient sujettes à des singularités de contrainte liées au maillage (différence d'angles d'orthotropie trop importante entre deux éléments voisins). Afin de remédier à ces singularités de contrainte, il a été décidé de moyenner les champs de contraintes en utilisant une fenêtre glissante. Le choix de la taille de la fenêtre dépend de la précision et donc de l'approximation finale que l'on souhaite obtenir. Une trop grande fenêtre entrainerait une perte d'informations tandis qu'une taille de fenêtre trop petite n'aurait quasiment aucun effet. Les tailles des mailles EF étant proportionnelles à la taille du noeud, la taille des fenêtres sera homothétique à la taille du noeud, Tab.3.9.

TABLE 3.9: Taille de la fenêtre pour la moyenne mobile pour les différents diamètres de nœud

	Fenêtre (en mm)
$\Phi_N = 10$ mm	1,5x1,5
$\Phi_N = 20$ mm	3x3
$\Phi_N = 40$ mm	6x6

Notons que cette taille de fenêtre a été définie de manière arbitraire (les résultats obtenus pour deux autres tailles de fenêtres ont été analysées et sont proposées en Annexe H). D'un point de vue pratique, les tronçons de poutre sont recouverts d'une grille régulière de maille 1x1 mm^2 sur laquelle se déplace la fenêtre. Les contraintes des éléments du maillages situées à l'intérieur de la fenêtre sont moyennées $\sigma_{ll_{moy}}$, $\sigma_{tt_{moy}}$ et $\sigma_{lt_{moy}}$ et ces moyennes sont affectées au centre géométrique de la fenêtre (grille de 1x1 mm^2).

Détermination de la contrainte équivalente

A partir des contraintes longitudinales, transversales et de cisaillement moyennées il est possible d'estimer la valeur du critère de Tsai-Hill. Cependant, la contrainte initiale appliquée, σ_i, vaut 1 MPa (traction : chargement unitaire, flexion : chargement linéaire seuillée à +/-1MPa) entrainant une valeur du critère inférieure à 1. La méthodologie pour déterminer la contrainte équivalente, σ_{eq}, c'est-à-dire la contrainte entrainant une valeur de 1 pour le critère de Tsai-Hill est la suivante :

En tout point M(l,t) du tronçon de poutre modélisé, le critère de Tsai-Hill est calculé, donnant ainsi une valeur C fonction de la position (l,t) (3.8).

$$C_{(l,t)} = \left(\frac{\sigma_{ll_{(l,t)}}}{f_{t,//}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{tt_{(l,t)}}}{f_{t,\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{lt_{(l,t)}}}{f_v}\right)^2 < 1 \tag{3.8}$$

Afin de déterminer la contrainte équivalente lorsque le critère vaut 1, il suffit alors de

rechercher dans le tronçon de poutre la valeur du critère $C_{(l,t)}$ maximale, notée C_{max} qui a pour coordonnées (l_m, t_m) (3.9) :

$$C_{max} = \left(\frac{\sigma_{ll_{(l_m,t_m)}}}{f_{t,//}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{tt_{(l_m,t_m)}}}{f_{t,\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{lt_{(l_m,t_m)}}}{f_v}\right)^2 \tag{3.9}$$

En ce point $M_{crit}(l_m, t_m)$, un facteur d'amplification, K, est calculé et permet de passer de la valeur C_{max} à 1 (3.10) :

$$K^2\left[\left(\frac{\sigma_{ll_{(l_m,t_m)}}}{f_{t,//}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{tt_{(l_m,t_m)}}}{f_{t,\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{lt_{(l_m,t_m)}}}{f_v}\right)^2\right] = 1 \Leftrightarrow K^2.C_{max} = 1 \tag{3.10}$$

Ainsi,

$$K^2 = \frac{1}{C_{max}} \Leftrightarrow K = \sqrt{\frac{1}{C_{max}}} \tag{3.11}$$

La contrainte équivalente correspond alors au produit entre la contrainte initiale appliquée et le facteur d'amplification K (3.12).

$$\sigma_{eq} = K.\sigma_i \tag{3.12}$$

σ_{eq} est donc la contrainte à appliquer à l'extrémité du tronçon pour atteindre la rupture de l'élément.

La partie suivante illustre les résultats obtenus en flexion et en traction, pour différentes positions et tailles de noeuds et pour des propriétés mécaniques du matériau "bois" variables.

3.4 Effet des nœuds sur la résistance locale en flexion

3.4.1 Effet de la position du nœud en flexion

Il a été fait le choix d'étudier, en premier lieu, l'effet de la position selon la hauteur d'un noeud de diamètre 20 mm pour un MOE longitudinal de 10 000 MPa sollicité en flexion. Les différentes positions sont celles énoncées dans la partie 3.2.2.

Evolution des états de contraintes initiaux selon la position du noeud

La première étape consiste à extraire, à partir du code EF, les contraintes dans le repère local (lt). Suite à cela, les états de contraintes moyennés longitudinaux, transversaux et de cisaillement après élimination du noeud et de son interface avec le matériau "bois"

sont déterminés. La figure suivante, Fig.3.15, illustre les contraintes moyennées en flexion obtenues pour différentes positions du nœud :

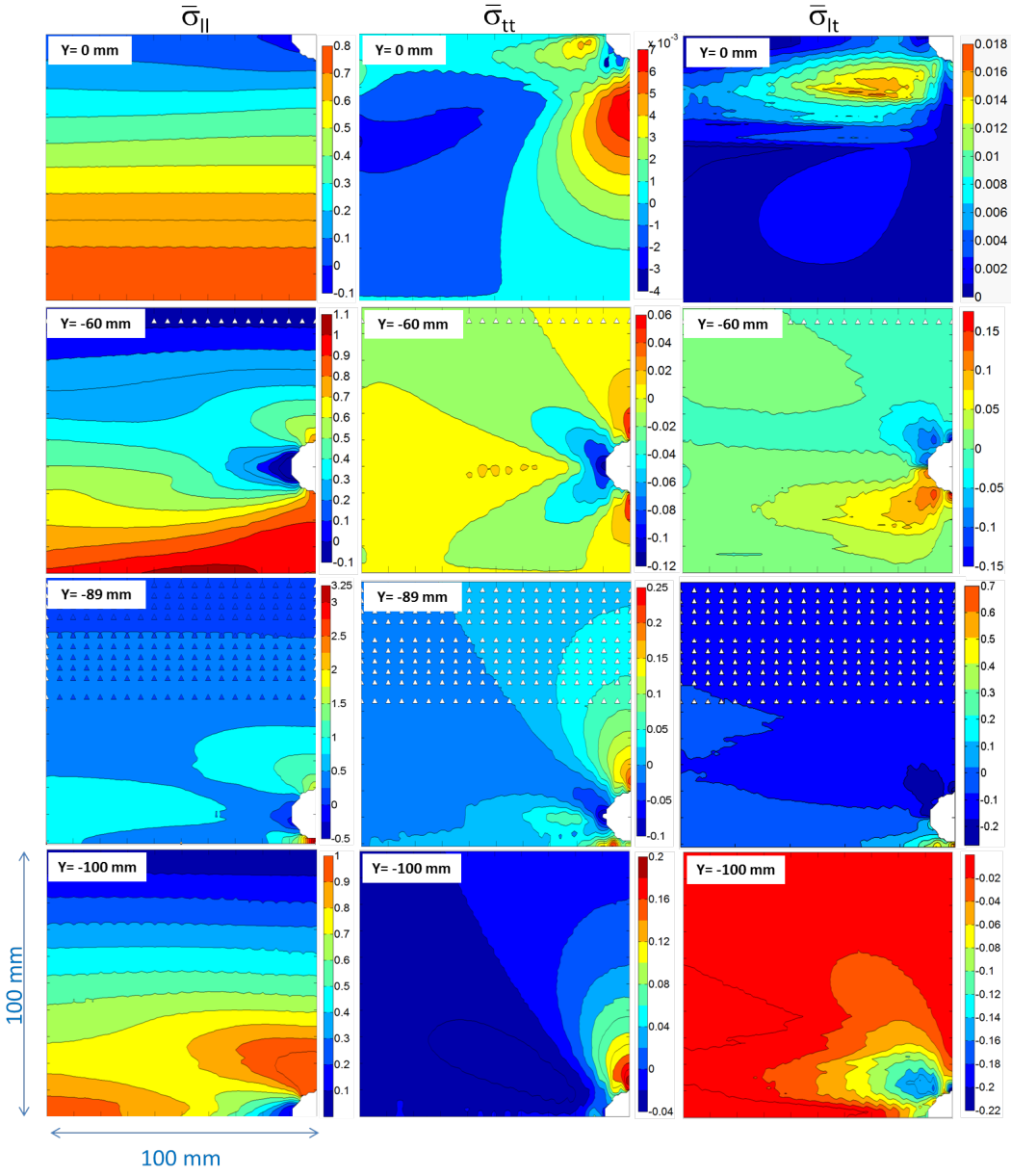

FIGURE 3.15: Contraintes $\overline{\sigma_{ll}}$, $\overline{\sigma_{tt}}$ et $\overline{\sigma_{lt}}$ obtenues après moyenne par fenêtre mobile pour les positions y=0 mm, y=-60 mm, y=-89 mm et y=-100 mm

Nous pouvons constater sur la Fig.3.15, que pour toutes les configurations, les contraintes longitudinales, σ_{ll}, affichent les plus fortes intensités comparées aux contraintes transversales σ_{tt} et de cisaillement σ_{lt}. Lorsque le noeud est présent intégralement dans le tronçon de poutre (y > -100 mm), les intensités de contraintes en cisaillement, σ_{lt}, sont supérieures à celles des contraintes transversales, σ_{tt}. Cependant l'écart entre les intensités de ces deux contraintes diminue lorsque le noeud se rapproche de la fibre tendue (cas du noeud situé à y = -89 mm, pour lequel les contraintes transversales et de cisaillement

sont du même ordre de grandeur). On remarque alors que lorsque le noeud est partiellement compris dans le tronçon, l'ordre des contraintes en terme d'intensité s'inverse, les contraintes transversales, σ_{tt}, sont alors nettement supérieures à celles de cisaillement, σ_{lt} (10x plus importantes).
Néanmoins, l'anisotropie du matériau ne permet pas de conclure sur l'effet de chacune de ces composantes vis à vis de la résistance du tronçon. C'est pourquoi, un critère d'endommagement, tels que celui de Tsai-Hill, a été intégré afin de tenir compte de l'ensemble des contraintes et d'étudier l'effet de chacune sur la contrainte équivalente.

Evolution des contraintes équivalentes après application du critère d'endommagement

Le graphe suivant Fig.3.16 représente l'évolution de la contrainte équivalente selon la position du noeud (courbe maîtresse en noire) accompagnée des évolutions obtenues par Bano et al. [42] pour des diamètres de 20 mm et 30 mm.

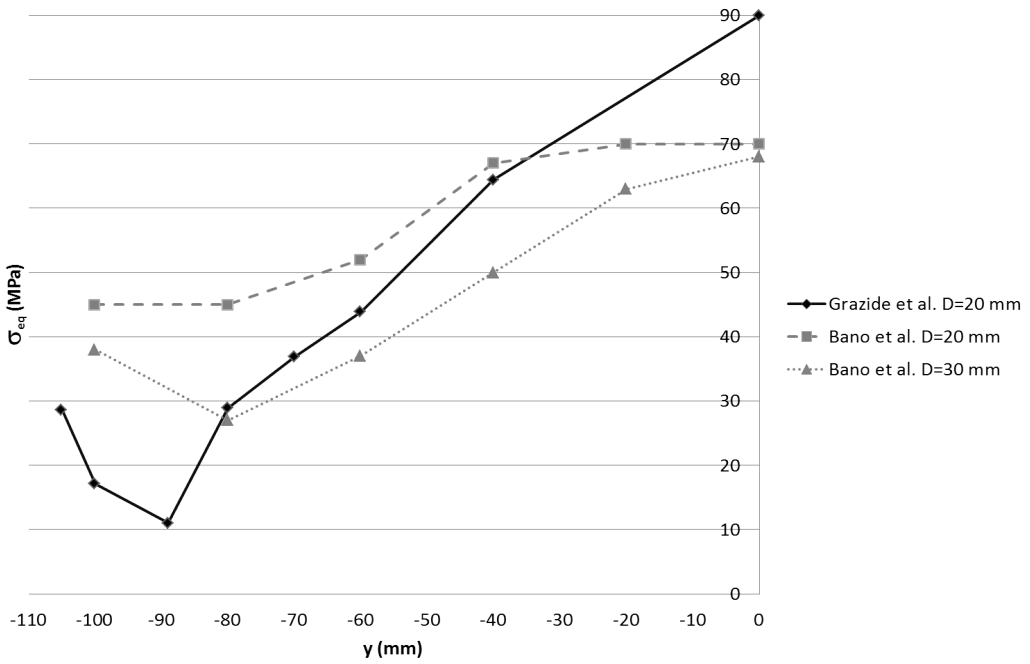

FIGURE 3.16: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction de la position, y, du noeud.

La Fig.3.16 montre que les résultats obtenus dans cette étude sont plus préjudiciables que ceux obtenus par Bano et al. [42] notamment lorsque le noeud s'éloigne de la fibre moyenne du tronçon. Cette différence est sans doute due aux valeurs des résistances retenues dans le critère : $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v (Tab.3.8). Les valeurs utilisées par Bano et al. [42] sont rappelées dans le tableau suivant 3.10 :

TABLE 3.10: Résistances utilisées dans le critère de Tsai-Hill par Bano et al. [42]

	$f_{c,//}$ MPa	$f_{t,//}$ MPa	$f_{t,\perp}$ MPa	f_v MPa
Bano et al. [42]	57	89	10	14

Les résultats obtenus sur la Fig.3.16 montrent que lorsque le noeud est situé sur la fibre moyenne, la contrainte équivalente obtenue vaut 90 MPa contre 70 MPa obtenue par Bano et al. [42]. Ces deux valeurs correspondent aux résistances parallèles au fil du bois retenues dans les critères par chaque auteur. Ensuite lorsqu'on s'éloigne du noeud centré, les résultats obtenus dans notre étude se différencient de plus en plus de ceux obtenus par Bano et al. [42], ce qui peut s'expliquer par les valeurs de résistances dans les deux autres modes de sollicitations (rapport de 2,5 pour les résistances perpendiculaires au fil du bois et rapport de 1,4 pour celles de cisaillement). Toutefois, les valeurs de résistance utilisées par Bano et al. [42] correspondent au Pin Sylvestre, or dans notre étude, l'essence traitée est le Pin Maritime donc de plus faible qualité mécanique. De plus, les résistances utilisées par Bano et al. [42] ont été amplifiées afin de faire correspondre les résultats obtenus expérimentalement et numériquement (R^2=0.88 cf.1.4.2). Bien que les valeurs de résistances proposées par Bano et al. ne correspondent pas à l'essence étudiée ici (et ont été majorées), elles ont été implémentées dans notre modèle numérique afin de pouvoir effectuer une comparaison entre les deux études.
La Fig 3.17 illustre les contraintes équivalentes obtenues après modification des seuils de résistances dans l'éq.3.7.

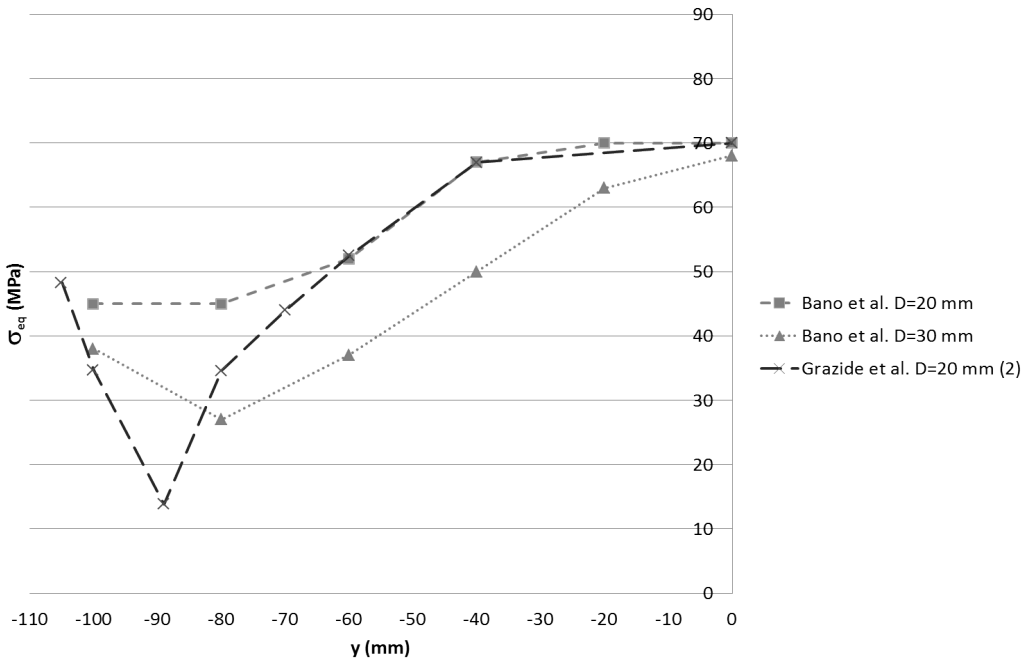

FIGURE 3.17: Contraintes équivalentes obtenues, σ_{eq}, après modification des seuils de résistance du critère de Tsai-Hill par celles mises en place par Bano et al. [42]

On remarque à présent que les résultats obtenus dans les deux études sont semblables pour des noeuds proches de la mi-hauteur. Une différence subsiste lorsque le noeud est coupé ou positionné à 20 mm du bord. Les écarts de résultats lorsque le noeud est proche du bord proviennent des hypothèses émises dans les modèles éléments finis dans les deux études.
Ils peuvent s'expliquer par :

- la modélisation de la pente de fil : Bano et al. l'ont intégrée au moyen de clichés réalisés sur les zones pré-nodales alors que dans notre étude, elle a été implémentée dans le modèle à partir d'une équation de type exponentielle,
- les propriétés du matériau : Bano et al. [42] ont appliqué un rapport d'orthotropie entre le MOE longitudinal et le MOE transversal égal à 30 alors que dans la présente étude, nous avons fixé ce rapport à 13. Ce ratio important entraine donc des propriétés élastiques transversales nettement plus faibles que celles utilisées dans nos modélisations.

Néanmoins, les résultats illustrés en Fig.3.17 valident en partie les hypothèses émises dans nos MEF.
Ainsi, nous poursuivrons notre étude en utilisant les valeurs de résistances initiales reportées dans le tableau 3.8.

Afin de mieux comprendre les résultats obtenus dans les Fig.3.16 et Fig.3.17, la contribution de chaque terme du critère de Tsai-Hill (correspondant aux taux de charge) a été étudiée, Tab.3.11.

TABLE 3.11: Contribution de chaque terme du critère de Tsai-Hill sur la contrainte équivalente en flexion selon la position, y, du noeud de diamètre 20 mm

y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
-105	10%	83%	7%	28.65
-100	6%	90%	4%	17.14
-89	3%	52%	45%	11.03
-80	21%	17%	62%	28.88
-70	22%	17%	61%	36.88
-60	22%	18%	60%	43.85
-40	21%	20%	59%	64.43
0	100%	0%	0%	90

A partir des contributions de chaque terme dans le critère de Tsai-Hill reportées dans le Tab.3.11, on remarque que lorsque le noeud est coupé (y=-105mm et y=-100mm), la traction perpendiculaire au fil du bois pilote le critère de Tsai-Hill. L'endommagement du matériau s'initie en mode d'ouverture de fissure perpendiculaire au fil du bois (mode I). De plus, il est constaté que le cas le plus préjudiciable correspond au noeud tangent au bord (y=-89 mm), ce qui est en accord avec les résultats trouvés dans la littérature. Pour cette configuration, la contribution des termes en traction perpendiculaire au fil du bois et en cisaillement est équivalente (initiation de l'endommagement en mode mixte ?) et la contribution de la contrainte longitudinale, σ_{ll}, intervient peu ou pas sur la réponse. Ensuite, lorsque le noeud s'éloigne de la fibre tendue (y=-100 mm) et remonte vers la fibre moyenne, le cisaillement devient prédominant, pour l'estimation de la ruine. L'endommagement s'initie par glissement (ou cisaillement) le long du fil du bois, en mode II. Pour les configurations y=-80 mm, y=-70 mm, y=-60 mm et y=-40 mm, les trois termes du critère d'endommagement interviennent de la même manière sur la contrainte équivalente, seul l'intensité des contraintes évolue. Ce qui explique le comportement linéaire de la contrainte équivalente selon ces 4 positions dans la Fig.3.16. Enfin lorsque le noeud se situe au niveau de la fibre moyenne du tronçon, les propriétés à la rupture du matériau bois/noeud sont équivalentes à celles d'un matériau sans défaut. La résistance équivalente est égale à celle de la traction parallèle aux fibres, i.e, seul le premier terme intervient dans le critère de Tsai-Hill.

Concernant la répartition des valeurs du critère autour du noeud, elle est illustrée sur la Fig.3.18.

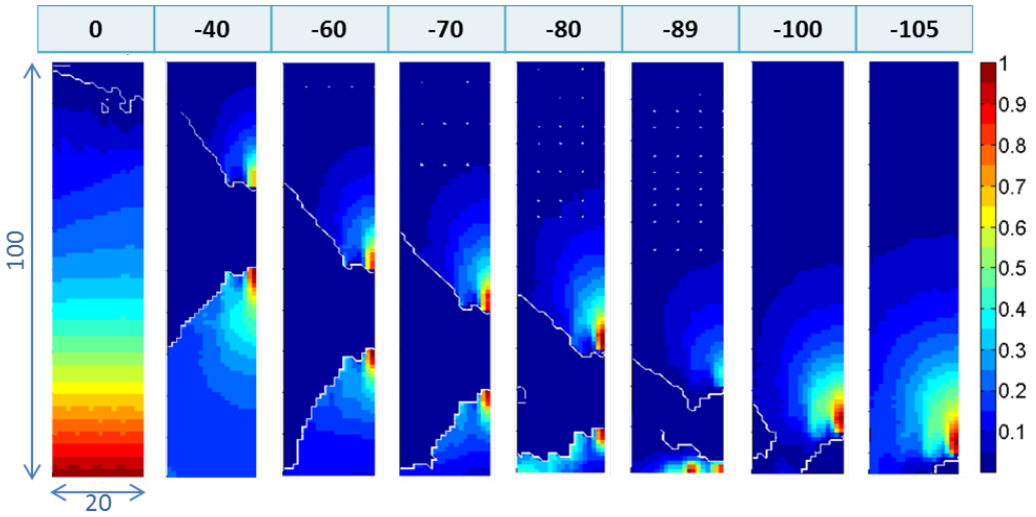

FIGURE 3.18: Répartition des valeurs du critère de Tsai-Hill en zone pré-nodale selon les différentes positions traitées en flexion

A partir de la Fig.3.18, on peut constater que pour la majorité des configurations, l'endommagement s'initie au dessus ou en dessous du noeud. Seules les configurations y=

-100 mm et y=-89 mm ont une autre tendance. En effet, pour la modélisation où le noeud est tangent au bord (y=-89 mm), l'endommagement s'initie au niveau de la fibre tendue légèrement excentrée du noeud. Quant à la configuration où le noeud est situé sur la fibre moyenne, le critère d'endommagement (rappel : appliqué uniquement en traction, i.e, σ_{ll}>0) est maximal sur la fibre tendue, ce qui explique le fait que la contrainte équivalente soit égale à $f_{t,//}$.

Nous retiendrons de cette partie, que lorsque le noeud pour un diamètre donné, s'éloigne de la fibre moyenne, la contrainte équivalente diminue. La configuration la plus préjudiciable est celle où le noeud est tangent au bord (coupure du fil du bois). De plus, il sera également retenu que les valeurs de résistance retenues dans le critère conditionnent les valeurs des contraintes équivalentes. Il est maintenant possible d'étudier l'effet des deux autres types de configurations sur la contrainte équivalente en flexion : l'effet du diamètre du noeud et des propriétés élastiques du matériau bois.

3.4.2 Effet du diamètre en flexion

Rappelons que trois tailles de noeud ont été étudiées ici : 10 mm, 20 mm (résultats précédents) et 40 mm.

Les contraintes équivalentes fonction de la position du noeud et de sa taille sont déterminées (pour des valeurs de résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v égales à celles du tableau 3.8) et représentées sur la Fig.3.19.

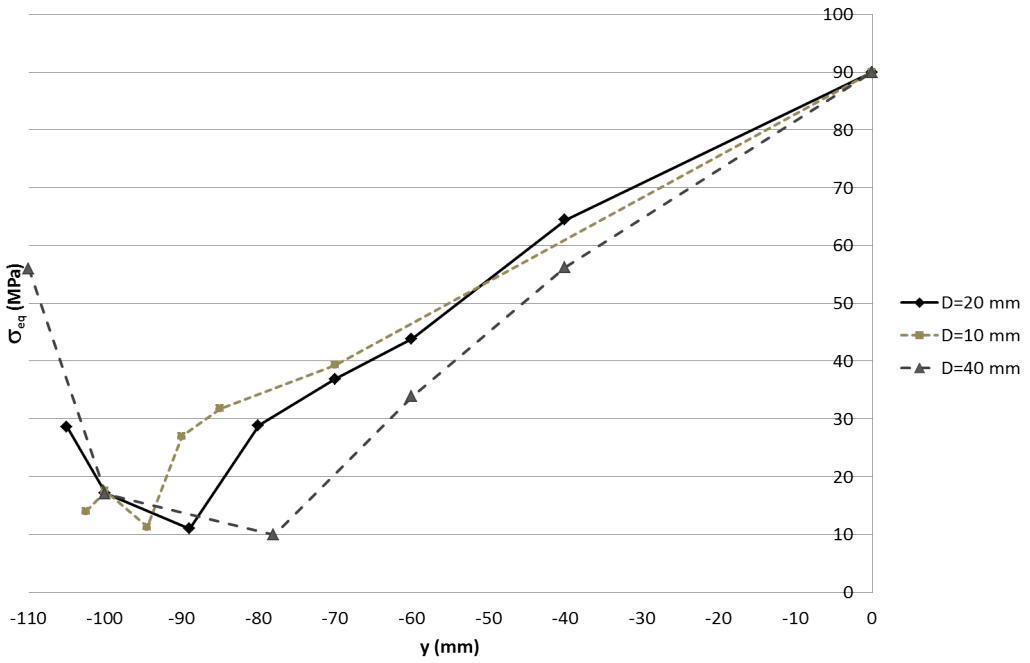

FIGURE 3.19: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction de la position, y, et du diamètre D du noeud.

On peut tout d'abord constater, sur la Fig.3.19, que pour les diamètres de 10 et 20 mm, les contraintes équivalentes sont quasiment identiques pour des positions supérieures à y=-70 mm. En revanche pour le noeud de diamètre 40 mm, il est relevé de plus faibles résultats de l'ordre de 13% pour y=-40 mm et 23% pour y=-60 mm. Cette observation avait déjà été remarquée par Mihashi et al. [32] à partir de modélisations en traction. Les trois configurations pour lesquelles le noeud est tangent à la fibre inférieure du tronçon (y=-94.5 mm pour un diamètre de 10 mm, y= -89 mm pour un diamètre de 20 mm et y= -78 mm pour un diamètre de 40 mm) montrent que la contrainte équivalente reste égale à une valeur voisine de 10 MPa, et cela quelque soit le diamètre du noeud. Dans ces 3 cas, l'endommagement s'initie au niveau de la fibre inférieure tendue, en traction perpendiculaire et cisaillement, selon le taux de travail du critère de Tsai-Hill, Fig.3.20 :

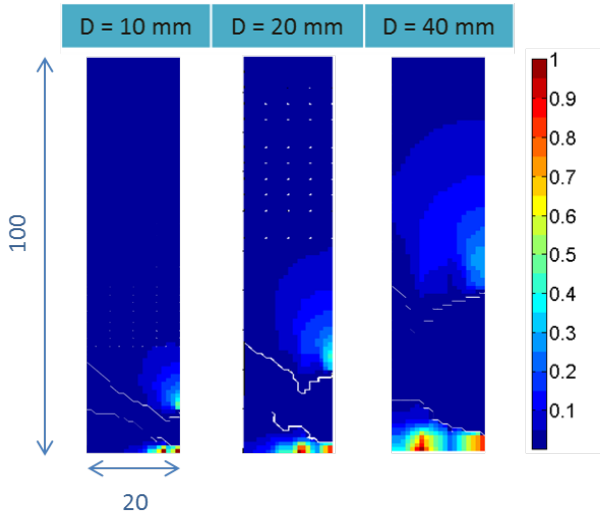

FIGURE 3.20: Répartition des valeurs du critère de Tsai-Hill pour les noeuds tangents à la fibre tendue selon les 3 diamètres (10, 20 et 40 mm)

Lorsque le noeud est coupé de moitié (y=-100 mm), nous pouvons remarquer que les contraintes équivalentes pour les trois diamètres sont égales. Le diamètre du noeud n'intervient donc pas sur la contrainte équivalente, pour cette position du noeud. Pour des positions inférieures (lorsque le noeud est coupé de 3/4), les contraintes équivalentes diminuent avec l'augmentation du diamètre du noeud : 14 MPa pour un noeud de diamètre 10 mm, et 56 MPa pour un noeud de 40 mm de diamètre (cf. Annexe I). Nous noterons donc qu'à partir de y<-100 mm, le diamètre du noeud influe sur la contrainte équivalente, du fait d'une augmentation de la distance entre la localisation de l'endommagement et la fibre inférieure du tronçon. Afin de mieux comprendre ce comportement, les contributions de chaque terme quadratique ont été étudiées, Tab.3.12 :

TABLE 3.12: Contribution de chaque terme du critère de Tsai-Hill sur la contrainte équivalente

D = 10 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
-102.5	10%	83%	7%	14.02
-100	6%	92%	2%	17.51
-94.5	19%	12%	69%	11.29
-90	22%	17%	61%	26.97
-85	22%	17%	61%	31.74
-70	21%	21%	58%	39.32
0	100%	0%	0%	90
D = 20 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
-105	10%	83%	7%	28.65
-100	6%	90%	4%	17.14
-89	3%	52%	45%	11.03
-80	21%	17%	62%	28.88
-70	22%	17%	61%	36.88
-60	22%	18%	60%	43.85
-40	21%	20%	59%	64.43
0	100%	0%	0%	90
D = 40 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
-110	9%	81%	10%	55.99
-100	6%	88%	6%	17
-78	2%	54%	44%	9.95
-60	22%	15%	63%	33.89
-40	22%	14%	64%	56.23
0	100%	0%	0%	90

On peut constater à partir du Tab.3.12 qu'à l'exception des configurations correspondant au noeud tangent à la fibre inférieure, le diamètre du noeud influe ni sur l'ordre, ni sur les proportions des contributions des termes quadratiques du critère sur la contrainte

équivalente.
On peut de plus remarquer que, lorsque le noeud est coupé, l'endommagement est initié en traction perpendiculaire au fil du bois (mode I). Pour les autres configurations où le noeud est intégralement dans le tronçon (sauf noeud tangent à la fibre tendue et centré), le cisaillement devient prédominant (60%), et les contributions des deux autres termes sont alors approximativement équivalentes.
Pour le cas du noeud centré, la traction parallèle au fil du bois gouverne majoritairement le critère. En effet, la quantité de bois entre la fibre inférieure et le noeud, rend l'effet du défaut quasi-négligeable.
Pour le noeud tangent au bord (cf. ■ du Tab.3.12), les diamètres 20 mm (y=-89 mm) et 40 mm (y=-78 mm) se comportent de manière équivalente avec une initiation de l'endommagement en mode mixte. Seul le noeud de diamètre de 10 mm (y=-94.5 mm) affiche un effet prédominant (70%) du terme relatif au cisaillement.
Comme mentionné précédemment, ces conclusions sont valables pour les valeurs de résistances retenues pour le critère (Tab.3.8). Il est probable que ces contributions auraient été différentes pour d'autres gammes de résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v.

3.4.3 Effet des propriétés élastiques du matériau bois en flexion

Trois configurations ont été modélisées afin d'étudier l'effet des propriétés élastiques du matériau bois en zone pré-nodale. Ces trois configurations correspondent à trois degrés d'inclusion $Di = E_{L_B}/E_N$ dans lesquels E_N est gardé constant et égal à 400 MPa (Tab.3.13).

Table 3.13: Propriétés élastiques du bois utilisées dans le modèle EF pour des propriétés élastiques du noeud constantes (E_N=400 MPa)

	A	B	C
D_i	32,75	25	20
E_{L_B}	13 100	10 000	8 000
E_{T_B}	1 000	760	611
E_{R_B}	1 000	760	611
G_{LT_B}	861	658	526
ν_{LT_B}	0,39	0,39	0,39
ν_{LR_B}	0,39	0,39	0,39
ν_{RT_B}	0,51	0,51	0,51

Les contraintes équivalentes tirées du critère de Tsai-Hill ont été estimées pour les différents diamètres (10, 20 et 40 mm) et pour les différentes positions de noeuds précédemment utilisés.

Pour des raisons de simplicité, seuls les résultats obtenus pour un diamètre du noeud de 20 mm sont illustrés ici.

Les valeurs des résistances restent inchangées (90 MPa pour $f_{t,//}$, 4 MPa pour $f_{t,\perp}$ et 10 MPa pour f_v). Les résultats obtenus pour les configurations A, B et C sont représentés en fonction de la position du noeud sur la Fig.3.21 :

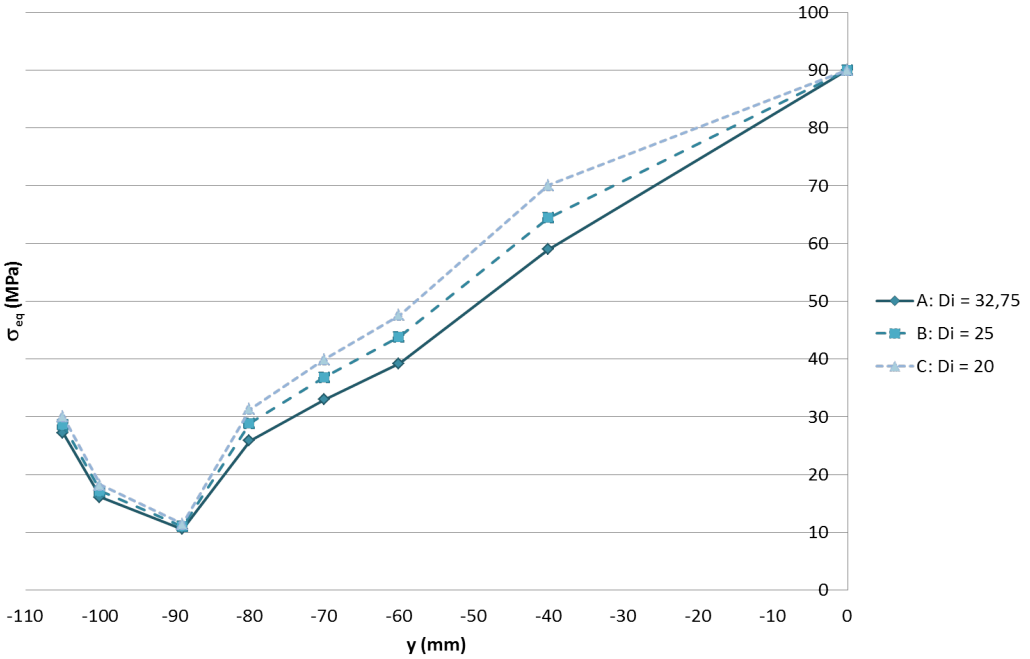

FIGURE 3.21: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction des propriétés élastiques du matériau bois

La Fig.3.21 montre que, la contrainte équivalente diminue avec la valeur du degré d'inclusion pour les position comprises entre y=-80 mm et y=0 mm. Ainsi la contrainte équivalente du modèle A est 20% plus faible que celle obtenue pour le modèle C, bien que les propriétés élastiques de la configuration A soit 64% plus faibles que celles de la configuration C. La variation des contraintes équivalentes est donc nettement moins importantes que la variation des propriétés élastiques. Pour toutes les autres positions du noeud (y=-105 mm, y=-100 mm, y=-89 mm, y=-80 mm et y=0 mm), les contraintes équivalentes restent constantes pour tout degré d'inclusion. Notons que dans cette étude, les résistances sont supposées constantes quelles que soient les valeurs des propriétés élastiques. Or, on sait expérimentalement que le MOE est le premier prédicteur du MOR et qu'ils sont corrélés positivement. Ainsi afin d'améliorer la corrélation aux résultats expérimentaux, des essais de caractérisation (bois sans défaut) ont été menés en traction perpendiculaire au fil du bois et en cisaillement.

Détermination des résistances en traction perpendiculaire au fil du bois et en cisaillement

Un des essais les plus couramment utilisés pour l'estimation des résistances en fonction du mode de sollicitation est l'essai Arcan.

Le montage Arcan Fig.3.22 permet de solliciter une éprouvette de petite dimension, pour différentes combinaisons de sollicitations dans les directions normale et tangentielle [76] et [77]. Il est constitué de deux pièces métalliques symétriques présentant chacune une série de points d'attache. Ces points permettent de fixer le montage sur les mors d'une machine de traction compression standard classiquement utilisée pour la caractérisation des matériaux. L'inclinaison de l'éprouvette par rapport à l'axe de chargement permet de générer une sollicitation combinée de traction perpendiculaire et de cisaillement.

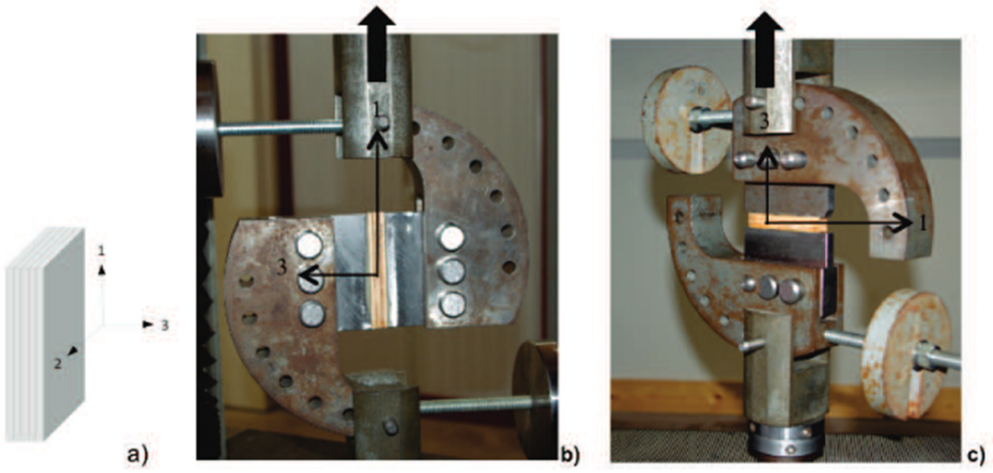

FIGURE 3.22: Vue d'ensemble du montage : a) échantillon de contreplaqué représentant les directions orthotropes 1 (direction parallèle aux fibres des plis extérieurs), 2 (perpendiculaire aux fibres des plis extérieurs), 3 (perpendiculaire aux plans de colle b) test en cisaillement pur c) test en traction pure [77]

Dans notre étude, l'échantillon est en bois massif et les directions (1,2,3) représentées dans la figure 3.22, correspondent respectivement aux directions L, R et T du bois.

Des éprouvettes en I ont été utilisées afin d'assurer la rupture cohésive du matériau bois (donc dans l'âme de l'éprouvette). Après plusieurs dimensions d'échantillons testées, celles retenues pour les échantillons sont reportées sur la Fig.3.23 :

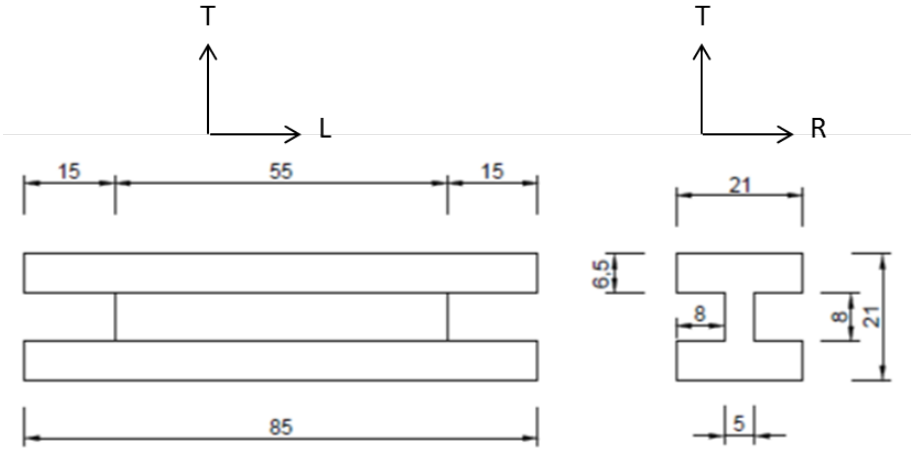

FIGURE 3.23: Dimensions des échantillons (essai Arcan)

29 essais ont été réalisés dont 9 en cisaillement pur et 20 en traction pure.

Les résistances obtenues sont représentées sur la figure, Fig.3.24.

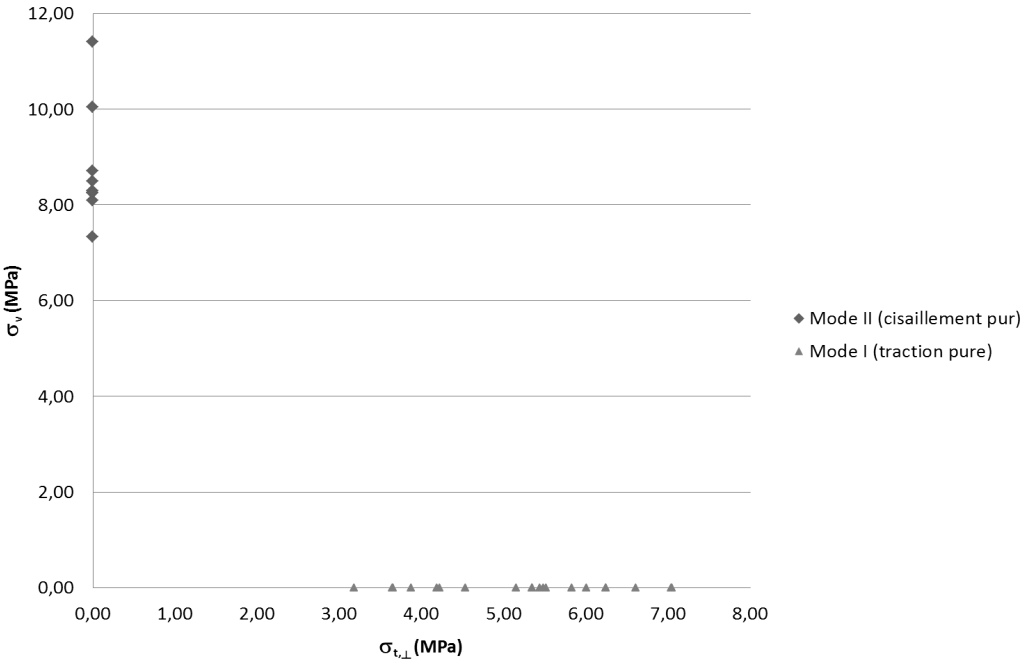

FIGURE 3.24: Résistances obtenues après essais ARCAN en mode I et mode II

Les résistances en cisaillement montrent une valeur moyenne de 9 MPa et un coefficient de variation de 13% (la valeur basse de la résistance en cisaillement est de l'ordre de 7 MPa et la valeur haute est de 11.5 MPa). Les résistances en traction perpendiculaire au fil du bois affichent une plus forte variabilité, 20% avec une valeur moyenne de 5 MPa, pour une valeur basse de 3 MPa et une valeur haute de 7 MPa.

Ces résultats expérimentaux sont introduits de la manière suivante : les valeurs basses des résistances en mode I et II sont affectées à la configuration C (configuration présentant les plus faibles caractéristiques élastiques) tandis que les valeurs hautes des résistances en mode I et II sont affectées à la configuration A (pour laquelle les propriétés matérielles sont maximales). Concernant, la configuration moyenne, i.e, la configuration B, les résistances affectées initialement sont conservées. Le tableau, Tab.3.14 résume les résistances appliquées dans le critère de Tsai-Hill suivant les 3 configurations A', B et C'.

TABLE 3.14: Résistances affectées selon les propriétés élastiques du matériau "bois"

	A'	B	C'
D_i (MPa)	32.75	25	20
$f_{t,//}$ (MPa)	95	90	85
$f_{t,\perp}$ (MPa)	7	4	3
f_v (MPa)	12	10	7

Les contraintes équivalentes obtenues par le critère de Tsai-Hill, à partir des résistances données dans le Tab.3.14, sont représentées sur la Fig.3.25 :

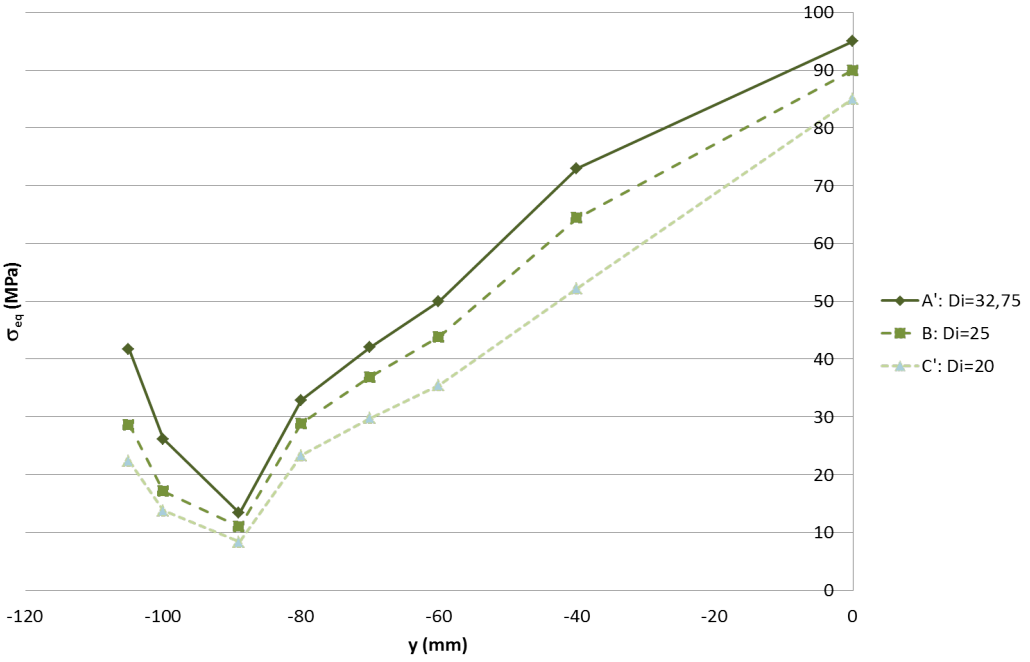

FIGURE 3.25: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction des propriétés élastiques du matériau après modification des résistances dans le critère

Le fait d'ajuster les résistances en fonction de la valeur du module E_{L_B} entraine des contraintes équivalentes plus élevées pour la configuration A' comparées à celles de la configuration C'. Un gain de l'ordre de 40% est obtenu lorsque le noeud est intégralement

présent dans le tronçon et des gains supérieurs à 90% sont à noter lorsque le noeud est coupé de moitié (y=-100 mm) ou de 3/4 (y=-105 mm). Ce dernier gain (90%) est lié au rapport entre les résistances, $f_{t,\perp}$ des modèles A' et C'. Cependant, si le fait de considérer des résistances en fonction du module d'élasticité permet d'améliorer les prédictions du critère, une campagne expérimentale détaillée en fonction des propriétés élastiques devra être menée afin de définir les seuils de résistances en fonction du module d'élasticité E_{L_B}.

Au cours de ces quelques pages, viennent d'être étudiés les effets des positions et diamètres d'un noeud ainsi que des propriétés élastiques du matériau "bois" sur la contrainte équivalente en flexion. La comparaison aux résultats obtenus par Bano et al. [42] étant satisfaisante, nous allons maintenant appliquer le critère de Tsai-Hill aux tronçons de poutre sollicités en traction dont les résultats serviront à prédire la rupture lorsqu'un noeud est localisé au niveau de la fibre inférieure tendue (chant tendu).

3.5 Effet des nœuds sur la résistance locale en traction

Tout comme les tronçons de poutre sollicités en flexion, l'effet de la position, y, et du diamètre, D, du nœud ainsi que l'effet des propriétés élastiques du matériau bois sont étudiés selon le critère de Tsai-Hill en traction pure.

3.5.1 Effet de la position du nœud en traction

Evolution des contraintes

Afin d'illustrer les résultats obtenus, nous nous appuierons de nouveau sur le cas d'un noeud de 20 mm de diamètre et dans le cas de propriétés élastiques du bois définies à partir d'un module d'élasticité longitudinal, E_{L_B} = 10 000 MPa. Les résultats sont présentés sur la Fig.3.26.

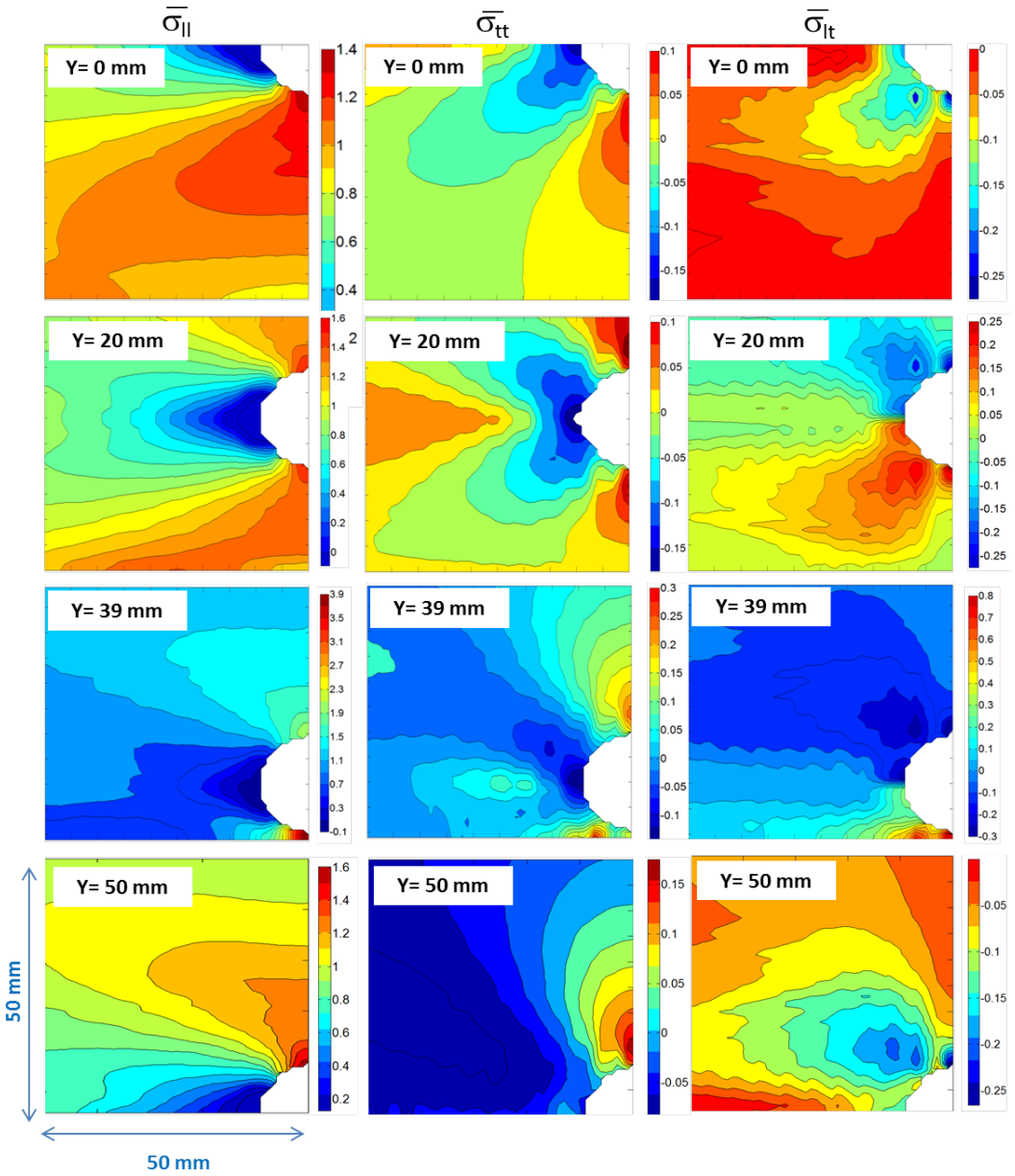

FIGURE 3.26: Contraintes $\overline{\sigma_{ll}}$, $\overline{\sigma_{tt}}$ et $\overline{\sigma_{lt}}$ obtenues après moyenne par fenêtre mobile pour les positions y=0 mm, y=20 mm, y=39 mm et y=50 mm

Sur la Fig.3.26, nous pouvons constater que les contraintes longitudinales sont celles qui affichent les plus fortes intensités. De manière analogue à la sollicitation de flexion, Fig.3.15, il est remarqué que lorsque le noeud est compris entièrement dans le tronçon (i.e, $0 \leq$ y $<$ 50 mm), les contraintes de cisaillement, σ_{lt}, sont supérieures à celles transversales, σ_{tt}, et cette tendance s'inverse lorsque le noeud est coupé $\sigma_{tt} > \sigma_{lt}$ pour y $\leq$ 50 mm. Néanmoins, comme évoqué précédemment, l'anisotropie ne permet pas de conclure sur l'effet de chacune de ces contraintes sur la résistance du tronçon. Le critère de Tsai-Hill a donc été calculé à partir des résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v définies dans le tableau, Tab.3.8.

L'évolution des contraintes équivalentes obtenue à partir du critère est illustrée sur la Fig.3.27.

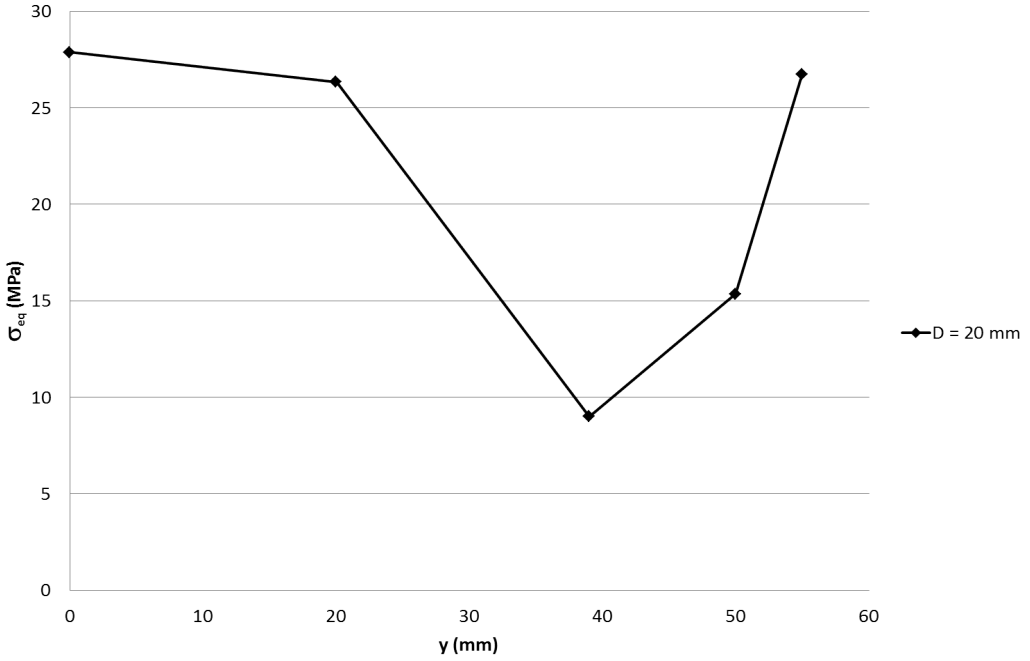

FIGURE 3.27: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq}, sous sollicitation de traction, en fonction de la position du nœud

En flexion, il a été souligné que, dans le cas d'un noeud centré, le comportement mécanique est comparable à celui du bois sans défaut. Or dans le cas présent de la traction, ce comportement n'est pas retrouvé et ce quelque soit la position du noeud. En effet, pour un tronçon de poutre où le noeud est centré selon la hauteur, la contrainte équivalente vaut 28 MPa pour une contrainte attendue de 90 MPa si le comportement tendait vers celui du bois sans défaut. Cela ressemble sensiblement au comportement mécanique d'une plaque homogène percée en son centre et sollicitée en traction (concentration de contrainte selon l'axe de sollicitation K_T, égale à 3).

Pour ce qui est des deux autres configurations, i.e, pour lesquelles le noeud est compris totalement dans le tronçon de poutre (y<50 mm), le cas le plus préjudiciable est celui à nouveau correspondant à un noeud tangent au bord (σ_{eq} de 9 MPa).

Enfin, lorsque le noeud est coupé (y $\geq$ 50 mm), la contrainte équivalente augmente avec des valeur de 15.35 MPa pour y=50 mmm (noeud coupé de moitié) et 26.75 MPa pour y=55 mm (noeud coupé 3/4), le volume du noeud diminuant, son effet sur le comportement diminue également.

La valeur basse de la contrainte équivalente obtenue pour y=39 mm (noeud tangent au bord), est certainement due à la coupure du fil du bois comme l'illustre la répartition du critère de Tsai-Hill selon la position du noeud, Fig.3.28 :

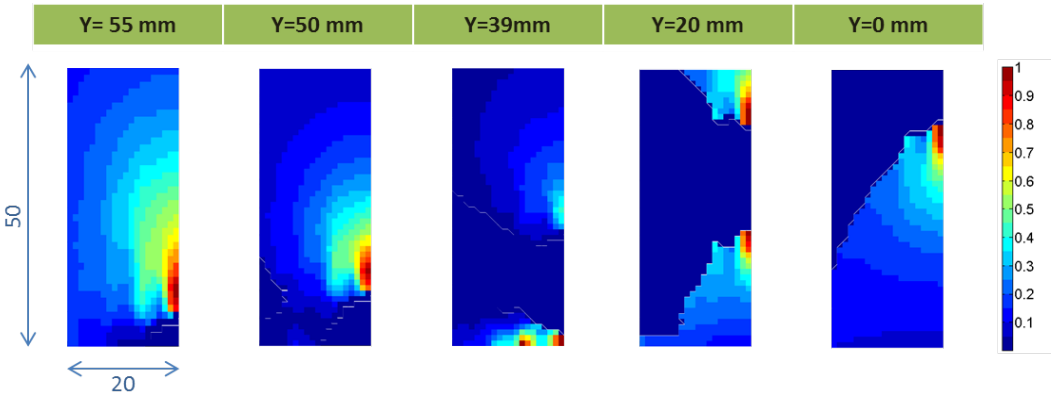

FIGURE 3.28: Répartition du critère de Tsai-Hill en zone pré-nodale selon les différentes positions traitées en traction

D'autre part, les contributions de chaque terme dans le critère de Tsai-Hill ont été estimées et reportées dans le Tab.3.15 :

TABLE 3.15: Contribution de chaque terme du critère de Tsai-Hill sur la contrainte équivalente pour différentes positions y du noeud de 20 mm de diamètre (sollicitation de traction).

y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
0	22%	20%	58%	27.88
20	21%	22%	57%	26.33
39	17%	15%	68%	9
50	6%	90%	4%	15.35
55	10%	83%	7%	26.75

A partir du Tab.3.15, on retrouve les mêmes tendances que celles constatées en flexion. En effet, lorsque le noeud est coupé (y=50 mm), le terme propre à la traction perpendiculaire au fil du bois pilote le critère. L'endommagement s'initie donc de nouveau en ouverture de fissure perpendiculaire au fil du bois. Ensuite, lorsque la position du noeud, y, est supérieure à 50 mm, le cisaillement gouverne le critère de ruine, avec des valeurs voisines de 60%.

De plus, le tableau Tab.3.15, permet de répondre à une interrogation qui s'était posée sur les contributions des termes du critères pour différents diamètres de noeud en flexion. En effet, pour un noeud tangent à la fibre tendue, les diamètres de 20 mm et 40 mm montraient des contributions des termes propres à la traction perpendiculaire au fil du bois et de cisaillement équivalentes de l'ordre de 50% , le noeud de 10 mm de diamètre montrait une autre répartition des contributions avec le premier terme égal à 19%, le second à

12% et le troisième à 69%. On constate ici que ces valeurs se retrouvent également pour un tronçon de poutre sollicité en traction avec un noeud de 20 mm tangent au bord. La configuration correspondant à un noeud de 10 mm tangent à la fibre tendue sollicité en flexion, est celle qui s'apparente le plus à la configuration comportant un noeud sollicité en traction. Le fait que ce noeud soit le plus proche de la fibre tendue et de plus faible diamètre entraine une zone de sollicitation majoritairement en traction.

3.5.2 Effet du diamètre du nœud en traction

L'effet du diamètre du noeud sur la contrainte équivalente est étudié pour trois diamètres différents (10 mm, 20 mm et 40 mm) et pour différentes positions du noeud, Tab.3.16 :

Table 3.16: Positions des noeuds de diamètre 10, 20 et 40 mm pour les modélisations en traction

$\phi_N = 20$ mm					
y en mm	55	50	39	20	0
$\phi_N = 10$ mm					
y en mm	52,5	50	44,5	35	0
$\phi_N = 40$ mm					
y en mm	60	50	28	0	

Le graphe suivant, Fig.3.29, illustre l'évolution des contraintes équivalentes pour les trois diamètres et leurs positions respectives :

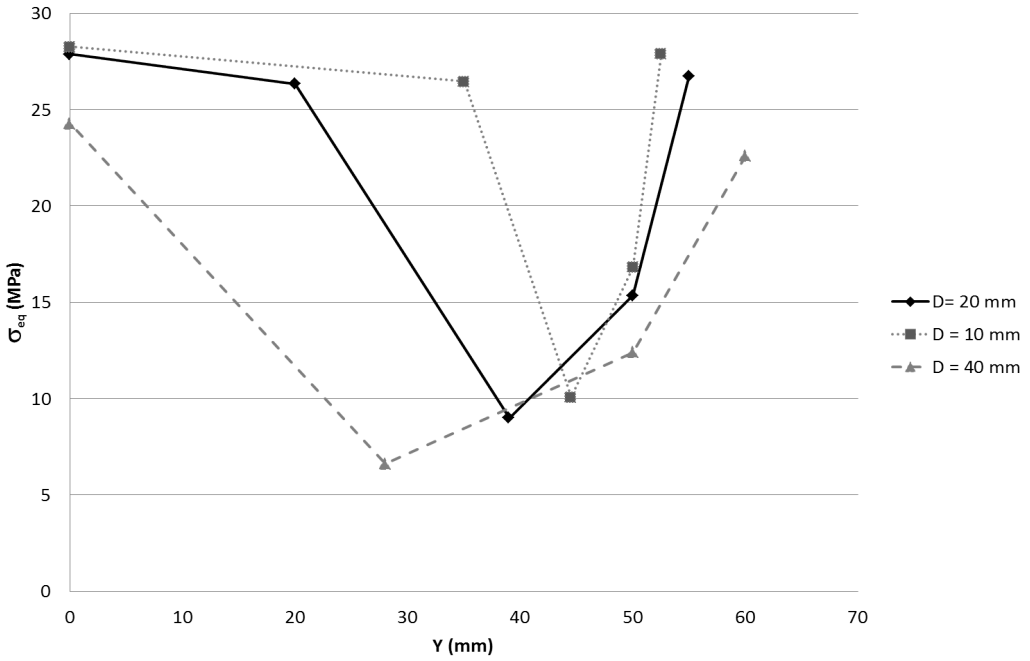

FIGURE 3.29: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction de la position du nœud (sollicitation de traction).

Nous pouvons constater deux familles de tailles de noeud lorsque y<20 mm : les diamètres 10 mm et 20 mm, formant la première famille et présentant des comportements mécaniques semblables et le noeud de diamètre 40 mm formant la seconde famille pour laquelle les résultats sont plus faibles (constat déjà souligné en flexion et par Mihashi et al. [32]). Le volume d'inclusion devient donc rapidement préjudiciable.
Concernant les configurations pour lesquelles les noeuds sont tangents au bord (y=39 mm pour D=10 mm, y=44.5 mm pour D=20 mm et y=28 mm pour D= 40 mm) on remarque que les noeuds de diamètres importants donnent les contraintes équivalentes les plus faibles, contrairement à la flexion où les valeurs de la contrainte équivalente restaient identiques.
Enfin, il est remarqué que pour les deux configurations de noeuds coupés (y= 50 mm et y = 55 mm), plus le diamètre du noeud est important, plus faible est la contrainte équivalente (intensités de contraintes plus fortes pour le noeud de 40 mm de diamètre). Pour les noeuds coupés en flexion, il avait été obtenu des contraintes équivalentes égales lorsque le noeud est coupé de moitié et une relation positive entre le diamètre du noeud et la réponse mécanique recherchée (localisation du critère de Tsai-Hill par rapport à la fibre tendue) pour les noeuds coupés 3/4.

Afin de mieux expliquer ces comportements, les contributions de chaque terme du critère de Tsai-Hill ont été étudiées et reportées dans le Tab.3.17.

TABLE 3.17: Contribution de chaque terme du critère de Tsai-Hill sur la contrainte équivalente (sollicitation de traction)

D = 10 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
0	21%	23%	56%	28.26
35	21%	23%	56%	26.46
44.5	18%	14%	68%	10.10
50	6%	91%	3%	16.82
52.5	10%	83%	7%	27.91
D = 20 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
0	22%	20%	58%	27.88
20	21%	22%	57%	26.33
39	17%	15%	68%	9
50	6%	90%	4%	15.35
55	10%	83%	7%	26.75
D = 40 mm				
y en mm	$\left(\frac{\sigma_{ll}}{f_{t,//}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{tt}}{f_{t,\perp}}\right)^2$	$\left(\frac{\sigma_{lt}}{f_v}\right)^2$	σ_{eq} en MPa
0	22%	16%	62%	22.58
28	4%	52%	44%	6.61
50	6%	87%	7%	12.39
60	9%	82%	9%	22.58

Lorsque le noeud est centré ou légèrement excentré (sans rupture des fibres les plus inclinées), le terme propre au cisaillement initie l'endommagement et donc gouverne la valeur de la contrainte équivalente ($\simeq$ 60%)(positions y inférieures aux noeuds tangents).
Lorsque le noeud est coupé (y $\geq$ 50 mm), la traction perpendiculaire au fil du bois est prédominante ($>$ 80%) sur la réponse mécanique.
Pour le noeud tangent au bord, on remarque deux types de contribution. Lorsque le noeud à un diamètre inférieur ou égal à 20 mm, l'initiation à l'endommagement est provoquée par le cisaillement ($\simeq$ 70%). Et lorsque le diamètre est supérieur à 20 mm, la contrainte équivalente est fonction de la traction perpendiculaire au fil du bois et du cisaillement (mode mixte) (cf. ■ du Tab.3.17).

En résumé, le diamètre du noeud n'intervient pas sur les proportions des termes quadratiques du critère de Tsai-Hill (seul l'intensité des contraintes diffère de manière proportionnelle), sauf dans le cas où le noeud est tangent au bord.

3.5.3 Effet des propriétés élastiques du matériau bois en traction

L'effet des propriétés élastiques du bois a été étudié à travers les degrés d'inclusion proposés dans le tableau, Tab.3.13. Les résultats sont illustrés à partir des configurations correspondant à un noeud de 20 mm de diamètre et pour différentes positions du noeud. L'évolution des contraintes équivalentes obtenues sur la base des résistances données au Tab.3.8 (résistances indépendances au degré d'inclusion) sont reportées sur la Fig.3.30.

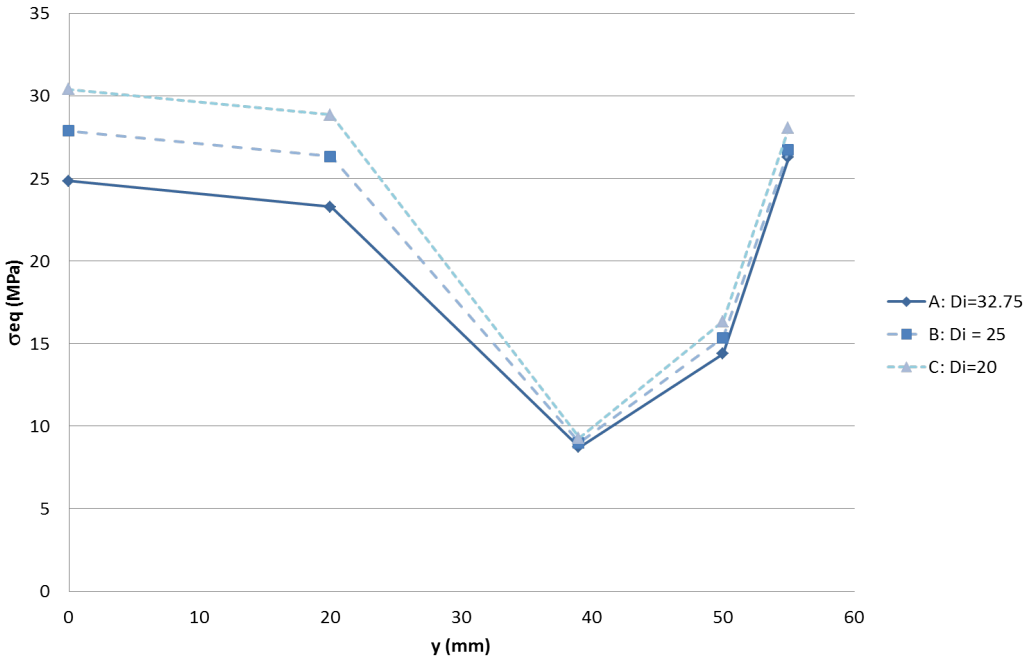

FIGURE 3.30: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction de la position du nœud en traction à résistances fixées

De manière analogue à la flexion (Fig.3.21), il est constaté que lorsque le noeud est tangent au bord (y = 39 mm) ou coupé (y = 50 mm), l'effet du degré d'inclusion et donc du module d'élasticité E_{L_B} est négligeable sur l'intensité des contraintes.
Le degré d'inclusion a uniquement une influence lorsque le noeud est centré (y = 0 mm) ou légèrement excentré (y = 20 mm), où un écart de 20% est obtenu entre les modèles A et C.
Dans un second temps, afin d'intégrer l'effet du module d'élasticité E_L sur la contrainte équivalente, les résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v obtenues à partir des essais Arcan ont été implémentées dans le critère de Tsai-Hill (Tab.3.14). Les contraintes équivalentes obtenues sont représentées sur la Fig.3.31 :

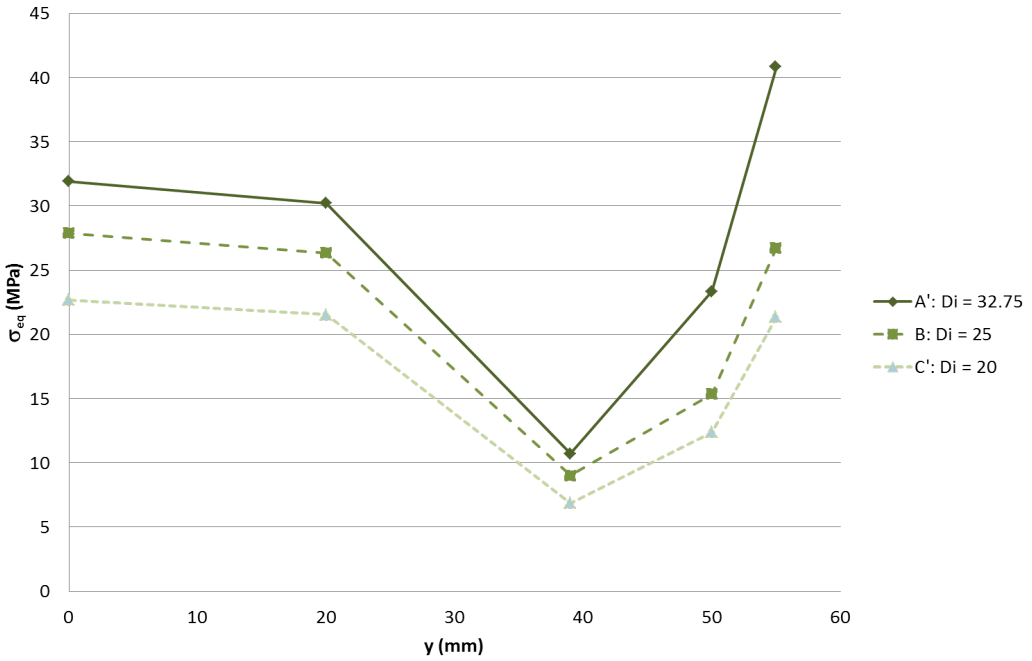

FIGURE 3.31: Évolution de la contrainte équivalente, σ_{eq} en fonction de la position du nœud en traction

On peut constater sur la Fig.3.31 que le fait d'utiliser des résistances fonction du degré d'inclusion influence significativement les contraintes équivalentes obtenues. En effet, lorsque le noeud est entièrement compris dans le tronçon (y $\leq$ 39 mm) , on peut noter un écart de l'ordre de 40% entre les contraintes équivalentes du modèle A' comparées à celles du modèle C'. Cet écart atteint 90% dans le cas des noeuds coupés (y $\geq$ 50 mm). Toutefois, comme évoqué précédemment dans le cas de la flexion, une étude des résistances en fonction du module E_L devrait être menée afin de confirmer le type de tendance représenté en Fig.3.31.

3.6 Comparaison des données expérimentales et numériques

L'influence de la position et du diamètre du noeud ainsi que l'effet du degré d'inclusion sur la contrainte équivalente (pour des tronçons de poutre sollicités en flexion pure et traction pure) ont été présentés. Toutefois de ces trois variables, seules les deux premières (positions et tailles du noeud) sont réellement exploitables en l'état, car la dernière nécessiterait de connaitre l'évolution des résistances $f_{t,//}$, $f_{t,\perp}$ et f_v en fonction du module d'élasticité du bois, E_L.

Les dimensions du tronçon de poutre et les conditions limites et de chargements, propres aux modélisations de flexion pure et traction pure, correspondent à celles des essais expérimentaux réalisés sur les 188 poutres de la base de données.

L'objectif est à présent de confronter les résultats obtenus numériquement avec ceux de

la base de données.
Dans le chapitre 2, des noeuds considérés comme les plus critiques sur les faces latérales et le chant tendu ont été identifiés dans le tiers central selon les essais de flexion quatre points :

- $N_{crit_{FL}}$: le noeud situé le plus proche de la fibre la plus tendue sur les faces latérales,
- $N_{crit_{CT}}$: le noeud de plus grande taille situé sur la fibre inférieure.

Les 188 poutres présentent toutes un noeud critique sur les faces latérales, $N_{crit_{FL}}$, et 152 d'entre elles possèdent également un noeud critique sur le chant tendu, $N_{crit_{CT}}$. Il est alors possible de déterminer la contrainte équivalente de ces faces possédant chacune un noeud critique.

Les contraintes équivalentes, σ_{eq_F}, des faces latérales sont issues des positions, y, et des diamètres, D, des $N_{crit_{FL}}$ (MEF des tronçons de poutre sollicités en flexion), tandis que les contraintes équivalentes, σ_{eq_T}, des chants tendus sont issues des positions, y, et des diamètres, D, des $N_{crit_{CT}}$ (des MEF des tronçons de poutres sollicités en traction). Nous nous sommes rendus compte lors du calcul des contraintes équivalentes, que la proportion des noeuds coupés n'était pas identifiables du fait du protocole mis en place lors du traitement d'image sur Fiji (noeuds coupés de moitié, de 3/4, ...). Nous avons donc affecté à toutes les faces présentant un noeud critique coupé, la valeur de la contrainte équivalente lorsque le noeud est à demi présent sur le tronçon (soit y=-100 mm pour les faces latérales et y= 50 mm pour le chant tendu).
Au total, 152 poutres présentent les contraintes équivalentes, σ_{eq_F} (faces latérales) et σ_{eq_T} (spécifique au chant tendu ou fibre inférieure tendue) et 36 poutres présentent uniquement une contrainte équivalente, σ_{eq_F}.
La contrainte équivalente finale des poutres σ_{eq_M} sera donc choisie comme étant la valeur minimale de σ_{eq_F} et σ_{eq_T}. De cette contrainte, σ_{eq_M}, la force équivalente, F_{eq} [kN], peut être calculée à partir du protocole expérimental des essais de flexion 4 points (Fig.2.9), eq.3.13 :

$$F_{eq} = \frac{b.h^2.\sigma_{eq_M}}{3.l_i.1000} \tag{3.13}$$

Avec :

- b = la base de la poutre = 100 mm,
- h = la hauteur de la poutre = 200 mm,
- σ_{eq_M} = la contrainte équivalente minimale
- l_i = la distance entre les appuis et les points de chargements = 1214.5 mm

La force équivalente est donc déterminée pour les 188 poutres, sa corrélation avec la force ultime obtenue expérimentalement est étudiée et illustrée sur la Fig.3.32 :

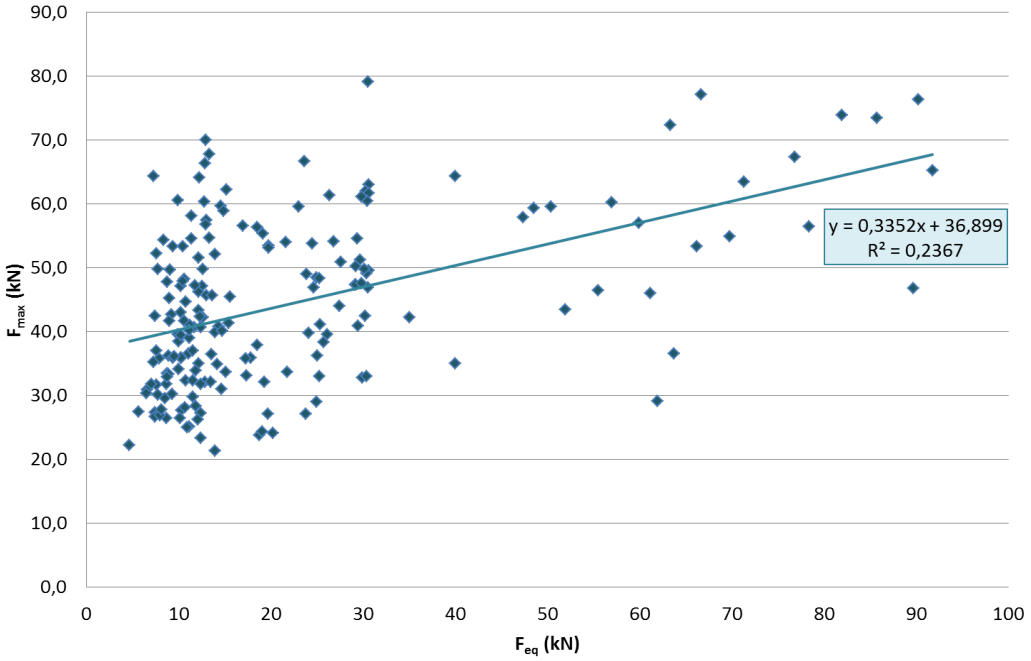

FIGURE 3.32: Corrélation obtenue entre F_{eq} et F_{max} expérimentale

A partir de la Fig.3.32, on remarque que la majorité des points du diagramme présente une dispersion inférieure à 30 kN. De plus, on peut constater une forte concentration des points pour des valeurs comprises entre 5 et 30 kN. Afin d'exploiter cette forte concentration de points, l'idée est alors d'identifier les poutres pour lesquelles la force équivalente est pilotée par le noeud critique de la fibre inférieure ($\sigma_{eq_M} = \sigma_{eq_T}$) et celles pour lesquelles le noeud critique est situé sur les faces latérales ($\sigma_{eq_M} = \sigma_{eq_F}$). La Fig.3.33 illustre les deux familles de poutres.

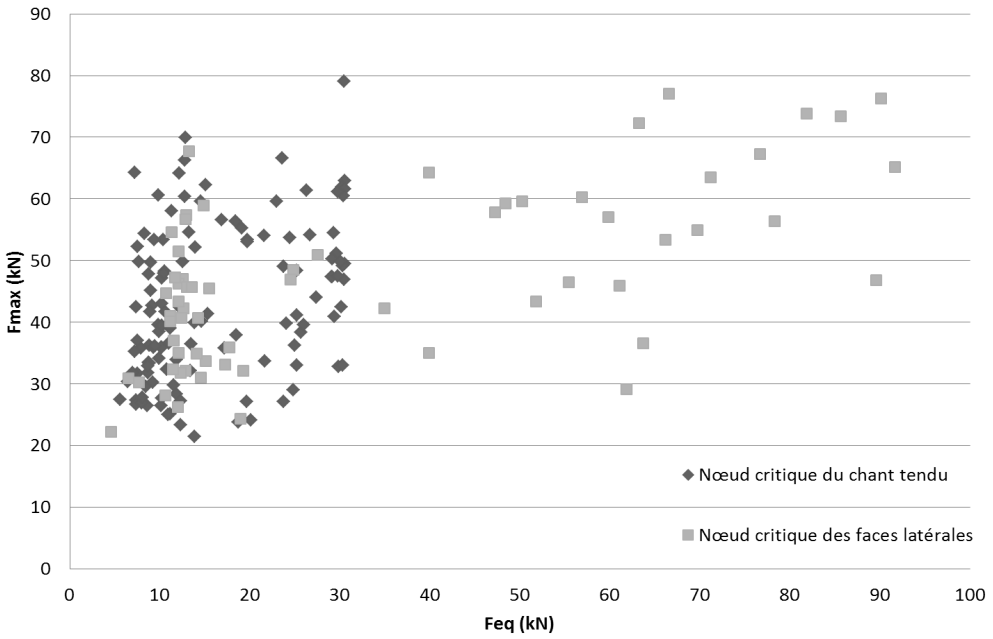

FIGURE 3.33: Représentation des F_{eq} pilotées par la présence d'un noeud critique sur la face latérale et sur la fibre tendue.

La Fig.3.33 montre que la plupart de ces faibles valeurs de F_{eq} proviennent de poutres présentant un noeud sur la fibre inférieure (chant tendu). De plus, dans cette zone, on remarque que la majorité des éléments de structure est concentrée à environ 10 kN. Ces éléments présentent alors, essentiellement, des noeuds critiques coupés ou tangents au bord sur la face latérale ou le chant tendu (cf. Fig.3.19 et Fig.3.29).
Notons, qu'il a été souligné précédemment que dans ce cas de figure la contrainte équivalente n'excédait pas 30 MPa et donc correspond à une force équivalente faible (rapport de 1,1 entre F_{eq} et σ_{eq_M}) . Les hypothèses de modélisation d'un noeud en traction semblent donc très pénalisantes lorqu'on souhaite modéliser la présente d'un noeud situé sur la fibre inférieure tendue d'une poutre sollicitée en flexion.
Néanmoins, la corrélation obtenue entre F_{eq} et F_{max} (R^2 de 0.237, cf. Fig.3.32) et la concentration des F_{eq} entre 10 et 30 kN ne remettent pas en cause les modélisations éléments finis réalisées mais plutôt la détermination de la contrainte équivalente finale, σ_{eq_M} (et donc de F_{eq}). La contrainte équivalente finale calculée, σ_{eq_M}, est donc sous-estimée pour être représentative de la réalité, ceci peut être dû :

- aux hypothèses de comportement élastique linéaire et au critère de rupture élastique fragile retenus. Un tel critère est censé rendre compte de la fin du domaine élastique (début de l'endommagement) et non de la rupture de la structure.

- aux MEF en 2D, qui font que les noeuds sont considérés comme traversants sur toute l'épaisseur de l'élément. Cette approche est donc trop préjudiciable pour être

applicable à des éléments de structure de section transverse 200 x 100 mm^2, en particulier lorsque le noeud est coupé ou tangent au bord.

- aux propriétés élastiques locales du matériau bois qui n'ont pas été prises en compte dans l'estimation des contraintes équivalentes des faces latérales et des chants tendus.
- à la proportion des noeuds présente dans les éléments de structure, lorsqu'ils sont coupés, qui n'a pas été intégrée dans la détermination des contraintes équivalentes (bien que cette zone évolue fortement cf. Fig.3.19 et Fig.3.29)

Ainsi, les contraintes équivalentes σ_{eq_M} et les forces équivalentes F_{eq} correspondantes ne peuvent être considérées comme une variable quantitative permettant de décrire les forces ultimes des 188 poutres. Toutefois, ces résultats mécaniques peuvent potentiellement être utilisés comme une variable qualitative. En effet, l'une des perspectives du second chapitre, était de trouver le ou les critères qui permettaient d'affilier les poutres dans les populations A et B (ou A' et B'). Ces populations avaient été déterminées à partir des classes de MOE_{dyn} et des fonctions de répartition des forces ultimes afin de mieux comprendre les phénomènes de rupture des éléments de structure.
Des classes sont donc créées en fonction des F_{eq} afin de comparer les poutres présentes dans ces classes avec celles présentes dans les classes A et B (ou A' et B'). Ces classes ont été déterminées uniquement par rapport à la fonction de répartition des F_{eq}. Le pré-classement par rapport au MOE_{dyn} n'a pas été pris en compte car cette variable n'a pas été intégrée dans l'estimation de F_{eq}. Deux populations ont alors été définies, la classe A_{eq} et la classe B_{eq}. La classe A_{eq} présente les poutres dont la valeur de la F_{eq} est inférieure à celle de la médiane de la force équivalente et inversement pour la classe B_{eq}. De ces classes, les poutres communes aux classes A et A_{eq} et celles communes aux classes B et B_{eq} sont étudiées. Une correspondance de 60% est alors obtenue.
Ainsi, bien que les hypothèses retenues pour la MEF sont beaucoup trop sécuritaires pour expliquer la force ultime expérimentale, cette approche permet d'identifier à 60% l'emplacement des poutres de structure dans les classes A et B (résultats identiques pour les classes A' et B'). En conséquence, si nous pouvions expliquer les 40% de poutres restantes pour les classes A et B, l'idée serait alors d'utiliser les corrélations obtenues dans ces deux populations dans le chapitre 2 pour prédire la force ultime (coefficients de détermination supérieurs à 0.75).

3.7 Synthèse

L'objectif de ce chapitre était d'établir un indicateur de performance mécanique de tronçon de poutre comportant un noeud.
Des tronçons de poutre présentant un nœud sollicités en flexion ont été simulés afin

de reproduire les conditions de chargement qui s'appliquaient aux faces latérales et aux nœuds critiques de celles-ci. Par équivalence, des tronçons de poutre possédant un nœud et sollicités en traction ont été modélisés afin de décrire le comportement de la fibre inférieure tendue en flexion. De ces modélisations, un critère de ruine a été mis en place afin d'intégrer l'effet de l'ensemble des contraintes présentes en zone pré-nodale (constaté comme complexe dans le chapitre introductif) et permettant de prendre en compte le caractère anisotrope du matériau dans la détermination de l'indicateur de performance mécanique. Ce dernier point permet alors de souligner le fait que la contrainte maximale du tenseur des contraintes ne peut être utilisée comme seule variable, sans connaitre son taux de charge comparés aux autres contraintes. Le critère de ruine choisi est celui de Tsai-Hill car il est le plus adapté au cas des matériaux composites anisotropes à fibres longues et a par ailleurs été utilisé par d'autres auteurs pour étudier le comportement mécanique du bois en présence d'un noeud. Ce critère permet d'estimer la contrainte équivalente assimilable à la contrainte à la rupture sur la base de l'hypothèse d'un comportement parfaitement élastique fragile du matériau bois en traction. Des courbes de performance en traction et en flexion ont alors été établies en fonction des positions et des diamètres des nœuds et pour des seuils de résistances fixes ; à savoir $f_{t,//}$=90 MPa, $f_{t,\perp}$=4 MPa et f_v=10 MPa. Les forces équivalentes calculées par analogie aux essais de flexion 4 points affichent des valeurs comprises entre 10 et 30 KN pour les configurations sollicitées en traction, alors que celles acquises en flexion varient entre 10 et 90 kN. Ces seuils de forces équivalentes (donc numériques) sont semblables à ceux obtenus expérimentalement, malgré des modélisations éléments finis en 2D. Les modes de rupture ont également pu être identifiés en fonction de la position du noeud (le diamètre du nœud intervenant peu sur ceux-ci). Pour les deux cas de sollicitation, les tronçons de poutre présentant des nœuds partiels répondent à un mode d'ouverture lié à la traction perpendiculaire au fil du bois alors que ceux présentant des nœuds complets répondent à un mode de glissement lié au cisaillement. La corrélation entre les forces équivalentes et les forces expérimentales a alors été étudiée et a affichée un coefficient de détermination de 0.24. Ce faible pouvoir prédictif peut être dû :

- Aux modélisations éléments finis en 2D, beaucoup trop sécuritaires, car la correspondance entre l'approximation numérique 2D et les poutres de structure 3D admet que les nœuds sont parfaitement débouchants,
- Au comportement élastique fragile considéré, ce qui entraine comme hypothèse que la contrainte équivalente obtenue en amorce de fissure correspond à celle de la rupture,
- A l'approximation de la fibre inférieure tendue d'un tronçon de poutre sollicité en flexion comme équivalente à une modélisation d'un tronçon de poutre sollicité en traction,

- A l'affectation dans le critère de Tsai-Hill de résistances fixes pour tous les éléments de structure et ceux indépendamment des propriétés élastiques qui les caractérisent,
- A la négligence des propriétés adhésives du nœud sur le matériau bois (nœuds uniquement considérés comme adhérents),
- A l'estimation de la contrainte équivalente finale, définie comme valeur minimale de celle obtenue sur le chant tendu et celle déterminée sur les faces latérales.
- A la non-prise en compte de la proportion de nœud lorsqu'il est apparent partiellement sur les tronçons, où toutes les configurations présentant un nœud coupé se sont vues affecter les contraintes équivalentes des nœuds à demi-partiels.

Malgré les hypothèses simplificatrices utilisées dans la MEF, l'estimation de la F_{eq} de rupture permet d'expliquer l'appartenance de 60% des poutres des classes A et B. Ce résultat souligne le fait que, malgré une modélisation simplifiée de la réalité, la prise en compte de données mécaniques (même 2D) pourraient permettre de discriminer correctement les classes A et B afin d'utiliser les corrélations observées au Chapitre 2 et permettre d'obtenir des corrélations présentant des R^2 supérieurs à 0.75.

Conclusion générale et perspectives

L'anisotropie du bois et l'hétérogénéité du bois de structure marquée rendent sa caractérisation mécanique délicate en comparaison à des matériaux isotropes et plus homogènes comme le béton ou encore l'acier. On sait également que l'effet de taille (effet d'échelle) altère les performances des éléments structuraux bois en comparaison des propriétés mécaniques mesurées sur le bois sans défaut.
De toutes les hétérogénéités présentes dans ce matériau, les nœuds et la pente de fil associée sont les sources les plus préjudiciables vis à vis de la perte de résistance mécanique. Néanmoins, la perte de rigidité et de résistance de l'élément de structure ne peut être quantifiée précisément, ce qui rend difficile la distinction entre les poutres de faibles et fortes qualités mécaniques. Dans le cas du Pin Maritime, le classement visuel n'excède pas la classe C24 et le classement machine permet seulement un gain d'une classe, à savoir la classe C30. Or il a été vu dans cette étude que 50% de la base de données possède des résistances en flexion supérieures à 40 MPa.
L'étude bibliographique a permis de mettre en lumière différentes conséquences engendrées par la présence de noeuds dans un élément structurel bois (notamment une poutre). Nous retiendrons que le caractère défavorable lié à la présence d'un nœud s'explique par le rapport entre les propriétés élastiques du matériau bois et celles du noeud, et par la diminution des caractéristiques mécaniques du matériau bois à proximité du noeud induite par la déviation du fil du bois autour du défaut.
Quand le bois est sollicité en traction ou en flexion, un nœud engendre des concentrations de contraintes dans les différentes directions d'orthotropie, rendant l'état de contrainte complexe. Les faibles résistances en traction (dans les directions longitudinale et perpendiculaire) et en cisaillement du bois peuvent alors permettre d'expliquer la localisation des amorces de ruine à proximité immédiate des noeuds.
Il est aujourd'hui communément admis d'utiliser un critère de ruine propre aux matériaux composites anisotropes à fibres longues, permettant de tenir compte du tenseur des contraintes dans les volumes sollicités. Sur la base de l'hypothèse d'un comportement élastique-fragile du bois, ce type de critère de rupture et la connaissance des résistances ultimes exprimées dans les axes d'orthotropie du matériau permettent alors d'évaluer la contrainte provoquant la rupture de l'élément.
Dans le but d'améliorer le classement du bois de structure et de comprendre le caractère préjudiciable que peuvent avoir les nœuds sur la réponse mécanique, cette étude a permis

d'établir une base de données obtenue à partir des informations mécaniques et physiques de 900 poutres en Pin Maritime (testées en flexion jusqu'à la rupture), et provenant de différentes surfaces sylvicoles.
De toutes les sections proposées, celle affichant les plus fortes dimensions a été choisie dans cette étude (188 poutres de section 200 x 100 mm^2) car elle est considérée comme la plus représentative en tant que produit fini destiné à la construction.
Des analyses statistiques ont alors été réalisées afin de prédire de manière optimale les résistances de ces éléments de structure.
La base de données recensait initialement les propriétés mécaniques et physiques de ces poutres, dont une variable obtenue par méthode vibratoire, le module d'élasticité dynamique. La base de données fut ensuite complétée par des variables décrivant la distribution des nœuds, leurs tailles et leurs formes respectives. Certaines variables sont alors caractéristiques de la nodosité au sens global d'autres sont plus spécifiques à des nœuds localisés en partie tendue des poutres. Inspirée de l'étude bibliographique, le protocole de mesure mis en place s'est intéressé aux deux nœuds « critiques » situés dans la zone de flexion pure : $N_{crit_{FL}}$ (le nœud le plus proche de la fibre la plus tendue sur les faces latérales) et $N_{crit_{CT}}$ (le nœud de plus grande taille situé sur le chant inférieur tendu). A partir de ces deux identifications, différentes populations ont pu être distinguées. Les charges à la rupture correspondantes ont été prédites au moyen de réseaux de neurones. Cet outil statistique présente de nombreux avantages en comparaison des différents approximateurs usuellement utilisés. A l'inverse d'une régression linéaire classique, les réseaux de neurones permettent d'intégrer le caractère non linéaire que pourrait avoir les variables explicatives sur la variable recherchée. Toutefois, les cas particuliers de régressions linéaires tels que les régressions polynomiales d'ordre n permettent également d'identifier ce comportement non linéaire. Néanmoins, les réseaux de neurones par leur propriété de parcimonie nécessitent l'utilisation d'un plus faible nombre de coefficients ajustables comparé à une régression polynomiale affichant la même qualité prédictive. Ainsi, les réseaux de neurones nécessitent un nombre d'échantillons moins important pour définir une prédiction correcte.
Il ressort que l'association du module d'élasticité (variable la plus explicative) et de la nodosité (taille et position des nœuds critiques) des éléments de structures permet d'expliquer la variabilité des forces à la rupture avec un pouvoir prédictif, R^2 de 0.70. Ce résultat est d'autant plus pertinent qu'il a été vérifié au moyen d'échantillons gardés pour valider l'équation prédictive (1/3 de la population). Cette valeur du coefficient de détermination a été déjà rencontrée dans l'étude bibliographique mais pour d'autres essences et pour des poutres de dimensions plus faibles (épaisseur des éléments 2 fois moins importante [51] et [52]) pour lesquelles les effets des défauts sont plus marqués (effet de taille).
De plus, la population rassemblant les poutres ne présentant pas de nœud critique sur la fibre inférieure tendue, a affiché un coefficient de détermination de 0.80, bien que le

nombre d'échantillons soit relativement faible. Néanmoins, une validation de cette tendance par d'autres essais expérimentaux est indispensable afin d'asseoir les conclusions faites sur cette population et ainsi affirmer ou contester la possibilité de classer à 80% ces éléments.

D'autre part, dans le but de mieux appréhender les phénomènes de rupture, une analyse inverse a été proposée afin d'identifier les indicateurs pouvant prédire de manière optimale la résistance. Un tri de la population totale en fonction du module d'élasticité et de la force ultime a permis d'établir deux lots de poutres de faibles et forts rendements mécaniques (classe A et B). On a pu remarquer que les poutres de faibles résistances dépendent d'un comportement localisé (la classe A), i.e, les paramètres prédictifs sont étroitement liés aux nœuds les plus critiques tandis que les poutres les plus performantes (Classe B), sont plus sensibles aux indicateurs globaux décrivant la nodosité. L'effet des nœuds sur la réponse mécanique est donc plus ou moins marqué et préjudiciable selon la distribution spatiale de la nodosité dans les éléments.

Notons que, si les critères d'affiliation des éléments de structure dans ces classes étaient connus, il serait possible de prédire leur résistance en flexion avec des coefficients de détermination supérieurs à 0.75. Cette corrélation représenterait alors un gain non négligeable sur la valorisation des éléments de fortes qualités mécaniques et engendrerait donc une amélioration substantielle du classement du bois de structure.

Dans cette optique, on a cherché à estimer un critère de sélection dans le dernier chapitre de ce manuscrit. L'approche proposée repose sur le couplage de modélisations 2D en flexion et en traction traitées séparément pour reconstituer le comportement mécanique de poutres de fortes sections sollicitées en flexion 4 points. Le but était ici d'établir un indicateur de performance mécanique relatif à la taille et à la position du nœud critique potentiellement responsable de la ruine d'un élément de structure.

Les tronçons de poutres sollicités en flexion ont été modélisés afin de reproduire les conditions de chargement qui s'appliquaient aux faces latérales (et donc à $N_{crit_{FL}}$) et par équivalence, ceux sollicités en traction ont été simulés afin de décrire le comportement mécanique de la fibre inférieure tendue en flexion (et donc à $N_{crit_{CT}}$).

Le critère de Tsai-Hill a été utilisé pour déterminer la contrainte équivalente assimilable à la contrainte d'amorce de rupture. Cette contrainte a été déterminée comme étant la valeur minimale de celles estimées sur les tronçons de poutres sollicités en flexion et en traction.

Des courbes de performances ont alors pu être établies en fonction de la position et la taille du défaut et du mode de sollicitation.

Les forces équivalentes calculées uniquement sur la base des propriétés géométriques des défauts est du même ordre de grandeurs que celles obtenues par voie expérimentale.

Malgré des seuils équivalents, la corrélation entre les forces réelles et celles issues de l'étude numérique est encore insuffisante. Cette faible corrélation peut être attribuée aux hypothèses simplificatrices de la modélisation numérique. Ainsi, cet indicateur de performance mécanique utilisant les nœuds critiques ne peut être utilisé actuellement comme

variable quantitative.
Toutefois, d'un point de vue qualitatif, ces forces équivalentes estimées numériquement permettent d'expliquer l'appartenance de 60% des poutres situées dans les classes A (faibles résistances) et B (fortes résistances). Ainsi, cet indicateur pourrait à l'avenir servir de caractère discriminant entre les classes A et B et permettrait alors d'utiliser les corrélations obtenues pour ces deux populations.
En conséquence, les modélisations éléments finis 2D du comportement mécanique du bois en zone pré-nodale de tronçons de poutres de section 200x100 mm^2 apportent des résultats encourageants. Si la détermination (quantitative) de la contrainte équivalente de ces éléments de structure reste encore à améliorer, cet indicateur de performance pourrait être utilisé comme une variable qualitative (classes A et B). Ainsi, il ne serait pas nécessaire de modéliser les poutres en 3D pour atteindre un pouvoir prédictif satisfaisant. Ce dernier aspect pourrait conditionner les moyens d'acquisitions des données à utiliser en fonction de l'impact sur la performance de la prédiction. En effet, l'information issue de l'analyse en surface des poutres est bien plus accessible que celle située au coeur de ces dernières qui nécessite des dispositions technologiques plus importantes et couteuses pour un impact modéré sur la prédiction de la résistance.

LES PERSPECTIVES de cette étude sont donc nombreuses afin d'améliorer et valider les résultats obtenus. Des trois populations traitées dans la partie « Classement mécanique » du second chapitre, celle contenant 36 poutres (sans nœud critique sur la fibre inférieure tendue) a présenté les meilleures corrélations avec des R^2 supérieurs à 0.80. Néanmoins, le faible nombre d'échantillons de cette population ne permet pas de juger de la pertinence des résultats obtenus. Des essais de flexion 4 points sur des poutres ne comportant pas de nœud critique sur la fibre inférieure tendue sont donc à prévoir afin de consolider les corrélations observées et, ainsi valider l'hypothèse qu'il est possible de classer correctement ces éléments.
Afin d'optimiser le pouvoir explicatif de la force estimée numériquement sur la force expérimentale et affiner la méthode, les images des faces (latérales et fibre inférieure tendue) contenant des nœuds critiques partiellement coupés devront être reprises afin de mieux estimer la proportion de nœud dans les éléments structurels et ainsi utiliser les résultats numériques obtenus sur ces nœuds dans la prédiction de la force équivalente. Ce retraitement permettrait sans doute d'étaler le nuage de points et améliorer la corrélation correspondante (force équivalente versus la force expérimentale). Ainsi, la concentration des données dans les valeurs basses de la force équivalente serait limitée.
Toujours dans l'optique d'améliorer cette dispersion, des essais de traction parallèle aux fibres et des essais Arcan en mode I et mode II sur des échantillons sans défaut en Pin Maritime devront être menés pour déterminer les résistances intervenant dans le critère

de Tsai-Hill. Ces essais permettront également d'étudier l'effet du MOE sur les résistances et ainsi d'intégrer les modélisations EF faites sur l'effet du degré d'inclusion dans la prédiction de la force équivalente.
La procédure d'estimation de la contrainte équivalente totale des 188 poutres serait également à revoir. En effet, cette contrainte a été considérée comme étant égale à la valeur minimale de celle obtenue sur les faces latérales et de celle obtenue sur la fibre inférieure tendue. Par cette estimation, la majorité des valeurs des forces équivalentes sont comprises entre 10 et 30 kN. Ces faibles valeurs de force correspondent à des contraintes équivalentes liées à la présence d'un noeud critique situé sur la fibre tendue inférieure. Un autre critère pourrait être mis en place afin d'éviter de donner un poids trop important aux contraintes issues des tronçons de poutre sollicités en traction et censés représenter la fibre inférieure tendue des poutres (sollicitées en flexion). Par exemple, la localisation d'amorçage de fissure au milieu de la fibre inférieure tendue pourrait être jugée moins préjudiciable qu'une localisation en bordure de cette face. En effet, une fissure naissant au coeur de la face aura moins de chance de se propager qu'une fissure située en bordure (proximité immédiate de la face latérale).
Si malgré toutes ces optimisations, la qualité de la régression entre la force équivalente et la force numérique, ou l'affiliation des poutres dans les classes de résistances faibles (classe A) et de résistance fortes (classe B) par classe de module d'élasticité n'est pas améliorée, les MEF devront être perfectionnées. Différentes améliorations pourront être alors envisagées, comme :

- faire varier les propriétés élastiques du bois le long de la structure, car actuellement la variabilité de ces paramètres est uniquement due à l'intégration de la pente de fil dans les MEF,
- affiner les MEF à l'interface bois/nœud par une loi de contact,
- caractériser mécaniquement les nœuds (matrice de complaisance),
- modéliser en 3D le comportement mécanique de ces éléments de structure.

Toutefois, une autre voie pourrait être explorée avant de modifier les MEF, à savoir utiliser les réseaux de neurones pour la classification. En effet, un classifieur neuronal pourrait être mis en place à partir des variables présentes dans la base de données accompagnées de l'indicateur de la force équivalente afin de distinguer les poutres comprises dans les classes A et B.
Le chapitre 3 a permis à partir de modélisations numériques et par l'association d'un critère de ruine de déterminer des comportements locaux près des nœuds. Toutefois, l'estimation de ces comportements nécessitent de connaitre les propriétés élastiques et à la rupture du bois sans défaut dans ses axes d'orthotropie dans cette zone pré-nodale. Ces propriétés, à l'heure actuelle, ne peuvent être déterminées par CND ou END, des outils seraient donc à développer dans ce sens pour caractériser le bois parfait localement.

Enfin pour conclure, cette étude s'est concentrée sur l'effet des nœuds sur la résistance en flexion du bois de structure dans une optique d'optimisation du classement mécanique du bois massif. Toutefois, les résultats de ce travail pourraient être utilisés dans une optique d'estimation de la nécessité de purge des noeuds des bois reconstitués (aboutage, BLC, BMR...). En effet, par ces travaux, des abaques pourraient être établis afin d'estimer si les nœuds nécessitent d'être purgés et sur quelle quantité.

Annexes

A Equation prédictive de la première population

L'équation obtenue pour la première population, composée de 188 poutres est la suivante :

$$\begin{aligned} F_{max_{predite}} &= 44,85 + 13,12.\Big[w(8) \\ &+w(9).tanh\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(3).\widetilde{A}_{crit_{CT}}\Big) \\ &+w(10).tanh\Big(w(4) + w(5).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(6).\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(7).\widetilde{A}_{crit_{CT}}\Big)\Big] \end{aligned}$$

Les différents poids sont donnés dans le Tab.18.

Table 18: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	-0,072769403	w(6)	-0,009949328
w(1)	-1,787880836	w(7)	-0,195172208
w(2)	-3,958686337	w(8)	0,567892186
w(3)	3,095145225	w(9)	-0,241288602
w(4)	-0,418977713	w(10)	1,667593383
w(5)	0,457666991		

Le symbôle $\widetilde{}$ signifie que la variable d'étude est centrée réduite.
Une donnée centrée réduite, $\widetilde{X_i}$ est fonction de :

- sa valeur initiale, X_i,
- la valeur moyenne de cette variable, $\overline{X}$
- l'écart-type de cette variable, $\sigma(X)$.

Son expression est la suivante :

$$\widetilde{X} = \frac{X - \overline{MOE_{dyn}}}{\sigma(MOE_{dyn})}$$

Les moyennes et les écart-types des variables, MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$ et $A_{crit_{CT}}$ sont les suivants, Tab.19 :

TABLE 19: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9856.65
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1596.63
$\overline{Y_{crit_{FL}}}$ (mm)	-64.12
$\sigma(Y_{crit_{FL}})$ (mm)	22,92
$\overline{A_{crit_{CT}}}$ (mm^2)	688.83
$\sigma(A_{crit_{CT}})$ (mm^2)	663.83

B Equation prédictive de la deuxième population

L'équation obtenue pour la 2ème population, composée de 152 poutres est la suivante :

$$F_{max_{predite}} = 41,73 + 11,97.\Bigg[w(10)$$
$$+w(11).tanh\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(3).\widetilde{C}_{crit_{FL}} + w(4).\widetilde{A}_{crit_{CT}}\Big)$$

$$+w(12).tanh\Big(w(5) + w(6).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(7).\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(8).\widetilde{C}_{crit_{FL}} + w(9).\widetilde{A}_{crit_{CT}}\Big)\Bigg]$$

Les différents poids sont donnés dans le Tab.20.

Table 20: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	4,738511988	w(7)	0,558218331
w(1)	-2,861548747	w(8)	-0,549396546
w(2)	0,905961063	w(9)	-0,803985768
w(3)	-1,850556329	w(10)	0,628262422
w(4)	1,532793045	w(11)	-0,693748147
w(5)	-0,079018363	w(12)	0,787981856
w(6)	1,297354829		

Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$, $C_{crit_{FL}}$ et $A_{crit_{CT}}$ pour calculer les données centrées (Annexe A) sont les suivants, Tab.21 :

Table 21: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9643.24
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1607.44
$\overline{Y_{crit_{FL}}}$ (mm)	-67.89
$\sigma(Y_{crit_{FL}})$ (mm)	21.51
$\overline{C_{crit_{FL}}}$	0.746
$\sigma(C_{crit_{FL}})$	0.207
$\overline{A_{crit_{CT}}}$ (mm^2)	884.51
$\sigma(A_{crit_{CT}})$ (mm^2)	632.72

C Equation prédictive de la troisième population

L'équation obtenue pour la troisième population, composée de 36 poutres est la suivante :

$$\begin{aligned} F_{max_{predite}} &= 51,56 + 12,16.\Big[w(8) \\ &+w(9).tanh\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{N}_{tot} + w(3).\widetilde{H}_{ell_{crit_{FL}}}\Big) \\ &+w(10).tanh\Big(w(4) + w(5).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(6).\widetilde{N}_{tot} + w(7).\widetilde{H}_{ell_{crit_{FL}}}\Big)\Big] \end{aligned}$$

Les différents poids sont donnés dans le Tab.22.

Table 22: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	1,412427675	w(6)	1,11960916
w(1)	7,231500179	w(7)	1,0204216336
w(2)	2,241784142	w(8)	0,738046492
w(3)	3,095145225	w(9)	0,87766016
w(4)	1,188411505	w(10)	-1,36906966
w(5)	0,177428379		

Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn}, N_{tot} et $H_{ell_{crit_{FL}}}$ pour calculer les données centrées (Annexe A) sont les suivants, Tab.23 :

Table 23: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	10225.02
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1875.51
$\overline{N_{tot}}$	2.2
$\sigma(N_{tot})$	1.19
$\overline{H_{ell_{crit_{FL}}}}$ (mm)	28.64
$\sigma(H_{ell_{crit_{FL}}})$ (mm)	14.32

D Equation polynomiale obtenue par la classe A

L'équation obtenue pour la classe A, composée de 94 poutres est la suivante :

$$Y_{predit} = 36,42 + 10,41.\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{Y}_{crit_{FL}}$$

$$+w(3).\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(4).\widetilde{MOE}^2_{dyn} + w(5).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(6).\widetilde{Y}^2_{crit_{FL}}$$

$$+w(7).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(8).\widetilde{Y}_{crit_{FL}}.\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(9).\widetilde{AR}^2_{crit_{CT}}\Big)$$

Les différents coefficients sont donnés dans le Tab.24.

TABLE 24: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	0,099861941	w(5)	0,163867318
w(1)	0,799255613	w(6)	-0,14498621
w(2)	0,23229407	w(7)	0,030386701
w(3)	-0,146328953	w(8)	-0,019886231
w(4)	0,073136849	w(9)	-0,04307198

Le symbôle $\widetilde{}$ signifie que la variable d'étude est centrée réduite (Annexe.2.4.2) Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$ et $AR_{crit_{CT}}$ sont les suivants, Tab.25 :

TABLE 25: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9598.28
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1793.55
$\overline{Y_{crit_{FL}}}$ (mm)	-66.25
$\sigma(Y_{crit_{FL}})$ (mm)	25.06
$\overline{AR_{crit_{CT}}}$	1.189
$\sigma(AR_{crit_{CT}})$	0.546

E Equation polynomiale obtenue par la classe B

L'équation obtenue pour la classe A', composée de 76 poutres est la suivante :

$$Y_{predit} = 51,51 + 11,64.\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{KAR}_{aj}$$

$$+w(3).\widetilde{MOE}^2_{dyn} + w(4).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{KAR}_{aj} + w(5).\widetilde{KAR}^2_{aj}\Big)$$

Les différents coefficients sont donnés dans le Tab.26.

Table 26: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	-0,056471467	w(3)	-0,002949715
w(1)	0,821924757	w(4)	-0,028792097
w(2)	-0,071986519	w(5)	0,044734138

Le symbôle $\widetilde{}$ signifie que la variable d'étude est centrée réduite (Annexe.2.4.2) Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn} et KAR_{aj} sont les suivants, Tab.27 :

Table 27: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9963.82
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1668.42
$\overline{KAR_{aj}}$	0.0446
$\sigma(KAR_{aj})$	0.0285

F Equation polynomiale obtenue par la classe A'

L'équation obtenue pour la classe A', composée de 76 poutres est la suivante :

$$Y_{predit} = 34,96 + 8,41.\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{Y}_{crit_{FL}}$$

$$+w(3).\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(4).\widetilde{MOE}^2_{dyn} + w(5).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{Y}_{crit_{FL}} + w(6).\widetilde{Y}^2_{crit_{FL}}$$

$$+w(7).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(8).\widetilde{Y}_{crit_{FL}}.\widetilde{AR}_{crit_{CT}} + w(9).\widetilde{AR}^2_{crit_{CT}}\Big)$$

Les différents coefficients sont donnés dans le Tab.28.

TABLE 28: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	-0,094333794	w(5)	0,216712605
w(1)	0,727729765	w(6)	-0,028930435
w(2)	0,152192807	w(7)	0,014475216
w(3)	-0,29543072	w(8)	-0,07849832
w(4)	0,031857776	w(9)	0,047847613

Le symbôle $\widetilde{}$ signifie que la variable d'étude est centrée réduite (Annexe.2.4.2) Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$ et $AR_{crit_{CT}}$ sont les suivants, Tab.29 :

TABLE 29: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9386.68
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1474.09
$\overline{Y_{crit_{FL}}}$ (mm)	-68.49
$\sigma(Y_{crit_{FL}})$ (mm)	24.28
$\overline{AR_{crit_{CT}}}$	1.38
$\sigma(AR_{crit_{CT}})$	0.394

G Equation polynomiale obtenue par la classe B'

L'équation obtenue pour la classe A, composée de 76 poutres est la suivante :

$$Y_{predit} = 49,39 + 10,03.\Big(w(0) + w(1).\widetilde{MOE}_{dyn} + w(2).\widetilde{H}_{ell_{crit_{FL}}}$$

$$+w(3).\widetilde{A}_{crit_{CT}} + w(4).\widetilde{MOE}^2_{dyn} + w(5).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{H}_{ell_{crit_{FL}}} + w(6).\widetilde{H}^2_{ell_{crit_{FL}}}$$

$$+w(7).\widetilde{MOE}_{dyn}.\widetilde{A}_{crit_{CT}} + w(8).\widetilde{H}_{ell_{crit_{FL}}}.\widetilde{A}_{crit_{CT}} + w(9).\widetilde{A}^2_{crit_{CT}}\Big)$$

Les différents coefficients sont donnés dans le Tab.30.

Table 30: Poids dans l'équation prédictive

w(0)	-0,134083898	w(5)	0,026425259
w(1)	0,784393275	w(6)	0,031730175
w(2)	0,155288198	w(7)	-0,151078705
w(3)	-0,228895138	w(8)	0,055545824
w(4)	-0,028048309	w(9)	0,05959735

Le symbôle $\widetilde{}$ signifie que la variable d'étude est centrée réduite (Annexe.2.4.2) Les moyennes et les écart-types de MOE_{dyn}, $Y_{crit_{FL}}$ et $AR_{crit_{CT}}$ sont les suivants, Tab.31 :

Table 31: Moyenne et écart-type de chacune des variables

$\overline{MOE_{dyn}}$ (MPa)	9942.86
$\sigma(MOE_{dyn})$ (MPa)	1518.37
$\overline{H_{ell_{crit_{FL}}}}$	31.25
$\sigma(H_{ell_{crit_{FL}}})$	13.73
$\overline{A_{crit_{CT}}}$ (mm^2)	652.39
$\sigma(A_{crit_{CT}})$ (mm^2)	460.42

H Tailles des fenêtres mobiles testées

L'effet de la taille de fenêtre sur la contrainte équivalente en flexion et en traction a été étudié, pour des tronçons de poutres présentant des noeuds de 20 mm de diamètre et où le module d'élasticité longitudinal vaut 10 000 MPa, Fig.34 et Fig.35.

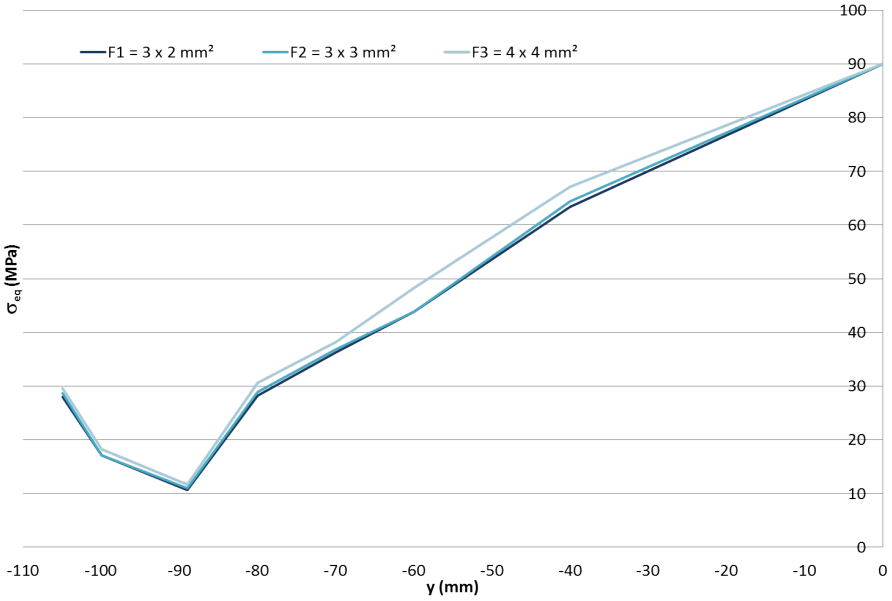

FIGURE 34: Evolution de σ_{eq} en flexion en fonction de la taille de fenêtre

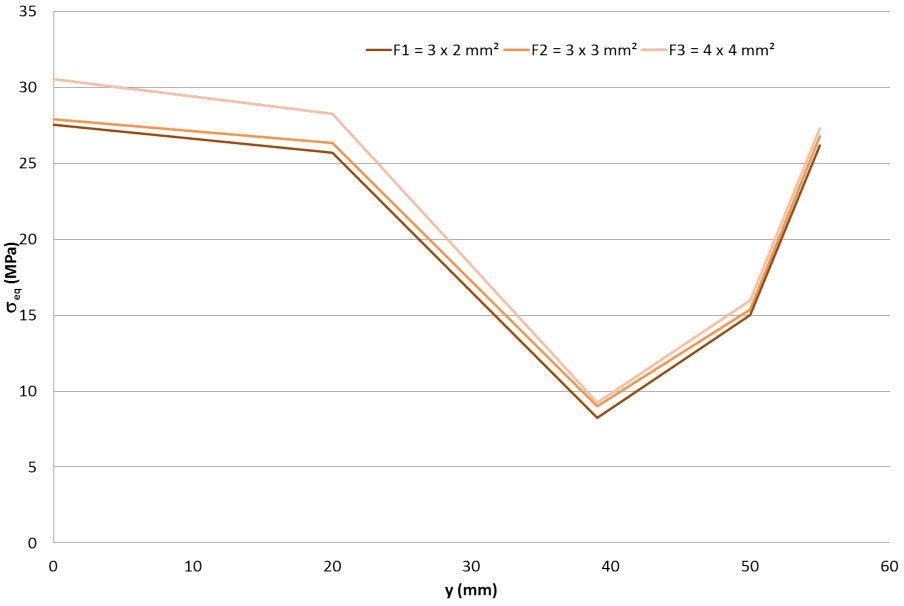

FIGURE 35: Evolution de σ_{eq} en traction en fonction de la taille de fenêtre

Les tailles de fenêtre F1 et F2 présentent des résultats similaires, seul la taille F3 affiche des résultats plus forts lorsque le noeud est excentré (Fig.34 et Fig.35) ou centré (Fig.35).

I Champs de contraintes selon le diamètre du noeud en flexion

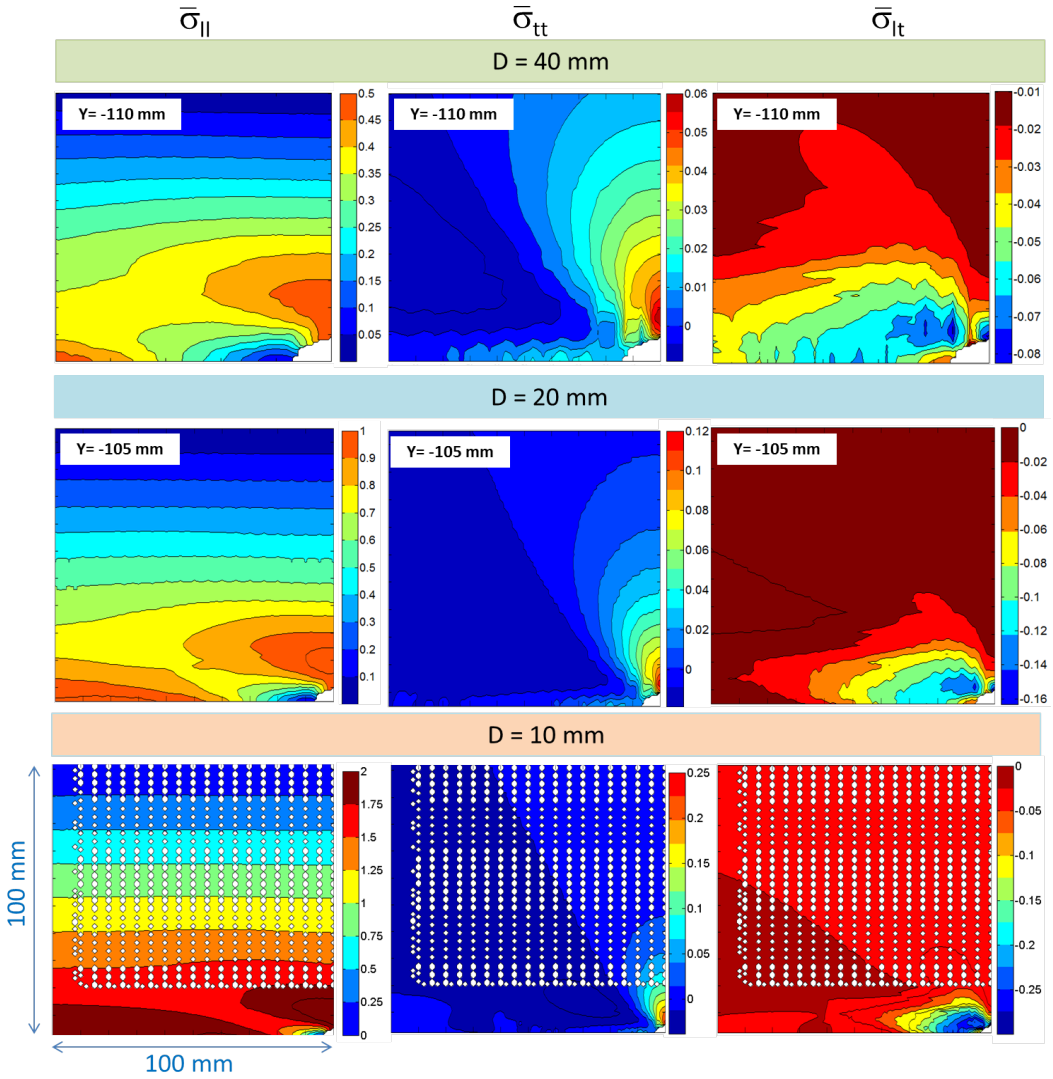

FIGURE 36: Contraintes $\overline{\sigma_{ll}}$, $\overline{\sigma_{tt}}$ et $\overline{\sigma_{lt}}$ obtenues après moyenne par fenêtre mobile pour les positions y=-102.5 mm, y=-105 mm et y=-110 mm selon les diamètres de noeuds 10, 20 et 40 mm

Bibliographie

[1] M. Moutee. Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage. *PhD Thesis, Univ. Laval, Québec*, 2006.

[2] D. Guitard. Mécanique du matériau bois et composites. *CEPAD*, pages 117–123, 1987.

[3] J. Natterer, J-L. Sandoz, and M. Rey. Construction en bois. In *Traité de Génie Civil*, volume 13, pages 67–91. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2004.

[4] C. Bach. Elastizitat und festigkeit. In *Berlin*. Verlag Von Julios Springer, 1920.

[5] Design of Wood Structure. Timber structure. *NRC-CNRS*, 2003.

[6] Benoit Y. *Le guide des essences du bois*. 2008. ISBN 978-2-212- 12086-8.

[7] Wood Handbook. *Wood as an Engineering Material*. Centennial Edition, 2010.

[8] E.I. Kennedy. Strength and related properties of woods grown in canada. *DEPARTMENT OF FORESTRY PUBLICATION n 1104*, 1965.

[9] R.L Hankinson. Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. In *Washington DC : US Air Service Inform*. Circular III, n °259, 1921.

[10] A. Beucher, M. Linot, L. Maciejewski, and J. Maurice. Le bois de compression est-il nécessairement un défaut ? *Rapport Agro Paris Tech*, 2008.

[11] J.F. Dumail. Caractéristiques physiques et mécaniques du bois juvénile en pin maritime. *PhD Thesis, Univ. Bordeaux I, France*, 1995.

[12] R.G. Pearson and R.C. Gilmore. Effect of fast growth rate on the mechanical properties of loblolly pine. In *Forest Products Journal*, volume 30 (5), pages 47–54. 1980.

[13] T. Thörnqvist. Juvenile wood of coniferous trees. *Doc D13 :1993, Swedish Council for Building Research, Stockholm, Sweden*, 1993.

[14] D.E. Kretschmann and B.A. Bendtsen. Ultimate tensile stress and modulus of elasticity of fast-grown plantation loblolly pine lumber. In *Wood and Fiber Science*, volume 24(2), pages 189–203. 1992.

[15] Y. Benoit, B. Legrand, and V. Tastet. Calcul des structures bois. In *Eurocode*. AFNOR, EYROLLES, 2008.

[16] G. Roblot, D. Coudegnat, L. Bleron, and R. Collet. Evaluation of the visual stress grading standard on french spruce (picea excelsa) and douglas-fir (pseudotsuga menziesii) sawn timber. In *Annals of Forest Science - ANN FOR SCI*, volume 65, pages 812–812. 2008.

[17] CTBA. Bois massifs structuraux-assemblages bois et dérivés conception système. *CTBA*, 2007.

[18] P. Hoffmeyer. The role of grain angle, knots, tension wood, compression wood and other anomalies on the mechanical properties of wood. *Building Materials Laboratory, Technical University of Denmark*, 1987.

[19] G. Fink, J. Kohler, and A. Frangi. Experimental analysis of the deformation and failure behaviour of significant knot clusters. In *WCTE*, volume Session 7, Materials 2, pages 270–279. 2012.

[20] A.L. Shigo. A new tree biology facts photos, and philosophies on trees and their problems ans proper care. *Eighth Printing. Shigo and trees, Associates. Durham, NE, U.S.*, 1997.

[21] J.L. Chazelas. Caractéristiques physiques et mécaniques locale du bois dans la zone des noeuds. *PhD Thesis, Univ. Clermont-Ferrand II, France*, 1990.

[22] A.D Pugel. Evaluation of selected mechanical properties of coniferous knotwood. *PhD Thesis, Univ. Colorado, U.S.A*, 1980.

[23] M. Bendahmane. Etude du comportement mécanique du bois avec noeuds (simulation numérique). *PhD Thesis, Univ. Bordeaux I, France*, 1988.

[24] A. Gallais and R. Labat. Critère de ruine du bois autour des nœuds – application au pin maritime. *Rapport de TER, Master 1, Univ. Bordeaux I, France*, 2014.

[25] J.B. Boutelje. On the anatomical structure, moisture content, density, shrinkage, and resin pocket content of the wood in and around knots in swedish pine (pinus silvestris l.) and in swedish spruce (picea abies karst. In *Svensk Papperstidning*, volume 15(3), pages 1–10. 1966.

[26] C. Buksnowitz, C. Hackspiel, K. Hofstetter, U. Müller, W. Gindl, A. Teischinger, and Konnerth J. Knots in trees : strain distribution in a naturally optimised structure. In *Wood Science and Technologies*, volume 44, pages 389–398. 2010.

[27] C. Foley. A three dimensional paradigm of fiber orientation in timber. In *Wood Science and Technologies*, volume 35, pages 453–465. 2001.

[28] K. Hofstetter, C. Hellmich, and J. Eberhardsteiner. Development and experimental validation of a continuum micromechanics model for the elastiity of wood. In *Eur J Mech A Solids*, volume 24, pages 1030–1053. 2005.

[29] K. Hofstetter, C. Hellmich, and J. Eberhardsteiner. Micromechanical modeling of solid-type and plate-type deformation patterns within softwood materials. a review ans an improved approach. In *Holzforschung*, volume 61, pages 343–351. 2007.

[30] G. Fink and J. Kohler. Zerstörungsfreie versuche zur ermittlung des elastizitätsmodules von holzbrettern. *IBK Report, Zurich*, 2012.

[31] C. Foley. Modeling the effects of knots in structural timber. *PhD Thesis, Lund University, Sweden*, 2003.

[32] H. Mihashi, P. Navi, H. Sunderland, N. ITAGAKI, and S. Ninomiya. Micromechanics of knot's influence on tensile strength of japanese cedar. In *1st Rilem Symposium on Timber Engineering*, volume Stockholm, Sweden, pages 181–190. 13-15 September 1999.

[33] J.G. Zandbergs. Finite element fracture for orthotropic inhomogeneous materials. *PhD Thesis, Colorado State University, U.S.A*, 1985.

[34] S.M. Cramer and J.R. Goodman. Model for stress analysis and strength prediction of lumber. In *Wood and Fiber Science*, volume 15(4), pages 338–349. 1983.

[35] G.E. Phillips, J. Bodig, and J.R. Goodman. Flow grain analysis. In *Wood Science*, volume 14(2), pages 55–64. 1981.

[36] S.M. Cramer. A stress analysis model for structural wood members. *PhD Thesis, Colorado University, U.S.A*, 1981.

[37] J. Bodig and J.R. Goodman. Prediction of elastic parameters for wood. In *Wood Science*, volume 5(4), pages 249–264. 1973.

[38] R.H. Kunesh and J.W. Johnson. Effects of single knots on tensile strength of 2- by 8-inch douglas fir dimension lumber. In *For. Pro. J.*, volume 22(1), pages 32–36. 1972.

[39] W.M. McGowan. Effects of single knots on tensile strength of 2- by 8-inch douglas fir dimension lumber. *Forest Products Laboratory, Vancouver, B.C., Information Report VP-X-46*, 1968.

[40] S. Ormarsson, O. Dahlblom, and H. Petersson. A numerical study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variation-part 3 : Influence of annual ring orientation. In *Wood Science and Technology*, volume 34(3), pages 207–219. 2000.

[41] J.M. Williams, K.J. Fridley, W.F. Cofer, and R.H Falk. Failure modeling of sawn lumber with a fastener hole. In *Finite Element In Analysis And Design*, volume 36, pages 83–98. 2000.

[42] V. Bano, F. Arriaga, A. Soilan, and M. Guaita. Fem analysis of the strength loss in timber due to the presence of knots. *WCTE*, 2010.

[43] V. Bano, F. Arriaga, A. Soilan, and M. Guaita. Prediction of bending load capacity of timber beams using a finite element method simulation and grain deviation. In *Biosystems Engineering*, volume 109, pages 241–249. 2011.

[44] Règles CB 71. Règles de calcul et de conception des charpentes en bois. In *Paris*. Eyrolles, 1984.

[45] R. Argüelles Bustillo. Prediccion con simulacion animada del comportamiento de piezas de madera. *PhD Thesis,Madrid, Espagne*, 1994.

[46] M. Foslie. Strength properties of norway spruce. part 3 - strength properties of a small defect free specimens. *Report No 42. Norvegian Institute of Wood Technologie. (In Norvegian)*, 1971.

[47] Thelandersson S. and Larsen H.J. *Timber Engineering*. Wiley Editor, 2003.

[48] A. Hanhijarvi, A. Ranta-Maunus, and G. Turk. Potential of strength grading of timber with combined measurement techniques. In *Report of the Combigrade-project-phase 1*. VTT Publications 568-ESPOO, 2005.

[49] Anon. Visuel strength grading of softwood-specification. In *BS 4978*. British Standard, 2007.

[50] L. Bostrom, P. Hoffmeyer, and K.H Solli. Assignment of nordic glulam to the european strength class system. In *1st Rilem Symposium on Timber Engineering, Stockholm, Sweden*, pages 523–532. Rilem Publications, 13-15 September, 1999.

[51] G. Roblot, L. Bléron, F. Mériaudeau, and R. Marchal. Automatic computation of the knot area ratio for machine strength grading of douglas-fir and spruce timber. In *EJECE 14*, pages 1317–1332. 2010.

[52] A. Ranta-Maunus, J.K. Denzler, and P. Stapel. Part 2. properties of spruce and pine tested in gradewood project. In *Strength of European Timber*. VTT Working Papers 179, 2011.

[53] S. Casagrande. Evaluation non destructive des performances mécaniques de bois reconstitués. *PhD Thesis, Univ.Bordeaux I, France*, 1998.

[54] J.L. Coureau, A. Cointe, and M. Giton. Modelling behaviour of timber from image analysis. *The future of quality control for wood and wood products, Edinburgh, The final conference of COST Action E53*, 4-7 May 2010.

[55] J. De Lagarde. Initiation à l'analyse des données. In *ISBN 2-10-004148-7*. DUNOD Edition, 1995.

[56] S. Vivier. Stratégies d'optimisation par la méthode des plans d'expériences et application aux systèmes electrotechniques modélisés par eléments finis. *PhD Thesis, Lille-France*, 2002.

[57] W. McCulloch and W. Pitts. A logical calculus of the ideas immanent in nervous activity. In *Bulletin of Mathematical Biophysics*, volume 5, pages 115 – 133. 1943.

[58] A. Hugget. Réseaux de neurones et algorithmes génétiques : Application à la modélisation et à l'optimisation de séchoirs industriels. *PhD Thesis, Université de Bordeaux 1, France*, 1998.

[59] P. Wira. Réseaux de neurones artificiels : architectures et applications. *Cours en ligne, Université de Haute-Alsace*, 2009.

[60] K. Hornik, M. Stinchcombe, H. White, and P. Auer. Degree of approximation results for feedforward networks approximating unknown mappings and their derivatives. volume 6, pages 1262–1275. 1994.

[61] M. Parizeau. Le perceptron multicouche et son algorithme de rétropropagation des erreurs. *Cours en ligne, Université Laval, Québec*, 2004.

[62] G. Dreyfus, J-M. Martinez, M. Samuelides, M-B. Gordon, F. Badran, S. Thiria, and L. Hérault. Réseaux de neurones : Méthodologies et applications. *Eyrolles Edition*, 2004.

[63] A. Cointe. Prévision de resistances d'assemblages bois par organes multiples à l'aide des réseaux de neurones. *PhD Thesis, Université de Bordeaux 1, France*, 2003.

[64] K. Hornik, M. Stinchcombe, and H. White. Multilayer feedforward networks are universal approximators. In *Neural Networks*, volume 2, pages 359–366. 1989.

[65] A. Blum. Neural networks in c++. *NY : Wiley and Sons*, 1992.

[66] K. Swingler. Applying neural networks : A practical guide. *London : Academic Press*, 1996.

[67] M.J.A. Berry and G. Linoff. Data mining techniques. *NY : Wiley and Sons*, 1997.

[68] F. Meulenkamp and M. Alvarez Grima. Application of neural networks for the prediction of the unconfined compressive strength from equotip hardness. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, volume 36. 1999.

[69] D.E. Rumelhart, G.E. Hinton, and R.J. Williams. Learning internal representations by error backpropagation. In *Parallel distributed processing : Explorations in the microstructure of cognition*, volume 65, pages 318–362. MIT Press, 1986.

[70] P.J. Werbos. Beyond regression : new tools for prediction and analysis in the behavioural sciences. *PhD Thesis, Harvard University, U.S.A*, 1974.

[71] H.P Gavin. The levenberg-marquardt method for non linear least squares curve-fitting problems. 2013.

[72] O. Kisi and E. Uncuoglu. Comparison of three back-propagation training algorithms for two cases studies. volume 12, pages 434–442. 2005.

[73] O. Kisi. Multi-layer perceptrons with levenberg-marquardt training algorithm for suspended sediment concentration prediction and estimation. volume 49(6), pages 1025–1040. 2004.

[74] H. Yu and B.M. Wilamowski. *Chap.12 : Levenberg-Mrquardt Training*. 2011. ISBN 978-1-4398-0283-0.

[75] Mathworks. Matlab toolboxes, getting started, user guide, network objects, data and training styles, multilayer network and backpropagation training. 2011.

[76] M. Arcan, Z. Hashin, and A. Voloshin. A method to produce uniform plane stress states with applications to fiber reinforced materials. In *Experimental mechanics*, volume 18, pages 141–146. 1978.

[77] A. Lavalette. Développement de contreplaqués pour la construction navale : caractérisation multi-échelle et compréhension des phénomènes de collage du pin maritime à l'état vert. *PhD Thesis, Univ. Bordeaux I, France*, 2013.