



**HAL**  
open science

# Contribution au développement de méthodes de caractérisation et de modélisation de LVL de peuplier en vue de leur usage dans la mobilité

Axel Peignon

## ► To cite this version:

Axel Peignon. Contribution au développement de méthodes de caractérisation et de modélisation de LVL de peuplier en vue de leur usage dans la mobilité. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Toulouse, 2024. Français. NNT : 2024TLSEI017 . tel-04877273

**HAL Id: tel-04877273**

**<https://theses.hal.science/tel-04877273v1>**

Submitted on 9 Jan 2025

**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.

# Doctorat de l'Université de Toulouse

préparé à l'INSA Toulouse

---

Contribution au développement de méthodes de  
caractérisation et de modélisation de LVL de peuplier en vue  
de leur usage dans la mobilité

---

Thèse présentée et soutenue, le 29 novembre 2024 par

**Axel PEIGNON**

## École doctorale

MEGEP - Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés

## Spécialité

Génie mécanique, mécanique des matériaux

## Unité de recherche

ICA - Institut Clément Ader

## Thèse dirigée par

Bruno CASTANIÉ et Florent EYMA

## Composition du jury

M. Christophe BALEY, Président, Université de Bretagne Sud

Mme Anita CATAPANO, Rapporteur, Université de Bordeaux

M. Rostand MOUTOU-PITTI, Rapporteur, Université Clermont Auvergne

M. Arthur CANTAREL, Examineur, UTTOP

M. Bruno CASTANIÉ, Directeur de thèse, INSA Toulouse

M. Florent EYMA, Co-directeur de thèse, UTTOP

## Membres invités

M. Joël SERRA, IRT Jules Verne

M. Bertrand MARCON, ENSAM



# Doctorat de l'Université de Toulouse

préparé à l'INSA Toulouse

---

Contribution au développement de méthodes de  
caractérisation et de modélisation de LVL de peuplier en vue  
de leur usage dans la mobilité

---

Thèse présentée et soutenue, le 29 novembre 2024 par

**Axel PEIGNON**

## École doctorale

MEGEP - Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés

## Spécialité

Génie mécanique, mécanique des matériaux

## Unité de recherche

ICA - Institut Clément Ader

## Thèse dirigée par

Bruno CASTANIÉ et Florent EYMA

## Composition du jury

M. Christophe BALEY, Président, Université de Bretagne Sud  
Mme Anita CATAPANO, Rapporteuse, Université de Bordeaux  
M. Rostand MOUTOU-PITTI, Rapporteur, Université Clermont Auvergne  
M. Arthur CANTAREL, Examineur, UTTOP  
M. Bruno CASTANIÉ, Directeur de thèse, INSA Toulouse  
M. Florent EYMA, Co-directeur de thèse, UTTOP

## Membres invités

M. Joël SERRA, IRT Jules Verne  
M. Bertrand MARCON, ENSAM



# Remerciement

Ce travail de thèse a été réalisé au sein de l'Institut Clément Ader (ICA) sur les sites de Tarbes et de Toulouse et a été financé par l'Agence Nationale de la Recherche française dans le cadre du projet BOOST (ANR-21-CE43-0008-01).

Je tiens tout d'abord à remercier mes encadrants, Bruno Castanié, Florent Eyma, Arthur Cantarel et Joël Serra pour la confiance qu'ils m'ont accordé pour réaliser ce travail ainsi que pour leurs conseils et leur aide précieuse tout au long de cette thèse. Je tiens également à souligner l'excellente ambiance qui régnait à chaque réunion, notamment lors des échanges conviviaux entre l'Aveyronnais et le Bigourdan de l'équipe. J'accorde une mention toute particulière à Joël pour son implication dans ces travaux, la paire de mains et les neurones supplémentaires lors des essais et leur post-traitement ont permis des échanges très intéressants.

Je remercie cordialement Anita Catapano et Rostand Moutou-Pitti d'avoir accepté de rapporter mon travail ainsi que pour tous leurs retours constructifs sur ce manuscrit. Je remercie également Christophe Bailey pour avoir accepté d'être président du jury et l'ensemble des membres du jury pour les riches échanges lors de la soutenance.

Un très grand merci aux collègues du Laboratoire LaBoMaP, pour la mise à disposition des placages de peuplier utilisés lors de cette thèse, les nombreux échanges sur ces travaux et l'ambiance apportée à chaque réunion BOOST, aux GDR Bois ou aux JNC 23. Je remercie également Christophe Bouvet, Rémi Curti et ainsi que l'ensemble des chercheurs et doctorants du projet VIRTUOSE pour leurs précieux retours sur ce travail. Je remercie par ailleurs Frédéric Bontemps, pour son aide et son expertise lors de la mise en place des nombreux essais effectués lors de cette thèse. Je tiens également à remercier l'ensemble des collègues des sites de Tarbes et Toulouse, qui ont toujours su accueillir le doctorant en pérégrinations que j'étais, et avec qui j'ai eu le plaisir de collaborer et d'échanger.

Merci aux doctorants que j'ai pu rencontrer à Tarbes et Toulouse, pour leur amitié et pour les discussions plus ou moins scientifiques, et les sorties escalades, vélos ou randonnées. Merci plus particulièrement à mon binôme de choc, Duilhem, toujours présent au laboratoire, au vélodrome, sur neige damée ou dans un trou à neige, dès que l'occasion de faire quelque chose d'unique se présentait. Je remercie également le PGHM de Pierrefitte-Nestalas pour m'avoir hélicoptéré à la maison à temps pour finir ce manuscrit ; ainsi que mes kinésithérapeutes, qui m'ont remis sur pied pour la soutenance.

Mes pensées vont finalement à mes parents, ma famille et mes amis, pour leur encouragement et leur soutien pendant ces trois années de thèse, mais aussi les 24 précédentes. Un merci tout particulier à celle qui m'épaule depuis des années et sans qui ces trois années n'auraient pas été les mêmes, ma bien-aimée Margot.

À mon père, dont l'amour et l'héritage ont profondément marqué ce chemin.



*“Last but not least, I wanna thank me, I wanna thank me for believing in me, I wanna thank me for doing all this hard work, I wanna thank me for, for never quitting”*

*Snoop Dog*





---

# Résumé

---

Cette thèse s'inscrit dans le projet « BOOST » (acronyme de « le BOis pOur les STructures des véhicules ») financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR). Il s'agit d'un Projet de Recherche Collaboratif entre l'ICA (Institut Clément Ader) à Toulouse et le LaBoMaP (LaBoratoire des Matériaux et Procédés) à Cluny.

Le bois est une ressource locale, à très faible empreinte carbone et renouvelable. Largement utilisé dans l'aéronautique, mais aussi dans l'automobile en tant que structure travaillante dans le passé, son réemploi devient aujourd'hui un enjeu de la bioéconomie (Mair-Bauernfeind et al., 2020; Skullestad et al., 2016). Dans ce domaine, des travaux récents montrent que le bois est un matériau « crédible » pour la substitution de matériaux métalliques dans les structures de véhicules (Baumann et al., 2020).

Les résultats antérieurs de l'Institut Clément Ader démontrent les très bonnes qualités mécaniques du bois, et notamment du contreplaqué associé à des peaux métalliques ou composites en statique, impact et crash (Guélou, 2021; Susainathan, 2017). Le LaBoMaP a pour sa part développé une méthode d'identification optique de l'orientation des fibres de chaque pli déroulé composant le contreplaqué (Duriot, 2021; Viguier et al., 2018). L'objectif scientifique de cette thèse est donc de :

- Caractériser des LVL de peuplier, tout en caractérisant l'effet de la pente de fil, l'influence du nombre de plis et d'autres caractéristiques propres au LVL ;
- Caractériser les interfaces collées dans le LVL en étudiant l'influence de l'orientation des plis à cette même interface ;
- Étudier l'effet de la présence d'un trou sur le comportement mécanique des LVL, première étape pour définir une méthode de dimensionnement des jonctions dans les LVL.

En effet, dans la perspective de démontrer l'intérêt des structures bois pour les moyens de transport, il n'est pas possible de se limiter à la caractérisation de matériaux élémentaires et à une stratégie de modélisation éprouvée au niveau du coupon seul. Comme pour la certification des structures aéronautiques, une démarche multiniveaux de type « pyramide des essais » semble pertinente. Aussi, il est primordial de caractériser au mieux le comportement du LVL. Les essais sur éprouvettes trouées ont été choisis, car ils sont utilisés dans de nombreux domaines et n'ont pratiquement pas été étudiés dans les contreplaqués. De plus, ils sont un premier pas vers la caractérisation de jonctions boulonnées et d'assemblages plus complexes. Au travers de ces essais, de nombreuses similitudes, mais aussi des différences significatives ont été observées entre le LVL et les matériaux composites synthétiques. Des modèles numériques élémentaires, s'inspirant de modèles de matériaux composites, ont aussi été proposés dans ces travaux pour appréhender le comportement mécanique spécifique du LVL.

**Mots clés :** Bois, Lamibois (LVL), Contreplaqué, Placage, Caractérisation Mécanique, Essai troué, Essai Double Cantilever Beam (DCB)

---

# Summary

---

This thesis is part of the "BOOST" project (an acronym for "le BOis pOur les STructures des véhicules") funded by the French National Research Agency (ANR). This is a Collaborative Research Project between ICA (Institut Clément Ader) in Toulouse and LaBoMaP (LaBoratoire des Matériaux et Procédés) in Cluny.

Wood is a local, renewable resource with a very low carbon footprint. Widely used in aeronautics but also in automobiles as a working structure in the past, its reuse today is becoming a challenge for the bioeconomy (Mair-Bauernfeind et al., 2020; Skullestad et al., 2016). In this field, recent work shows that wood is a "credible" material for the substitution of metallic materials in vehicle structures (Baumann et al., 2020).

Previous results from the Institut Clément Ader demonstrate excellent mechanical qualities of wood, and in particular plywood combined with metal or composite skins in static, impact, and crash tests (Guélou, 2021; Susainathan, 2017). For its part, LaBoMaP has developed a method for optically identifying the fiber orientation of each peeled ply making up plywood (Duriot, 2021; Viguier et al., 2018). The scientific objective of this thesis is therefore to:

- Characterize poplar LVLs, while characterizing the effect of yarn slopes, the influence of the number of plies, and other LVL-specific characteristics;
- Characterize bonded interfaces in LVL, studying the influence of ply orientation at the same interface;
- Study the effect of the presence of a hole in the mechanical behavior of LVLs, the first step towards defining a method for dimensioning junctions in LVLs.

Indeed, to demonstrate the value of wood structures for the transport industry, it is not possible to limit ourselves to elementary material characterization and elementary modeling strategy. As with the certification of aeronautical structures, a multi-level "test pyramid" approach seems appropriate. It is therefore essential to characterize LVL behavior as accurately as possible. Testing on open-hole specimens was chosen because it is used in many fields and has hardly been studied in plywood or LVL. In addition, they are a first step towards characterizing bolted joints and more complex assemblies. Through these tests, many similarities and significant differences were observed between LVL and synthetic composite materials. Elementary numerical models, inspired by composite material models, were also proposed in this work to apprehend the specific mechanical behavior of LVL.

**Keywords:** Wood, Laminated Veneer Lumber (LVL), Plywood, Veneer, Mechanical Characterization, Open Hole Specimen, Double Cantilever Beam (DCB) test





# Sommaire

---

<b>Résumé</b> .....	<b>9</b>
<b>Summary</b> .....	<b>10</b>
<b>CHAPITRE I : Positionnement du travail de recherche</b> .....	<b>17</b>
<b>1. Contexte, enjeux économiques et sociétaux</b> .....	<b>19</b>
<b>2. Positionnement</b> .....	<b>19</b>
2.1. ANR BOOST .....	20
2.2. Thématique sur l'optimisation de l'utilisation des ressources locales .....	20
2.3. Thématique sur la caractérisation du LVL .....	22
<b>3. Objectifs</b> .....	<b>23</b>
<b>CHAPITRE II : Revue de la littérature</b> .....	<b>25</b>
<b>1. Généralités sur le matériau Bois</b> .....	<b>27</b>
1.1. Structure interne .....	29
1.1.1. Anatomie et macrostructure du bois.....	30
1.1.2. Microstructure du bois .....	32
1.2. Propriétés mécaniques .....	33
1.3. Comportement du bois en compression.....	37
1.4. Facteurs influençant les propriétés mécaniques du bois.....	39
1.4.1. La densité du bois .....	39
1.4.2. Hygrométrie .....	41
1.4.3. Température.....	46
1.4.4. Les défauts du bois.....	49
<b>2. Généralités sur le LVL</b> .....	<b>50</b>
2.1. Fabrication .....	51
2.2. Facteurs liés au bois influençant les propriétés mécaniques du LVL .....	56
2.2.1. Orientation des fibres/pente de fil.....	56
2.2.2. Fissures de déroulage.....	60
2.2.3. Épaisseur des placages.....	63
2.2.4. Densification des placages.....	67
2.3. Effet de la colle.....	70
2.4. Essais de caractérisation du LVL.....	76
2.4.1. Identification des propriétés du stratifié .....	76
2.4.2. Identification des propriétés d'un pli .....	84
2.4.3. Identification des propriétés de l'interface collée.....	86
2.5. Modèles pour le dimensionnement du LVL .....	92
2.5.1. Modèles analytiques .....	92
2.5.2. Modèles numériques .....	97
<b>3. Synthèse</b> .....	<b>100</b>
<b>CHAPITRE III : Caractériser, dans le plan, le comportement du LVL</b> .....	<b>103</b>
<b>1. Introduction</b> .....	<b>105</b>

<b>2. Matériel et procédures expérimentales</b> .....	<b>107</b>
2.1. Mesure de la pente de fil.....	107
2.2. Fabrication des éprouvettes de traction.....	108
2.3. Moyens expérimentaux .....	111
<b>3. Méthodologie</b> .....	<b>112</b>
3.1. Calcul de la déformation.....	112
3.2. Calcul des modules d'Young et du coefficient de Poisson.....	113
3.3. Calcul du module de cisaillement plan.....	113
3.4. Calcul du ratio de compression (CR : Compression Ratio) .....	114
3.5. Modèle éléments finis pour évaluer l'influence de la déviation de l'angle des fibres .....	116
3.6. Modélisation de la rigidité en traction d'un LVL .....	116
<b>4. Résultats</b> .....	<b>119</b>
4.1. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_1$ .....	119
4.1.1. Module d'Young longitudinal des éprouvettes $[0^\circ]_1$ .....	119
4.1.2. Coefficient de Poisson des $[0^\circ]_1$ .....	122
4.2. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_2$ .....	125
4.3. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_n$ .....	128
4.4. Étude des éprouvettes $[90^\circ]_n$ .....	132
4.5. Étude des éprouvettes $[\pm 45^\circ]_s$ .....	135
4.6. Modélisation de l'effet du nombre de plis.....	136
4.7. Étude des éprouvettes faites avec les placages du lot n°2 : $[0^\circ]_3$ , $[0^\circ]_5$ , $[90^\circ]_3$ et $[\pm 45^\circ]_s$ .....	139
<b>5. Discussions</b> .....	<b>143</b>
<b>6. Conclusions et perspectives</b> .....	<b>144</b>
<b>CHAPITRE IV : Caractérisation du taux de restitution d'énergie Mode I</b> .....	<b>147</b>
<b>1. Introduction</b> .....	<b>149</b>
<b>2. Matériels et procédures expérimentales</b> .....	<b>150</b>
2.1. Configurations étudiées.....	150
2.2. Fabrication des éprouvettes DCB .....	153
2.3. Moyens expérimentaux .....	157
<b>3. Méthodologie</b> .....	<b>158</b>
3.1. Suivi de fissure .....	158
3.2. Comparaison déplacement machine/corrélation .....	159
3.3. Calcul de la fissure .....	160
3.4. Calcul du $G_{Ic}$ .....	162
<b>4. Résultats</b> .....	<b>165</b>
4.1. Courbes R .....	167
4.2. Faciès de rupture.....	172
<b>5. Discussions</b> .....	<b>178</b>
<b>6. Conclusion</b> .....	<b>181</b>
<b>CHAPITRE V : Influence du trou sur le comportement de stratifiés</b> .....	<b>185</b>
<b>1. Introduction</b> .....	<b>187</b>

<b>2. Matériel et Méthodes</b> .....	<b>188</b>
2.1. Fabrication des éprouvettes de traction .....	188
2.2. Moyens expérimentaux .....	189
2.3. Calcul de la déformation .....	190
2.4. Loi de comportement élastique non-linéaire .....	191
2.5. Critère de rupture .....	192
2.6. Modélisation FEM .....	193
<b>3. Résultats Expérimentaux</b> .....	<b>194</b>
3.1. Eprouvettes lisses .....	194
3.2. Eprouvettes trouées .....	198
3.3. Comparaison avec d'autres études .....	201
<b>4. Analyse des résultats</b> .....	<b>208</b>
4.1. Point Stress .....	208
4.2. Obtention d'un $d_0$ avec un calcul des concentrations de contraintes analytique .....	209
4.3. Obtention d'un $d_0$ avec un calcul des concentrations de contraintes FEM .....	211
4.3.1. Modélisation analytique des essais CP et QI lisses .....	211
4.3.2. Modélisation FEM des essais CP et QI troués .....	212
<b>5. Discussions</b> .....	<b>215</b>
<b>6. Conclusion</b> .....	<b>216</b>
<b>Conclusions et Perspectives</b> .....	<b>219</b>
<b>1. Conclusion générale</b> .....	<b>219</b>
1.1. Caractériser, dans le plan, le comportement du LVL .....	219
1.2. Caractérisation du taux de restitution d'énergie Mode I .....	220
1.3. Influence du trou sur le comportement de stratifiés .....	220
<b>2. Perspectives</b> .....	<b>221</b>
<b>Références bibliographiques</b> .....	<b>225</b>
<b>Annexe I : Caractéristiques du peuplier</b> .....	<b>249</b>
<b>Annexe II : Fiche technique de la colle</b> .....	<b>253</b>
<b>Annexe III : Mise en œuvre des plaques de LVL et des éprouvettes</b> .....	<b>255</b>
<b>1. Préparation des placages</b> .....	<b>255</b>
<b>2. Fabrication des LVL</b> .....	<b>257</b>
<b>3. Fabrication des éprouvettes</b> .....	<b>259</b>
3.1. Éprouvette d'essais de traction .....	261
3.2. Eprouvettes d'essai DCB .....	261
<b>4. Préparation des éprouvettes</b> .....	<b>262</b>
<b>Annexe IV : Modèle Non-Linéaire du LVL – UMAT Abaqus</b> .....	<b>264</b>
<b>1. Code Fortran – UMAT Abaqus</b> .....	<b>264</b>
<b>2. Étude de sensibilité</b> .....	<b>266</b>
2.1. Étude de sensibilité CP .....	266
2.2. Étude de sensibilité QI .....	268





---

# CHAPITRE I : Positionnement du travail de recherche

---

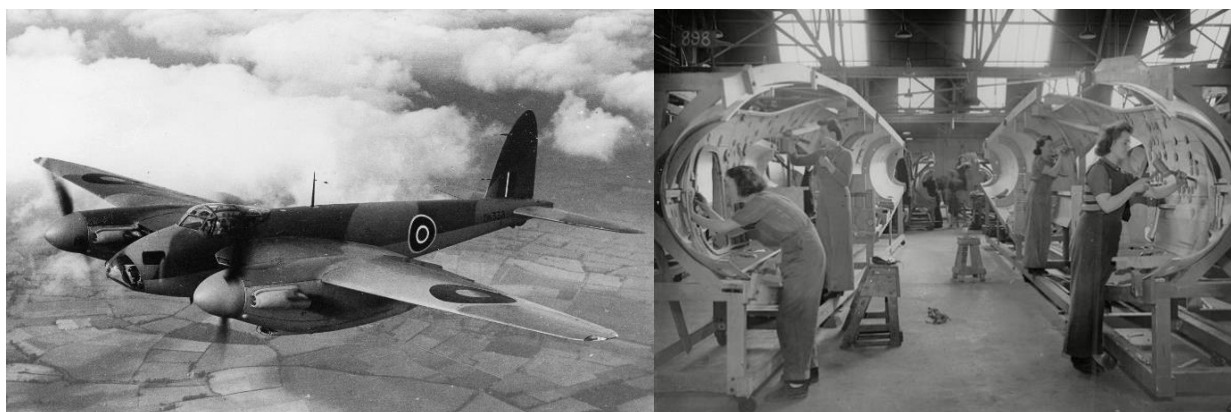
## Sommaire

<b>1. Contexte, enjeux économiques et sociétaux.....</b>	<b>19</b>
<b>2. Positionnement.....</b>	<b>19</b>
2.1. ANR BOOST .....	20
2.2. Thématique sur l'optimisation de l'utilisation des ressources locales.....	20
2.3. Thématique sur la caractérisation du LVL .....	22
<b>3. Objectifs .....</b>	<b>23</b>



### 1. Contexte, enjeux économiques et sociétaux

Le bois a été l'un des premiers matériaux utilisés dans l'aviation jusqu'à la Seconde Guerre mondiale (Castanié et al., 2020). On peut citer le fameux Mosquito (Figure 1) surnommé « The Wooden Wonder ». Sa structure était constituée de panneaux sandwich avec des peaux formées de plis de bouleaux et une âme en balsa. Il a été fabriqué à 7781 exemplaires, avec une fabrication « one shot » de demi-fuselage et pouvait atteindre 612 km/h. Au Mans 1967, la Costin-Nathan possédait un châssis en bois contreplaqué aéronautique, les ouvrants étaient en fibre de verre et elle pesait seulement 410 kg (Deer, 2019). Dans le domaine automobile, seul l'anglais Morgan propose encore aujourd'hui des voitures avec une superstructure en frêne, mais un châssis en aluminium. Ce très bref et non exhaustif rappel historique montre que l'utilisation du bois comme structure travaillante a été possible et devient une réelle opportunité aujourd'hui, seul ou en association avec les composites modernes, y compris pour les applications spatiales (Castanié et al., 2024).



**Figure 1 – Le mosquito et la fabrication des deux demi-fuselages**

Dans le contexte de la bioéconomie, il était important de rappeler brièvement les avantages du bois et son utilisation dans les véhicules dans le passé. Aujourd'hui, il existe une demande sociétale forte pour une société décarbonée, une gestion rigoureuse des ressources, des circuits courts et l'utilisation de matériaux sains, renouvelables et écologiques. Le bois est une réponse pertinente à ces préoccupations. Il a par exemple connu ces dernières décennies un fort développement dans la construction de bâtiments. C'est aussi une ressource locale, abondante, économique, renouvelable et dont l'énergie grise est très faible (Jungmeier et al., 2002a). Cette industrie, non délocalisable, pèse environ 500 000 emplois en France. De plus, des études ont identifié le bois comme étant un des matériaux de substitution dans l'automobile d'un point de vue écologique et social (Mair-Bauernfeind et al., 2020), mais aussi d'un point de vue structurel (Müller et al., 2020). D'après ces études, il faut retenir que le bois est un matériau « crédible » comme matériau structurel dans le domaine des transports. Il est donc pertinent de donner à la filière bois des débouchés à haute valeur ajoutée, garants de pérennité et de développement.

### 2. Positionnement

Ce projet se positionne à la suite de travaux initiés par les membres de l'ICA (Institut Clément Ader) dès 2014 et qui restent aujourd'hui originaux avec la thèse de John Susainathan (2017). Les premières études ont porté sur les méthodologies de fabrication et la réponse statique de sandwichs à base

---

de contreplaqué pour l'âme avec des peaux composites en fibres de verre, fibres de carbone, fibres de lin ou en aluminium. Ces sandwichs ont ensuite été soumis à des impacts et leur tenue en compression après impact a été analysée. À la suite de ces résultats, une seconde thèse s'est intéressée au comportement au crash du bois (Guélou, 2021). Ces travaux ont permis de montrer que le peuplier, un des bois tempérés les plus légers, très présent en France et bon marché, possède une SEA (Specific Energy Absorption) située entre 20 et 30 kJ/kg alors que le carbone se situe entre 30 et 80 kJ/kg, et ce, alors que les plis de peuplier coûtent 40 fois moins cher. Le bois est donc un matériau « crédible » pour la substitution de matériaux métalliques dans les structures de véhicules. Le peuplier est également mis en avant dans ces recherches car la forêt française est composée à plus de 67 % de feuillus qui sont très peu exploités contrairement aux résineux (IGN, 2021).

À ce jour, les études sur le bois se concentrent principalement sur les structures en lamellé-collé dans le domaine du génie civil (Saavedra Flores et al., 2016). Les caractérisations concernant les contreplaqués se font principalement à deux niveaux d'échelle : au niveau de la structure pour des utilisations telles que le contreventement, où les propriétés de cisaillement sont essentielles (Viguiet et al., 2021) ; et au niveau du matériau lui-même, y compris les sandwichs de compositions variées (Vratuša et al., 2017). C'est dans cet intérêt pour la recherche sur le bois comme matériau structurel que le projet BOOST a été mis en place. En effet, l'intérêt pour la recherche sur le bois comme matériau structurel est peu partagé à l'échelle mondiale. Le programme Woodcar (Müller et al., 2020) représente la seule antériorité connue à l'ANR BOOST.

## 2.1. ANR BOOST

Le projet « BOOST » acronyme de « le BOis pOur les STructures des véhicules » a été accepté par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) dans le cadre de l'AAPG 2021. Il s'agit d'un Projet de Recherche Collaboratif entre l'ICA (sites de Toulouse et de Tarbes) et le LaBoMaP à Cluny. L'objectif général de l'ANR BOOST est de faire la démonstration de la possibilité de l'utilisation du bois sous forme de placages dans le cadre d'une utilisation comme matériau structurel pour les véhicules. Ses principaux atouts sont ses bonnes propriétés mécaniques rapportées à sa masse volumique et son impact environnemental avantageux lorsqu'il est produit et transformé localement. Le projet BOOST cible plus particulièrement les contreplaqués, en raison de leur faible coût, pour une utilisation dans le domaine des transports.

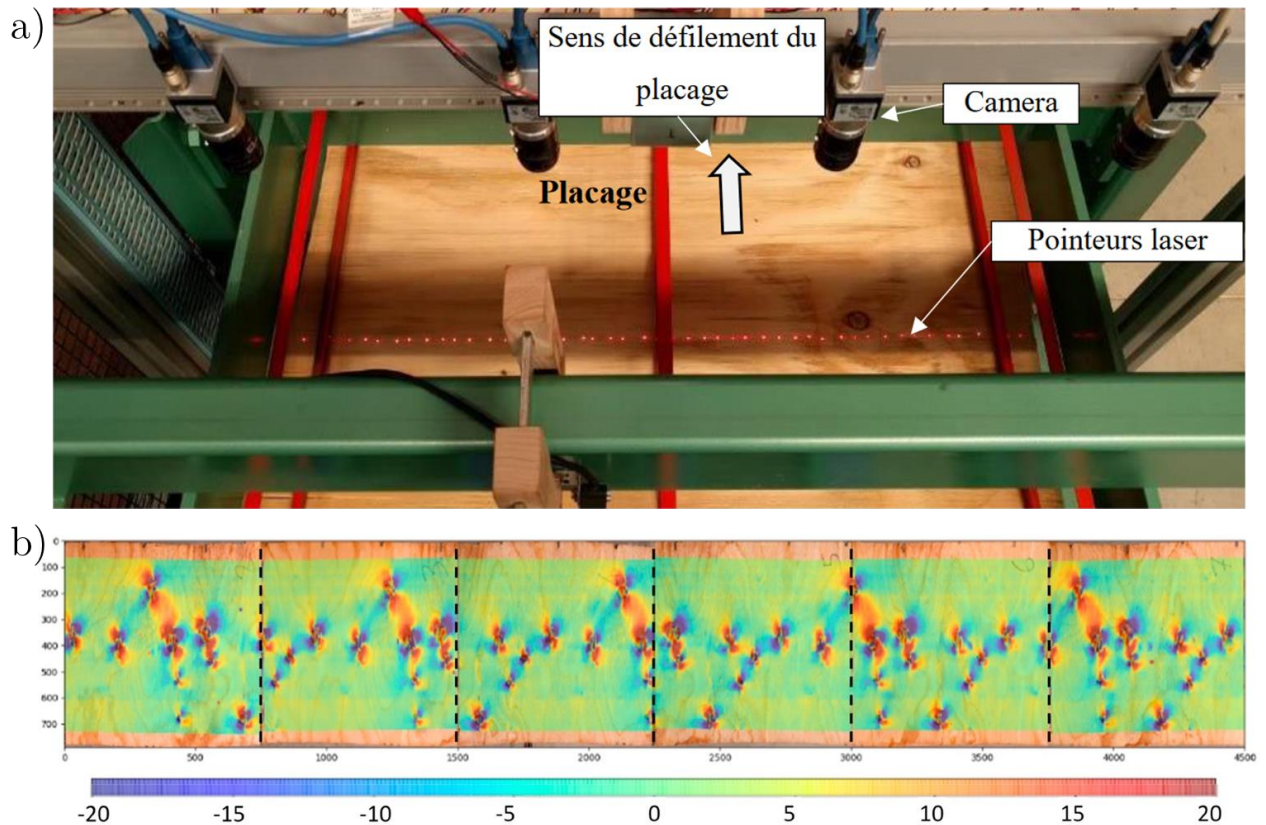
Jusqu'à présent, le contreplaqué, constitué de plusieurs plis de diverses essences orientées simplement à 0° ou à 90° n'a été utilisé comme matériau structurel que dans l'aviation jusqu'à la Seconde Guerre mondiale et ponctuellement dans l'automobile et le nautisme de loisir (Castanié et al., 2024). Aussi, il existe un vaste champ de recherches pour ce matériau et le choix a été fait dans ces travaux de rechercher de prioriser deux thématiques scientifiques.

## 2.2. Thématique sur l'optimisation de l'utilisation des ressources locales

Cette première thématique est portée par la LaBoMaP. Pour valoriser efficacement ces ressources tout en maîtrisant les coûts, il est nécessaire de prendre en compte les défauts des matériaux étudiés tels que la variabilité de la densité locale des placages, la présence de nœuds, les variations locales d'orientation

des fibres et les fissurations induites lors du déroulage. En effet, même de légères variations d'orientation des fibres peuvent modifier de manière importante les propriétés mécaniques (Hankinson, 1921).

Le verrou technologique de la mesure locale des propriétés des placages a partiellement été levé par la mise au point, au sein du LaBoMaP, de deux bancs de mesure via une méthode utilisant la diffraction de lasers (la diffusion de la lumière est privilégiée dans la direction des fibres) (Figure 2) (Frayssinhes et al., 2020; Viguiet et al., 2018). Notons que l'un de ces moyens développés est directement implanté sur la ligne de déroulage et permet donc de réaliser des cartographies lors de la fabrication des placages.



**Figure 2 – LOOBAR : Local Online Orientation fiber AnalyseR (a), scan de placages de Douglas (angle en °) (b) (Frayssinhes et al., 2020)**

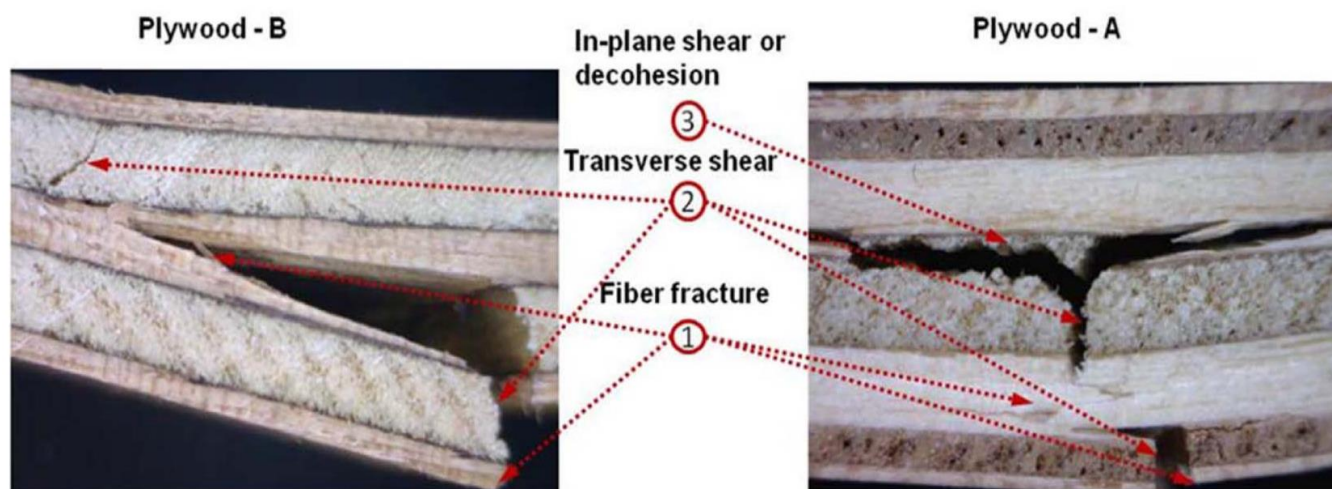
La mesure de la densité locale, bien que d'ordre deux comparé à la variabilité de la pente de fil dans son influence sur les propriétés mécaniques de bois homogènes, reste un paramètre crucial à considérer. Cependant, la mesure de la densité locale des placages avec une instrumentation légère et n'utilisant pas de rayonnements ionisants (type Rayon X) représente encore un défi technologique. La mise en place d'un dispositif de mesure de la densité locale par ondes TéraHertz (Figure 3) a donc été exploré au LaBoMaP (Marc et al., 2024a, 2024b). De plus, cette solution offre des possibilités de mesure en ligne à des fréquences adaptées aux cadences industrielles de déroulage des placages.



**Figure 3 – Scanner de densité TéraHertz appliquée au bois (TeraSense Corp.)**

### 2.3. Thématique sur la caractérisation du LVL

La seconde thématique, portée par l'ICA et qui constitue les fondements de cette thèse, consiste à caractériser le LVL en adoptant une approche issue des composites stratifiés. En effet, la Figure 4 présente quelques faciès de rupture en flexion 3 points de contreplaqués obtenus à l'ICA dans des études antérieures (Susainathan et al., 2020). Il y a des analogies très fortes avec les scénarios de rupture des composites stratifiés avec la présence de fissures « matricielles » traversantes et un couplage avec des délaminages locaux (Achard et al., 2014; Bouvet et al., 2009a). Ces similitudes ont été retrouvées aussi en impact et en compression après impact (Susainathan et al., 2020).



**Figure 4 – Faciès de ruptures obtenus en flexion 3 points d'un contreplaqué (Susainathan et al., 2017)**

Cependant, avant de mettre en place une modélisation avancée pour rendre compte des modes de ruines d'un LVL tout en intégrant la variation de la pente de fil, de la densité locale, la présence de fissure de déroulage ou de défauts, il est nécessaire d'étudier l'effet de chacun de ces paramètres afin de caractériser le LVL en présence de ces nombreux défauts.

C'est dans cette optique qu'a été définie cette seconde thématique de recherche. Une première étape a consisté à caractériser le LVL et ses interfaces collées en prenant en compte la variabilité de la pente de fil, la présence des fissures de déroulage et l'effet de la colle. Dans un second temps, nous avons choisi de nous intéresser à l'effet des concentrations de contrainte engendrées, par la présence d'un trou,

sur des éprouvettes de LVL. L'application de méthodes semi-empiriques, comme celle du « Point Stress », est étudiée pour son application aux stratifiés à base de bois. Les essais sur des éprouvettes trouées sont retenus pour la modélisation, car ils servent de référence pour l'évaluation des stratégies de modélisation dans le domaine des matériaux composites (Bouvet, 2018). En effet, le trou reste une première étape avant de caractériser des liaisons boulonnées par exemple. De plus, ce type de problématique est assez générique, car elle intéresse tous les domaines des transports. En outre, les contreplaqués étant très peu utilisés jusqu'à présent pour des structures travaillantes, l'influence de la stratification et plus particulièrement, la présence de plis à  $\pm 45^\circ$  dans la tenue au trou d'un LVL ne semble pas étudiée dans la littérature.

### 3. Objectifs

L'objectif de cette thèse est donc de mieux comprendre le comportement mécanique élémentaire des produits stratifiés à base de bois en prenant en compte ses complexités intrinsèques telles que les fissures de déroulage propres au LVL et la variabilité de pente de fil caractéristique du bois.

Les objectifs spécifiques sont les suivants :

- Étudier le comportement dans le plan du LVL, en tenant compte des variations locales d'orientation des fibres et les fissurations induites lors du processus de déroulage. L'influence du nombre de plis et de la colle seront également prises en considération ;
- Étudier le comportement à l'interface dans le LVL en examinant l'effet de l'orientation des plis sur ces interfaces ainsi que les modes de propagation de la fissure dans ces interfaces ;
- Étudier le comportement du LVL en traction en présence d'une concentration de contrainte, avec notamment la présence d'un trou

En parallèle des campagnes de caractérisation, la mise en place de modèles analytiques et numériques simples a permis de comparer les résultats obtenus par ces deux approches afin de compléter l'analyse expérimentale.





---

# CHAPITRE II : Revue de la littérature

---

## Sommaire

<b>1. Généralités sur le matériau Bois .....</b>	<b>27</b>
1.1. Structure interne .....	29
1.2. Propriétés mécaniques .....	33
1.3. Comportement du bois en compression.....	37
1.4. Facteurs influençant les propriétés mécaniques du bois.....	39
<b>2. Généralités sur le LVL .....</b>	<b>50</b>
2.1. Fabrication .....	51
2.2. Facteurs liés au bois influençant les propriétés mécaniques du LVL .....	56
2.3. Effet de la colle.....	70
2.4. Essais de caractérisation du LVL.....	76
2.5. Modèles pour le dimensionnement du LVL.....	92
<b>3. Synthèse .....</b>	<b>100</b>



Cette première partie est une introduction à la fois sur la structure du bois et ses propriétés physico-mécaniques, mais aussi sur le LVL, sa fabrication et ses propriétés. Les modèles permettant de simuler le comportement mécanique du LVL seront ensuite introduits, avant de présenter les essais de caractérisation mécanique utilisés lors de ces travaux.

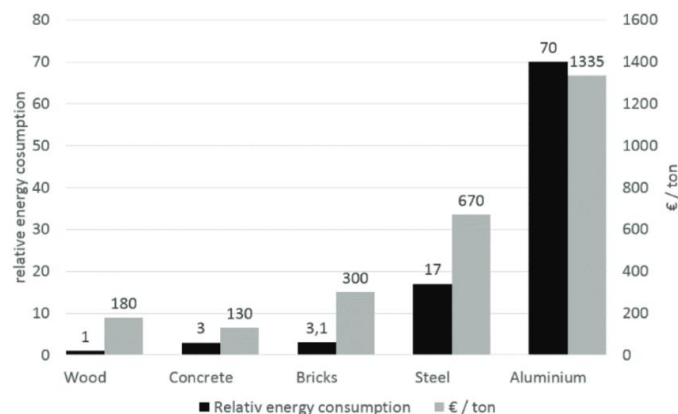
### 1. Généralités sur le matériau Bois

Le bois est depuis longtemps utilisé dans la construction en remplissant notamment des fonctions mécaniques comme son utilisation en tant qu'ossature ou charpente. Le bois n'est pas un nouveau matériau, il est l'un des plus vieux utilisé par l'homme en construction (Wimmers, 2017). C'est un matériau dont nous avons une très bonne connaissance des pathologies et des caractéristiques de durabilité. Un des premiers codes de construction concernait le matériau bois et fut publié en 1091 en Chine (Ye et Fivet, 2020). De plus, certaines constructions en bois de plusieurs siècles sont encore visibles aujourd'hui comme l'église de Greensted en Angleterre qui a plus de 900 ans (Garrington, 1970) (Figure 5).



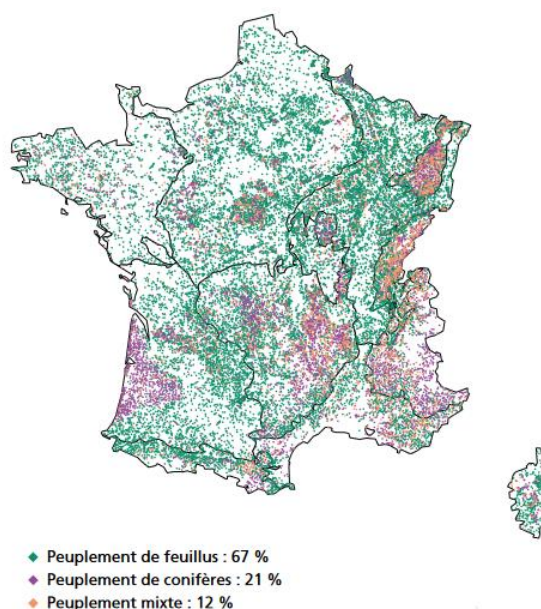
**Figure 5 – L'église de St Andrew, Greensted-juxta-Ongar ou "Église de Greensted"  
("Greensted Church," 2023)**

Le bois a aussi été l'un des matériaux utilisés dans l'aéronautique à sa création, et ce, jusqu'à la Seconde Guerre mondiale (Castanié et al., 2020). Il est surtout un matériau naturel et renouvelable, qui peut être produit à une échelle locale et que l'on peut recycler (Jungmeier et al., 2002a, 2002b). Le bois peut être recyclé de diverses manières (Kües, 2007) et agit comme un puits de carbone, jouant un rôle crucial dans la lutte contre le réchauffement climatique (Bergman et al., 2014). Il a un impact écologique plus faible que l'acier ou le béton, nécessitant moins d'énergie pour sa production et son transport, tout en étant économiquement compétitif (Figure 6) (Ecoconso, 2016). De plus, les déchets de bois sont valorisables en tant que matière secondaire, source d'énergie (Cornillier et Vial, 2008), ou matériau de construction (Tamanna et al., 2020).



**Figure 6 – Comparaison des coûts, et de la consommation énergétique relative moyenne de la production d'une tonne de matières premières sélectionnées en utilisant le bois comme référence (= 1) [(Kohl et al., 2016) modifié de (Niemz, 2006)]**

De plus, la grande disponibilité de la ressource bois sur l'ensemble du territoire français fait du bois un matériau compétitif pour de nombreuses applications (FCBA, 2020). En France, la majorité du territoire contient des feuillus (plus de 67 %) tels que le châtaignier, le chêne, l'érable, le frêne et le peuplier ; mais aussi des résineux (ou conifères) comme l'épicéa, le douglas, les pins sylvestre ou maritime. Le type de ressource disponible est donc varié et reparti sur nos différentes régions (Figure 7). L'utilisation du bois dans les transports et plus particulièrement dans l'automobile peut, en plus de l'effet environnemental, jouer un rôle social important sur un territoire en facilitant le développement d'une industrie plus locale tout en soutenant la recherche et l'innovation en matière de durabilité (Mair-Bauernfeind et al., 2020).



**Figure 7 – Répartition de la composition des peuplements forestiers en France métropolitaine (IGN, 2021)**

Par ses propriétés mécaniques, mais aussi ses avantages environnementaux, le bois pourrait jouer un rôle dans la construction et les transports de demain. Toutefois, le bois reste un matériau hétérogène

de par sa nature, et ses propriétés mécaniques sont influencées par de nombreux facteurs qui seront énumérés par la suite. Il est donc nécessaire de les étudier afin de caractériser au mieux le comportement mécanique de ce matériau.

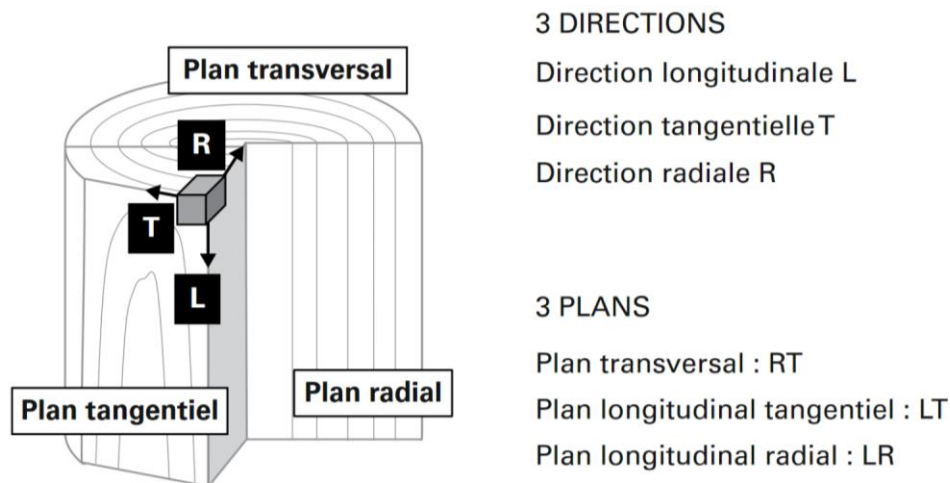
### 1.1. Structure interne

Le bois est un matériau naturel, il a trois fonctions principales chez la plante : conduction de la sève brute et de la sève élaborée, soutien mécanique de l'arbre et tissu de réserve. En tant que matériau naturel, le bois est un matériau hétérogène qu'il est important d'étudier à plusieurs échelles pour comprendre ses propriétés mécaniques macroscopiques.

Par sa nature et son mode de croissance, l'arbre est un matériau hétérogène orienté. On utilisera, pour le décrire, trois directions principales :

- La direction longitudinale (L) qui correspond à l'axe principal du tronc ;
- La direction tangentielle (T) qui correspond à l'axe tangent aux cernes ;
- La direction radiale (R) perpendiculaire aux deux autres directions (L et T), et donc orientée de la moelle vers l'écorce.

De ces directions, il en découle trois plans observables sur la Figure 8 pour décrire la structure interne du bois : le plan transversal (RT) formé par les directions radiale et tangentielle, le plan radial (LR) orienté par les directions longitudinale et radiale, et le plan tangentiel (LT) défini par les directions longitudinale et tangentielle. L'organisation des tissus et des cellules du bois dans ces trois plans de référence forme le plan ligneux. Ce dernier est une caractéristique génétique du bois, il différencie les essences entre elles (Guitard, 1987).



**Figure 8 – Représentation des trois plans et directions utilisés pour décrire le bois (Trouy et Triboulot, 2019)**

Le bois comporte deux grandes classes d'arbres : les résineux et les feuillus :

- Les résineux sont des plantes gymnospermes, c'est-à-dire, dont l'ovule est à nu et porté par des pièces foliaires groupées sur un rameau. Contrairement aux feuillus, ces plantes n'ont pas de cellules différenciées, le rôle de conduction de la sève et celui de soutien mécanique sont assurés

---

par les mêmes cellules, à savoir les trachéides. L'épicéa, le douglas et le sapin sont des exemples de bois résineux ;

- Les feuillus sont des plantes angiospermes, communément appelées arbres à fleurs, qui produisent des feuilles. Ils se caractérisent par la présence de vaisseaux dans leur bois, ce sont des cellules spécialisées dans le transport de la sève. On a donc dans le cas des feuillus, une spécialisation des cellules, le rôle de soutien mécanique et celui de la conduction de la sève ne sont pas assurés par les mêmes cellules. Le hêtre, le peuplier et le chêne sont des exemples de bois feuillus.

Des travaux antérieurs à cette thèse ont permis de montrer que le peuplier (un des bois tempérés les plus légers, très présent en France et bon marché) possède des caractéristiques intéressantes pour des applications de crash et d'impact (Guélou, 2021). De plus, la forêt française est composée à 67 % de feuillus qui sont très peu exploités aujourd'hui, contrairement aux résineux. Dans cette thèse, nous focaliserons donc notre étude sur le bois de peuplier. Certaines caractéristiques de ce bois, provenant de la base de donnée Tropix, sont présentées en Annexe I (Gérard et al., 2011).

### 1.1.1. Anatomie et macrostructure du bois

À l'échelle macroscopique, le bois se compose de plusieurs éléments, cités de l'intérieur vers l'extérieur : (Guitard, 1987)

- Le duramen, aussi appelé bois parfait, dans lequel les cellules de parenchymes sont mortes. C'est la partie centrale de l'arbre, il contribue à la rigidité de l'arbre ;
- L'aubier ou le bois récemment formé, dans lequel les cellules de parenchymes sont vivantes. Il peut avoir une couleur plus claire que le duramen, dans ce cas, le bois est dit à aubier différencié ;
- Le cambium est composé d'un ensemble de cellules génératives permettant au bois de grossir ;
- Le liber, aussi appelé écorce interne, et qui sert à conduire la sève élaborée ;
- L'écorce externe qui est composée de lièges et de phellodermes servant à protéger l'arbre de l'environnement extérieur.

Ces éléments sont observables sur la Figure 9 qui représente une coupe transversale d'un tronc d'arbre.

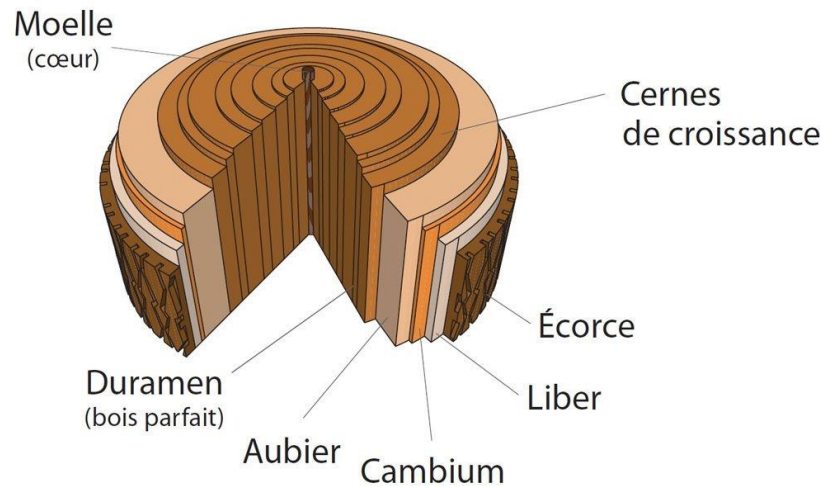


Figure 9 – Coupe transversale d'un tronc d'arbre (Sandy, 2018)

Dans les régions tempérées, lors de la formation du bois, on constate une différence entre le bois qui se forme au printemps (bois initial) et celui qui se forme l'été (bois final). Le bois de printemps a des cellules plus grandes pour le transport des nutriments et de l'eau par la sève, ce qui le rend plus clair et moins dense que le bois d'été, qui possède des cellules plus minces en raison de la diminution de la disponibilité d'eau et de nutriments à la fin de la saison de végétation. Ces deux bois forment une couche cylindrique superposée que l'on appelle cerne annuel ou cerne de croissance. Une différence se fait aussi entre le bois juvénile (les cernes les plus proches de la moelle) qui est moins rigide que le bois mature (les cernes les plus proches de l'écorce). Rahayu et al. (2015) ont montré que, dans le cas du peuplier, la rigidité et le module élastique de contreplaqués ou de placages de bois matures sont supérieurs de 15 à 20 %, en moyenne, par rapport aux panneaux ou placages en bois juvénile. C'est aussi ce que montrent Gaborik et Káčerová (2007) sur du LVL de peuplier fait avec du bois juvénile et du bois mature. En plus de l'hétérogénéité des propriétés mécaniques, la densité du bois peut différer entre le bois initial et le bois final de façon importante pour certaines essences (Tableau 1).

Essence	Densité du BI	Densité du BF	Module d'Young du BI (GPa)	Module d'Young du BF (GPa)
Douglas	0,29	0,82	18,24	45,51
Pin sylvestre	0,30	0,92	11,38	21,58
Épicéa	0,30	0,60	29,33	35,41
Peuplier	0,40	0,48	-	-

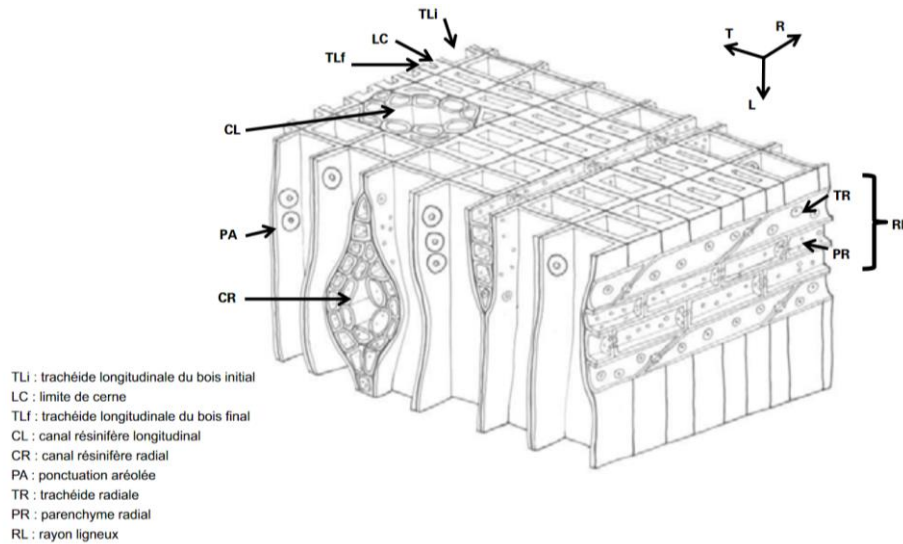
Tableau 1 – Densité moyenne et module d'Young de bois initial (BI) et de bois final (BF) de diverses essences (Kollmann et Côté, 1968)

Les cellules de bois sont aussi orientées, soit dans le sens longitudinal, soit dans le sens radial, pour la conduction de la sève dans la direction des fibres de bois. Ces dernières sont appelées rayons ligneux. Nous distinguerons par la suite les microstructures des bois d'arbres feuillus de celles des résineux. Ces dernières étant différentes, il est important de les différencier dans notre étude.



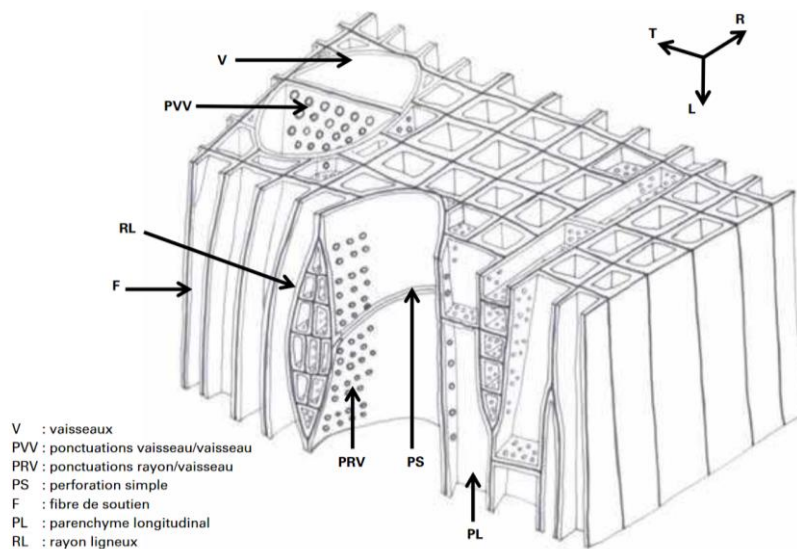
### 1.1.2. Microstructure du bois

À l'échelle microscopique, les résineux et les feuillus présentent des plans ligneux différents dus à la présence de cellules différenciées chez les feuillus. Dans le cas des résineux, on observe la forte proportion de trachéides dans le bois. Ces cellules mortes qui assurent le rôle de conduction de la sève et celui de soutien mécanique (Figure 10).



**Figure 10 – Représentation schématique d'un bois de résineux (Trouy et Triboulot, 2019)**

Concernant les feuillus, on observe bien la présence de vaisseaux dans leur bois : ces cellules spécialisées dans le transport de la sève ne sont pas présentes dans les bois de résineux (Figure 11).



**Figure 11 – Représentation schématique d'un bois de feuillus (Trouy et Triboulot, 2019)**

Les cellules qui constituent le bois sont principalement composées de celluloses (40 %), d'hémicelluloses (30 %) et de lignines (30 %) (Jodin, 1994). La cellulose qui est sous forme de microfibrilles joue le rôle d'armature. Les hémicelluloses et la lignine jouent le rôle de matrice dans laquelle se trouve la cellulose (Kollmann et Côté, 1968).

La paroi cellulaire est constituée des éléments suivants, visibles sur la Figure 12 :

- Lamelle moyenne qui joue le rôle de ciment intercellulaire. Elle est commune à deux cellules voisines et non fibrillaires. Elle ne contient pas de cellulose ;
- Paroi primaire qui est constituée d'un réseau de microfibrilles de cellulose qui la rend extensible.
- Paroi secondaire S1 où les fibrilles de cellulose sont horizontales ;
- Paroi secondaire S2 où les fibrilles de cellulose sont presque verticales et toutes parallèles. C'est la paroi la plus épaisse, elle a donc une influence primordiale sur les propriétés physiques du bois. L'angle formé par ces fibrilles est appelé angle des micros fibrilles (AMF). Plus il est petit, plus le bois est rigide. C'est notamment ce qui explique la différence de souplesse entre du bois juvénile et du bois mature (Girardon et al., 2016) ;
- Paroi secondaire S3 qui est identique à la paroi secondaire S1 (Kollmann et Côté, 1968; Siau, 1984).

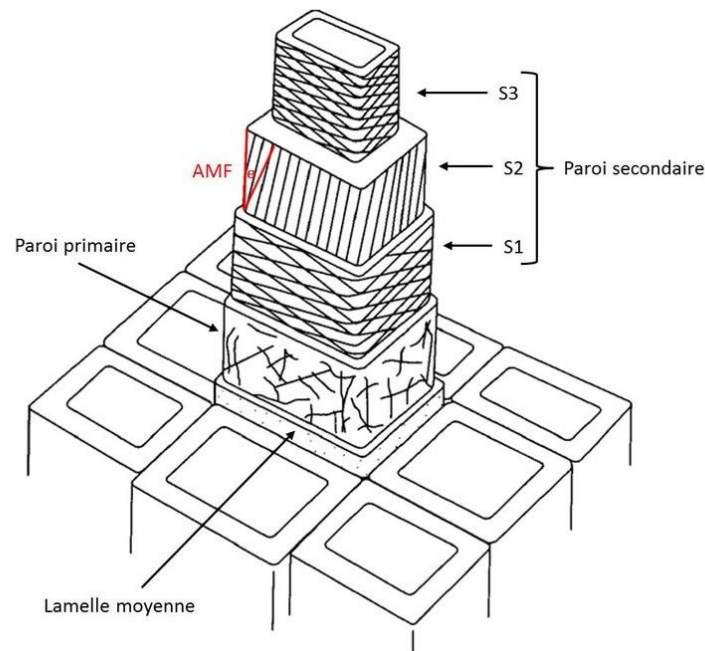


Figure 12 – Schéma d'une cellule de bois (Dinwoodie, 1978) traduit par (Roignant, 2018)

### 1.2. Propriétés mécaniques

Le bois peut être considéré à une échelle macroscopique et son comportement mécanique modélisé selon la mécanique des milieux continus. Par sa formation et l'orientation de ses fibres, les propriétés mécaniques du bois suivent les directions présentées en Figure 8. Les propriétés du bois sont différentes selon ces 3 directions principales. Le comportement du bois sera donc considéré dans une première approche comme celui d'un matériau élastique orthotrope, lié au fait que ses propriétés mécaniques sont différentes dans trois directions perpendiculaires les unes aux autres (longitudinale, radiale et transverse). On peut donc écrire dans le domaine élastique la loi de Hooke, dans la base  $(\vec{L}, \vec{T}, \vec{R})$ , qui permet d'exprimer le tenseur de déformations en fonction des composantes du tenseur des contraintes à l'aide de neuf constantes élastiques indépendantes (Équation 1) (Bodig et Jayne, 1982).

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_R \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{TR} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{21} & S_{31} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{32} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_R \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \\ \tau_{TR} \end{pmatrix} \quad \text{Équation 1}$$

Où :

- $S_{ij}$ , avec  $(i, j) \in (1, 2, 3)^2$ , sont les coefficients de la matrice des complaisances ( $\text{MPa}^{-1}$ ) ;
- $\varepsilon_L, \varepsilon_T$  et  $\varepsilon_R$  sont les déformations selon les trois axes principaux ( $\text{mm/mm}$ ) ;
- $\gamma_{RT}, \gamma_{LT}$  et  $\gamma_{LR}$  sont les déformations en cisaillement selon les trois plans ( $\text{mm/mm}$ ) ;
- $\sigma_L, \sigma_R$  et  $\sigma_T$  sont les contraintes normales selon les trois axes ( $\text{MPa}$ ) ;
- $\tau_{RT}, \tau_{LT}$  et  $\tau_{LR}$  sont les contraintes de cisaillement selon les trois plans ( $\text{MPa}$ ).

La loi de comportement (Équation 2) exprimée avec les termes de grandeurs techniques toujours dans la base  $(\vec{L}, \vec{T}, \vec{R})$  nous fournit la relation suivante (on identifiera directement la relation entre les coefficients  $S_{ij}$  et les caractéristiques mécaniques du matériau) :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_R \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{TR} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & \frac{1}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TR}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_R \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \\ \tau_{TR} \end{pmatrix} \quad \text{Équation 2}$$

Où :

- $E_L, E_T$  et  $E_R$  sont les modules d'Young selon les trois axes ( $\text{MPa}$ ) ;
- $G_{LT}, G_{LR}$  et  $G_{TR}$  sont les modules de cisaillement selon les trois plans ( $\text{MPa}$ ) ;
- $\nu_{TR}, \nu_{LT}, \nu_{RL}, \nu_{RT}, \nu_{TL}$  et  $\nu_{LR}$  sont les coefficients de Poisson (sans unité).

On notera que  $\frac{\nu_{LR}}{E_L} = \frac{\nu_{RL}}{E_R}$ ,  $\frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}$  et  $\frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_R}$ . Ce qui explique que l'on a bien, neuf constantes élastiques indépendantes.

On définira aussi une relation exprimant les contraintes en fonction des déformations : on fera alors intervenir la matrice des rigidités élastiques  $C$  qui est l'inverse des complaisances  $S$ . L'écriture matricielle, dans la base  $(\vec{L}, \vec{T}, \vec{R})$ , de la loi de comportement analogue est décrite par l'équation 3 :

$$\begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_R \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \\ \tau_{TR} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{21} & C_{31} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{32} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_R \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{TR} \end{pmatrix} \quad \text{Équation 3}$$

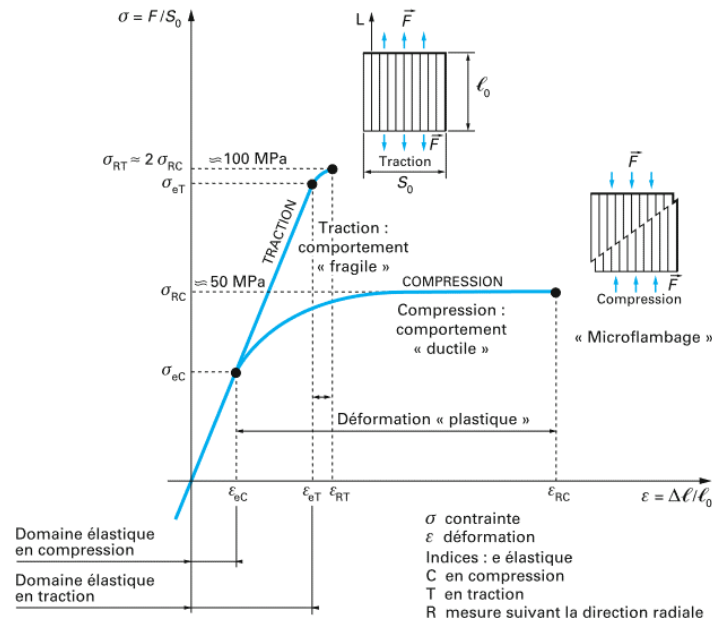
Les propriétés du bois dépendent donc de la direction de sollicitation, mais aussi de l'essence par son plan ligneux et donc de la microstructure propre à chaque espèce. Pour de nombreuses essences, certaines directions de sollicitation offrent de meilleures propriétés mécaniques ; à savoir : pour les modules d'élasticité :  $E_L \gg E_R > E_T$ , pour les modules de cisaillement :  $G_{RL} \approx G_{LT} > G_{RT}$ , et pour les coefficients de Poisson :  $\nu_{LT} > \nu_{TR} > \nu_{RL}$ . Le Tableau 2 présente les constantes élastiques de certaines essences de bois. On notera que les valeurs moyennes, présentées dans le Tableau 2, fournissent un ordre de grandeur des différentes constantes élastiques, ces valeurs sont fortement influencées par de nombreux facteurs, dont certains seront présentés dans le §1.4.

Constante	Résineux			Feuilleux		
	Épicéa	Sapin	Douglas	Peuplier	Balsa	Bouleau
Teneur en humidité (%)	12	12	12	12	12	12
Densité (g/cm <sup>3</sup> )	0,4	0,32	0,48	0,42	0,16	0,62
E <sub>L</sub> (MPa)	10 800	8 900	13 400	10 900	3 400	13 900
E <sub>T</sub> (MPa)	464	347	670	469	51	695
E <sub>R</sub> (MPa)	842	908	911	1 003	156	1 084
G <sub>LT</sub> (MPa)	659	516	1045	752	126	945
G <sub>RL</sub> (MPa)	691	623	858	818	184	1029
G <sub>RT</sub> (MPa)	32,4	53	94	120	17	236
ν <sub>LT</sub>	0,47	0,33	0,45	0,39	0,49	0,45
ν <sub>RL</sub>	0,04	0,04	0,04	0,03	0,02	0,04
ν <sub>TR</sub>	0,25	0,34	0,37	0,33	0,23	0,43

**Tableau 2 – Caractéristiques élastiques de quelques bois résineux et feuillus (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010)**

Tout comme les modules élastiques, la résistance à la rupture du bois dépend de la direction de sollicitation. Habituellement, on différencie les sollicitations parallèles aux fibres (sens longitudinal) des résistances perpendiculaires aux fibres (sens tangentiel et radial). De même, une différence de contrainte à la rupture importante existe entre les sollicitations en traction et en compression : la résistance à la rupture en traction est globalement deux fois supérieure à celle en compression dans la direction longitudinale, mais la résistance à la rupture en traction dans le sens transverse ou radial est 4 fois plus faible que la résistance à la compression dans cette même direction. Il est aussi important de noter qu'en compression le bois présente une importante déformation à la rupture : il se comporte comme un matériau ductile, ce qui n'est pas le cas en traction où le bois est considéré comme un matériau fragile (Figure 13).

On notera aussi qu'en traction, le bois est souvent modélisé comme un matériau linéaire, bien qu'un comportement non-linéaire et plastique soit observé par certains auteurs (Guitard, 1987).



La dispersion de ces propriétés reste importante en raison de l'hétérogénéité du matériau bois. Le Tableau 3 présente les résistances mécaniques d'essences de bois en fonction de diverses sollicitations mécaniques.

	Essence			
	Sapin, épicéa	Pins, douglas, mélèze	Chêne	Iroko
Densité moyenne à 12 % d'humidité	0,4	0,45	0,65	0,65
Compression axiale (MPa)	35 à 45	40 à 50	50 à 80	40 à 60
Traction axiale (MPa)	90 à 100	100 à 120	120 à 150	100 à 120
Flexion (MPa)	50 à 70	80 à 90	100 à 150	80 à 1300
Compression transversale (MPa)	6 à 8	7 à 8	18 à 20	12 à 15
Traction transversale (MPa)	1 à 1,5	1,5 à 2	3 à 5	3 à 4

**Tableau 3 – Exemples de résistances moyennes à la rupture de quelques essences (NF EN 338, 2016 via LCPC, 2008)**

Ces propriétés mécaniques diffèrent d'une essence à une autre, mais aussi au sein d'une même espèce. Le Tableau 4 montre cette variation de propriétés au sein de différents cultivars de peuplier.

	Cultivar					
	Triplo	I-214	Polargo	Koster	Trichobel	Brenta
Module d'Young Longitudinal (MPa)	6851,37	6712,90	7410,27	8546,63	8660,39	9439,11
Contrainte à la rupture en flexion (MPa)	45,28	44,57	47,88	53,98	46,59	56,31
Module d'Young Longitudinal spécifique (MPa.m <sup>3</sup> /kg)	17,6	18,9	18,9	20,2	23,1	23,3
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	389,74	354,97	395,48	424,05	375,86	405,34

**Tableau 4 – Caractéristiques mécaniques de six cultivars de Peuplier (Rahayu et al., 2015)**

### 1.3. Comportement du bois en compression

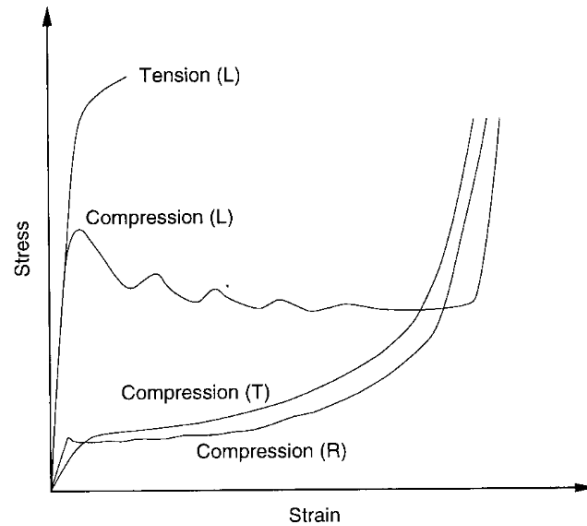
Le bois présente un comportement élastique linéaire en traction, suivi d'une rupture fragile, alors qu'en compression et cisaillement, il présente un comportement non-linéaire dû aux micros flambages de la paroi cellulaire et à la séparation des fibres. De plus, en fonction de la direction de sollicitation du bois en compression (longitudinale, radiale et tangentielle), les mécanismes de ruptures de ce dernier sont différents en lien avec l'orthotropie du bois.

Lors d'une sollicitation du bois en compression dans le sens longitudinal, la compression se fera dans le sens des fibres du bois. On observe trois comportements différents lors de ce type de sollicitation (Figure 14) :

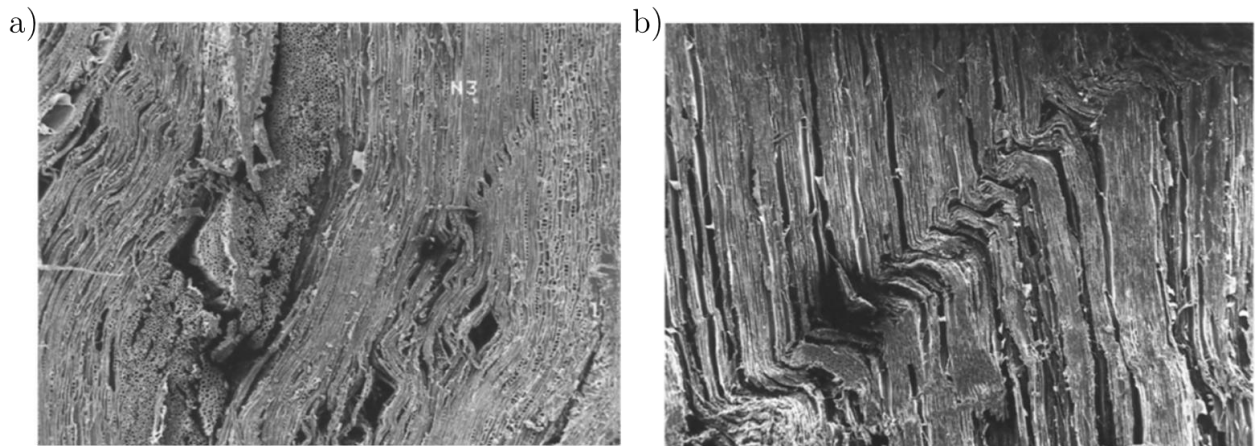
- Une première phase élastique où la contrainte évolue de façon linéaire avec la déformation ;
- Un plateau où la contrainte stagne ou évolue peu ;
- Un domaine de consolidation et densification où la contrainte croît fortement : apparition de la rupture du bois par flambement des fibres (Figure 15).

La zone plastique dépend de nombreux facteurs comme la densité du bois, son taux d'humidité, la température extérieure ou le type de chargement (Holmberg et al., 1998).

Pour une sollicitation en compression radiale ou tangentielle, les courbes contraintes-déformations sont similaires (Figure 14), mais les mécanismes de rupture sont différents. Lors de ces sollicitations, ce sont les microfibrilles, sollicitées en cisaillement et en flexion, qui font la rigidité du bois et non plus les fibres comme c'était le cas pour la compression longitudinale. Cela explique le fait que la rigidité du bois est moins importante lors de ce type de sollicitation, comparée à la compression longitudinale (Borrega et Gibson, 2015, 2015).

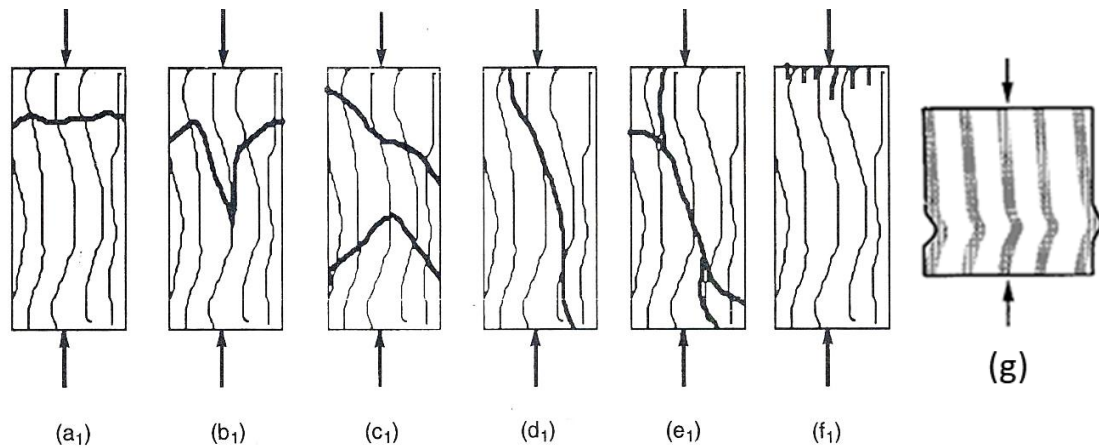


**Figure 14 – Courbes typiques de contrainte-déformation pour le bois sollicité en compression dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle et en traction dans le sens des fibres (Holmberg et al., 1998)**



**Figure 15 – Ruine par flambement des fibres de chêne suite à une compression longitudinale pour une sollicitation lente (a) et rapide (b) (Renaud et al., 1996)**

Les mécanismes de ruines ne sont toutefois pas les mêmes en sollicitations transverse et radiale, et dépendent de la nature du bois. En compression transverse, six cas de rupture sont documentés par Bodig et Jayne (Bodig et Jayne, 1982) (Figure 16). À ces cas de rupture, s'ajoute le kinking qui est un flambement local des fibres de bois (Bodig et Jayne, 1982; Gibson et Ashby, 1997) (Figure 16).



**Figure 16 – Rupture en compression transverse : (a) rupture par écrasement de fibres, (b) fendage en biseau, (c) fendage simple, (d) fendage et rupture transverse, (e) cisaillement, (f) écrasement des extrémités et (g) flambage local en compression (Bodig et Jayne, 1982)**

Le comportement mécanique du bois est aussi très influencé par son état hydrique, la température, la densité du bois ou des défauts présents dans ce dernier. Il est donc nécessaire d'étudier l'influence de ces paramètres sur les propriétés mécaniques du bois.

#### 1.4. Facteurs influençant les propriétés mécaniques du bois

##### 1.4.1. La densité du bois

La densité du bois est fonction de nombreux paramètres comme la présence de porosité dans le bois, la présence de nœuds ou de défauts divers, la présence de résine ou d'extractibles, le ratio entre bois final et bois initial ou entre aubier et duramen, de la température ou de l'humidité. La densité dépend aussi de l'essence et de l'espèce du bois (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). Elle est directement corrélée avec les propriétés mécaniques du bois : plus le bois est dense et plus il est rigide et résistant, quelle que soit la sollicitation appliquée. C'est ce que montrent Borrega et Gibson sur des essais de compression axiale et radiale, flexion et de cisaillement sur du balsa en fonction de sa densité observable sur la Figure 17 (Borrega et Gibson, 2015).



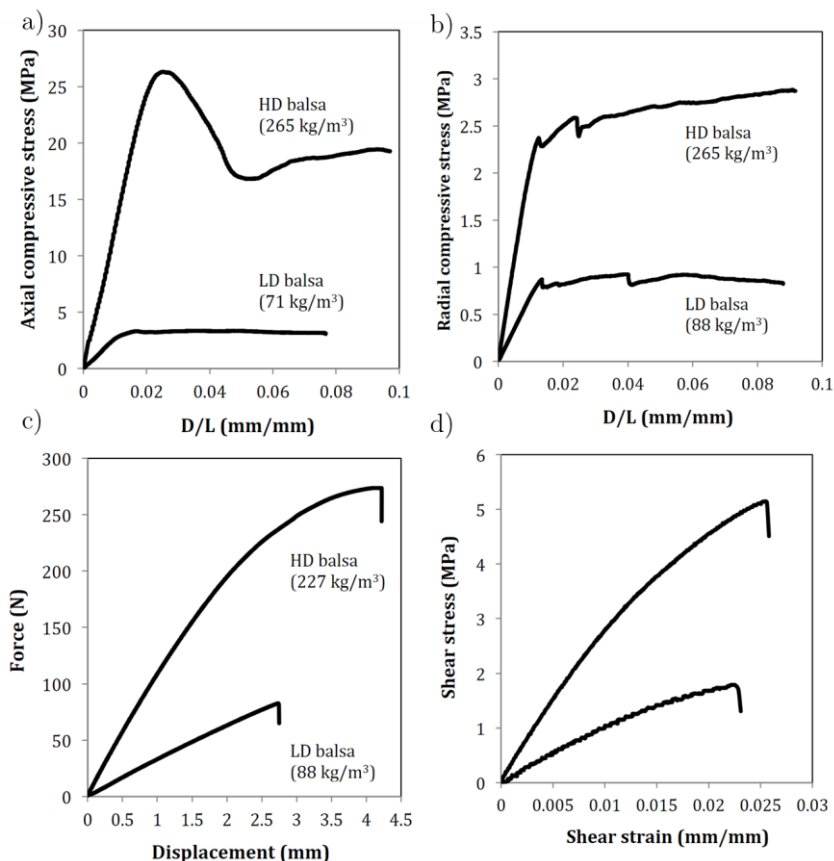


Figure 17 – Variation des propriétés mécaniques du balsa en fonction de sa densité : (a) compression axiale longitudinale (b) compression radiale (c) flexion (d) cisaillement (Borrega et Gibson, 2015)

Cette généralité semble s'appliquer sur toutes les essences de bois pour lesquelles on constate une évolution linéaire entre les propriétés mécaniques et la densité du bois (Figure 18) (Trouy et Triboulot, 2019). Guitard (1987) propose notamment des relations linéaires, se basant sur la densité d'un bois, afin d'estimer ces propriétés élastiques.

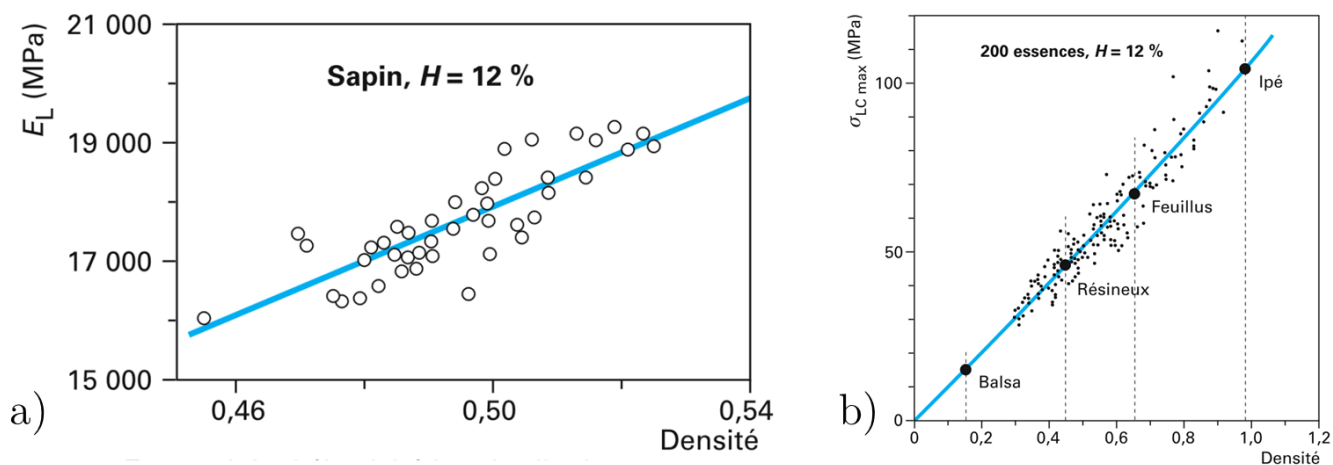
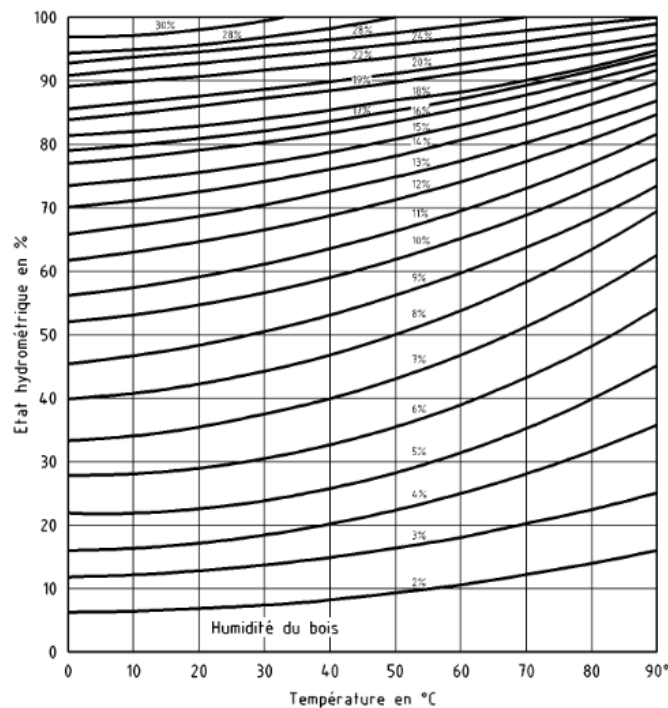


Figure 18 – Evolution du module d'Young longitudinal pour le sapin (a) et la contrainte à la rupture en compression de plusieurs essences (b) en fonction de la densité des bois (Trouy et Triboulot, 2019)

La densité a donc une influence sur les propriétés mécaniques du bois, mais ce n'est pas le seul facteur ayant un effet sur le bois. Son hygrométrie joue aussi un rôle important quant à son comportement mécanique.

### 1.4.2. Hygrométrie

Le bois est un matériau dit « hygroscopique » ; c'est-à-dire qu'il absorbe ou perd de l'humidité en fonction des conditions extérieures de son environnement, à savoir la température et l'humidité de l'air ambiant (noté HR). En fonction des conditions extérieures, l'humidité du bois va se stabiliser à une humidité d'équilibre, comme décrit dans la Figure 19 (Eurocode 5, 2005). On notera que cet abaque est uniquement basé sur des mesures effectuées sur des résineux, il est appliqué pour tout type de bois pour un calcul au sens de Eurocode 5. Toutefois, pour une humidité relative inférieure à 65 %HR, les humidités d'équilibre sont proches entre toutes les essences et l'ordre de grandeur donné par ces courbes permet une bonne estimation de l'humidité d'équilibre de la plupart des essences (Ghanem, 2022).



**Figure 19 – Equilibre hygrosopique des bois en fonction de la température et de l'humidité de l'air ambiant (Eurocode 5, 2005)**

Dans le bois, l'eau se trouve principalement sous deux formes :

- L'eau libre qui circule dans les cavités intercellulaires. Cette eau est soumise à la pression capillaire (lumens des fibres, trachéides et vaisseaux) ;
- L'eau liée qui n'est présente que dans les parois cellulaires. Elle se fixe à la matière ligneuse grâce à des forces intermoléculaires.

On retrouve l'eau sous deux autres formes dans le bois : l'eau de constitution et la vapeur d'eau (Figure 20). L'eau de constitution qui est présente dans la composition chimique de la matière ligneuse,

et ne disparaît qu'une fois le matériau détruit. Contrairement à la vapeur d'eau qui se situe dans les cavités intercellulaires du bois et dont la quantité peut varier. La pénétration de l'eau dans le bois peut se faire de trois manières différentes : par capillarité sous forme liquide dans les cavités cellulaires, sous forme de vapeur à travers les cavités cellulaires et par diffusion moléculaire à travers la paroi cellulaire (Nguyen, 2014, 2014; Passarini, 2015, 2015).

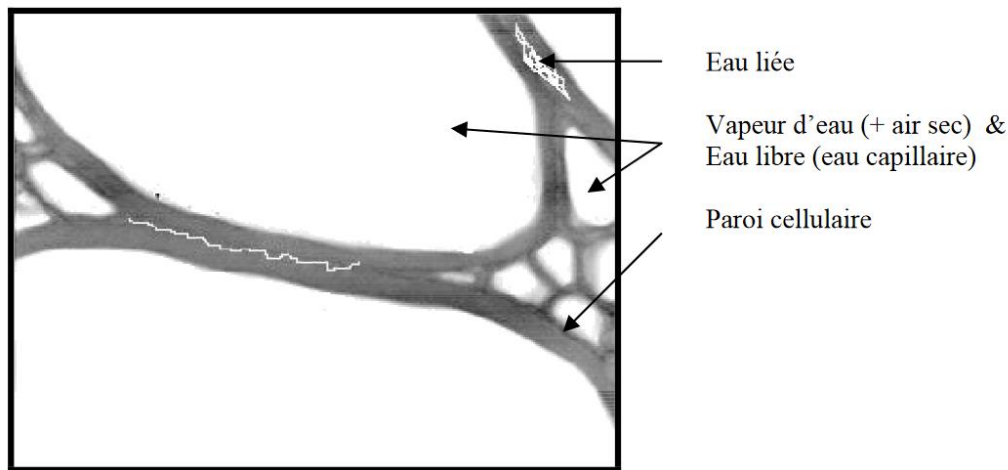


Figure 20 – Les formes d'eau dans le bois sans l'eau de constitution (Nabhani, 2007)

Lorsque l'humidité de l'air ambiant est proche de 100 % et que la température est aux alentours de 20°C, le bois tend à se stabiliser autour d'une humidité appelée « point de saturation des fibres » (PSF). À cette humidité, l'eau liée sature les parois cellulaires et il n'y a pas encore d'eau libre dans les cavités du bois. Le PSF se trouve aux alentours de 30 % pour la quasi-totalité des essences comme on peut le voir sur le Tableau 5. De plus, le bois sera dit anhydre lorsque son humidité sera de 0 %, dans ce cas, le bois ne contient plus que de l'eau de constitution. Pour obtenir la masse anhydre d'un bois, en se basant sur la norme *NF B51-004*, il est nécessaire de déshydrater l'échantillon en étuve à  $103 \pm 2^\circ\text{C}$ , jusqu'à avoir une masse constante. La norme considère que « la masse de l'éprouvette est constante lorsque la perte de masse entre deux pesées successives effectuées à 4 h d'intervalle est inférieure ou égale à 0,5 % de la masse de l'éprouvette ».

Essence	PSF (%)	Essence	PSF (%)
Azobé	28	Mélèze	26
Chêne	31	Merisier	25
Doussié	19	Noyer	27
Épicéa	33	Peuplier	30
Hêtre	32	Sapin	29
Iroko	23	Sipo	30

Tableau 5 – Point de Saturation des Fibres (PSF) de différentes essences (Gérard et al., 2011)

Le taux d'humidité du bois ayant des influences sur ses propriétés mécaniques, on trouvera généralement dans la littérature les caractéristiques du bois pour un taux d'humidité de référence de 12 %. Les taux d'humidité peuvent être déterminés grâce à la masse du bois à une humidité donnée (H) et sa masse anhydre en utilisant l'Équation 4 (*ISO-3130*, 1975; *NF B51-004*, 1985) :

$$H = \frac{M_H - M_0}{M_0} 100$$

Équation 4

Où :

- $M_H$  est la masse à l'humidité H (g) ;
- $M_0$  est la masse anhydre (g) ;
- $H$  est le taux d'humidité du bois (%).

Lorsque le taux d'humidité du bois se trouve sous le PSF, on remarque un effet du taux d'humidité sur les propriétés mécaniques du bois, propriétés à la ruptures et propriétés élastiques (Figure 21 et Figure 22). Au-delà du PSF, ces propriétés restent stables en fonction du taux d'humidité du bois.

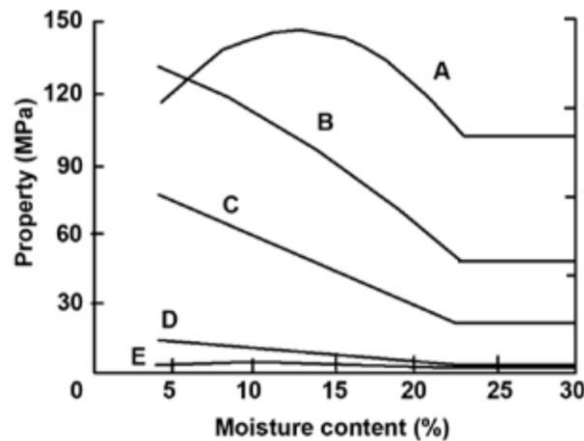


Figure 21 – Effet de la teneur en humidité sur les propriétés de résistance du bois. A : traction parallèle au grain ; B : flexion ; C : compression parallèle au grain ; D : compression perpendiculaire au grain ; et E : traction perpendiculaire au fil. (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010)

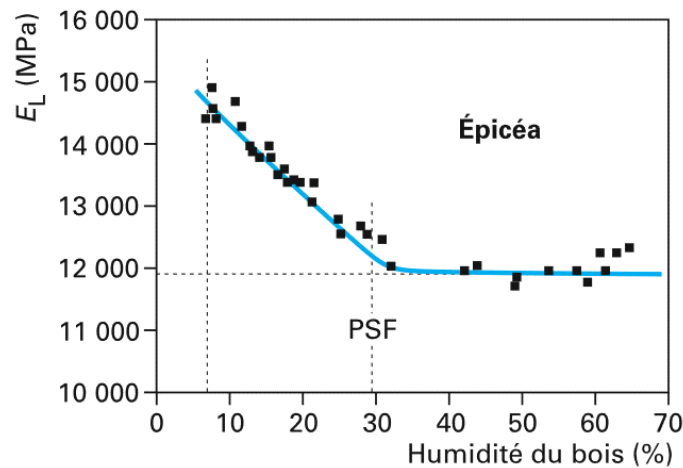
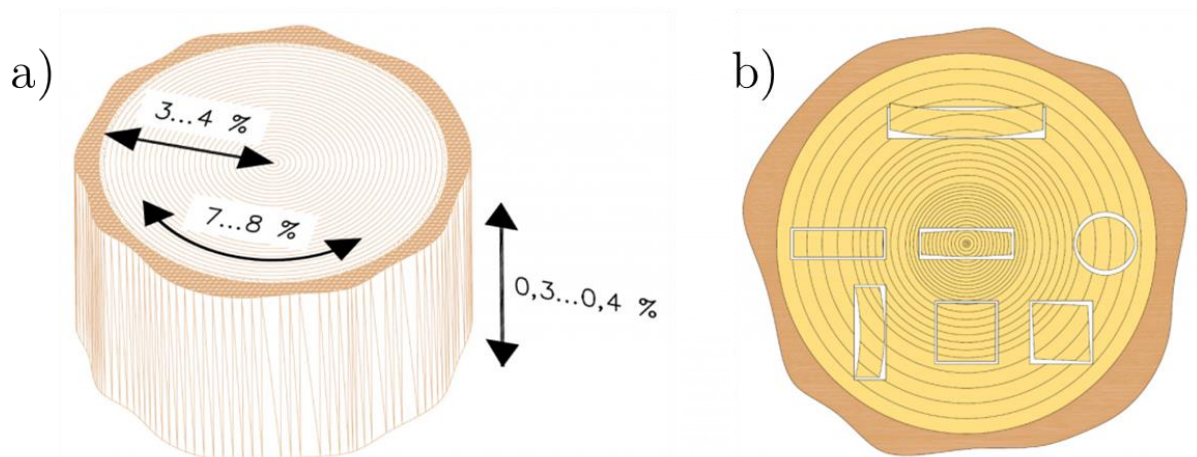


Figure 22 – Influence du taux d'humidité du bois d'épicéa sur son module d'élasticité longitudinal (Trouy et Triboulot, 2019)

On constate que plus la teneur de l'humidité du bois est faible et plus sa rigidité mécanique ainsi que sa résistance vis-à-vis de diverses sollicitations mécaniques augmentent (mis à part pour les essais de

traction (sens longitudinal et transverse) qui présentent une résistance à la rupture optimale pour un certain taux d'humidité (Figure 21)).

Le taux d'humidité du bois influence aussi sa géométrie, le bois se déformera proportionnellement au changement de ce dernier. Lorsque son taux d'humidité croît, le bois a tendance à gonfler et inversement, il aura tendance à se rétrécir lorsque le taux d'humidité diminue. Cela n'est valable que lorsque le taux d'humidité du bois se trouve en dessous du PSF (<30 %). Ce phénomène est lui aussi dépendant et différent en fonction des directions du bois (à savoir L, T et R). En raison des différences de coefficient de retrait/gonflement entre les directions du bois, cela peut engendrer des déformations du bois (Figure 23) ou l'apparition de fissurations (fentes) (Figure 31).



**Figure 23 – Valeurs de retrait du bois en fonction des directions de ce dernier pour un bois vert à anhydre (a), déformations dues au retrait sur des débits de bois (b) (Puuinfo, 2020)**

Le retrait axial (ou longitudinal) est le plus faible des trois, il est généralement négligé. Le retrait tangentiel reste le plus important, il est environ deux fois plus élevé que le retrait radial et vingt fois plus que le retrait axial. Ces valeurs seront différentes pour chaque espèce, mais aussi pour chaque essence comme l'ensemble des propriétés du bois déjà étudiées (Tableau 6) (Jodin 1994).

Essence	Retrait tangentiel total (%)	Retrait radial Total (%)	Retrait volumique total (%)
Retrait fort			
Chêne	10	5	15
Hêtre	12	6	18
Azobé	11	8	19
Merisier	10	5	15
Retrait moyen			
Sapin	8	4	12
Épicéa	9	4	13
Mélèze	9	5	14
Peuplier	9	5	14
Retrait faible			
Sipo	6	5	11
Iroko	6	4	10
Noyer	7	5	12
Doussié	5	3	8

**Tableau 6 – Valeurs de retraits de quelques essences (Trouy et Triboulot, 2019)**

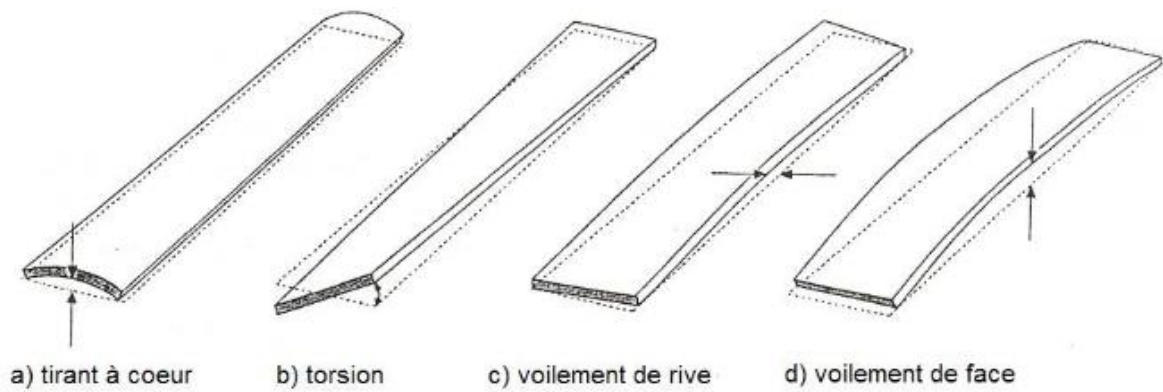
Le retrait entre le PSF et un taux d'humidité  $H$  se calcule comme décrit dans l'Équation 5 :

$$L_H = L_{30\%} - \frac{L_{30\%} Cr (30 - H)}{100} \quad \text{Équation 5}$$

Où :

- $L_H$  est la longueur (radiale, tangentielle ou axiale) à l'humidité  $H$  (mm) ;
- $L_{30\%}$  est la longueur (radiale, tangentielle ou axiale) à l'humidité 30 % (PSF) (mm) ;
- $Cr$  est le coefficient de retrait associé à l'axe étudié (sans unité) ;
- $H$  le taux d'humidité du bois (%).

Ces différences de retrait dans un même bois génèrent des déformations à l'échelle macroscopique. La Figure 24 illustre les principales déformations des planches de bois observables lorsque l'humidité de ces dernières varie.



**Figure 24 – Principales déformations des planches de bois (Ormarsson et al., 1998 adapté par Moutee, 2006)**

Les propriétés mécaniques du bois, mais aussi sa géométrie, dépendent directement de l'humidité qui l'entoure et donc de son taux d'humidité. Cependant, l'humidité n'est pas le seul paramètre extérieur ayant un effet sur le bois, la température joue aussi un rôle sur les propriétés du bois.

#### 1.4.3. Température

La cellulose (semi-cristalline), l'hémicellulose et les lignines (amorphes) sont des biopolymères, composés de macromolécules et issus de molécules de faible masse moléculaire. Les polymères, ou les biopolymères, possèdent des températures de transition spécifiques. La température de passage de l'état solide à un état caoutchoutique est appelée la température de transition vitreuse, notée  $T_g$  (glass transition). Les polymères semi-cristallins comme la cellulose ont également une température de fusion ( $T_m$  : melting temperature) définissant le passage d'un état cristallin (cellulose) à un état amorphe ou fondu. À l'inverse, à la température de cristallisation  $T_c$  (au refroidissement généralement), les polymères semi-cristallins vont cristalliser, c'est-à-dire que les chaînes de polymères vont se ranger de manière ordonnée ou s'aligner dans le cas de la cellulose. Il y a aussi une température à partir de laquelle les polymères vont se dégrader, c'est-à-dire que leurs chaînes seront irréversiblement altérées. Ces températures dépendent de la nature de l'essence, de la densité ou encore de l'humidité relative du bois (Guitard, 1987). De plus, la cellulose, l'hémicellulose et les lignines ont leurs propres températures de transition vitreuse comme présenté sur la Figure 25 et la Figure 26 :

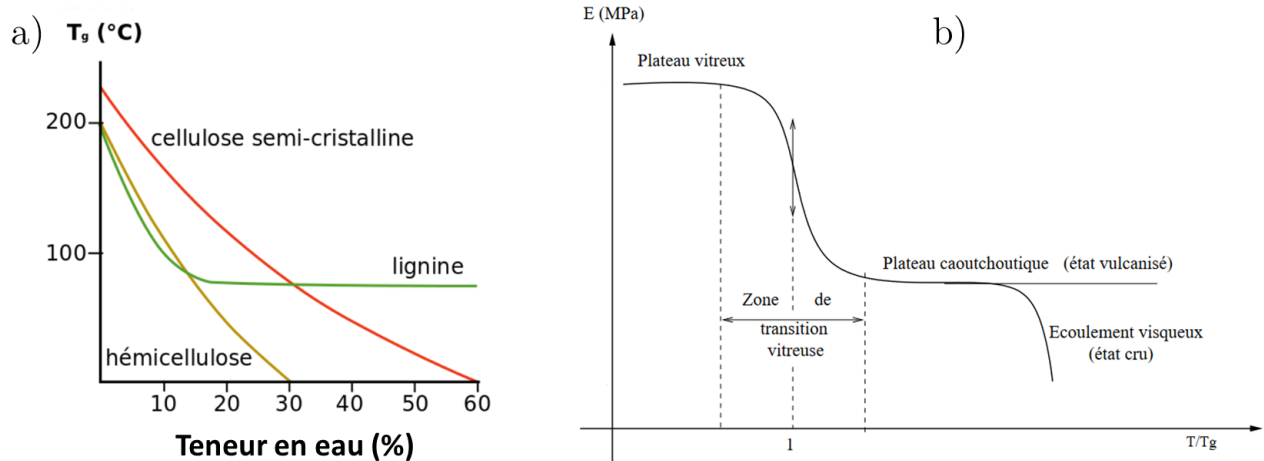


Figure 25 – Températures de transition vitreuse des constituants du bois en fonction de la teneur en eau (a) (Navi et Heger, 2005) et Evolution du module d'élasticité d'un polymère amorphe en fonction de la température (b) (Omnes, 2007)

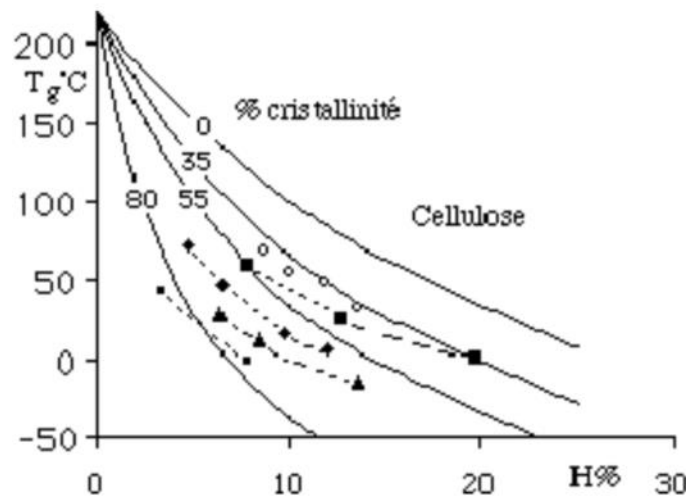


Figure 26 – Evolution de  $T_g$ , pour la cellulose, en fonction de l'humidité  $H$ , pour différents taux de cristallinité. Courbes théoriques (traits continus) et points expérimentaux (Salmen, 1982) traduit par (Guitard, 1987)

À une teneur en humidité constante, les propriétés mécaniques du bois varient linéairement avec la température jusqu'à 150°C. En dessous de 100°C, un changement de température rapide entraînera des changements des propriétés essentiellement réversibles (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). En général, une augmentation de la température réduit les propriétés mécaniques du bois en le ramollissant, comme le montrent les courbes du module élastique et de la contrainte à la rupture en fonction de la température (Figure 27).



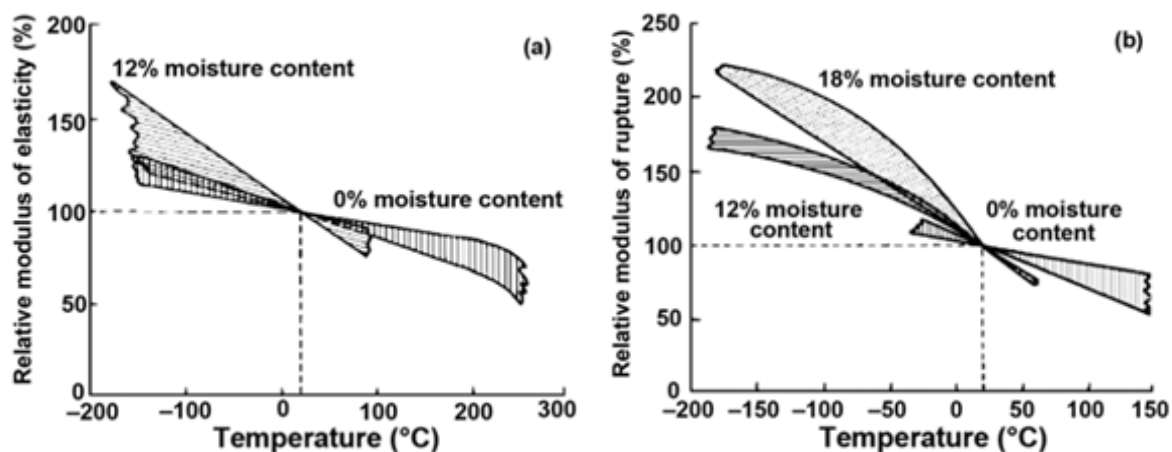


Figure 27 – Résumé de plusieurs études liant l'influence de la température sur les propriétés du bois : Module élastique (a) et contrainte à la rupture (b) (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010)

Dans le cas où les températures sont élevées et où le bois y est exposé pour des durées importantes, des effets irréversibles sont constatés sur les propriétés mécaniques de ce dernier. Il se produit alors une perte de masse ainsi qu'une perte de rigidité, des dégradations des constituants du bois ou encore une création de couches de charbon sur l'enveloppe externe du matériau. Ces dégradations irréversibles sont fonction de facteurs tels que l'humidité du bois, la température, le temps d'exposition, la nature de la source de chaleur, l'essence ou encore la taille de l'échantillon (Figure 28).

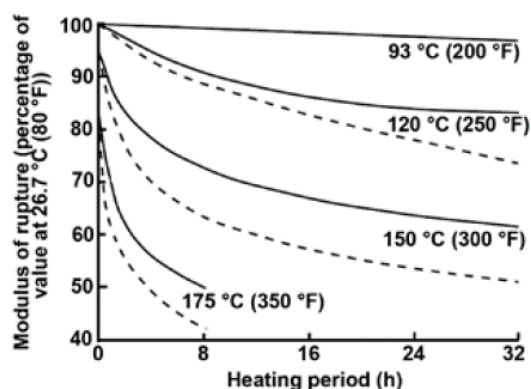


Figure 28 – Module de rupture relatif du bois en fonction de dégradations irréversibles occasionnées par un chauffage à l'eau (lignes continues) et à la vapeur d'eau (lignes pointillées) (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010)

La température a un effet sur les propriétés mécaniques du bois, et sur sa dégradation qui peut être irréversible, mais aussi sur son taux d'humidité. Les changements d'humidité de l'air ou de température occasionnent des changements sur l'hygrométrie du bois, ce qui occasionne un retrait du bois et donc un changement de sa densité (§1.4.1). Bien que les propriétés du bois soient influencées par les conditions extérieures comme la température ou l'humidité, elles sont aussi régies par les défauts présents dans le bois qui proviennent à sa croissance.

1.4.4. Les défauts du bois

Le bois étant un matériau naturel, il comporte des hétérogénéités diverses, comme sa densité irrégulièrement répartie, des singularités ou des défauts de croissance, ainsi que la diversité des natures et des formes de cellules qui le composent. De ces singularités peuvent découler trois défauts principaux dans le bois (Jodin, 1994):

- La pente de fil, ou grain du bois, qui désigne la déviation de l'orientation des fibres du bois soit par rapport à l'axe longitudinal du bois, soit par rapport au grand axe d'une pièce usinée. Cette inclinaison du fil peut provoquer localement des contraintes, et occasionner des ruptures prématurées du bois (Figure 29) ;
- Les nœuds proviennent des attaches des branches sur le tronc de l'arbre. La formation des branches provoque une déviation locale des fibres du fil du bois. Cette irrégularité locale du fil autour d'un nœud entraîne une fragilisation mécanique du bois (As et al., 2006; Daval et al., 2015) (Figure 30). La densité du nœud est aussi supérieure à celle du bois. Billard et al, mesure une augmentation de la densité moyenne des nœuds par rapport au bois moyen de 83 % pour le sapin blanc, 92 % pour l'épicéa de Norvège et 64 % pour le Sapin de Douglas ;
- Les fentes sont des ouvertures étroites du bois. Elles créent un vide dans le matériau et ainsi diminuent les caractéristiques mécaniques de ce dernier (Figure 31).

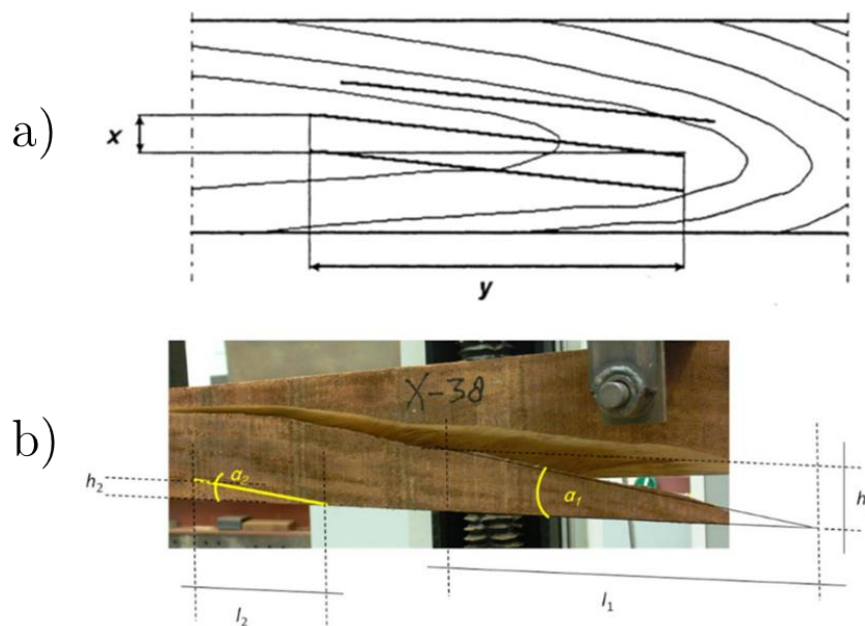
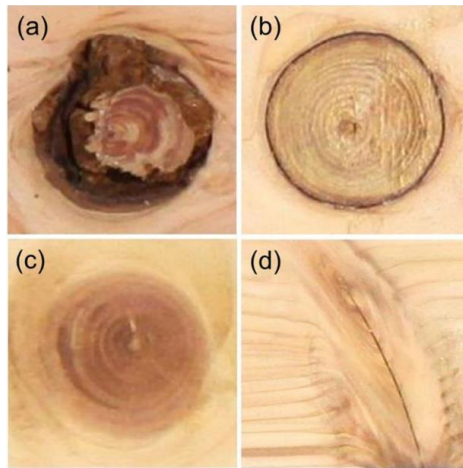


Figure 29 – Définition de la pente de fil d'après la norme EN 1310 (a), Angle du fil et pente de fil associée mesurée avant ( $\alpha_2$ ) et après ( $\alpha_1$ ) l'essai de flexion (b) (Ravenshorst et al., 2020)



**Figure 30 – Quatre types de nœuds du bois : (a) nœud pourri, (b) nœud enrobé, (c) nœud sain (d) nœud pointu (Hwang et al., 2022)**



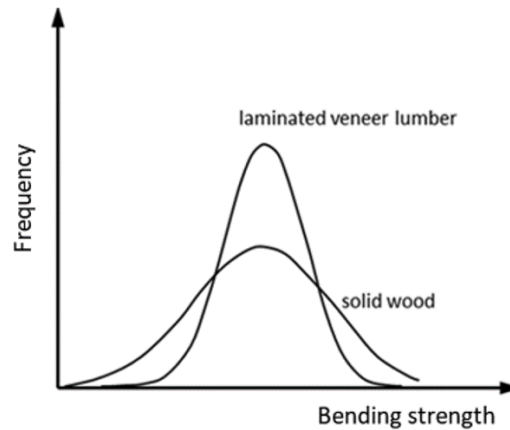
**Figure 31 – Fentes sur les lisses d'un garde-corps, créant ainsi des pièges à eau (LCPC, 2008)**

La suite de la thèse portant principalement sur des plis de bois déroulés collés entre eux (Lamibois ou LVL), il est nécessaire à présent d'étudier ce type de produit structurel à base de bois. Nous aborderons donc, dans la partie suivante, le LVL en se penchant sur sa caractérisation et les facteurs influant sur ses propriétés mécaniques.

## **2. Généralités sur le LVL**

Le Lamibois ou LVL (pour l'anglais « Laminated Veneer Lumber ») est un produit structurel composite fabriqué à partir de fines feuilles de bois, appelées placages, assemblées à l'aide d'un adhésif. Les fibres sont principalement orientées dans une seule et même direction. Le lamibois peut avoir une stratification à plis croisés, ce qui signifie que les placages longitudinaux et transversaux sont alternés dans tout le stratifié. Lorsque les placages sont alternés régulièrement avec des plis à 0° et 90°, on peut alors appeler ce LVL du contreplaqué. L'utilisation du contreplaqué permet de répartir la rigidité du panneau dans le plan et non plus dans une seule direction (Finnish Woodworking Industries Federation, 2019).

Le mode de fabrication et la possibilité de retirer des défauts, en choisissant les placages qui le composent, donnent au LVL des caractéristiques mécaniques comparables, voire supérieures à celles du bois massif, tout en réduisant la dispersion de ses propriétés, pour des sollicitations en flexion et en traction. La réduction de la variabilité des propriétés mécaniques du LVL peut s'expliquer par une meilleure distribution des défauts naturels du bois, tels que les nœuds, la pente du fil ou les fentes (Figure 32) (Ebihara, 1982; El Haouzali, 2009; Erdil et al., 2009; Kiliç et al., 2010; Leicester et Bunker, 1969; Sasaki et Abdullahi, 2001; Youngquist et al., 1984).



**Figure 32 – Représentation de la comparaison de la contrainte à la rupture en flexion entre un bois massif et un LVL d'une même espèce (Sasaki et Abdullahi, 2016 adapté par Jakob et al., 2022)**

Pour des sollicitations en compression ou en cisaillement, le bois massif reste plus rigide que le LVL. Certains résultats contradictoires en termes de résistance au cisaillement peuvent s'expliquer par la qualité et le type de collage différents, ainsi que par les fissurations de déroulage (Phénomène expliqué par la suite dans le §2.2.2) (El Haouzali, 2009; Erdil et al., 2009; Pot et al., 2014).

### 2.1. Fabrication

Le LVL et le contreplaqué sont donc des bois composites stratifiés réalisés à partir de placages de bois. Ces placages sont le plus souvent fabriqués par déroulage de billons de bois (Figure 33) (Kollmann et al., 1975, 1975). Entre chaque placage, aussi appelé pli, une résine ou un adhésif approprié (tel que l'époxy, le phénol, le formaldéhyde, la mélamine, l'urée formaldéhyde, le polyéthylène ou le polyuréthane réactif) est incorporé. Le processus de fabrication consiste à mettre en place des étapes telles que le déroulage, le séchage des plis, le positionnement et l'orientation des plis, le collage, le pressage et le rabotage. Parfois, la fabrication des stratifiés est réalisée à chaud, avec des températures de presse aux alentours de 140°C, pour assurer la fusion de l'adhésif thermoplastique avec une presse chauffante. Ensuite, le panneau en contreplaqué est refroidi à température ambiante et mis sous pression pour éviter la torsion ou le gauchissement du stratifié en raison de la dilatation thermique et des contraintes internes liées aux déformations inégales des couches croisées. La Figure 34 présente le processus de fabrication du LVL ainsi que la structure finale de ce matériau. Une fois le panneau de bois obtenu, il est découpé aux dimensions souhaitées (Finnish Woodworking Industries Federation, 2019).



Figure 33 – Plateforme de déroulage de billons du LaBoMaP (ENSAM, Cluny, France)

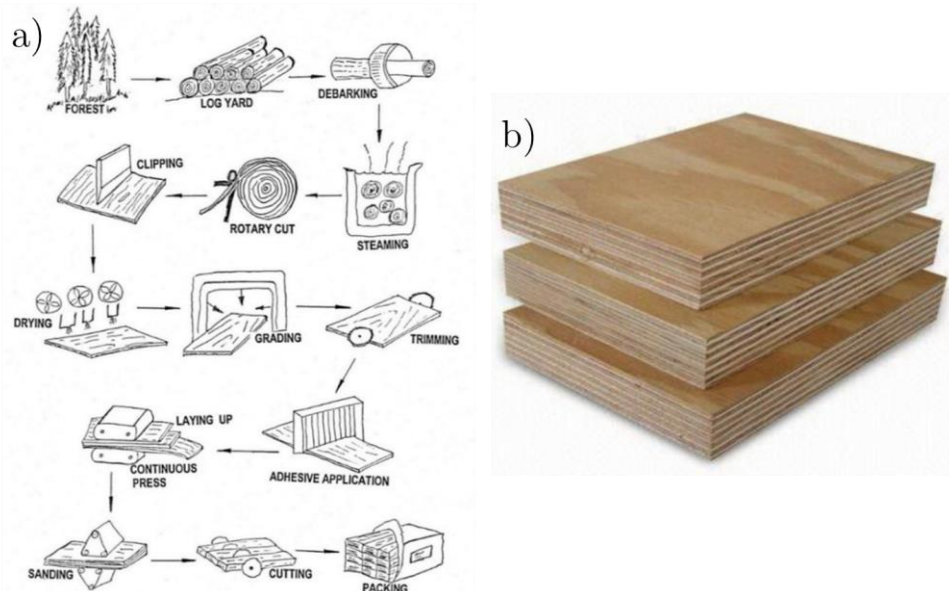
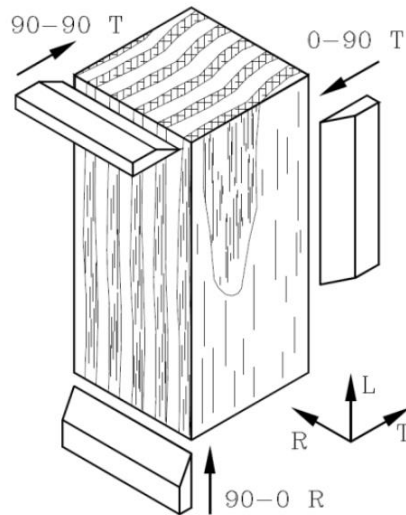


Figure 34 – Procédés de fabrication utilisés pour la réalisation d’un panneau de LVL (a) (“Laminated Veneer Lumber (LVL) as a Construction Material - Oklahoma State University,” 2016), et exemples de panneaux de LVL (b)

Le procédé de déroulage est un procédé d’usinage complexe qui a un effet important sur la qualité et l’état des placages. Il convient donc de le décrire de façon plus détaillée. C’est un usinage en mode 0-90 T représenté en Figure 35 (Le premier chiffre correspond à l’angle entre l’arête de l’outil et le fil du bois, le second correspond à l’angle entre la direction de coupe et le fil du bois, et la lettre correspond à la direction de coupe. Nomenclature proposée par McKenzie pour décrire les modes de coupe du bois (McKenzie, 1961)). Cette coupe du bois permet de limiter les efforts de coupe tout en offrant un faible endommagement des copeaux. Notons que dans le cas du déroulage, le copeau est le produit fini, à savoir le placage.



**Figure 35 – Modes principaux de coupe du bois (Deces-Petit, 1996)**

Parmi les différentes essences de bois, le peuplier est intéressant pour le déroulage, car il présente une bonne aptitude au déroulage lorsque la vitesse de croissance de ce dernier est rapide et que le bois est peu nerveux (CTB (Centre technique du bois), 1973, 1971 via El Haouzali, 2009). Néanmoins, de nombreux facteurs influent sur la qualité du placage et son déroulage.

Pour optimiser la production de placage par le procédé de déroulage, il faut prendre en considération de nombreux réglages en fonction de l'essence et du type de placage à produire. En plus des paramètres géométriques liés au déroulage, représentés dans la Figure 36, la vitesse ( $V$ ) de coupe, la température d'étuvage du billon et son excentricité ont aussi des effets sur la qualité des placages produits.

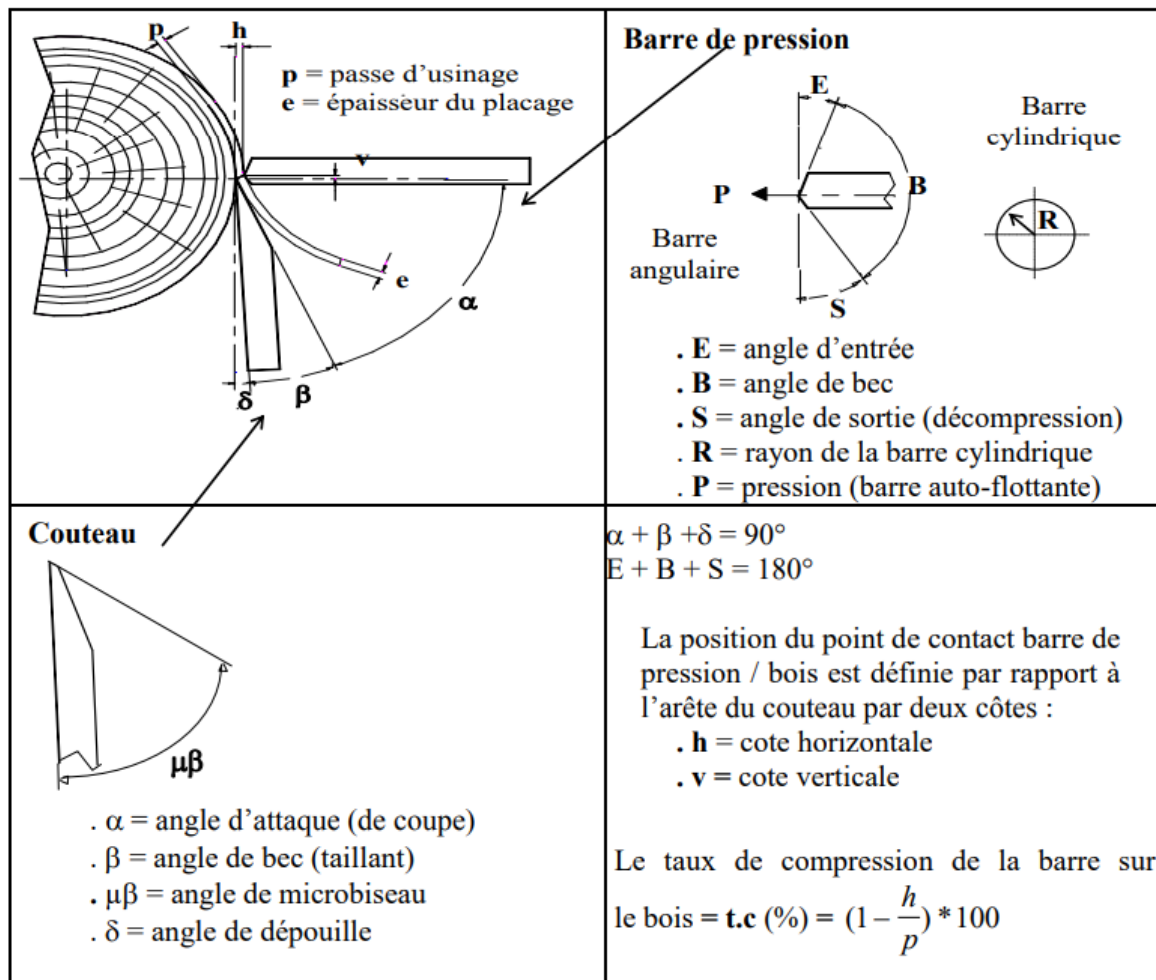


Figure 36 – Paramètres géométriques du déroulage (El Haouzali, 2009)

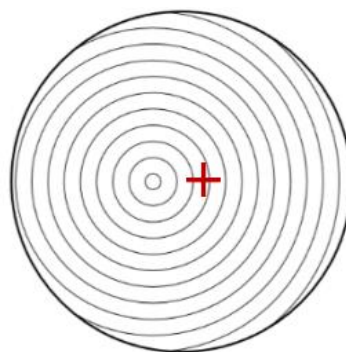
Les outils et leurs géométries jouent un rôle clé dans le processus de déroulage. Plus particulièrement, le couteau possède un angle de taillant compris entre 18 et 22°. Pour éviter un endommagement prématuré de ce dernier, son arête peut être localement renforcée par micro biseau ou être arrondie. L'angle de dépouille de l'outil, qui reste le réglage principal pour cette partie, est variable au cours du processus de déroulage. L'angle passe d'une valeur positive au début du processus pour former au plus vite un copeau, puis se stabilise avant de se réduire en fin de coupe pour limiter la vibration du billon (Marchal et Negri, 1997). Une attention plus particulière doit être portée à l'angle de dépouille lorsque l'on réalise de faibles passes. Dans ce cas, les efforts de coupes sont plus faibles. Or, il faut faire en sorte que ces efforts s'équilibrent pour limiter au maximum les variations d'épaisseur dans les placages produits (C. F. Walker, 2006; Fondronnier et Guillerm, 1979; Movassaghi, 1985).

Un autre dispositif vient compléter le couteau dans le processus de déroulage : la barre de pression. Elle permet de créer un champ de contrainte en comprimant le bois pour limiter l'apparition de fissures de déroulage (Phénomène expliqué par la suite dans le §2.2.2). La barre de pression possède un angle de bec supérieur à 90° pour que le champ de contrainte se trouve en amont du couteau. Le taux de compression appliqué sur le bois est fonction de la position horizontale de la barre (cote  $h$  sur la Figure 36). Pour le déroulage de placage, on utilise usuellement des taux de compression allant de 10 % à 20 % de l'épaisseur du placage (C. F. Walker, 2006).

Le procédé de déroulage est donc une opération complexe dépendant de nombreux paramètres ayant tous une influence sur la production de placage de bois. Cependant, d'autres paramètres extérieurs ont aussi une influence sur cette production. La température du billon est un paramètre à prendre en compte lors de la fabrication des placages. En effet, certaines essences comme le peuplier peuvent être déroulées à température ambiante ou même congelées (peuplier), mais d'autres nécessitent un étuvage des billons (hêtre, douglas). Un bois trop froid fournira des placages plus fissurés et rugueux, tandis qu'un bois trop chaud produira des placages « pelucheux » (Aydin et al., 2006; Beauchêne, 1996). Cette température idéale de déroulage, fournissant les meilleures qualités de placage, est propre à chaque essence et certains auteurs suggèrent que la Tg joue un rôle dans ce phénomène (Frayssinhes, 2020). Afin d'obtenir la température souhaitée avant l'usinage du billon, ce dernier est étuvé dans de la vapeur saturante ou bouillotté dans l'eau chaude (Thibaut et Marchal, 2015).

La vitesse de déroulage semble avoir un effet sur l'état de surface des placages et l'apparition de fissures de déroulage. Toutefois, l'effet de la vitesse sur la présence de fissures dépend fortement de la densité du bois. La coupe d'un bois peu dense semble donc mieux s'effectuer avec des vitesses de coupes élevées, mais cela contribue à aggraver la fissuration d'un bois très dense (Mothe, 1988). Un meilleur état de surface est cependant obtenu pour des coupes avec des vitesses élevées (Frayssinhes, 2020; Movassaghi, 1985).

L'excentricité du billon influence la qualité des placages produits. En effet, un billon centré sur sa moelle fournira des placages de meilleure qualité qu'un billon excentré (Figure 37) (Frayssinhes, 2020). Lors du déroulage d'un billon centré, le couteau traversera sur une plus longue distance des bois localement homogènes (Bois d'été, transition bois d'été/de printemps, bois de printemps, transition bois de printemps/d'été). Le cas échéant, l'outil rencontrera plus de transitions dues à l'excentricité du billon. Cependant, cette recommandation va à l'encontre des pratiques des fabricants de placages qui, pour optimiser le rendement matière, recherchent le centre géométrique du billon plutôt que sa moelle (Frayssinhes, 2020).



**Figure 37 – Représentation d'un billon excentré (Frayssinhes, 2020)**

De plus, la qualité du placage est différente en fonction de sa distance par rapport au centre du billon, cela s'explique par la différence de propriétés mécaniques entre un bois juvénile et un bois mature. Rappelons que la rigidité et la résistance des bois matures sont plus importantes que celles des bois juvéniles (§1.1). Les propriétés mécaniques du placage sont donc influencées par l'endroit où, dans le rayon du billon, le placage a été extrait.



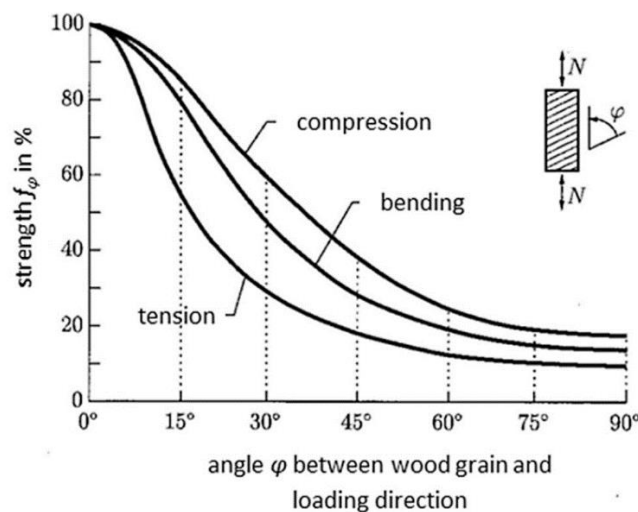
Le processus de déroulage reste un usinage complexe d'un billon de bois dont le copeau est le produit final. De nombreux outils et paramètres extérieurs influencent donc les propriétés et la qualité du produit fini qu'est le placage. Ces placages, une fois assemblés, forment le LVL. Ce dernier, étant un composite à base de bois, présente des propriétés mécaniques fortement influencées par les conditions extérieures, les défauts présents dans le bois ou encore la densité des placages (§1.4).

## 2.2. Facteurs liés au bois influençant les propriétés mécaniques du LVL

Le LVL étant issu du matériau bois se comporte comme ce dernier : leurs comportements mécaniques sont influencés par leur état hydrique, la température, leur densité ou la présence de défauts. Cependant, il faut aussi ajouter, aux facteurs influençant les propriétés du bois, des facteurs propres aux placages et aux LVL.

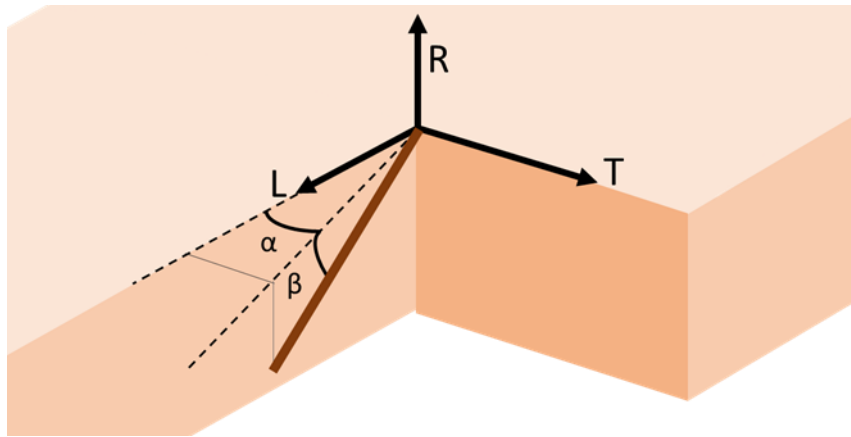
### 2.2.1. Orientation des fibres/pente de fil

Il a été montré précédemment que la pente de fil avait une influence sur les propriétés mécaniques du matériau bois. Une orientation de fibre non nulle dans la direction de l'effort fragilise le bois. Il en est de même pour la pente de fil sur les placages de bois. Sur du bois massif, Kollmann a observé qu'une déviation de  $15^\circ$  par rapport à l'axe de charge entraîne une diminution de presque 50 % de la contrainte à la rupture en traction (Kollmann, 1951) (Figure 38).



**Figure 38 – Courbes schématiques de la perte de résistance du bois en traction, en flexion et en compression en fonction de l'angle  $\varphi$  entre les fibres et la sollicitation  $N$  (Schlotzhauer et al., 2018)**

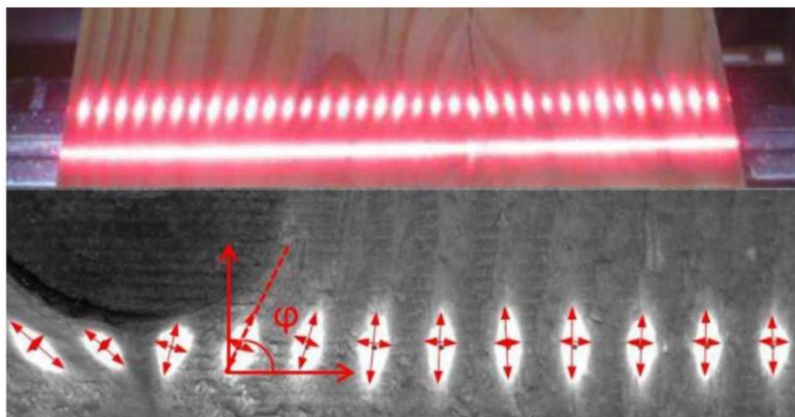
Dans le cas des placages, il a été démontré que la déviation des fibres est l'une des propriétés les plus influentes lorsqu'il s'agit de la contrainte à la rupture dans le cas d'essais de traction. Par contre, la mesure de cette déviation n'est pas facile à obtenir. Plusieurs méthodes de mesures non-destructives existent pour mesurer la pente de fil, mais ces méthodes ne sont pas infaillibles et possèdent leurs avantages et leurs inconvénients. Il faut aussi prendre en compte que la déviation de la pente de fil ne se fait pas uniquement dans le plan, et qu'il existe une composante hors plan de cette déviation comme imagé sur la Figure 39.



**Figure 39 – Déviations possibles de la fibre dans le bois :  $\alpha$  décrit l'angle de déviation dans le plan et  $\beta$  décrit l'angle de déviation hors plan du placage**

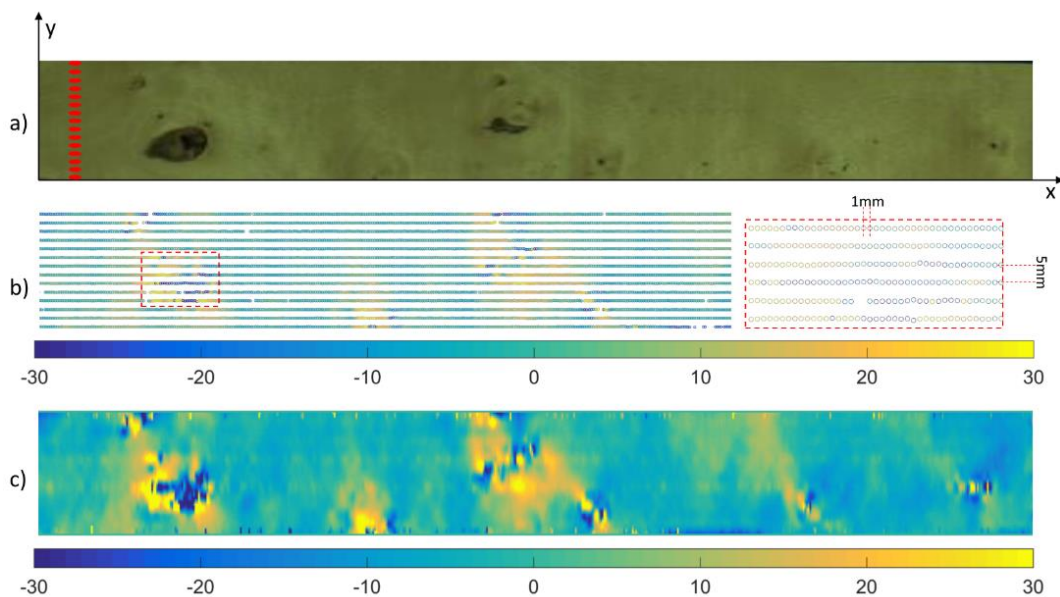
La méthode la plus simple pour identifier l'angle de pente de fil dans le plan du placage est la méthode présentée pour le bois massif, à savoir la détermination visuelle de cet angle. Cette méthode bien que très simple, n'est pas très précise et ne fournit qu'une idée de l'angle de pente de fil moyen sur une éprouvette (Anderson et Koehler, 1955).

Une autre façon de mesurer la pente de fil est une méthode de diffusion basée sur « l'effet trachéide ». Lorsqu'une lumière condensée, tel un faisceau laser, vient illuminer la surface d'un bois, on obtient une diffraction du faisceau grâce aux fibres et trachéides du bois. On observe alors une tache elliptique orientée dans la même direction que la pente du fil. Cette dernière est alors calculée à partir de l'ellipse formée par la lumière observée (Figure 40). En se basant sur la conduction à la surface du bois, des chercheurs ont utilisé un montage similaire, mais mesurent non plus le faisceau laser réfléchi, mais la température à la surface du bois, qui fournit aussi l'angle de grain (Daval et al., 2015).



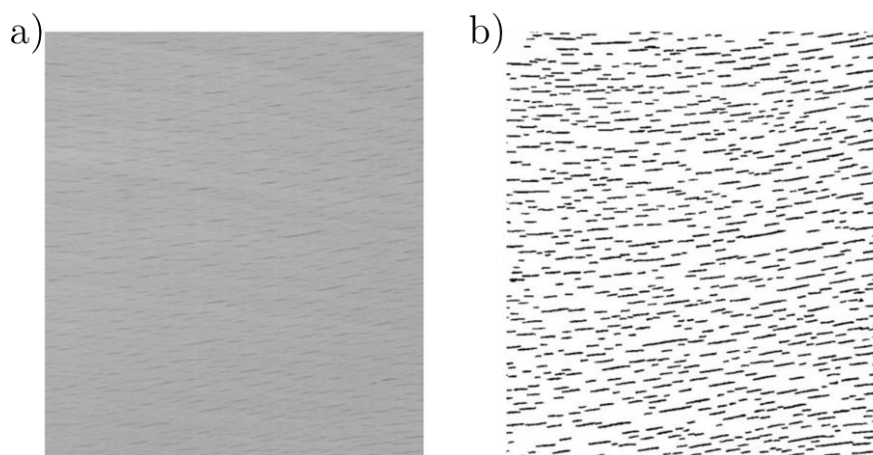
**Figure 40 – Effet trachéide par projection d'une ligne de faisceaux laser sur une surface de faisceau en douglas. Exemple d'écart d'angle de fil autour d'un nœud (Daval et al., 2015)**

Ces méthodes de mesure peuvent ensuite être automatisées dans le but d'obtenir une cartographie de la pente de fil sur un placage (Figure 41).



**Figure 41 – Mesure locale de l'angle du grain : photographie (a), données brutes (b) et données interpolées (c) (Viguier et al., 2018)**

L'utilisation de l'analyse d'image permet aussi d'identifier les rayons ligneux et donc la déviation du fil du bois dans le but de faire une cartographie 2D de ces déviations (Figure 42). Cette méthode, relativement simple à mettre en place, ne permet pas non plus d'obtenir d'information sur la composante hors plan de la déviation du grain (Curti et al., 2018; Ehrhart et al., 2021, 2018).



**Figure 42 – Détail d'une image de la surface d'un bois (a) et rayons ligneux après traitement (b) (Ehrhart et al., 2018)**

La déviation hors plan peut être mesurée en utilisant des méthodes telles que la caractérisation par diffusion de rayons X à grand-angle (WAXS). En jouant sur le positionnement du placage étudié, on peut mesurer la déviation dans le plan, mais aussi la déviation hors plan (Pramreiter et al., 2020a, 2021a). D'autres méthodes se basant sur des mesures par ondes radio de diverses fréquences peuvent être utilisées (Bucur, 2003). L'inconvénient majeur de ces modes de caractérisation reste le temps de mesure qui est beaucoup plus important que pour les méthodes vues précédemment.

Une fois l'angle de fil mesuré, il est possible d'utiliser des critères de rupture dans le but de calculer une contrainte à la rupture équivalente en fonction de ce dernier. Un critère très répandu dans la littérature traitant de la caractérisation du bois est le critère de Kollmann que l'on retrouve ci-dessous (Kollmann, 1934):

$$\sigma_{\varphi} = \frac{\sigma_l \sigma_t}{\sigma_l \sin^n(\varphi) + \sigma_t \cos^n(\varphi)} \quad \text{Équation 6}$$

Où :

- $\sigma_l$  et  $\sigma_t$  sont les contraintes à la rupture longitudinale et transverse (MPa) ;
- $\varphi$  est l'angle de fil mesuré par rapport à la direction de sollicitation (Figure 38) (°) ;
- $\sigma_{\varphi}$  est la contrainte à la rupture du matériau étudié ayant un angle de fil  $\varphi$  (MPa) ;
- $n$  est un paramètre empirique introduit par Kollmann (Kollmann, 1934) pour généraliser la formule de Hankinson où  $n=2$  (Hankinson, 1921) (sans unité).

La formule de Kollmann peut être généralisée pour calculer de nombreux paramètres mécaniques en fonction de la déviation du fil du bois. Le Tableau 7 résume les valeurs de  $n$  en fonction des propriétés étudiées ainsi que les valeurs du rapport ratio  $\sigma_t/\sigma_l$  calculé dans la littérature pour du bois massif (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). Dans le cas où la formule est généralisée à d'autres propriétés mécaniques,  $\sigma_t$  et  $\sigma_l$  ne sont plus les contraintes à la rupture, mais les propriétés étudiées dans les directions longitudinales et transverses.

Propriété	$n$	$\sigma_t/\sigma_l$
Contrainte à la rupture en traction	1,5 – 2,0	0,04 – 0,07
Contrainte à la rupture en compression	2,0 – 2,5	0,03 – 0,4
Contrainte à la rupture en flexion	1,5 – 2,0	0,04 – 0,10
Module d'élasticité	2,0	0,04 – 0,12
Dureté	1,5 – 2,0	0,06 – 0,10

**Tableau 7 – Paramètres de la formule de Kollmann (Kollmann et Côté, 1968)**

Bien que la formule de Kollmann soit facile à utiliser et permette de calculer les propriétés du bois lorsque l'on connaît l'angle de fil, elle ne prend pas en compte le cisaillement et n'est pas applicable, directement, à des bois composites croisés comme le contreplaqué (Wang et al., 2022). C'est pour cela que certains auteurs utilisent des critères de rupture ou des formules différentes pour rendre compte de ce phénomène (Mascia et Simoni, 2013). On peut par exemple citer les critères les plus répandus : celui de Tsai et Hill (Tsai, 1965), Yamada et Sum (1978) ou encore celui de Tsai et Wu (1971).

En utilisant la théorie des stratifiés, qui sera présentée plus en détail dans le §2.5.1.1, on peut remonter aux propriétés élastiques d'un placage en fonction de son angle de fil. On obtiendra par exemple la relation suivante pour la détermination du module d'Young :

$$\frac{1}{E_x} = \frac{\cos^4(\varphi)}{E_l} + \frac{\sin^4(\varphi)}{E_t} + \sin^2(\varphi)\cos^2(\varphi) \left( \frac{1}{G_{lt}} - 2\frac{\nu_{lt}}{E_l} \right) \quad \text{Équation 7}$$

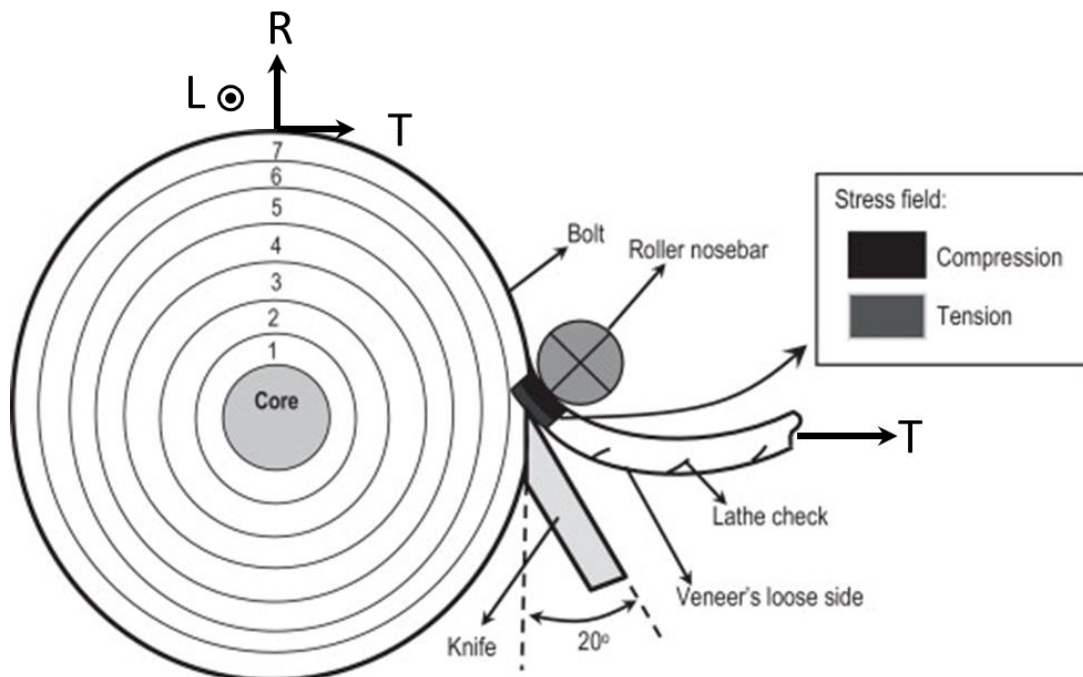
Où :

- $E_x$  est le module d'Young du matériau étudié ayant un angle de fil  $\varphi$  (MPa) ;
- $E_l$  et  $E_t$  sont les modules d'Young longitudinal et transverse du matériau (MPa) ;
- $G_{lt}$  est le module de cisaillement plan (MPa) ;
- $\nu_{lt}$  est le module de coefficient de Poisson-plan (sans unité).

L'orientation des fibres du placage a donc un effet non négligeable sur ses propriétés mécaniques. Lors de la fabrication des LVL, il est donc important de positionner avec précision les placages pour réduire les déviations liées au positionnement de ces derniers dans le LVL. Cependant, d'autres facteurs influencent les propriétés du LVL et sont inhérents à sa fabrication, comme les fissures de déroulage, qui se produisent dans le placage lors de son obtention.

### 2.2.2. Fissures de déroulage

Lors du processus de déroulage pour l'obtention de placages, des fissures se forment sur la partie intérieure des placages (« lathe check » sur la Figure 43). Ces fissures, parallèles aux fibres du placage, sont caractérisées dans la littérature par deux paramètres : leur fréquence spatiale (ou distance entre deux fissures), ainsi que leur profondeur moyenne (Antikainen et al., 2015; Pot et al., 2014).

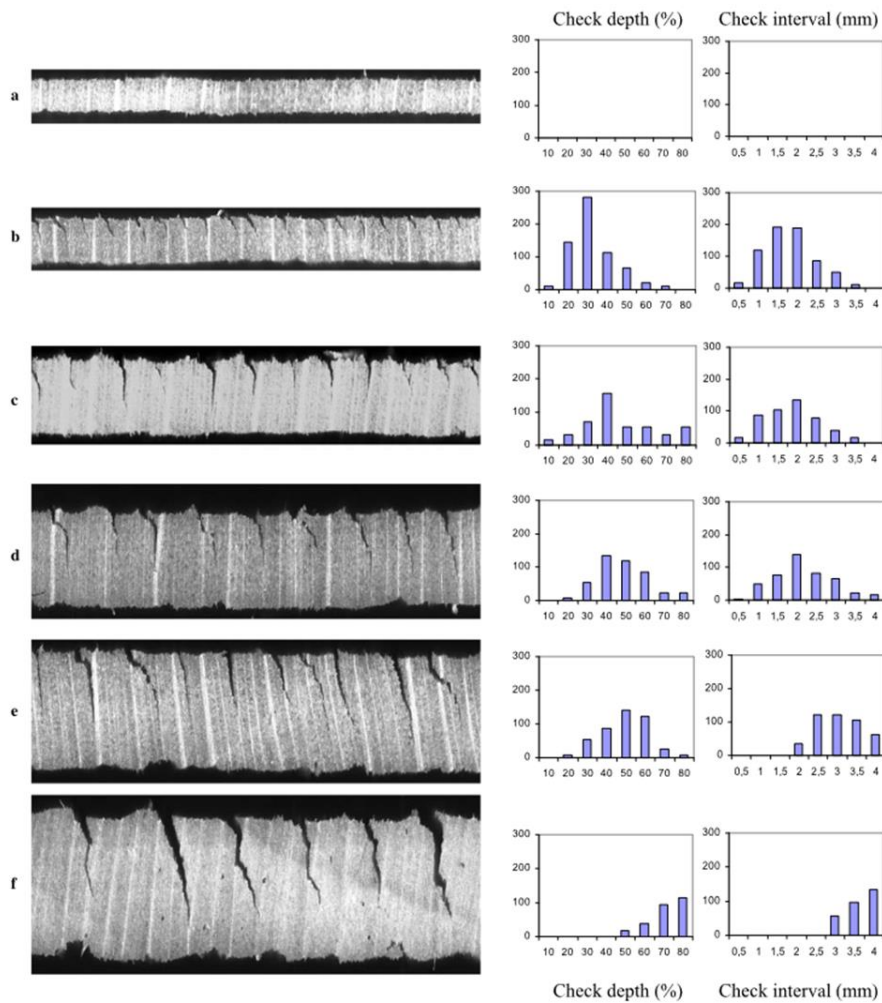


**Figure 43 – Schéma de principe du procédé de déroulage d'un billon de bois (Darmawan et al., 2015)**

Le facteur principal ayant une influence sur la formation de ces fissures est l'épaisseur du placage déroulé : plus le placage est épais et plus les fissures sont profondes, mais elles sont moins fréquentes (Figure 44) (Khoo et al., 2018; Paľubicki et al., 2010; Purba et al., 2019). Cependant, l'épaisseur du placage n'est pas le seul paramètre à prendre en compte pour caractériser la formation des fissures,

d'autres paramètres tels que la densité locale du bois, la température d'étuvage du billon avant déroulage, le taux de compression de la barre de pression, le rayon de pelage, ou la vitesse de déroulage ont aussi une influence plus ou moins importante (Comme vue dans le §2.1).

Des fissures peuvent être présentes même dans des placages fins contrairement à ce qui est présenté sur la Figure 44. Buchelt et al. (2018) ont observé des fissurations dans des placages d'épaisseurs comprises entre 0,3 et 1,2 mm. Cependant, ces fissures sont difficiles à mesurer et les caractéristiques des fissures varient à l'intérieur d'un même placage. De plus, certaines fissures ne sont pas visibles, ce qui expliquerait l'écart dans la littérature par différents auteurs ayant des méthodes de mesure différentes (Rohumaa et al., 2018).

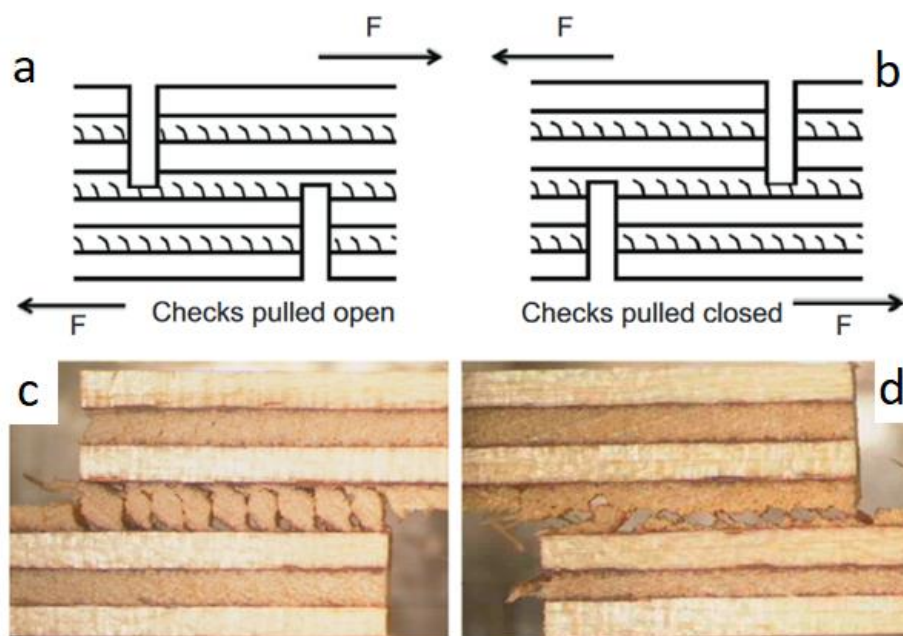


**Figure 44 – Fissures de déroulage sur des placages en bois de hêtre de différentes épaisseurs : 0,7 mm (a), 1 mm (b), 1,5 mm (c), 2 mm (d), 2,5 mm (e), 3 mm (f), présentés avec des histogrammes (nombre d'occurrences de contrôle sur un placage de 1 m de long) des profondeurs de contrôle au tour (en % de l'épaisseur) et des intervalles (Pałubicki et al., 2010)**

Ces fissurations ont un effet non négligeable sur les propriétés mécaniques des placages. Plus elles sont profondes (et donc moins elles sont fréquentes) et plus les modules élastiques et les contraintes à la rupture sont faibles. L'effet des fissures est principalement étudié à l'échelle du LVL dans la littérature.

Bekhta et al. (2009) montrent, avec des essais de traction parallèle et perpendiculaire au fil d'un LVL de 5 plis, que la présence de fissurations, et surtout leur profondeur, entraîne une réduction des contraintes à la rupture du LVL comparé à du bois massif. Ils constatent une réduction d'environ 23,7 % de la contrainte à la rupture dans la direction longitudinale et de 86,9 % dans la direction transverse. Cette perte de propriétés s'observe aussi sur les modules élastiques longitudinaux et en cisaillement sur le LVL à cause de la profondeur des fissures (Pot et al., 2016). Dans certains cas, le module élastique en flexion et la contrainte à la rupture des LVL sont aussi réduits lorsque l'on augmente la fréquence des fissurations (Darmawan et al., 2015).

L'orientation des fissures ainsi que leurs positions jouent un rôle important sur les propriétés des LVL, notamment en cas de sollicitations en cisaillement. Rohumaa et al. (2013) montrent l'effet de la profondeur des fissures ainsi que le sens de sollicitation de ces dernières (cisaillement en ouverture ou fermeture de fissures), sur la résistance en cisaillement de leurs contreplaqués (Figure 45).



**Figure 45 – Pli intermédiaire avec ouverture des fissures (a) Pli intermédiaire avec fermeture des fissures (b) Défaillance du contreplaqué en ouverture de fissures (c) Rupture du contreplaqué en fermeture de fissures (d) (Rohumaa et al., 2013)**

La façon de coller les plis entre eux et donc le placement des faces fissurées par rapport aux faces saines a aussi une importance sur les propriétés en cisaillement du LVL (Figure 46). Li et al. (2020) montrent que le cas le plus défavorable se présente lorsque les faces fissurées sont collées ensemble (LL) et le cas le plus favorable lorsque les faces saines sont collées en vis-à-vis (TT). Dans l'industrie, les faces des panneaux de LVL sont généralement collées de sorte que les faces fissurées soient en vis-à-vis des faces saines (LT) (Leggate et al., 2017).

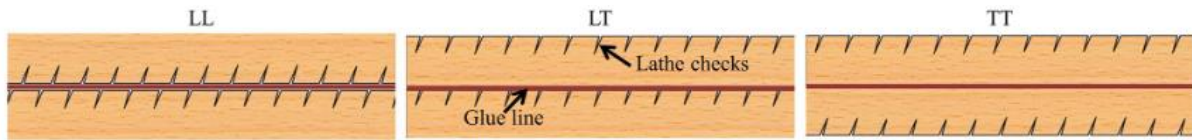


Figure 46 – Trois collages différents de LVL pour des essais en cisaillement (Li et al., 2020)

Bien que le procédé de déroulage induise la présence de fissures ayant un effet sur les propriétés mécaniques des placages, d'autres facteurs liés au processus de fabrication du LVL ont également un effet sur ces propriétés.

### 2.2.3. Épaisseur des placages

L'épaisseur des placages constituant le LVL est directement corrélée à la profondeur et à la fréquence des fissurations. Certains auteurs montrent que dans le cas d'essais de traction sur des placages seuls, la rigidité du placage dans le sens longitudinal s'accroît lorsque l'épaisseur de ce dernier augmente (Jeong et al., 2010; Pramreiter et al., 2021b). Pramreiter et al. (2021b) ne trouvent cependant pas de lien entre l'épaisseur des placages de bouleau (de 0,5, 1 et 1,5 mm) et la contrainte à la rupture de ces derniers. Concernant les essais de traction sur placage dans le sens transverse, les auteurs constatent encore un lien entre l'épaisseur des placages et la rigidité, mais aussi la contrainte à la rupture. Plus les placages sont épais et plus ils sont résistants et rigides. Contrairement au sens longitudinal, un écart significatif est constaté entre la contrainte à la rupture et la rigidité du placage et du bois massif. Cet écart s'explique par la présence des fissurations de déroulage qui endommagent les placages (Pramreiter et al., 2021b; Ueda, 1971). Pramreiter et al. (2021b) trouvent une chute de la contrainte à la rupture en traction de 70 % pour les placages comparés au bois massif. Tandis qu'Ueda (1971) constate une chute du module d'Young de 85 % entre les placages de Chêne japonais de 3mm et le bois massif, 70 % pour les placages de 2 mm et 50 % pour les placages de 1mm.

L'influence de l'épaisseur sur les propriétés mécaniques se constate aussi sur le LVL. On distinguera cette fois deux cas : les LVL ayant une épaisseur constante avec des épaisseurs de placage différentes, et les LVL ayant des épaisseurs différentes avec une épaisseur de placage constante.

#### 2.2.3.1. Épaisseur du LVL constante

Dans le premier cas, plusieurs auteurs ont fait des essais pour étudier l'influence du nombre de placage dans un LVL d'épaisseur constante sur sa rigidité et sa résistance. Par exemple, Kiliç et al. (2006) comparent deux LVL d'aulne glutineux, de 20 mm d'épaisseur, réalisés à partir de placages de 2 mm et de 4 mm d'épaisseur en utilisant deux colles différentes. Ils montrent qu'en cisaillement, compression et flexion, la résistance à la rupture est plus importante pour le LVL fabriqué avec des plis de 2 mm quelle que soit la colle utilisée. Ils montrent aussi que le module d'Young est plus élevé dans cette configuration (Tableau 8). Ils expliquent cela via l'augmentation de la quantité de colle dans le LVL fabriqué à base de plis plus fins.



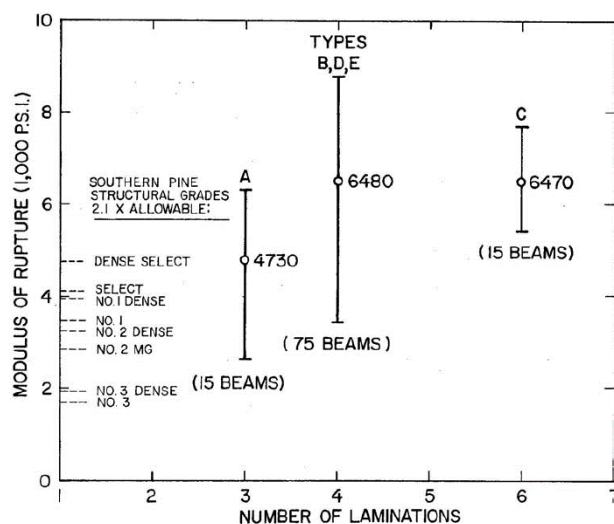
Propriété mécanique (MPa)	Type d'adhésif / Épaisseur des placages			
	PVA		PU	
	2 mm	4 mm	2 mm	4 mm
Résistance au cisaillement parallèle au plan de collage	13,4	7,6	11,7	4,8
Résistance à la compression parallèle au plan de collage	53,1	41,5	52,6	47,5
Résistance à la flexion perpendiculaire au plan de collage	88,8	57,2	86,7	53,9
Module d'élasticité en flexion	10403	4688	8480	4594
Résistance à la tenue de vis perpendiculairement au plan de collage	6,6	5,8	7,3	4,9
Résistance à la tenue de clous perpendiculairement au plan de collage	4,15	3,79	4,89	4,23

**Tableau 8 – Propriétés mécaniques de LVL fabriqués à partir d'Aulne glutineux (Kiliç et al., 2006)**

Sur des essais de flexion, d'autres auteurs trouvent des évolutions similaires sur le module élastique ou la contrainte à la rupture. Le Tableau 9 synthétise les observations faites dans le cas d'essais de flexion sur du LVL d'épaisseur constante dont le nombre de plis, et donc leur épaisseur, varie.

Reference	Evolution des propriétés en augmentant le nombre de plis	Nombre de plis/Épaisseur	Commentaire
(Schaffer et al., 1972)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	3, 4 et 6 plis 38,1 mm	Forte variabilité – Présence de jointage dans les éprouvettes - Figure 47 Variabilité plus faible sur le LVL de 6 plis
(Hoover et al., 1987)	↑ Contrainte à la rupture	4, 5, 6, 8 et 10 plis 25,4 mm	Validation avec des essais de flexion à plat et sur chant
(Kiliç et al., 2006)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	5 et 10 plis 20 mm	
(El Haouzali, 2009)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	7 et 15 plis 21 mm	Forte variabilité dans les valeurs d'essais
(H'ng et al., 2010)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	11 et 15 plis 38 mm	Mélange de plusieurs essences dans les LVL
(Daoui et al., 2011)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	4, 7 et 20 plis 20 mm	Seulement pour de la flexion 4 points avec des billons étuvés à 20°C Sur les autres essais, observation de nombreux défauts
(De Melo et Del Menezzi, 2014)	↑ Rigidité ↑ Contrainte à la rupture	8, 9 et 14 plis 22 mm	
(Purba et al., 2019)	Aucun lien	5, 7 et 10 plis 21 mm	Utilisation de bois de qualité secondaire avec de nombreux défauts

**Tableau 9 – Récapitulatif de la littérature concernant l'influence du nombre de plis, pour une épaisseur de LVL donnée, sur les propriétés mécaniques**



**Figure 47 – Contrainte à la rupture d'un LVL d'épaisseur de 38,1 mm de 3, 4 et 6 plis en flexion (Schaffer et al., 1972)**

D'après la littérature, il semblerait que le nombre de placages dans un LVL ait une influence sur sa rigidité et sa résistance en flexion. Les explications avancées sont les suivantes : moins de fissuration dans les placages, une meilleure répartition des défauts du bois à travers les placages et une quantité de colle plus importante dans le LVL. Sur des essais de traction, d'autres auteurs montrent un lien similaire entre les propriétés mécaniques et le nombre de plis du LVL. Youngquist et al. (1984) montrent une augmentation de la rigidité et de la contrainte moyenne en augmentant le nombre de plis dans un LVL. Cependant, la forte variabilité observée lors des essais ne leur permet pas de conclure avec certitude sur ce phénomène (Youngquist et al., 1984).

De Melo et Del Menzeii (2014) se sont aussi intéressés à cette problématique sur des essais de compression. Toutefois, ils ne montrent pas de lien entre l'épaisseur des placages et les propriétés mécaniques du LVL. En ce qui concerne les essais de cisaillement, certains auteurs ont constaté que le module en cisaillement et la résistance au cisaillement diminuent lorsque l'épaisseur des placages qui constituent le LVL augmente (Norris et al., 1961; Ebihara, 1981 in Pot et al., 2016). Tandis que Hoover et al. (1987) n'ont vu aucun effet significatif de l'épaisseur des placages sur la résistance au cisaillement. Ces résultats contradictoires peuvent s'expliquer, dans le cas du cisaillement, par une qualité de collage différente et des fissures de déroulage plus ou moins importantes d'un cas à l'autre. Dans sa thèse, El Haouzali montre une augmentation de la résistance en cisaillement en fonction du nombre de plis dans son LVL avec une colle MUF, mais une diminution avec une colle PVAC (El Haouzali, 2009). L'auteur note cependant que « même si l'interaction entre ces deux effets (colle et épaisseur) est statistiquement significative, les écarts notés demeurent très faibles ».

### 2.2.3.2. Épaisseur des placages constante

Concernant le second cas, où l'on cherche à étudier l'influence du nombre de placages d'épaisseur fixe dans un LVL sur sa rigidité et sa résistance, Lechner et al. (2021) montrent sur des essais de traction avec des éprouvettes de 1, 2 et 4 plis, une augmentation de la contrainte à la rupture et de la rigidité lorsque le nombre de placages augmente. Cependant, pour le LVL de 6 plis, les propriétés mécaniques

sont inférieures en moyenne aux essais avec 4 plis : la dispersion ne leur permet pas de conclure sur cette baisse de propriétés.

Dans le cas des composites renforcés de fibres de carbone (CFRP), le modèle de la théorie des stratifiés ne prévoit pas d'augmentation de la rigidité du composite lorsque le nombre de plis augmente. En outre, les études de Nardone et al. (2012) et de Gning et al. (2011) n'indiquent aucun impact perceptible du nombre de plis sur la rigidité du stratifié. Nardone et al. (2012) examinent des stratifiés de 1 à 3 plis, tandis que Gning et al. (2011) analysent des stratifiés contenant de 2 à 10 plis.

L'effet du nombre de plis sur les propriétés du LVL est souvent expliqué par les auteurs via des fissurations plus faibles dans les placages, mais aussi des quantités de colle plus importantes lorsque l'on augmente le nombre de plis dans un LVL. De plus, l'étude du nombre de plis, à épaisseur fixe, sur les propriétés du LVL n'est que peu traitée dans la littérature, il est donc difficile d'en tirer des conclusions pour le moment. Comme nous l'avons vu avec le bois : la densité a un effet sur les propriétés mécaniques de ce dernier. Or lors de la fabrication du LVL, la phase de pressage du LVL semble impacter la densité du LVL et donc des placages de bois qui le constituent.

### 2.2.4. Densification des placages

Lors du processus de fabrication du LVL, l'utilisation de presses pour coller les placages a un effet sur les propriétés mécaniques de ces derniers. En effet, la pression qui s'exerce sur les placages peut avoir tendance à les densifier. On parlera de densification lorsque la densité du placage est modifiée de façon artificielle. Les placages étant issus du bois, leurs propriétés mécaniques sont directement corrélées à leurs densités comme nous avons pu le voir dans le §1.4.1. Cependant, le bois, et donc les placages de bois, peut être mécaniquement ou chimiquement densifié dans le but d'accroître leurs rigidités et leurs contraintes à la rupture. Ce processus peut aussi être réalisé avant la fabrication des LVL pour améliorer certaines propriétés du LVL final.

La densification se présente comme une voie vers l'amélioration des caractéristiques mécaniques du bois jusqu'à une densité maximale d'environ 1,5 g/cm<sup>3</sup> qui correspond à la densité de la paroi cellulaire du bois sec (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010; Zobel et Jett, 1995). La compression transversale ou radiale permet une réduction significative du volume de vide cellulaire et constitue la méthode la plus fréquemment utilisée pour la densification du bois. La densification du bois peut se faire au travers de plusieurs étapes (Jakob et al., 2022b):

- Ramollissement de la paroi cellulaire : le bois peut être chauffé à une température supérieure à la température de transition vitreuse de ses polymères amorphes (l'hémicellulose et la lignine) (160 à 200°C (Hillis et Rozsa, 1978)) ;
- Phase de compression ;
- Séchage du bois à l'état comprimé pour améliorer la stabilité dimensionnelle ;
- Fixation du bois à l'état comprimé. La densification obtenue dans ces conditions est cependant en partie réversible si le bois est à nouveau exposé à une humidité élevée (Rautkari et al., 2010).

Dans le but d'améliorer les propriétés mécaniques des composites à base de bois, de nombreux procédés de densification ont été développés depuis le début du vingtième siècle. Cependant, nous ne traiterons ici que de la densification thermomécanique qui se rapproche le plus de la densification des placages observée lors du collage des plis sous presse pour la fabrication de LVL. Dans ce procédé, le ramollissement du bois peut être initié par l'élévation de la température si le LVL est pressé à chaud avant l'application d'une force de compression dans la direction transversale ou radiale (Navi et Girardet, 2000).

Bien que la densification ne soit pas un effet recherché lors de la fabrication de LVL, la pression (et la température dans certains cas) appliquée pour coller les plis entre eux a tendance à densifier les placages de LVL. Cette densification a un effet sur les propriétés mécaniques des LVL. En effet, la densification des plis augmente la rigidité ainsi que la contrainte à la rupture du LVL en flexion, traction et compression (Bekhata et al., 2009; Gaff et Gasparík, 2015; Jakob et al., 2022a; Kurt et Cil, 2012; Lu et al., 2002; Pelit et al., 2018). Le Tableau 10 résume les contraintes à la rupture en traction de placages de 1,5 mm d'épaisseur de bouleau et d'aulne. La contrainte à la rupture en traction est supérieure pour les placages densifiés comparés aux placages non densifiés dans le cas de traction sens fibre. Pour des essais de traction perpendiculaire aux fibres, les placages densifiés ont une contrainte à la rupture plus faible (Bekhata et al., 2009).

		Bouleau	Aulne
Contrainte à la rupture en traction sens fibres (MPa)	Placages non densifiés	~128,2	~63,5
	Placages densifiés à 5 %	~130 - 135	~64 - 90
	Placages densifiés à 25 %	~150 - 164	~82 - 113,6
Contrainte à la rupture en traction perpendiculaire aux fibres (MPa)	Placages non densifiés	~1,42 - 1,5	-
	Placages densifiés à 10 %	~1,35 - 1,98	-
	Placages densifiés à 20 %	~0,76	-

**Tableau 10 – Contraintes à la rupture en traction de placages de 1,5 mm de bouleau et d'aulne (Bekhata et al., 2009)**

Il est cependant important de noter que bien que les propriétés mécaniques du LVL augmentent, les propriétés spécifiques (rapportées à la densité du bois) sont identiques, voire inférieures, une fois que le bois est densifié (Kurt et Cil, 2012). Jakob et al. (2022a) montrent que le bois densifié, par trois méthodes, possède une contrainte à la rupture et un module d'Young spécifique inférieur dans le cas d'essais de flexion, mais équivalent dans le cas d'essai de traction. Les valeurs obtenues dans le cas d'essais de flexion sont illustrées sur la Figure 48.

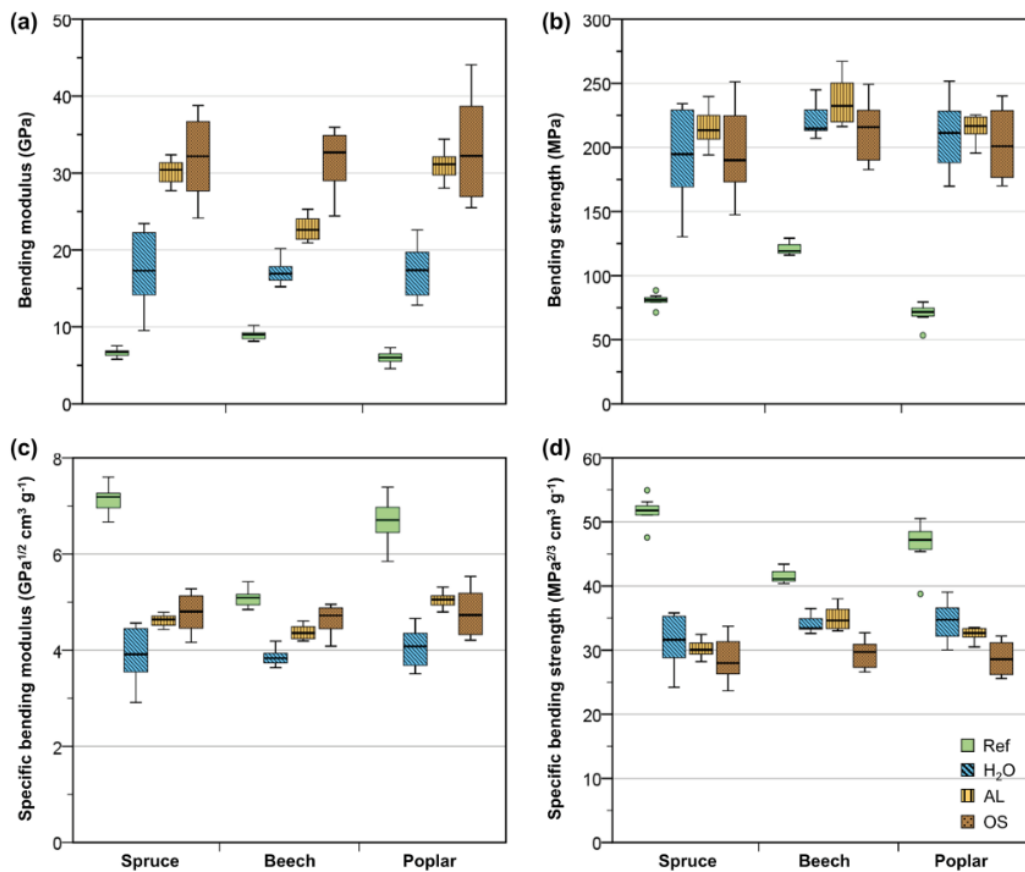
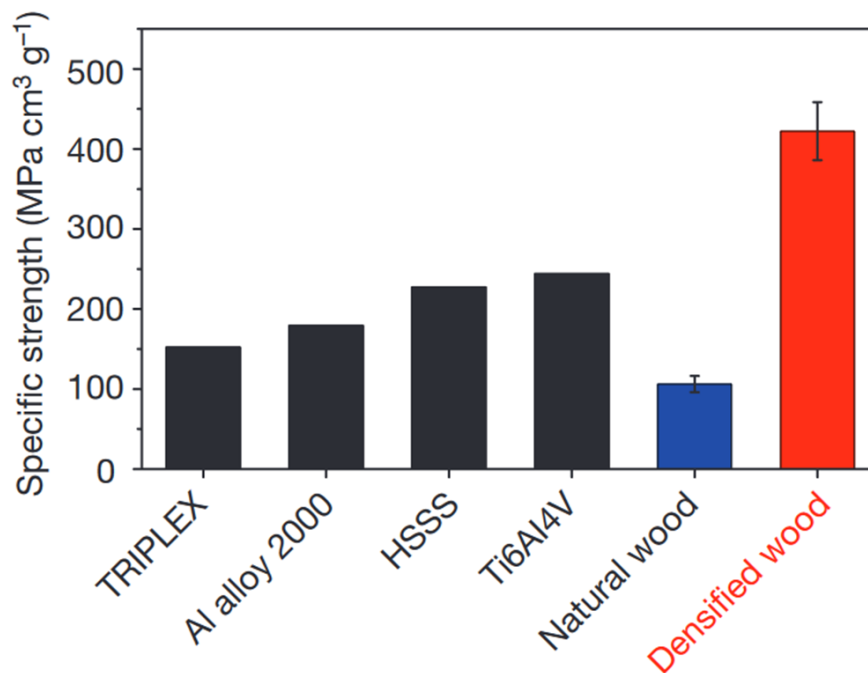


Figure 48 – Module d’Young (a), contrainte à la rupture (b), module d’Young spécifique (c), et contrainte à la rupture spécifique (d) en flexion d’échantillons de bois d’épicéa, de hêtre et de peuplier non traités de référence (« Ref » sur le graphique), traités à l’eau et densifiés (H<sub>2</sub>O), traités aux alcalis et densifiés (AL), et traités avec un solvant organique et densifiés (OS) (Jakob et al., 2022a)

Il existe d’autres méthodes permettant de densifier des placages. On peut citer par exemple les procédés de densification thermo-hydro-mécanique. Ces procédés permettent de pallier le fait que, lors d’un simple processus de compression thermomécanique, le bois densifié se rétablit en grande partie lorsqu’il est à nouveau exposé à une humidité et à une température élevées (Rautkari et al., 2010). Dans ce cas, les échantillons de bois sont ramollis au moyen de vapeur, comprimés mécaniquement et finalement post-traités avec de la vapeur saturée (Jakob et al., 2022b). Les procédés de compression thermique viscoélastique permettent en plus de l’amélioration des propriétés mécaniques d’obtenir des performances de collage égales ou même meilleures avec les adhésifs polyuréthanes, phénols-formaldéhydes ou polyacétate de vinyle comparés à des placages non densifiés (Burnett et al., 2023; Jakob et al., 2022b; Kamke, 2006; Kutnar et al., 2008b). Le bois peut aussi être délignifié avant d’être pressé. Comme le rapportent Shams et al. (2005). L’extraction de la lignine réduit la rigidité transversale de la paroi cellulaire et facilite donc la compression des cellules pendant la densification. Cela conduit à une compression douce de la cellulose en vrac, sans presque aucune fissure de la paroi cellulaire (Jakob et al., 2022b; Shams et al., 2005).

Cependant, bien que lors du processus de fabrication de LVL, les placages (et donc le bois) soient densifiés (ce qui a un effet sur les propriétés mécaniques finales de notre bois composite), il faut noter que les propriétés spécifiques sont généralement identiques ou inférieures. Toutefois, en fonction de la méthode utilisée et du taux de compaction du bois, il est possible d'obtenir un bois densifié dont les propriétés mécaniques sont largement supérieures à celle du bois original. Song et al (2018) obtiennent des contraintes à la rupture spécifiques, lors d'essais de traction (Figure 49) et de flexion, largement supérieures sur des bois densifiés de tilleul et de chêne par rapport aux bois initiaux.



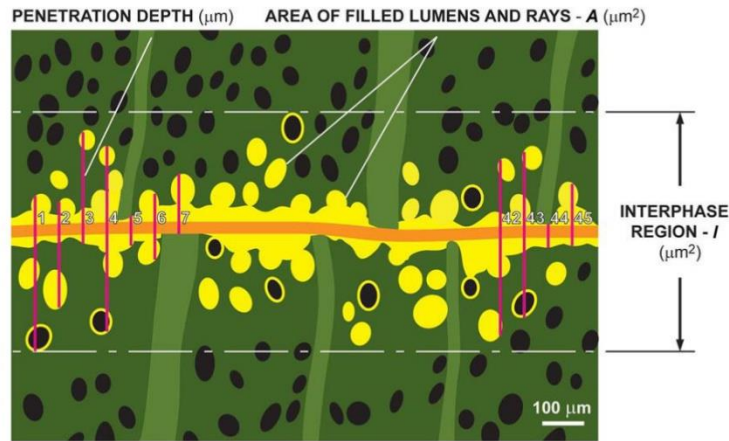
**Figure 49 – Comparaison de la contrainte à la rupture spécifique en traction de différents matériaux, dont du bois et du bois densifié (Song et al., 2018)**

Le LVL étant un bois composite, il est aussi important de prendre en compte l'ajout de la colle dans ce processus de fabrication. Comme vu dans le §2.2.2, l'augmentation de la quantité de colle dans le bois est une explication avancée pour expliquer l'augmentation des propriétés mécaniques liées à l'augmentation du nombre d'interfaces dans un LVL. La colle semble jouer un rôle important dans les propriétés de notre produit fini. De plus, Daoui et al. (2014) relèvent, dans leurs LVL réalisés à partir de placages de hêtre de 1 mm, un taux massique de colle de presque 30 % dans le produit fini.

### 2.3. Effet de la colle

Dans la fabrication du LVL, le collage est une étape cruciale dans l'élaboration de ce stratifié à base de bois. Le choix de la colle et la quantité utilisée ont un effet sur les propriétés du LVL comme vu par exemple dans le §2.2.3. De plus, dans les produits de bois d'ingénierie, la colle ne fait pas que créer une interface, elle peut influencer la rigidité globale et la résistance du produit final par rapport au bois massif. Dans le cas d'assemblages collés en bois, on observe trois zones différentes qui sont clairement identifiées : l'interface constituée uniquement d'adhésif (Ligne orange sur la Figure 50), une interface dans laquelle les cellules du bois sont partiellement remplies d'adhésif (zones jaunes sur la Figure 50) et le bois massif exempt de toute colle (Figure 50) (Gavrilović-Grmuša et al., 2016; Marra, 1992).

Connaissant les propriétés élastiques du bois et de l'adhésif, les propriétés élastiques de l'interface peuvent également être calculées en appliquant une simple théorie composite ou une théorie des mélanges (Wallace et al., 2019). Dans tous les cas, la pénétration de l'adhésif dans le bois entraîne une augmentation de la rigidité locale et la formation d'un composite bois-adhésif (Hunt et al., 2019; Müller et al., 2009; Wei et al., 2015).



**Figure 50 – Schéma représentant la pénétration de la colle dans le bois (Gavrilović-Grmuša et al., 2012)**

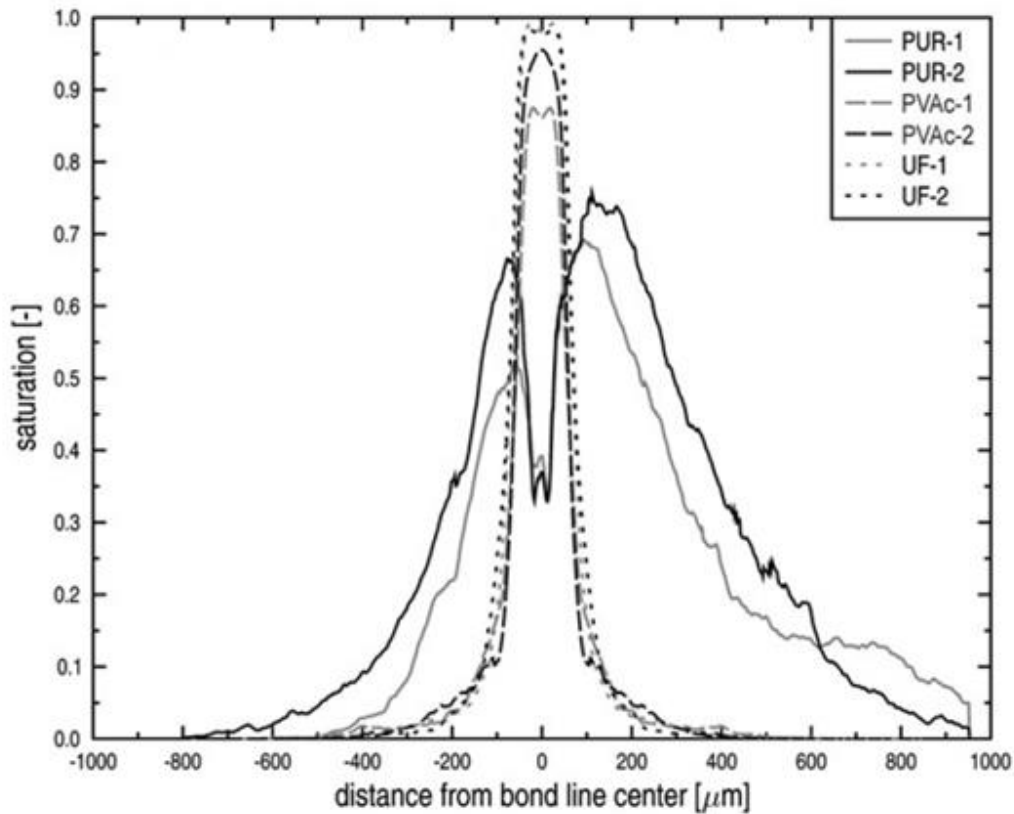
De nombreux paramètres rentrent en compte dans la performance de l'adhésion entre le bois et la colle : comme la formulation et le type de colle, la qualité et la quantité d'adhésifs utilisées, la pression de collage appliquée, la température de chauffe lors du pressage, l'épaisseur du joint de colle et la pénétration de la colle dans le bois, etc. (Kamke et Lee, 2007; Kurt et Cil, 2012). Toutefois, il est important de noter que la comparaison des performances d'adhésion entre plusieurs types de colle uniquement basée sur le critère de pénétration de la colle est impossible. La pénétration peut n'avoir qu'un effet secondaire sur la performance d'adhésion, alors que les effets de la force cohésive ou des liaisons covalentes, qui seront différents en fonction de la formulation de la colle, peuvent avoir un impact plus important (Kamke et Lee, 2007).

Pour un type de colle donné, la qualité de l'adhésion est affectée par la quantité d'adhésif ayant pénétré dans le bois pendant la fabrication des bois stratifiés comme le LVL (Scheikl 2002 in Kurt et Cil, 2012). Une meilleure pénétration de la colle dans le bois permet un contact surfacique plus important entre l'adhésif et le bois, ce qui augmente le potentiel des forces de liaisons secondaires et de liaisons covalentes. Concernant le LVL, la pénétration de la colle dans les fissures de déroulage et les cellules endommagées à la surface des plis améliore les performances d'adhésion. En outre, la pénétration favorise une meilleure répartition des contraintes entre les adhérents lorsqu'ils sont soumis à une charge (Kamke et Lee, 2007).

Notons toutefois que l'épaisseur du joint de colle et la pénétration de la colle dans le bois est fonction de plusieurs paramètres comme la répartition de colle mise entre chaque placage (souvent nommée GS pour « Glue Spread » (en anglais)), la pression à laquelle sont collés les placages, le type de colle, l'essence du bois et son orientation (Kamke et Lee, 2007). Lors du processus de pressage des placages pour la fabrication du LVL, l'épaisseur du joint de colle final est directement liée à la pression exercée.



Plus on presse fort, plus le joint de colle sera fin et plus cette dernière pénétrera dans le bois (Gavrilović-Grmuša et al., 2016). C'est ce que montrent Kurt et Cil sur des LVL assemblés avec une colle PF. Les épaisseurs du joint de colle mesurées varient selon les conditions de collage, comme extrait dans le Tableau 11 (Kurt et Cil, 2012). Le type de colle, mais aussi sa viscosité, sont des paramètres ayant un effet sur la pénétration de la colle dans le bois (Gavrilovic-Grmusa et al., 2012). C'est aussi ce que montre Haas en comparant la pénétration moyenne de différentes colles sur du bois massif (Figure 51) (Haas, 2012).



**Figure 51 – Valeur moyenne de saturation de différentes colles en fonction de la distance à l'interface de colle (Haas, 2012)**

Une meilleure imprégnation de la colle dans le bois montre des augmentations significatives de la dureté, de la résistance à la compression, de la résistance à la flexion et de la rigidité (Furuno et al., 2004; Gindl et al., 2004; Gindl et Gupta, 2002; Kamke et Lee, 2007; Kurt et Cil, 2012; Miroy et al., 1995; Nakata et al., 1997; Shams et al., 2005). Notons toutefois que dans le cas du LVL, une plus forte pression lors du collage permet une meilleure pénétration de la colle, mais aussi une densification des plis. Deux phénomènes ayant un effet sur les propriétés mécaniques du LVL comme vu dans le §2.2.4. Le Tableau 11 résume les propriétés mécaniques de LVL de peuplier et l'épaisseur du joint de colle en fonction de la pression utilisée lors du pressage (Kurt et Cil, 2012).

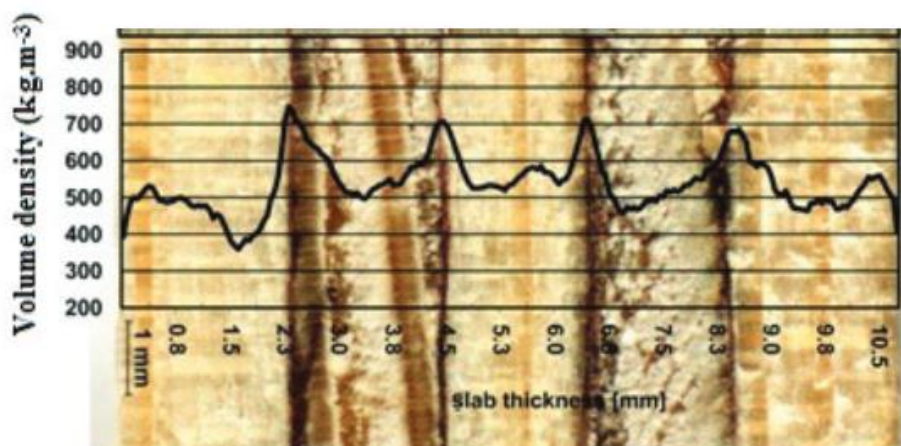
	Pression de la presse (MPa)				
	0,245	0,49	0,735	0,981	1,226
Épaisseur du joint de colle ( $\mu\text{m}$ )	141	121	88	68	47
Densité	0,35	0,36	0,38	0,40	0,44
Taux de compression	1,09	1,13	1,19	1,25	1,38
Module élastique en flexion (MPa)	5340	5496	5819	5947	6212
Contrainte à la rupture en flexion (MPa)	54,23	60,65	62,54	63,88	69,15
Contrainte à la rupture en compression parallèle aux fibres (MPa)	63,60	71,00	73,11	80,05	89,41

**Tableau 11 – Propriétés mécaniques de LVL de peuplier en fonction de la pression de collage (Kurt et Cil, 2012)**

Toutefois, une pénétration excessive de la colle dans le bois aura tendance à produire un joint de colle insuffisant, ce qui aura pour effet de produire un collage de moins bonne qualité (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). Il n'est pas aisé de mesurer l'épaisseur d'un joint de colle, et encore moins la pénétration de la colle dans le bois. La difficulté majeure lorsque l'on veut mesurer la pénétration de la colle dans le bois, ou dans les placages de LVL, consiste à faire la différence entre le bois et l'adhésif. Si l'on souhaite observer la pénétration de la colle dans les vaisseaux, une résolution de l'ordre de quelques micromètres est nécessaire. Cependant, si l'on s'intéresse à la pénétration de la colle dans les trachéides, il faudra prendre une échelle inférieure au micromètre (Hunt et al., 2019).

Plusieurs méthodes permettent néanmoins de différencier sans ambiguïté le bois de l'adhésif. La plupart des études traitant de la pénétration de la colle dans le bois se basent sur des études microscopiques. Le contraste naturel du bois avec l'adhésif ou alors leurs différences de fluorescence peut suffire à les différencier à l'aide d'un microscope ou d'un microscope à fluorescence. Cependant, il est parfois nécessaire de renforcer ce contraste. Cela peut se faire avec l'aide de colorants comme le bleu de toluidine, la safranine (colorant rouge) ou l'iode de Lugol par exemple (Chen et al., 2022; Hunt et al., 2019; Kamke et Lee, 2007; W. Wang, 2007).

Il faut toutefois noter que l'ajout d'un colorant peut modifier dans une certaine mesure les propriétés de la colle. L'utilisation de la mesure par densitomètre permet d'obtenir une estimation de l'épaisseur du joint de colle et de la pénétration de la colle dans le bois sans avoir recours à un quelconque colorant. Cette méthode permet de mesurer les variations de densité dans l'épaisseur d'un LVL, cependant, il est moins évident de remonter à la pénétration de la colle compte tenu des variations de densité présentes dans le bois naturellement, comme imagé en Figure 52 (Šrajer et al., 2013; B. J. Wang, 2007).



**Figure 52 – Panneau d'épicéa à cinq plis et graphique de l'évolution du profil de densité (Šrajer et al., 2013)**

D'autres méthodes permettent de mesurer la pénétration de la colle dans le bois, on peut par exemple citer la microscopie UV, la tomographie aux rayons X, l'analyse par activation neutronique ou encore la spectroscopie aux rayons X (Kamke et Lee, 2007). Cependant, ces méthodes restent coûteuses et plus complexes que les méthodes de microscopie énumérées précédemment.

Dans ces travaux, nous utiliserons la colle Kleiberit 510.0 PUR Fiberbond. En effet, une étude préliminaire a été réalisée au laboratoire par Guélou sur le choix de cette colle à bois pour des assemblages de placages en peuplier (Guélou, 2021). Cette colle est une colle polyuréthane mono composante (PUR 1C). Elle est conçue pour un assemblage de bois portant utilisés en extérieur et pour des pièces cintrées. C'est une colle durcissant par réaction avec l'humidité et renforcée en fibres de verre. Les caractéristiques techniques de la colle sont présentées en Annexe II.

Les adhésifs polyuréthanes mono composants sont utilisés pour la fabrication de stratifiés de bois comme le LVL depuis quelques années. De ce fait, les fabricants tentent d'améliorer les propriétés de fluage et la résistance à la température des adhésifs PUR. Une bonne stabilité thermique est nécessaire pour des essais de délaminage standards ou d'autres tests de qualification d'adhésif (Müller et al., 2009). Contrairement aux adhésifs conventionnels comme le phénol résorcinol formaldéhyde (PRF), l'urée formaldéhyde (UF), la mélamine urée formaldéhyde (MUF), la première génération d'adhésifs PUR 1C a montré des taux de fluage plus élevés et une stabilité thermique moindre (George et al., 2003; Vick et Okkonen, 1998).

Toutefois, différents tests mécaniques dans des conditions climatiques normales ont montré que le PUR 1C fonctionne légèrement mieux que les adhésifs conventionnels tels que PRF, UF, MUF, etc (Vick et Okkonen, 1998). Ces avantages du polyuréthane peuvent s'expliquer par les propriétés mécaniques de l'adhésif lui-même. En effet, les adhésifs ductiles comme le PUR 1C offrent une déformation à la rupture bien plus importante que les adhésifs fragiles, tels que la mélamine urée formaldéhyde, lorsque l'on cherche à caractériser le joint de colle. Les adhésifs fragiles provoquent des concentrations de contraintes importantes, tandis que les adhésifs ductiles comme le PUR 1C se déforment plus, ce qui a pour effet de réduire les concentrations de contraintes Figure 53 (Gindl et al., 2005; Gindl et Müller, 2006; Konnerth et al., 2006c; Müller et al., 2009). Des résultats similaires ont également été obtenus pour

les échantillons de joints en biseau collés PUR et MUF et les échantillons de joints à entures multiples (Figure 54) (Konnerth et al., 2006a).

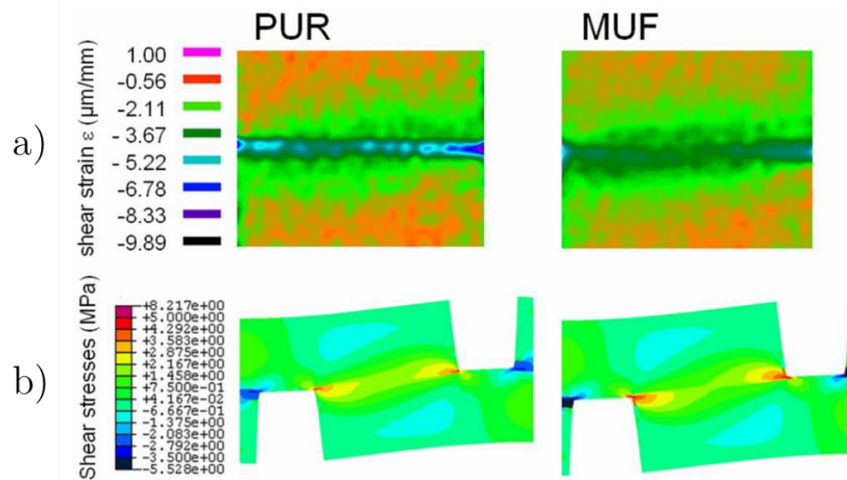


Figure 53 – Déformation en cisaillement dans la zone d’un joint de colle d’après les essais de la norme EN 302 (a) et Contrainte en cisaillement obtenue par modèle éléments finis montrant des concentrations de contraintes plus élevées aux deux extrémités de la zone collée avec une colle MUF (b) (Müller et al., 2009)

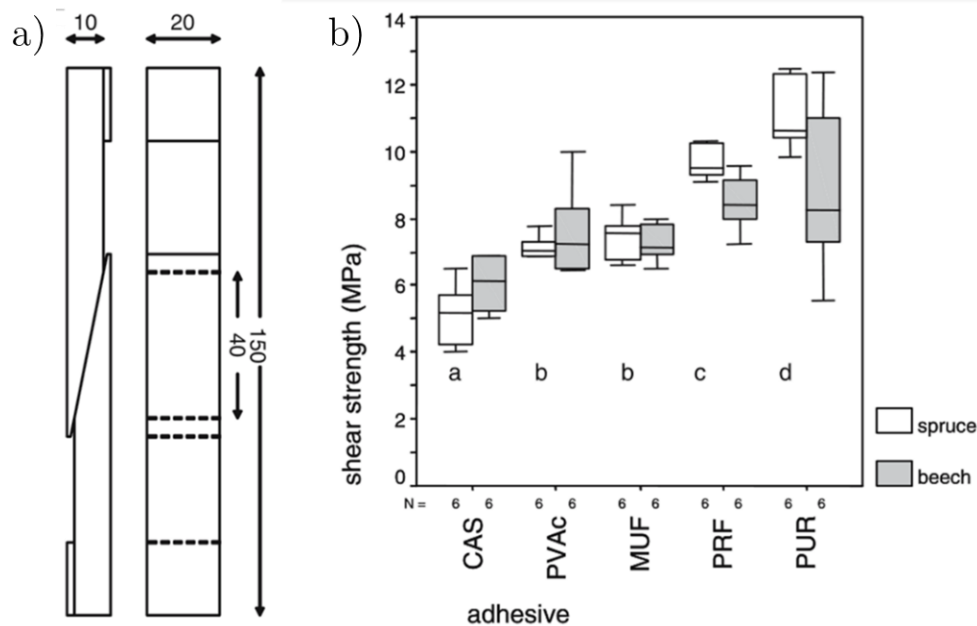


Figure 54 – Éprouvette pour les essais sur les joints en biseau d’après la norme DIN 53253 (a) et Résistance au cisaillement de différents adhésifs lors des essais de traction sur des joints en biseau (b) (Konnerth et al., 2006c)

Cependant, il faut noter que, bien que la colle PUR soit moins rigide que les autres adhésifs conventionnels utilisés dans les assemblages bois, les propriétés mécaniques des adhésifs (par exemple : le module d’Young, le module de cisaillement, coefficient de Poisson, etc.) sont peu étudiées. De plus, il faut aussi prendre en compte le fait que les propriétés mécaniques du polyuréthane peuvent être modifiées dans une large gamme en changeant la formulation chimique de la résine (Müller et al., 2009).

Dans le but d'illustrer la forte variabilité des propriétés des colles PUR 1C, le Tableau 12 présente quelques valeurs de module d'Young trouvées dans la littérature.

Reference	Module d'Young de colle PUR (GPa)
(Gindl et al., 2005)	0,5
(Konnerth et al., 2006b)	0,3 à 3
(Konnerth et al., 2007)	0,47
(Clauß et al., 2011)	0,13 à 2,5
(Kläusler et al., 2013)	0,8 à 1,5
Review de (Stoeckel et al., 2013)	0,1 à 4
(Bockel et al., 2020)	0,1 à 2

**Tableau 12 – Récapitulatif de la littérature sur le module d'Young d'adhésif en polyuréthane mono composante**

On remarque, dans le Tableau 12, des variations importantes sur les modules d'Young des différentes colles PUR 1C étudiées. Ces variations s'expliquent notamment par les différentes compositions des colles PUR (Müller et al., 2009). De plus, le phénomène de mélange entre la colle et le bois reste complexe, il reste encore aujourd'hui un domaine d'étude d'actualité.

Après s'être intéressé aux propriétés mécaniques du LVL et à son comportement, puis aux facteurs ayant un effet sur ces propriétés mécaniques, nous allons nous intéresser à présent aux différents essais permettant de caractériser les propriétés mécaniques du LVL.

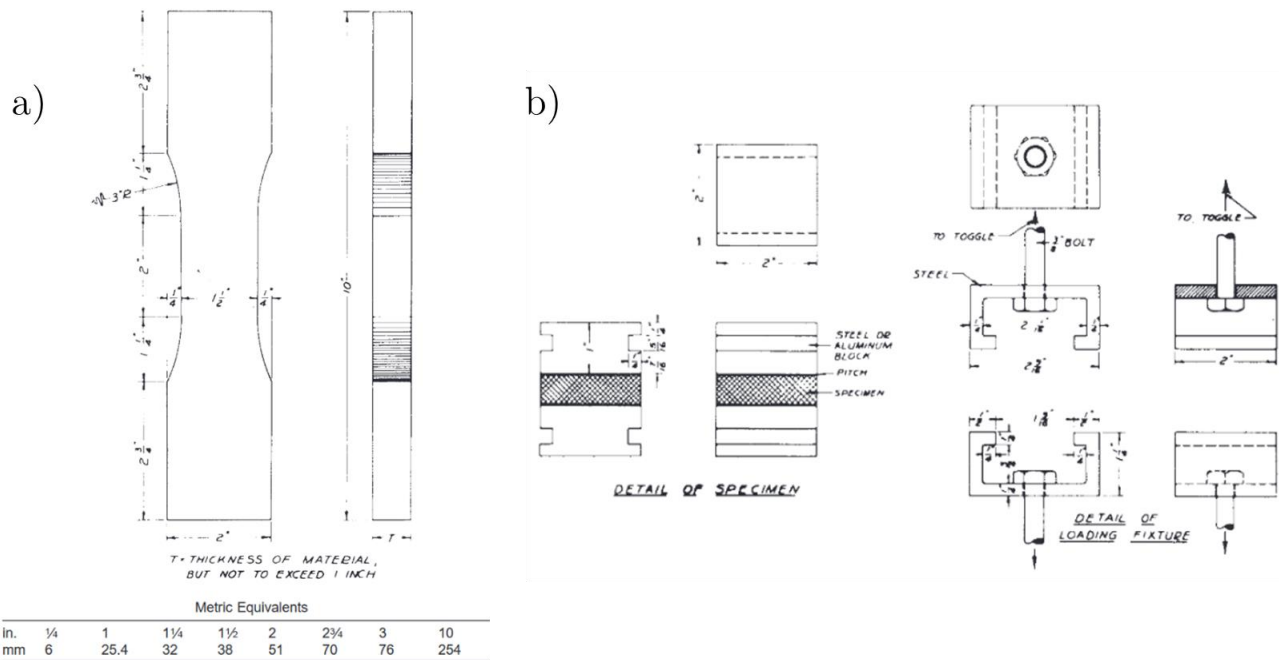
#### 2.4. Essais de caractérisation du LVL

Maintenant que le LVL, sa fabrication et les facteurs ayant une influence sur son comportement mécanique ont été introduits, il est nécessaire d'identifier les paramètres mécaniques propres au LVL. Cette partie traitera des différents essais permettant d'identifier les paramètres élastiques et de modéliser le LVL.

##### 2.4.1. Identification des propriétés du stratifié

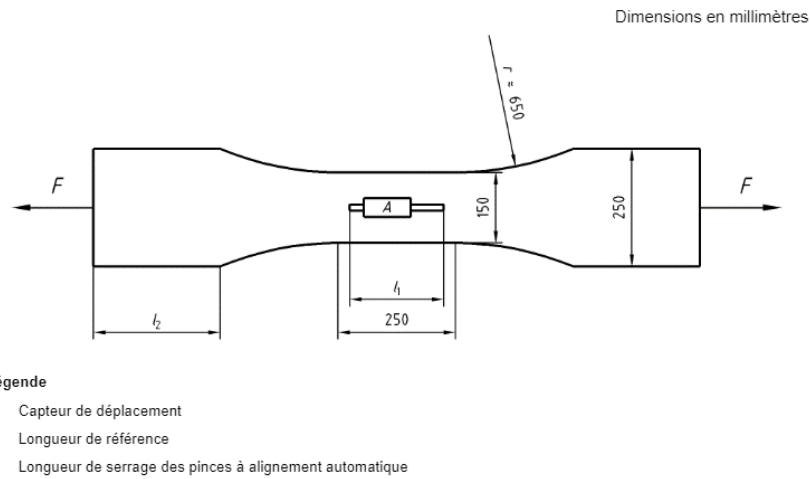
Les méthodes d'identification des modules élastiques et des divers paramètres mécaniques dans les directions principales du LVL seront étudiés dans cette partie. Les essais non-destructifs ne seront pas étudiés dans cette thèse, car ils ne permettent pas de mesurer les contraintes ou déformations à la rupture de notre matériau. Il faut savoir que des méthodes comme la mesure par ondes ultrasonores, ou la mesure par percussion BING (« Beam Identification by Non-destructive Grading ») permettent d'obtenir les propriétés élastiques du bois sous certaines conditions (Brancheriau et Paradis, 2007; Yamasaki et Sasaki, 2010). Cependant, d'autres auteurs rapportent des différences entre les rigidités obtenues avec ces méthodes et celles obtenues via des essais mécaniques (Haines et al., 1996; Huan et al., 2021).

Concernant l'identification des propriétés mécaniques du contreplaqué, la norme ASTM D1037 propose une identification des modules élastiques longitudinal et traverse par un essai de flexion 3 points ou des essais de traction. Elle distingue les essais de traction en deux catégories : la première est l'essai de traction parallèle à la surface ; le second, est l'essai de traction perpendiculaire à la surface. La géométrie des éprouvettes pour les essais de traction est représentée sur la Figure 55. Ce type de géométrie, utilisée pour l'essai de traction parallèle à la surface, sera par la suite appelé « géométrie en forme d'os ».



**Figure 55 – Détail des échantillons pour l'essai de traction parallèle à la surface (a) et pour l'essai de traction perpendiculaire à la surface (b) (ASTM D1037-99)**

Concernant les autres normes, la norme européenne NF EN 310 (panneau base bois) suggère une identification du module élastique longitudinal par flexion 3 points tandis que la norme NF EN 789 (bois) utilise la flexion 4 points, mais aussi un essai de traction. La géométrie de l'éprouvette de traction est visible sur la Figure 56, la longueur totale de l'éprouvette est d'au moins 750 mm. La norme allemande DIN 52377 propose également une géométrie en os dont les dimensions extérieures de l'éprouvette sont de 400 mm en longueur et 50 mm en largeur.



**Figure 56 – Dimensions de l'éprouvette de traction d'après la norme NF EN 789**

L'ATSM D 3043 propose 3 méthodes différentes pour identifier les propriétés mécaniques en flexion. Le choix de la méthode dépend de l'objectif de l'essai et du type d'équipement disponible (Figure 57) :

- L'essai de flexion 3 points est applicable aux matériaux ayant des propriétés d'élasticité et de résistance uniformes. Il est préconisé pour tester des petites éprouvettes sans défauts, découpées dans de grands panneaux ;
- L'essai de flexion 4 points, comme la première méthode, convient aux matériaux ayant des propriétés élastiques et de résistances uniformes. Il est applicable pour étudier les effets des aboutages, des joints et des interstices de placage, et d'autres caractéristiques qui peuvent être placées entièrement entre les points de chargement. La déflexion et le module d'élasticité obtenus par cette méthode sont liés à la contrainte de flexion uniquement ;
- L'essai de moment pur qui est utilisé pour évaluer les effets des nœuds, des trous de nœuds, des zones de grains inclinés. La déformation mesurée et les constantes élastiques sont exemptes d'effets de déformation par cisaillement ; et les panneaux peuvent être pliés à de grandes déviations sans encourir d'erreurs dues aux composantes de la force horizontale qui se produisent dans d'autres méthodes. C'est la méthode la plus adaptée pour la détermination de la résistance à la rupture en flexion cependant la taille de l'échantillon doit être du même ordre de grandeur que le matériau utilisé (Utilisation d'un panneau de LVL si possible). Une limitation peut être imposée par la taille de la machine d'essais, mais une largeur minimale de 610 mm est recommandée. Cet essai ne sera cependant pas considéré compte tenu de sa complexité et de la nécessité de posséder une machine d'essais particulière.

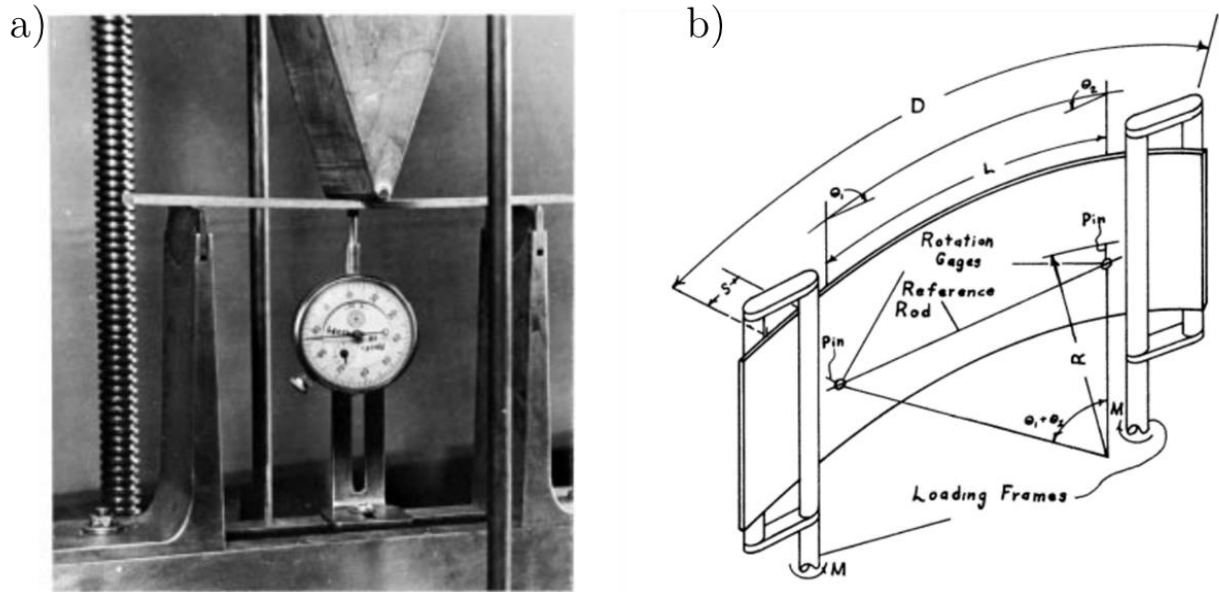
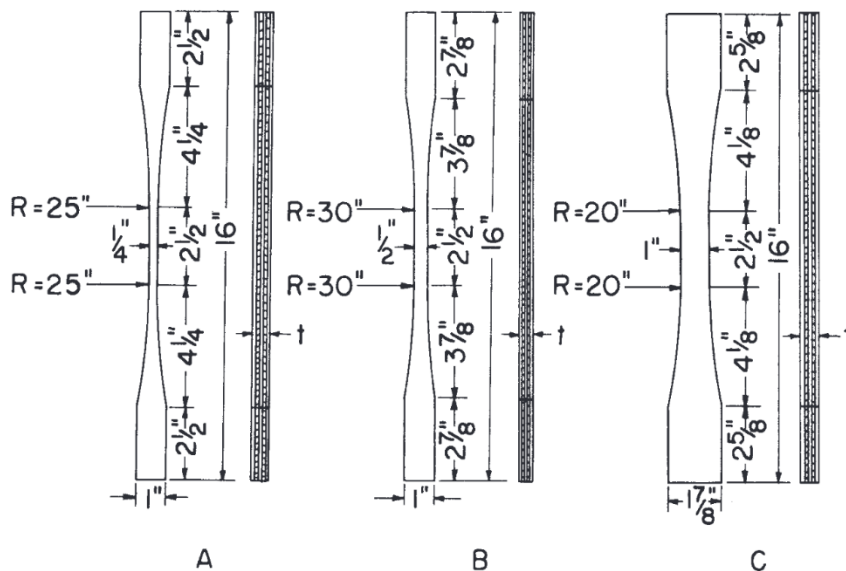


Figure 57 – Essai de flexion 3 points (a), représentation de l’essai de moment pur (b) (ASTM D3043)

Pour caractériser les propriétés mécaniques du LVL et du contreplaqué, l’ATSM D 3500 propose deux méthodes : une pour les petits échantillons et une autre pour les plus gros échantillons :

- Pour les petits échantillons, la géométrie de l'échantillon doit être l'une des géométries présentées sur la Figure 58 ci-dessous ;
- Les éprouvettes A et B doivent être utilisées pour le contreplaqué composé de placages avec un angle de seulement  $0^\circ$  ou  $90^\circ$ . Les éprouvettes B sont à utiliser pour des contreplaqués d'une épaisseur inférieure à 6 mm et la géométrie A pour ceux ayant une épaisseur supérieure à 6mm. Pour tout contreplaqué ayant des orientations de pli différentes de  $0^\circ$  ou  $90^\circ$ , la géométrie C doit être utilisée ;
- Pour les gros échantillons, on cherche à évaluer les effets des variables de fabrication et des caractéristiques de croissance qui affectent les propriétés de traction des panneaux structuraux. Les échantillons ont une section transversale constante (rectangulaire) d'au moins 1219 mm sur 152 mm. L'épaisseur de l'échantillon est identique à celle du panneau à caractériser.





**Figure 58 – Dimensions des éprouvettes de traction d'après la norme ASTM D3500**

Le Tableau 13 résume les dimensions des éprouvettes de flexion en fonction des normes NF EN 789, NF EN 310, ASTM D 3043 et ASTM D1037. L'essai de moment pur n'est pas indiqué, car les dimensions de panneau minimum sont trop importantes pour être mises en place lors de cette thèse, ce type d'essai n'est donc pas considéré pour la suite de ces travaux.

	ASTM D1037-99		NF EN 310	NF EN 789	ASTM D 3043			
	$t \leq 6$	$t > 6$	$t > 3$	$t > 9$	Flexion 3 points		Flexion 4 points	
Épaisseur (mm) (t)	$t \leq 6$	$t > 6$	$t > 3$	$t > 9$	$t \leq 6$	$t > 6$	$t \leq 6$	$t > 6$
Largeur (mm)	50	76	50	$300 \pm 5$	25	50	25	50
Longueur (mm)	$50 + 24t$		$50 + 20t$	$\geq 300 + 32t$	// fibres : $48t + 50$ ⊥ fibres : $24t + 50$		// fibre : $72t$ min ⊥ fibre : $36t$ min	

**Tableau 13 – Dimensions des éprouvettes de flexion d'après les normes NF EN 789, NF EN 310, ASTM D 3043 et ASTM D1037**

Toutefois, les essais de flexion ne permettent pas d'identifier simplement le coefficient de Poisson dans le plan des matériaux étudiés. De plus, lors d'un essai de flexion, l'éprouvette est à la fois sollicitée en traction et en compression, la distinction entre la déformation à la rupture de ces deux phénomènes n'est donc pas simple à prendre en compte. Le choix sera donc fait par la suite d'utiliser des essais de traction pour identifier les paramètres mécaniques linéaires de nos matériaux, la déformation à la rupture des fibres en traction, la contrainte à la rupture transverse ainsi que le coefficient de Poisson dans le plan transversal.

Cependant, les normes présentées précédemment, préconisent pour les essais de traction sur des contreplaqués la conception d'éprouvettes en « forme d'os » pour réduire la section transverse de l'éprouvette et éviter une rupture de cette dernière dans la zone des mors. Or, pour les matériaux

composites stratifiés, il est montré qu'en raison des propriétés orthotropes du matériau cette forme en os favorise une rupture par cisaillement dans les mors (Hodgkinson, 2000). C'est aussi ce que montre Acosta et al. (2021) sur des essais de traction sur du *Guadua angustifolia*. Une étude récente soulève cette même problématique pour des essais de traction sur du bois. Balduzzi et al. (2021) montrent analytiquement et numériquement la présence de contraintes de cisaillement et transversales dans les régions de rétrécissement de la forme en os. Par conséquent, les éprouvettes en forme d'os de chien ne se rompent pas en raison d'un état de contrainte axiale pure. Pour cette raison, la norme ASTM D3039, utilisée pour les matériaux composites, sera choisie pour caractériser les modules élastiques transverse et longitudinal, ainsi que le coefficient de Poisson dans le plan, la contrainte et la déformation à la rupture. Les éprouvettes seront donc de géométrie rectangulaire et avec des talons, de sorte à limiter les concentrations de contrainte, et donc la rupture, dans les mors de la machine d'essai.

Bien que les propriétés élastiques du LVL puissent être identifiées par des essais de traction ou de flexion, les essais en compression sont nécessaires pour caractériser la déformation à la rupture en compression du LVL. Tout comme pour le bois massif, le comportement en traction et en compression n'est pas identique (Wu et al., 2020). Pour caractériser des LVL en compression, la norme européenne NF EN 789 propose deux méthodes : un essai de compression dans le plan du panneau, et un essai de compression perpendiculaire au plan du panneau. Les normes ASTM D1037 et D3501 suggèrent des montages de compression dans le plan du panneau de LVL. La norme ASTM D3501 différencie les panneaux de petite et de grandes dimensions.

Dans le cas du LVL, plusieurs auteurs se basent sur ces normes pour caractériser les propriétés de leurs stratifiés de bois, leurs éprouvettes sont illustrées sur la Figure 59 (Wang et al., 2022; Wu et al., 2020).

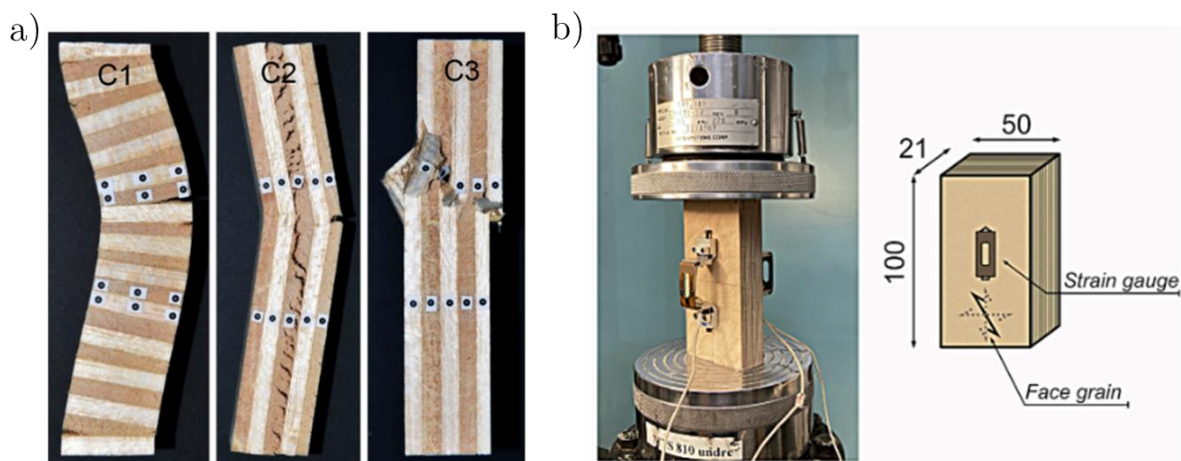


Figure 59 – Essais de compressions d'après l'ASTM D3501 (a) (Wu et al., 2020) et (b) (Wang et al., 2022)

Notons cependant que ces normes, mises en place pour les panneaux de LVL, ne sont pas adaptables directement à la faible épaisseur d'un placage seul, dans le cas où l'on souhaiterait caractériser le pli indépendamment du LVL.

Dans le but d'identifier les propriétés en cisaillement, à savoir les contraintes à la rupture en cisaillement et les modules de cisaillement des panneaux de LVL, différentes normes et essais existent. La norme européenne NF EN 789 propose deux méthodes : un essai de cisaillement roulant et un essai de cisaillement voile (Figure 60). La norme ASTM D1037 propose uniquement un montage de cisaillement roulant pour les panneaux de LVL. La norme ASTM D2719 propose 3 montages : un essai de cisaillement sur des petits panneaux, un essai de cisaillement sur des grands panneaux et un essai de cisaillement sur rails (Figure 61).

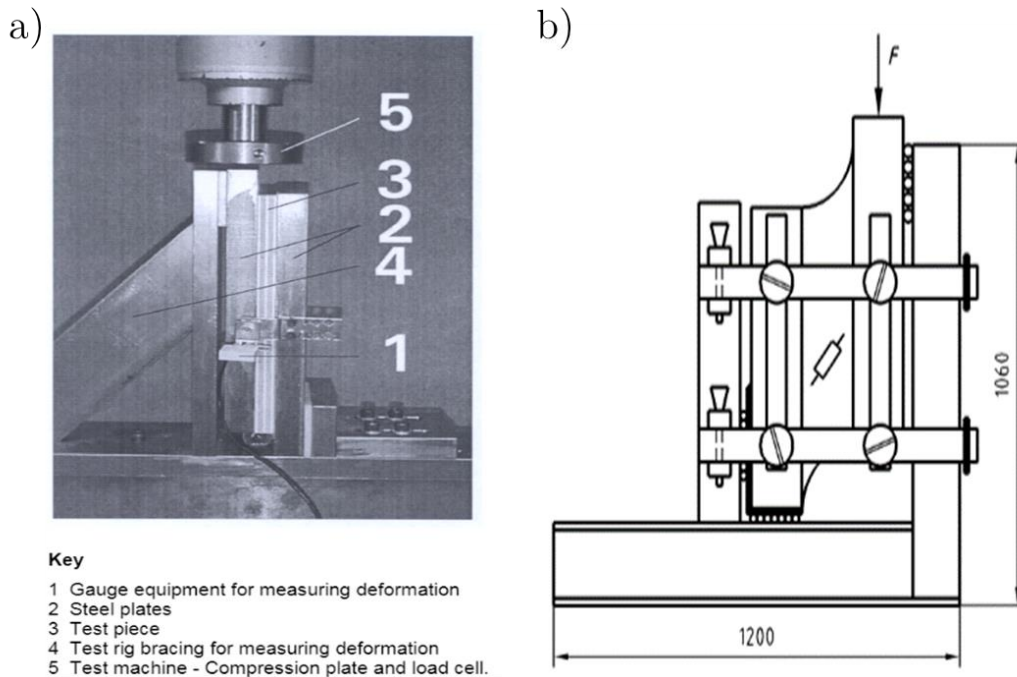


Figure 60 – Essais cisaillement roulant (a) et de cisaillement voile (b) d'après la norme NF EN 789

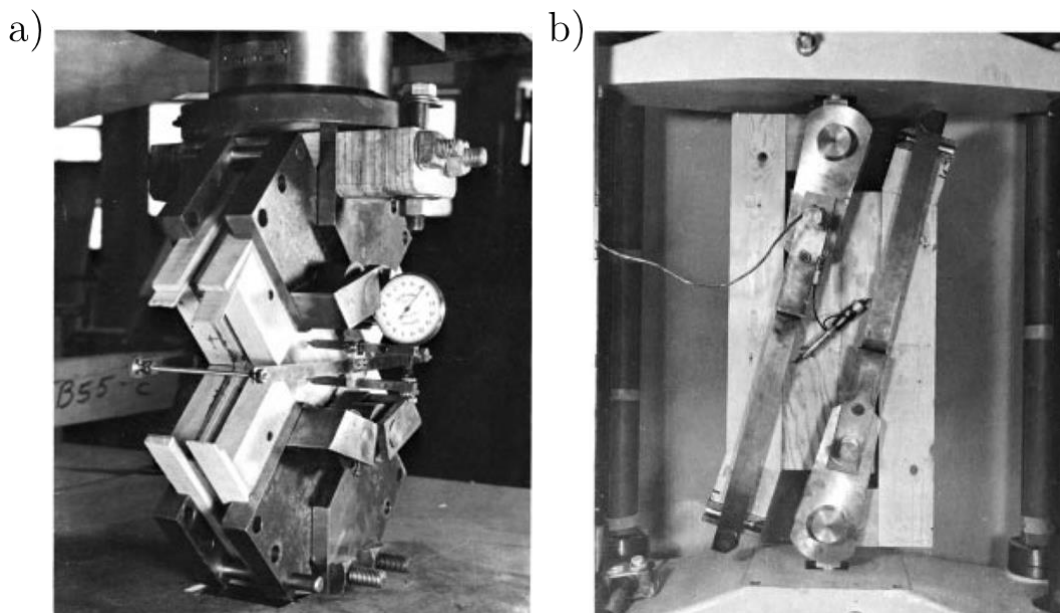
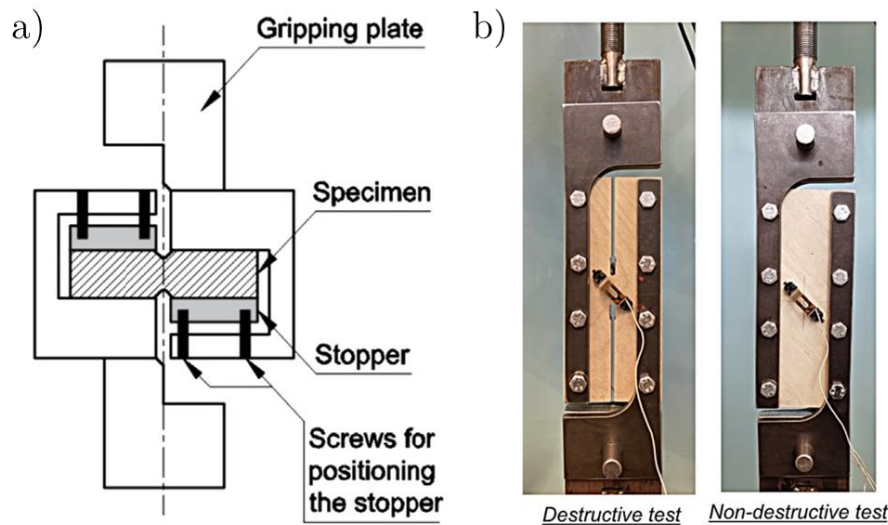


Figure 61 – Essais cisaillement pour petit panneau (a) et de cisaillement sur rails (b) d'après la norme ASTM D2719

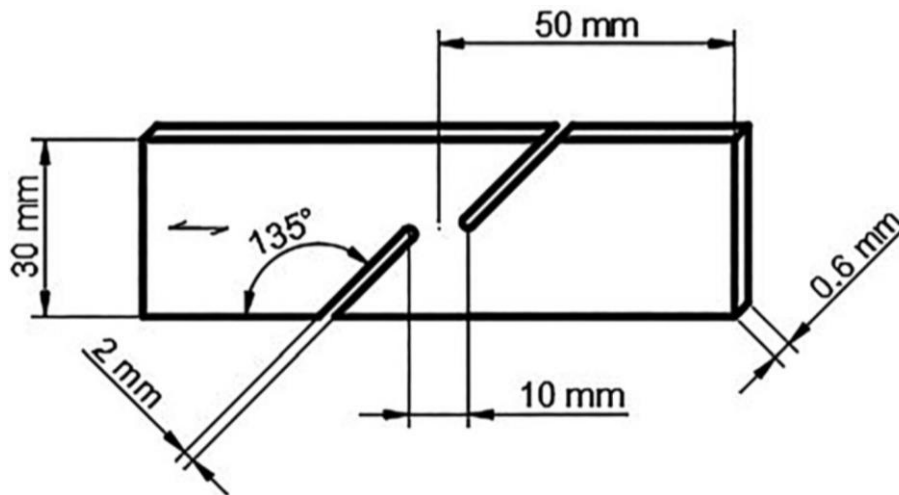
D'autres auteurs proposent des montages permettant d'identifier les modules en cisaillement ou la contrainte à la rupture en cisaillement du LVL. Wang et al. (2022) se sont basés sur les trois normes vues précédemment, mais proposent l'ajout d'entailles sur les éprouvettes pour l'identification de la contrainte à la rupture. L'ajout de ces entailles permet d'éviter les concentrations de contraintes dans les rails utilisés pour le montage de l'éprouvette. Wu et al. (2020) ont fait le choix d'utiliser la norme ASTM D5379 utilisée pour les matériaux composites pour fabriquer leurs éprouvettes (Figure 62). Cette norme composite est aussi utilisée par d'autres auteurs, sur du bois massif, pour identifier le module de cisaillement (Xavier et al., 2009, 2004). La norme ASTM D7078, sur les essais de cisaillement de rail utilisés pour les composites, est aussi reprise pour des essais sur du contreplaqué (Tang et al., 2021).



**Figure 62 – Essais de cisaillement pour petit panneau (a) (Wu et al., 2020) et (b) (Wang et al., 2022)**

Des essais de traction sur des éprouvettes de contreplaqué ayant une orientation de  $[\pm 45^\circ]$  permettent, en se basant sur la théorie des stratifiés (§2.5.1.1), d'approximer le module en cisaillement du panneau de bois ainsi que sa contrainte à la rupture en cisaillement. Ces essais, fréquemment utilisés pour les matériaux composites (ASTM D3518), sont repris par certains auteurs pour le contreplaqué (Yoshihara, 2011). Compte tenu de leur simplicité de fabrication et de mise en place, les essais de traction sur des éprouvettes de LVL avec une orientation de  $[\pm 45^\circ]$  seront utilisés pour caractériser le module et la contrainte en cisaillement plan dans ces travaux.

De plus, notons qu'il n'existe pas à ce jour de normes pour caractériser un placage seul en cisaillement. En effet, les normes utilisées pour les panneaux de LVL, ne sont pas adaptées à la faible épaisseur d'un placage seul. Certains auteurs proposent donc leur propre essai ou utilisent des normes différentes. Pramreiter et al. (2021a) ont utilisé une éprouvette de traction entaillée pour identifier la contrainte à la rupture en cisaillement d'un placage de bouleau finlandais de 0,6 mm d'épaisseur (Figure 63). Ce type d'éprouvettes est notamment utilisé pour caractériser en cisaillement des produits métalliques fins d'après la norme ASTM B831 (ASTM 2011).



**Figure 63 – Éprouvette pour caractériser la contrainte en cisaillement (Pramreiter et al., 2021a)**

Des méthodes adaptées des matériaux composites comme les essais de cisaillement de cadre se basant sur la norme DIN SPEC 4885 sont aussi exploitées par certains auteurs pour caractériser les propriétés en cisaillement de bois de hêtre de faibles épaisseurs (1,4 à 4 mm) (Krüger et al., 2018). Rappelons que les essais de flexion quatre points, peuvent être utilisés pour caractériser des LVL en cisaillement sur les extrémités de l'éprouvette en flexion (Yoshihara et Kondo, 2013). Toutefois, bien que la contrainte en flexion puisse être minimisée en choisissant une géométrie d'éprouvette adaptée, elle ne peut pas être totalement nulle. Il faut aussi prendre en compte le rapport épaisseur/portée pour garantir que la rupture par cisaillement a lieu avant la rupture par flexion. Les résultats obtenus par ce type d'essais sont aussi dépendants de la méthode de calcul utilisée (Yoshihara et al., 1998).

Le LVL étant aussi composé de colle et donc d'une interface collée, il est nécessaire de mesurer le taux de restitution d'énergie critique de cette dernière dans le matériau stratifié pour caractériser le LVL, c'est ce que nous allons étudier dans la prochaine partie.

#### 2.4.2. Identification des propriétés d'un pli

Il n'existe, à l'heure actuelle, pas de norme spécifique pour l'identification des propriétés mécaniques des placages contrairement aux panneaux de bois (contreplaqué ou LVL). Il est possible d'utiliser les normes vues précédemment, cependant, l'épaisseur des placages peut être un facteur limitant pour les essais de flexion. Les résultats expérimentaux s'écartant trop des valeurs de la littérature. Siegel et al. (2020) constatent une réduction du module de flexion pouvant aller jusqu'à presque 45 % comparé à la littérature et à des essais sur bois massif. De plus, cette méthode ne permet pas de déterminer le module à la rupture des placages ou d'un contreplaqué de faible épaisseur. Dans le cas de placages ayant une épaisseur comprise entre 0,6 et 1,4 mm, la résistance à la flexion n'est pas identifiable correctement à cause de la flèche avant rupture qui est trop importante. Buchelt et Wagenführ (2008) ont effectué des essais de flexion 3 points sur des échantillons de placage d'une épaisseur comprise entre 0,35 et 0,5 mm. Ils concluent aussi que la méthode n'est pas adaptée aux placages de faibles épaisseurs. En effet, l'identification des propriétés mécaniques par l'essai de flexion se base sur la théorie des poutres, or une flexion trop importante ne rentre plus dans l'hypothèse de petite déformation de la théorie des poutres.

Comme nous l'avons vu précédemment avec les essais de traction, les normes préconisent la conception d'éprouvettes en forme d'os pour réduire la section transversale de l'éprouvette et éviter une rupture de cette dernière dans la zone des mors. Or, comme pour les stratifiés de bois, en raison des propriétés fortement anisotrope des placages, cette forme en os ne permet pas une meilleure transmission des efforts et favorise une rupture par cisaillement dans les mors. Et, en plus des problématiques évoquées avec les essais de traction pour le LVL, la faible épaisseur des placages et leur fragilité font que l'usinage des éprouvettes en forme d'os cause chez certains auteurs la rupture des éprouvettes (Kohan et al., 2012; Pramreiter et al., 2021b). Le choix est donc souvent fait, là encore, de caractériser des éprouvettes ayant une géométrie rectangulaire et d'ajouter des talons pour éviter une rupture dans les mors lors de l'essai de traction. Les dimensions d'éprouvette de traction de placage trouvées dans la littérature, ainsi que leurs géométries, sont synthétisées dans le Tableau 14.

	Épaisseur (mm)	Largeur (mm)	Longueur (mm)	Forme de l'éprouvette
(Price, 1976)	0,38	9,5	76,2	Rectangle
(Hunt et al., 1989)	0,38	12,7	304,8	Rectangle
(Shupe et al., 1998)	3,17	25,4	305	Rectangle
(Wu et al., 2005)	3,8	25,4	152,4	Rectangle
(Hindman et Lee, 2007)	0,66	5,07	60	Rectangle
(Cai et al., 2007)	1,05	25,4	152,4	Rectangle
(Jeong et al., 2008)	0,381, 0,794, 1,19 et 3,81	25,4	139,7	Rectangle
(Buchelt et Wagenführ, 2008)	0,35 et 0,5	14	120	Rectangle
(Labans et al., 2010)	1,55 et 1,46	20, 25 et 30	300	Rectangle
(Fang et al., 2012)	1,61 et 2,12	20	100	Os
(Kohan et al., 2012)	0,85	25	125	Os et rectangle
(Dietzel et al., 2016)	0,3	25	200	Os
(Pramreiter et al., 2020b)	0,6	40	250	Rectangle
(Pramreiter et al., 2021a)	0,6	30	100	Os
(Pramreiter et al., 2021b)	0,5, 1 et 1,5	25	250	Rectangle
(Lechner et al., 2021)	1,5	80	770	Rectangle

**Tableau 14 – Dimensions des éprouvettes de traction trouvées dans la littérature**

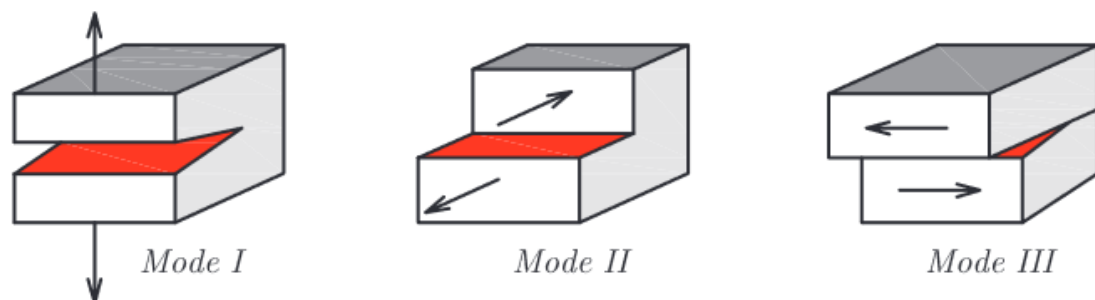
Compte tenu de l'absence de normes pour caractériser les plis de bois, les paramètres d'essais, comme la vitesse de chargement, la longueur de la zone utile, le type de fixation et la géométrie de l'éprouvette ne sont donc pas fixés. Les normes présentées précédemment exigent des épaisseurs d'éprouvettes ou des sections transversales qui ne sont pas en adéquation avec la faible épaisseur d'un placage.

---

Concernant les essais de compression, Krüger et al. (2023) se basent sur les normes adaptées au papier et au carton, en utilisant des essais de compression à courte portée, afin de caractériser des placages seuls de 1 et 3 mm en compression (ISO 9895 et DIN 54518).

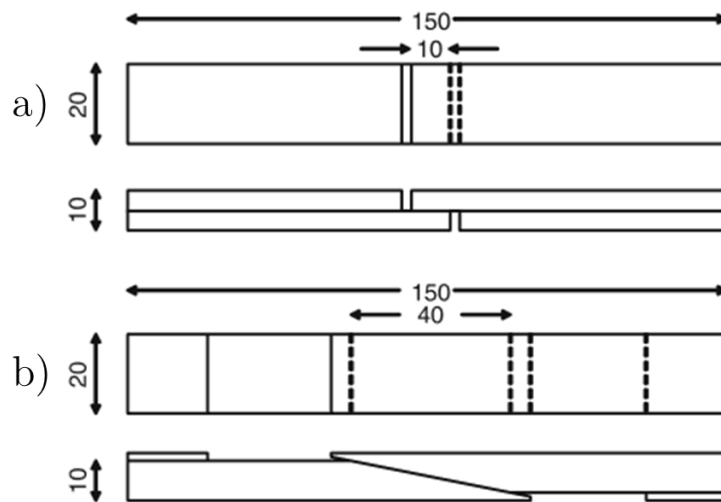
### 2.4.3. Identification des propriétés de l'interface collée

Après avoir étudié divers essais permettant d'identifier les modules élastiques et les contraintes ou déformations à la rupture qui caractérisent le LVL, il faut maintenant s'intéresser à la caractérisation de l'interface collée. En effet, pour les matériaux stratifiés, comme le LVL, il existe trois modes de délaminage (Figure 64). Le mode I correspond à un chargement normal au plan de l'éprouvette, les modes II et III correspondent à des chargements en cisaillement, respectivement, plan et hors plan. Le taux de restitution d'énergie, à savoir la quantité d'énergie élastique libérée, par unité de surface, lors de l'ouverture d'une fissure dans un matériau, est la plus faible en mode I (Yoshihara et Kawamura, 2006). De plus, le mode III, étant complexe à caractériser, la valeur du mode II peut être utilisée comme une valeur minorante du mode III (Ge et al., 2016) (hypothèse que nous ferons ici). Nous nous contenterons donc dans ces travaux d'étudier les modes I et II.



**Figure 64 – Modes de délaminage des matériaux composites stratifiés (Marjanovic et al., 2016)**

Pour caractériser la résistance d'un joint de colle dans des applications bois, la norme EN 302 ou l'ancienne norme DIN 53253 proposent la mise en place d'essais de résistance au cisaillement du joint de colle via des essais de traction longitudinale (Figure 65). Cependant, lors de ce type d'essai, des forces normales élevées interviennent en plus des forces de cisaillement recherchées (Konnerth et al., 2006a). Ces essais ne permettent donc pas de caractériser le taux de restitution d'énergie d'une interface collée en mode I ou II pur.



**Figure 65 – Géométrie d'éprouvettes avec joint à recouvrement d'après la norme EN 302-1 (a) et avec joints en biseau d'après l'ancienne norme DIN 53253 (b)**

Pour caractériser le taux de restitution d'énergie du LVL, nous étudierons donc les essais les plus communs dans la littérature, à savoir l'essai DCB (Double Cantilever Beam) pour le mode I et l'essai ENF (End Notched Flexure) pour le mode II. Ces essais permettent d'obtenir la courbe de résistance de l'interface caractérisée, appelée également courbe R. Cette courbe représente la quantité d'énergie nécessaire pour faire propager une fissure initiale dans l'interface à caractériser (Lachaud, 1997).

Il faut toutefois noter que les normes DCB et ENF présentent généralement des configurations dans lesquelles l'interface à caractériser est faite entre deux plis ou lamelles de bois dans la même orientation que la direction principale de l'éprouvette (on appellera cela une interface  $0^\circ/0^\circ$  dans le cas où les fibres sont orientées dans le même sens que la longueur de l'éprouvette). Or, l'orientation relative des plis influence le taux de restitution d'énergie. Lorsque l'orientation des plis ou l'orientation relative entre les plis changent, des phénomènes comme des ponts de fibres peuvent se produire. Le pont de fibre a un effet non négligeable sur le taux de restitution d'énergie (Figure 66) (Bin Mohamed Rehan et al., 2017; Daridon, 1993; Elhadary et al., 2022).



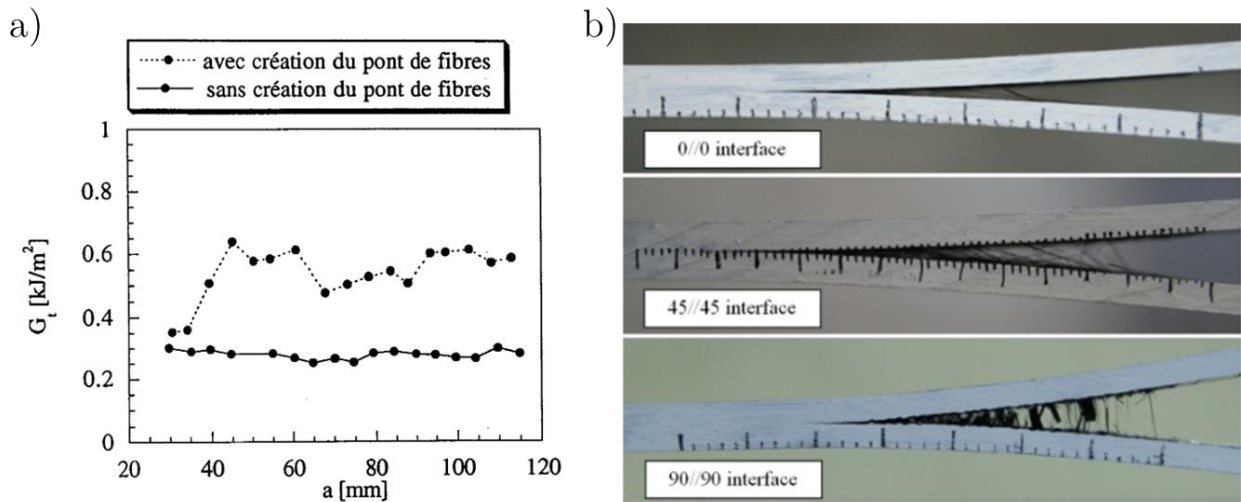


Figure 66 – Effet du pont de fibres sur la courbe R (a) (Daridon, 1993) Pont de fibres en fonction de l'orientation des plis pour une éprouvette DCB composite (b) (Bin Mohamed Rehan et al., 2017)

#### 2.4.3.1. Mode I : Essai DCB

Les normes ASTM D5528 et ISO 15024 régissent la mise en place d'essais DCB pour caractériser le taux de restitution d'énergie d'une interface en mode I, le mode d'ouverture, pour les matériaux composites. Cependant, certains auteurs utilisent ces normes pour la caractérisation d'interfaces collées de bois lamellé-collé ou de LVL (Baba et al., 2010; El Moustaphaoui et al., 2017; Myslicki et al., 2019; Yoshihara et Kawamura, 2006; Zhao et al., 2017). Ce type d'essais consiste à appliquer une charge normale au plan sur une éprouvette pré-fissurée (dont la longueur est notée  $a_0$ ) au niveau de l'interface que l'on souhaite caractériser, comme représenté sur la Figure 67. La fissure initiale est obtenue en plaçant un film antiadhésif, au moment de la fabrication du stratifié, dans l'interface que l'on souhaite caractériser. Dans la littérature et dans les deux normes évoquées précédemment, deux solutions permettent de fixer l'éprouvette DCB à la machine d'essai (type machine de traction/compression). On retrouve une solution avec des blocs d'attaches (Jennings, 1997; Rhême et al., 2013; Yoshihara et Kawamura, 2006) ou une solution avec des charnières (Baba et al., 2010; El Moustaphaoui et al., 2019). Ces deux solutions sont illustrées sur la Figure 67.

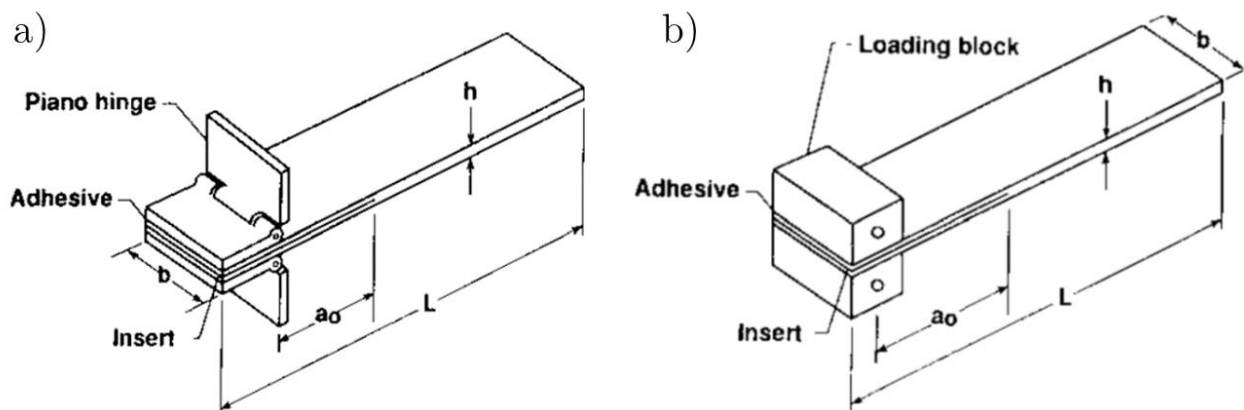


Figure 67 – Éprouvette DCB avec charnières (a) ou bloc (b) selon la norme ASTM D5528

De plus, la norme ASTM D5528 préconise une longueur d'éprouvette d'au moins 125 mm et une largeur comprise entre 20 et 25 mm. Il est cependant noté dans la norme que la largeur de l'éprouvette n'est pas un paramètre critique pour ce type d'essai. Le Tableau 15 résume les dimensions d'éprouvettes utilisées dans la littérature pour des essais DCB sur du contreplaqué ou du lamellé-collé. Notons que l'ensemble des études trouvées et présentées dans le Tableau 15 ne caractérisent que des interfaces 0°/0°.

	Épaisseur × Largeur × Longueur (mm × mm × mm)	Nombre de plis
(Baba et al., 2010)	9,9 × 30 × 140	6 plis - contreplaqué
(El Moustaphaoui et al., 2019)	18,6 × 80 × 240	9 plis - contreplaqué
(Sinha et al., 2012)	11,2 × 76 × 254	contreplaqué
(Sinha et al., 2012)	24 × 76 × 254	9 plis - contreplaqué
(Zhao et al., 2017)	30 × 30 × 210	2 lamelles
(Jennings, 1997)	20 × 20 × 185	2 lamelles
(Rhême et al., 2013)	10 × 25 × 300	2 lamelles
(Scoville, 2001)	20 × 20 × 200	2 lamelles
(Xavier et al., 2011)	20 × 20 × 400	2 lamelles
(Myslicki et al., 2019)	22 × 22 × 250	2 lamelles
(Silva et al., 2013)	20 × 20 × 460	2 lamelles
(Mirzaei et al., 2016a)	22 × 22 × 250	11 plis – LVL
(Mirzaei et al., 2016b)	35 × 35 × 300	11 plis – LVL
(Frühmann et al., 2002)	20 × 20 × 400	10 plis – LVL
(Sinha et al., 2012)	38 × 90 × 254	15 plis - LVL
(Orellana et al., 2024)	4,8 × 20 × 160	8 plis - LVL

**Tableau 15 – Dimensions d'éprouvettes DCB, en LVL ou lamellé-collé, trouvées dans la littérature**

Les normes ISO 15024 et ASTM D5528 proposent plusieurs méthodes permettant de caractériser le taux de restitution d'énergie critique mode I d'une interface collée dans les matériaux stratifiés. Ces méthodes seront explicitées dans le chapitre traitant de ces essais (Chapitre IV §3.4). Retenons juste que la méthode consiste à trouver une relation entre la force qui s'exerce sur l'éprouvette, l'ouverture de l'éprouvette et la longueur de fissure, puis d'exploiter les courbes d'efforts et d'ouverture de fissure pour calculer le taux de restitution d'énergie critique de l'interface qui délamine en mode I. Quelques résultats de  $G_{Ic}$  sur une interface 0°/0° de LVL ou de lamellé-collé sont résumés dans le Tableau 16. Dans ce tableau, les résultats obtenus avec des interfaces sciées ne sont pas pris en compte.

Auteur	Matériau	$G_{Ic}$ (J/m <sup>2</sup> )	Type de colle
(Baba et al., 2010)	Contreplaqué de 6 plis de hêtre [0°/90°/0°]//[0°/90°/0°]	~20	Urée-formaldéhyde et farine de seigle
(El Moustaphaoui et al., 2021a)	Contreplaqué de 9 plis de Ceiba [Empilement non spécifié]	~140 à 200	Urée-formaldéhyde
(Orellana et al., 2024)	LVL de hêtre	~250 à 700	Polyuréthane
(Rhême et al., 2013)	Lamellé-collé de hêtre	~30 à 80	Collage par friction
(Scoville, 2001)	Lamellé-collé de peuplier	~120 à 230	Phénol-formaldéhyde
(Zhao et al., 2017)	Lamellé-collé de pin Sylvestre	~150 à 250	Isocyanate de polymère aqueux
(Jennings, 1997)	Lamellé-collé de peuplier	~200 à 300	Phénol-formaldéhyde
(Xavier et al., 2011)	Lamellé-collé de pin maritime	~220 à 465	Époxy
(Silva et al., 2013)	Lamellé-collé de pin maritime	~ 400 à 550	Époxy
(Myslicki et al., 2019)	Lamellé-collé de hêtre	~ 827 ± 239	Époxy

**Tableau 16 – Comparaison des ordres de grandeur de  $G_{Ic}$**

Peu d’auteurs se sont intéressés au taux de restitution d’énergie du contreplaqué, c’est pourquoi certaines valeurs obtenues sur lamellé-collé sont comparées ici. Il est important de noter que les lamelles de bois (lamellé-collé) et les placages (LVL et contreplaqué) n’ont pas les mêmes épaisseurs et sont obtenues par des procédés différents. Cependant, on peut noter que les écarts constatés entre les auteurs s’expliquent principalement par le type de bois caractérisé et le type de colle employé lors de la fabrication des contreplaqués ou des lamellé-collés caractérisés. En effet, le taux de restitution d’énergie d’un assemblage collé est fortement corrélé à la nature du couple bois-colle. La résistance à la rupture de l’assemblage sera d’autant plus grande que la rugosité du bois ou l’épaisseur du joint de colle sont importants ou que le module d’Young est faible (Pluvinage, 1992). De plus, une forte dispersion est attendue sur des essais comme les essais DCB (Pluvinage, 1992). Maintenant que la caractérisation du taux de restitution d’énergie en mode I a été présentée, nous étudierons dans la prochaine partie le mode II avec l’essai ENF.

#### 2.4.3.2. Mode II : L’essai ENF

La norme américaine ASTM D7905 régit la mise en place d’essais ENF pour caractériser le taux de restitution d’énergie d’une interface en mode II, le mode de cisaillement plan, pour les matériaux composites. Un essai ENF consiste à mettre en flexion, trois ou quatre points, une éprouvette pré-fissurée au niveau de l’interface que l’on souhaite caractériser, comme représenté sur la Figure 68 (Insert 1) ou Figure 69 (valeur  $a_0$ ). La fissure initiale est obtenue en plaçant un film antiadhésif, au moment de la fabrication du composite, dans l’interface que l’on souhaite caractériser, comme pour la fabrication d’éprouvettes DCB. D’après la norme ASTM D7905 les dimensions de l’éprouvette ENF doivent respecter les conditions géométriques illustrées dans la Figure 68. L’ensemble des méthodes permettant de calculer un taux de restitution d’énergie en mode II, se basant sur les essais ENF, se trouvent dans la norme ASTM D7905 et ne seront pas détaillées ici.

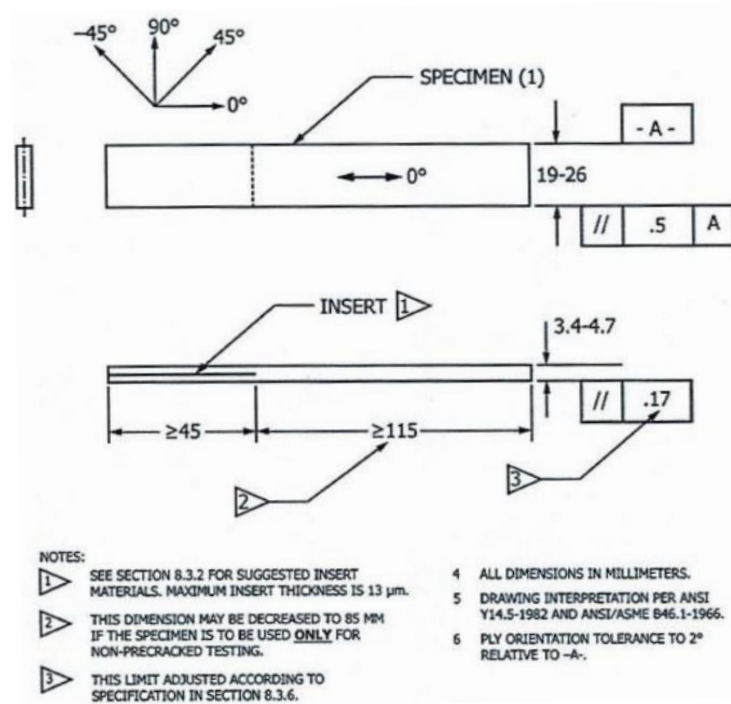


Figure 68 – Dimensions à respecter pour l'éprouvette ENF (ASTM D7905)

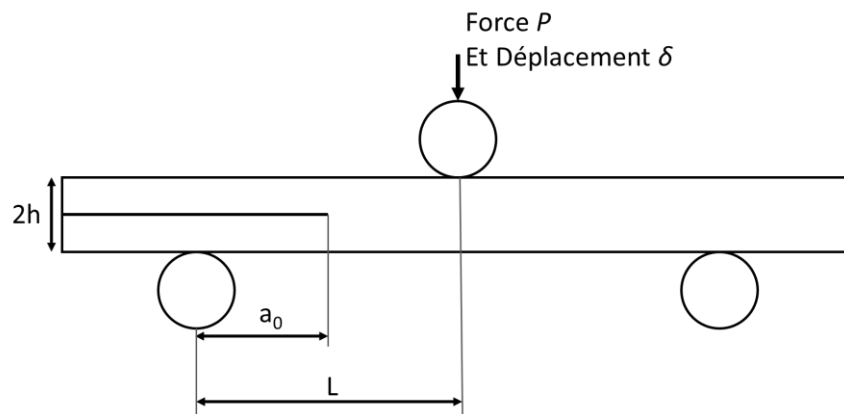


Figure 69 – Essai ENF en flexion 3 points

Quelques résultats de  $G_{IIC}$  sur une interface 0°/0° de LVL ou de lamellé-collé sont résumés dans le tableau suivant :

Auteur	Matériau	$G_{IIC}$ (J/m <sup>2</sup> )	Type de colle
(Kutnar et al., 2008a)	Contreplaqué de 6 plis de Peuplier	~ initiation 50 à 120 Soucis stabilité de fissure	Phenol-formaldehyde
(Franke et Quenneville, 2014)	LVL de Pin de Monterey	4009	-
(Xavier et al., 2011)	Lamellé de pin maritime	~250 à 300	Epoxy
(Rahman et al., 2023)	Lamellé de pin de Monterey	~1400 à 1800	Polyuréthane
(Orellana et al., 2024)	LVL de hêtre	~690 à 1900	Polyuréthane

Tableau 17 – Comparaison des ordres de grandeur de  $G_{IIC}$

---

Après s'être intéressé à la caractérisation des propriétés mécaniques du LVL, on s'intéresse maintenant aux modèles permettant de simuler le LVL ou le contreplaqué. Des modèles analytiques propres aux bois composites ou issus des composites stratifiés industriels seront présentés, ainsi que quelques modèles numériques de bois ou de bois composites.

## 2.5. Modèles pour le dimensionnement du LVL

Les produits structurels composites, tels que le contreplaqué ou LVL, offrent des avantages, comparés au bois massif comme évoqué en introduction du §2. Cependant, il est nécessaire de mettre en place des modèles analytiques ou numériques permettant de modéliser la physique et les propriétés de ces matériaux stratifiés à base de bois. Dans le domaine du BTP, des codes de calculs tels que l'Eurocode 5 (Eurocode 5, 2005) ou des manuels, par exemple, le LVL Handbook (Finnish Woodworking Industries Federation, 2019) fournissent des méthodes de calcul pour évaluer les propriétés mécaniques et les performances des matériaux en bois, ainsi que les règles pour le dimensionnement des éléments de construction en bois, comme les panneaux de LVL. L'Eurocode 5 est un ensemble de normes européennes de dimensionnement dites aux «états limites» (Calgaro et al., 2013) qui définit les exigences de calcul et de conception pour la construction en bois, y compris les panneaux de LVL. Les règles de l'Eurocode 5 permettent de s'assurer que les structures en bois sont suffisamment résistantes et sûres pour les charges auxquelles elles seront soumises, et de garantir la durabilité des structures en bois dans des conditions climatiques spécifiques. Pour ce faire, les sollicitations appliquées aux panneaux sont majorées et les résistances des matériaux sont minorées.

Bien que ces codes soient faciles d'utilisation, les matériaux sont classés en fonction de leur fabrication, ils ne permettent pas de faire un dimensionnement fin de structures en LVL. Il est alors nécessaire d'avoir recours à des modèles plus spécifiques. Les modèles analytiques, et plus particulièrement la théorie des stratifiés, mais aussi des modèles numériques permettant a priori de modéliser le LVL et le contreplaqué seront présentés dans la suite de ces travaux.

### 2.5.1. Modèles analytiques

#### 2.5.1.1. Théorie des stratifiés

Notons que peu de modèles analytiques existent pour le LVL ou le contreplaqué. Cependant, le LVL et le contreplaqué étant des stratifiés à base de bois, et donc une superposition de couches de matériaux (des placages de bois) de nombreux auteurs utilisent la théorie des stratifiés pour modéliser ces stratifiés bois (Cai et R. Dickens, 2004; Makowski, 2019; Okuma, 1976; Perry, 1948; Yoshihara, 2011, 2009). Cette théorie sera donc développée avant de présenter des modèles analytiques propres au LVL et au contreplaqué.

En reprenant la loi de Hooke généralisée pour le matériau bois (Équation 1) et en l'appliquant aux placages qui composent un contreplaqué, il est possible de modéliser ce dernier par une théorie des stratifiés (Berthelot, 2005).

La représentation d'un stratifié ainsi que les notations utilisées pour décrire un stratifié à n plis seront illustrées sur la Figure 70 :

- Les plis sont numérotés de bas en haut de 1 à n ;
- L'épaisseur du pli i est notée  $e_i$  ;
- Les coordonnées selon z des interfaces du pli i sont  $z_{i-1}$  (interface inférieure) et  $z_i$  (interface supérieure) ;
- Le plan moyen ( $z=0$ ) sera pris à mi-épaisseur du stratifié dont l'épaisseur est notée h.

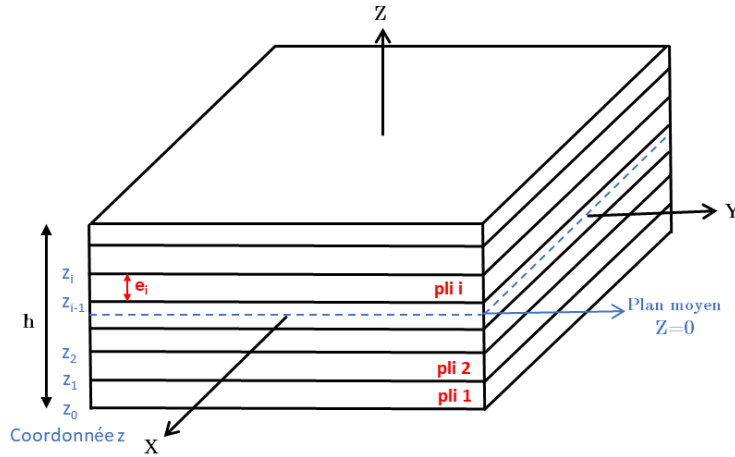


Figure 70 – Notation des plis et des coordonnées dans un stratifié

La relation liant les propriétés du placage en déformations et en contraintes dans son repère (L, T, R) s'écrit de façon réduite, d'après l'Équation 3, sous la forme suivante :

$$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \tau_{LT} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{21} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{LT} \end{pmatrix} = \bar{C} \bar{\varepsilon} \quad \text{Équation 8}$$

Où :

- $\bar{C}$  est la matrice des rigidités élastiques réduite (MPa) ;
- $\bar{\varepsilon}$  est le vecteur des déformations réduit (mm/mm) ;
- $\bar{\sigma}$  est le vecteur des contraintes réduit (MPa).

En utilisant des matrices de rotation, on peut alors ramener ces propriétés dans le repère (X, Y, Z) = (X, Y, R) :

$$\overline{\sigma}_{xy} = T^{-1} \bar{C} T \overline{\varepsilon}_{xy}$$

$$\text{Avec } T = \begin{bmatrix} \cos^2(\theta) & \sin^2(\theta) & 2\sin(\theta)\cos(\theta) \\ \sin^2(\theta) & \cos^2(\theta) & -2\sin(\theta)\cos(\theta) \\ -\sin(\theta)\cos(\theta) & \sin(\theta)\cos(\theta) & \cos^2(\theta) - \sin^2(\theta) \end{bmatrix} \quad \text{Équation 9}$$

Où  $\theta$  est l'angle du placage par rapport au repère (L, T, R).

Les propriétés mécaniques dans le plan du stratifié sont décrites à l'aide des matrices de raideurs assemblées A, B et D :

$$\begin{aligned}
A &= \sum_{i=1}^n \bar{C}_i (h_i - h_{i-1}) \quad (N/mm) \\
B &= \sum_{i=1}^n \bar{C}_i (h_i^2 - h_{i-1}^2) \quad (N) \\
D &= \sum_{i=1}^n \bar{C}_i (h_i^3 - h_{i-1}^3) \quad (N.mm)
\end{aligned}
\tag{Équation 10}$$

Où :

- $n$  est le nombre de plis du stratifié (sans unité) ;
- $i$  est l'indice du pli du stratifié (sans unité) ;
- $h_i$  est la coordonnée dans la direction  $z$  de l'interface entre le pli  $i+1$  et le pli  $i$  (mm) ;
- $\bar{C}_i$  est la matrice des rigidités élastiques réduite du pli  $i$  (MPa).

On obtient alors la relation suivante :

$$\begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B \\ B & D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \tau_{xy} \\ k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{pmatrix}
\tag{Équation 11}$$

Où :

- $N_x, N_y$  et  $T_{xy}$  sont les efforts de membrane (N/mm) ;
- $M_x, M_y$  et  $M_{xy}$  sont les moments dans le plan moyen (N) ;
- $k_x, k_y$  et  $k_{xy}$  sont les courbures de la plaque définies au niveau du plan moyen ( $mm^{-1}$ ).

Il est important de noter que la théorie des stratifiés, présentée précédemment, se base sur les hypothèses cinématiques de la théorie des plaques de Kirchhoff-Love. La théorie présentée s'applique aux plaques minces, et par conséquent devient une approximation moins précise pour les éléments plus épais, les composantes hors plan de la contrainte ne sont alors plus négligeables. La théorie des plaques épaisses, ou théorie de Reissner et Mindlin (Mindlin, 1951; Reissner, 1945) prend en compte le cisaillement transverse lié à la forte épaisseur des stratifiés. Cependant, bien que la théorie des stratifiés fournisse un modèle analytique permettant de décrire simplement le LVL ou le contreplaqué, ce n'est pas un modèle spécifique aux stratifiés à base de bois, c'est pourquoi d'autres modèles analytiques ou numériques, plus spécifiques, ont été mis en place pour pallier certaines problématiques spécifiques aux LVL.

### 2.5.1.2. Modèles analytiques développés pour le LVL

Certains auteurs ont développé des méthodes analytiques afin de modéliser les propriétés mécaniques et le comportement du LVL. En effet, ces auteurs visent à développer des modèles de structure plus précis et plus complets, qui permettent de mieux comprendre les comportements réels des stratifiés à base de bois. Okuma (1976) propose une modélisation du stratifié en prenant en compte l'effet de la colle. Pour cela, il considère la partie du placage où la colle pénètre comme un pli avec des propriétés mécaniques différentes. Wei et al. (2019, 2015) proposent une amélioration de ce modèle (Figure 71). En plus de prendre en compte l'ajout de la colle dans le bois, ce modèle considère aussi la densification des

plis liée à la conception du LVL par mise sous presse. Ce modèle permet donc de prévoir le module d'Young global du stratifié dans une direction donnée grâce à l'Équation 12.

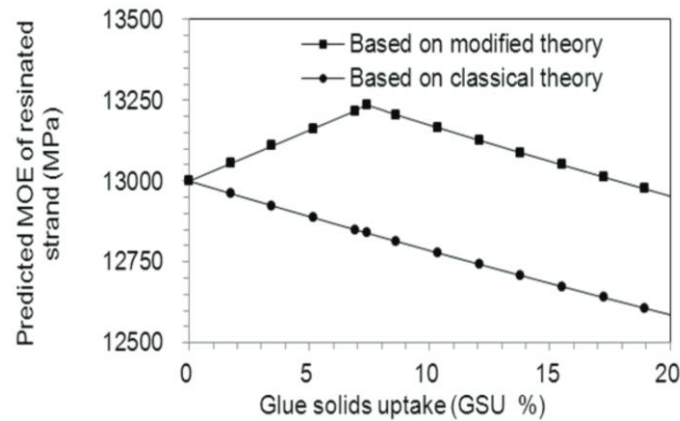


Figure 71 – Module d'Young en fonction du taux de colle (GSU %) d'après la théorie des stratifiés ou du modèle proposé par Wei et al. (2015)

$$E_{comprimé} = \frac{(n - 1)GSE_g}{t_0\rho_g(1 - CR)} + \frac{E_w}{1 - CR} \quad \text{Équation 12}$$

Où :

- $E_{comprimé}$  est le module d'Young du stratifié dans une direction donnée (MPa) ;
- $n$  est le nombre de plis du LVL (sans unité) ;
- $GS$  est la répartition de colle entre chaque pli (« Glue Spread ») (g/mm<sup>2</sup>) ;
- $E_g$  est le module d'Young de la colle dans une direction donnée (MPa) ;
- $E_w$  est le module d'Young du bois dans une direction donnée (MPa) ;
- $t_0$  est l'épaisseur d'un placage avant compression (mm) ;
- $\rho_g$  est la masse volumique de la colle (g/mm<sup>3</sup>) ;
- $CR$  est le taux de compression des placages (sans unité).

Wei et al. (2019) montrent aussi via leur modèle, mais aussi une campagne d'essai, que l'influence de la colle devient négligeable si le LVL est fabriqué avec des placages plus épais. En effet, sa quantité relative dans le matériau composite sera moindre pour une même géométrie.

D'autres auteurs se sont intéressés à la modélisation du LVL en se basant sur les variations de pentes de fil mesurées sur des placages, mais aussi sur la densité moyenne des placages. Viguier et al. (2018) et Duriot (2021) proposent une modélisation d'un module d'Young global, en moyennant les rigidités locales des placages en fonction de l'angle de fil locale et de la densité moyenne. Le principe est détaillé Figure 72.



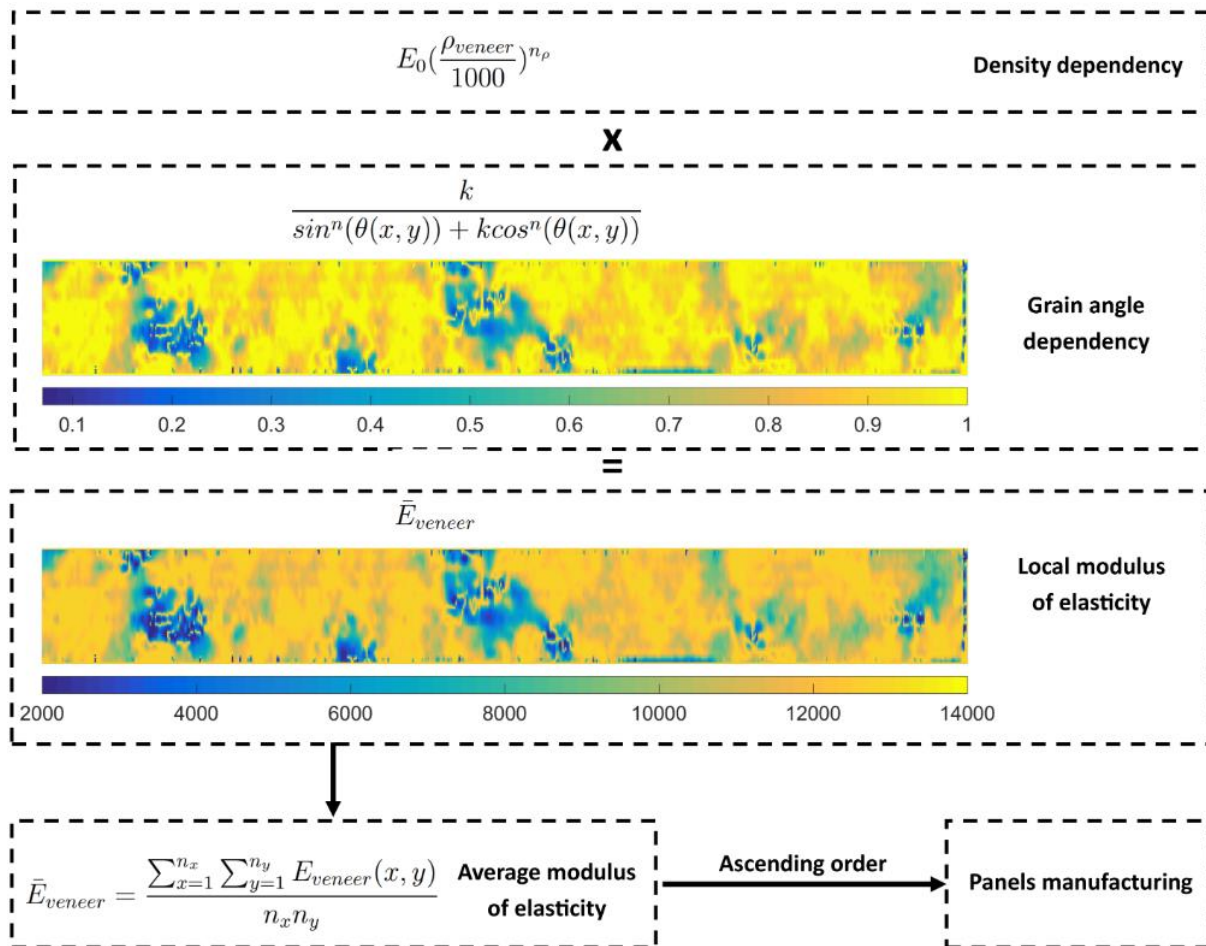


Figure 72 – Méthode de calcul d’un module élastique d’un placage : un module longitudinal élastique moyen est associé à chaque placage en fonction de sa densité moyenne ; ce module est localement pondéré selon l’angle mesuré par effet trachéide en appliquant la formule de Hankinson ; les modules de chaque placage constituant les LVL sont sommés de manière à calculer finalement une rigidité efficace du LVL (Viguier et al., 2018)

Les auteurs se sont basés sur des essais de flexion 4 points pour comparer leur modèle à des valeurs expérimentales. Ils notent cependant que des études supplémentaires sont nécessaires pour valider ce comportement sur des LVL et que la prise en compte de l’angle de fil hors plan et l’utilisation d’une cartographie de densité locale permettraient d’obtenir des résultats plus précis (Duriot, 2021).

Sur ce même principe, Ehrhart et al. (2021) se basent aussi sur la formule de Hankinson pour prendre en compte la pente de fil dans le plan des placages pour modéliser leur rigidité en traction. Cependant, ils utilisent aussi la formule de Hankinson pour modéliser la contrainte à la rupture dans cette même direction en fonction de la pente de fil et du module d’Young local (Figure 73).

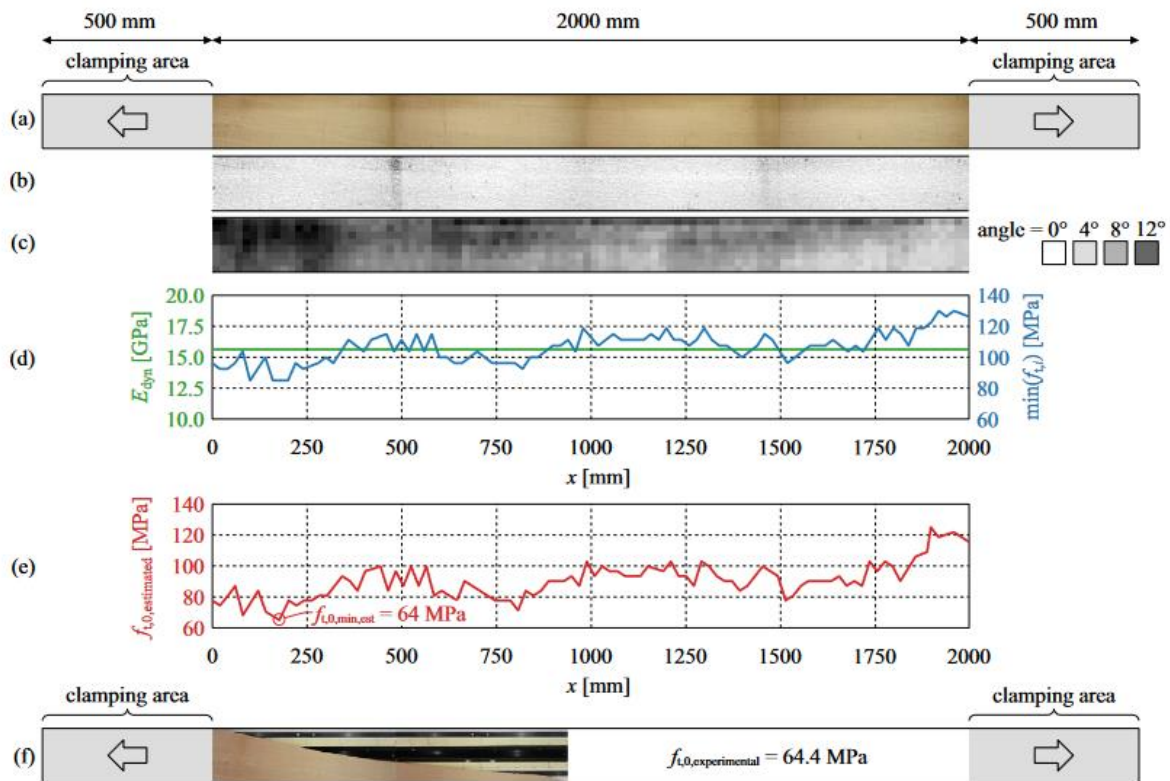


Figure 73 – Étapes de modélisation : photos des éprouvettes (a) ; image post-traitement en noir et blanc des rayons médullaires (b) ; cartographie de la pente de fil locale (c). Estimation du module de la résistance à la traction (d et e). La résistance à la traction modélisée ( $f_{t,0,estimated} = 64$  MPa) et la résistance à la traction déterminée expérimentalement ( $f_{t,0,experimental} = 64,4$  MPa) (f) sont proches et la rupture s'est produite dans la zone d'inclinaison maximale des fibres. (Ehrhart et al., 2021)

Les travaux présentés permettent de modéliser certains aspects spécifiques au LVL, cependant ils ont des limitations. En effet, pour le moment, ils ne s'intéressent qu'à des sollicitations extérieures simples et dans une seule direction. C'est pourquoi certains auteurs se tournent vers des approches numériques afin de modéliser le LVL de façon plus précise. En effet, ces approches permettent de modéliser les endommagements et ruptures du bois sous sollicitations complexes, appliquées à des structures en LVL.

### 2.5.2. Modèles numériques

Bien que des modèles analytiques puissent décrire le comportement mécanique du bois, le bois reste un matériau complexe, influencé par de nombreux facteurs tels que la température, l'humidité ou le type de sollicitation. Comme évoqué précédemment, c'est un matériau qui peut être considéré comme orthotrope. Dans le cas de chargements statiques ou quasi-statiques, il est considéré comme linéaire et fragile en traction sens fibre et ductile en compression sens fibre. Avec l'augmentation du taux de chargement, les parois cellulaires commencent à se déformer localement et le comportement du bois devient non-linéaire. La mise en place de modèles numériques permet donc de rendre compte de comportements mécaniques plus complexes (Tabiei et Wu, 2000).

---

De nombreuses solutions sont envisagées pour modéliser le bois. La mise en place de modèles par la Méthode des Éléments Finis (FEM : Finite Element Method en anglais) permet par exemple la modélisation de géométries variées tout en prenant en compte de multiples critères de rupture, permettant de simuler les modes de ruines du bois sous diverses sollicitations (Mascia et Simoni, 2013). Ces modèles permettent aussi la mise en place de lois de comportements spécifiques. On peut par exemple citer les lois de comportement des MAT 143, 126 ou 026 dans LS-DYNA (Abdalslam, 2013; Deka et Vaidya, 2008; Maillot et al., 2014; Murray et al., 2005; Susainathan et al., 2017; Wang et al., 2016). D'autres auteurs modélisent le comportement du bois à travers leurs propres sous-programmes UMAT qui peuvent être implémentés dans ABAQUS afin de modéliser de l'endommagement, des non-linéarités ou de la plasticité (Benvenuti et al., 2020; Eslami et al., 2021; Oudjene et Khelifa, 2009; Sandhaas et al., 2012). Malgré de nombreuses études, la modélisation du bois reste encore à ce jour un domaine de recherche ouvert (Rebhi et al., 2021).

Notons que le LVL, qui est un matériau stratifié à base de bois, possède des similitudes avec le bois. Cependant, des spécificités propres au LVL et à la colle qui le compose sont à prendre en compte dans la caractérisation et donc dans la modélisation de ce matériau. Or aujourd'hui, bien qu'il existe des études sur la modélisation du bois, la modélisation du LVL reste un domaine d'études ouvert. Différentes approches permettant de modéliser le LVL ou le contreplaqué sont présentes dans la littérature. Une première approche est la modélisation linéaire par des modèles FEM en considérant les placages du LVL comme des couches de stratifié (Akgul et al., 2015; Labans et Kalnins, 2013; Makowski, 2019; Triche et Hunt, 1993). À cela, de nombreuses modifications peuvent être ajoutées :

- Des critères de ruptures (comme le critère de la contrainte maximale, de Tsai-hill, de Hashin ou de Puck) (Chybiński et Polus, 2021; Merhar, 2021, 2020) ;
- Prise en compte d'inhomogénéités du bois et des placages (bois d'hiver/bois de printemps, nœuds, pente de fil, etc.) (Zerbst et al., 2020) (Clouston, 2007) (Ek et Norbäck, 2020) (Gilbert et al., 2017) ;
- Prise en compte des fissures de déroulage (Pot et al., 2014) (Figure 74).

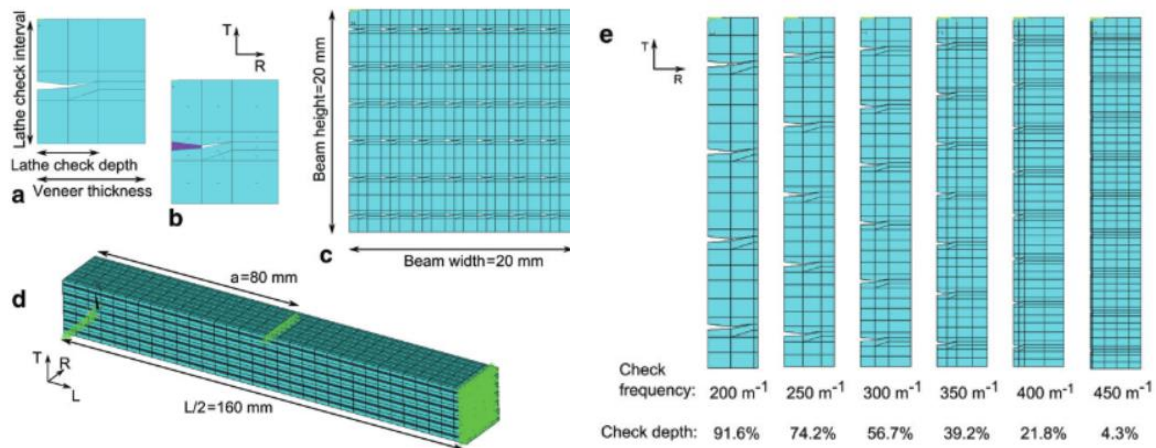


Figure 74 – Modèle par éléments finis d'une poutre en LVL : (a) Motif de base ; (b) motif de base avec fissures encollées (la colle est de couleur violette) ; (c) section transversale de la poutre (fréquence de fissure  $300 \text{ m}^{-1}$ ) ; (d) moitié de la poutre (les symboles triangulaires verts représentent les conditions limites) ; (e) modèle par éléments finis des six placages fissurés utilisés dans le modèle numérique (Pot et al., 2014)

Pour prendre en compte la variabilité des propriétés mécaniques du matériau, certains auteurs proposent des modèles d'éléments finis stochastiques 3D et des simulations de Monte Carlo afin d'analyser les états de contrainte lors d'essais de flexion, traction et compression (Clouston, 2007; Clouston et Lam, 2002, 2001; Ek et Norbäck, 2020; Gilbert et al., 2017; Wang et Lam, 1998). Cependant, ces modélisations linéaires, même couplées avec des critères de rupture pour le LVL, ne permettent pas de rendre compte des modes de ruine observés expérimentalement. En effet, en utilisant des critères de rupture, on obtient la force à la rupture dans l'élément le plus faible lors de la sollicitation appliquée. Cependant, la rupture initiale de l'éprouvette ne correspond pas forcément à la ruine finale de cette dernière. La mise en place de modèles non-linéaires ou plus complexes est alors nécessaire pour identifier le scénario de rupture de l'éprouvette (Figure 75) (Chybiński et Polus, 2021; Merhar, 2021).

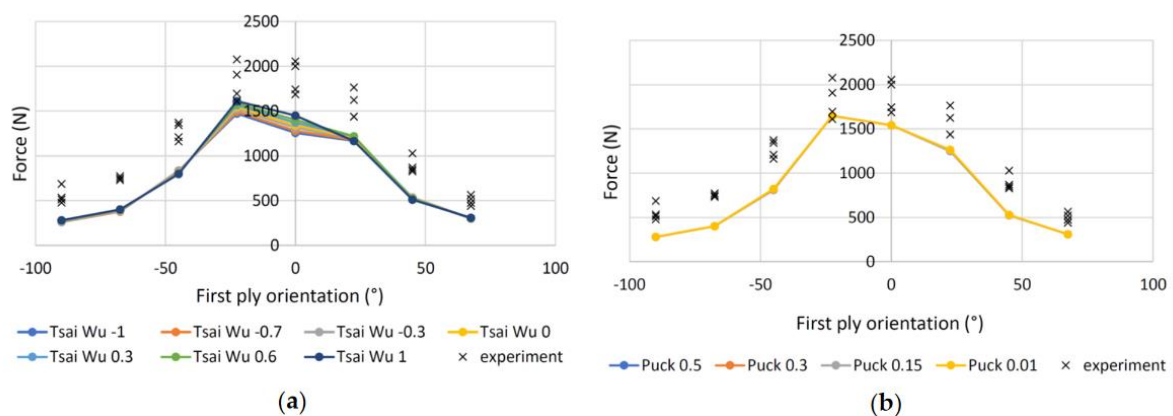


Figure 75 – Forces à la rupture mesurées et calculées sur des LVL de 7 plis chargés en flexion 4 points : (a) critère Tsai-Wu, (b) critère Puck (Merhar, 2021)

Concernant la modélisation non-linéaire par des modèles FEM, de nombreuses approches sont utilisées dans la littérature ; on peut notamment citer :

- 
- La modélisation de lois de comportement matériaux non-linéaire pour simuler le comportement du LVL en fonction des sollicitations extérieures appliquées sur le matériau simulé (Gilbert et al., 2020, 2018, 2017) ;
  - La mise en place de lois d'endommagement (Ivanov et al., 2008; Ivanov et Sadowski, 2009; Otkur, 2010) ;
  - L'ajout d'éléments cohésifs entre les plis permet aussi de prendre en compte le délaminage entre les plis de LVL ou la fissuration dans les plis (Akgul et al., 2015; Ardalany, 2012; Ardalany et al., 2016; El Moustaphaoui et al., 2021b; Gilbert et al., 2020). Bien que cette méthode soit remise en question par Muller et al. (2005). Les auteurs concluent qu'une approche plus complexe est nécessaire pour modéliser les joints de colle en raison de la complexité structurelle des lignes de collage et des propriétés mécaniques incertaines des colles.

Cependant, il est important de noter que la faiblesse de certaines stratégies de modélisation peut venir du manque de données d'entrée et aussi de la variabilité des propriétés mécaniques pour une essence d'arbre particulière (Merhar, 2021, 2020). Les modèles numériques de LVL n'ont pas été largement développés et il a été démontré que bien qu'ils puissent fournir une première approche sur le comportement du LVL, les modes d'endommagement ainsi que le comportement dynamique ou d'impact sont encore mal représentés (Susainathan, 2017). La modélisation du LVL reste donc une thématique de recherche actuelle et la complexité intrinsèque du matériau, sa dispersion naturelle et ses défauts sont des verrous à cette modélisation.

Toutefois, il existe une littérature abondante sur les modèles de rupture des composites, comme les modèles à plis discrets, qui pourraient être adaptés pour modéliser les défauts du bois (Bouvet et al., 2009b; Serra et al., 2017, 2016). C'est donc dans la perspective de mettre en place un modèle numérique du LVL, en se basant sur ce type de modèles que l'on cherche à étudier et à caractériser la tolérance aux défauts du LVL.

### **3. Synthèse**

Le bois est un matériau qui par le passé a largement été utilisé dans le monde des transports. Si son utilisation est très répandue de nos jours dans la construction, son utilisation pour la mobilité reste anecdotique. Le LVL, un stratifié de bois offre des possibilités vis-à-vis de la sélection des placages qui le constituent, de l'agencement de plis et du couplage avec d'autres matériaux (métaux ou composites). La littérature montre que le bois, en tant que matériau naturel, abondant et local, est un matériau crédible pour remplacer des matériaux fortement émetteurs de carbone. Toutefois, il est un matériau extrêmement complexe et de nombreux paramètres intrinsèques ou externes au bois peuvent avoir une influence sur son comportement mécanique, tel que sa densité, la température ou l'humidité.

De plus, il a été montré expérimentalement que le bois a un intérêt certain lors d'application d'impact ou de crash, ce qui est important dans la définition des véhicules. Il devient alors nécessaire de modéliser finement son comportement si l'on souhaite retranscrire précisément son comportement dans de telles applications. Cependant, avant de mettre en place une modélisation avancée pour rendre compte des modes de ruines d'un LVL, tout en intégrant ses caractéristiques intrinsèques comme la variation de

la pente de fil, de la densité locale, la présence de fissure de déroulage ou d'autres défauts, il est nécessaire d'étudier l'effet de chacun de ces paramètres et de caractériser le LVL en présence de ces complexités. La caractérisation des composites polymères renforcés de fibres synthétiques répond déjà à certaines de ces problématiques. De plus la modélisation de ces stratifiés industriels est déjà opérationnelle pour de la modélisation d'impact ou de crash. Il peut alors être pertinent de caractériser le LVL en se basant sur les outils couramment employés pour la caractérisation et l'étude de stratifiés industriels et de mettre en place des méthodologies permettant d'accéder aux caractéristiques mécaniques de ces matériaux en vue de modélisations avancées. C'est dans cette optique que cette thèse sera abordée.

Dans un premier temps, on se propose d'étudier le comportement dans le plan du LVL, avec des essais de traction, en tenant compte des défauts tels que les variations locales d'orientation des fibres et les fissurations induites lors du processus de déroulage. En effet, il est nécessaire de procéder à l'identification de propriétés mécaniques de LVL pour ces travaux. De plus, la caractérisation de l'influence des défauts du bois sur ses propriétés mécaniques reste encore une thématique de recherche aujourd'hui. L'influence du nombre de plis et de la colle seront également prises en considération dans cette première partie. En effet, il semblerait que, sur le LVL, ce point ne soit que rarement abordé dans la littérature. Finalement, un modèle sera proposé pour rendre compte des comportements mécaniques observés.

Dans un second temps, des essais DCB, permettant de caractériser des taux de restitution d'énergie à l'interface, en mode I, seront réalisés. Ces essais permettent d'une part d'identifier certaines propriétés mécaniques et d'autre part de comprendre le comportement de la propagation de fissures dans le LVL. En effet, dans la littérature, peu d'études s'intéressent aux essais DCB sur du LVL. De plus, aucune de ces études ne caractérise d'interfaces entre un pli à  $0^\circ$  et un pli à  $90^\circ$ . Or, cette interface est propre au contreplaqué, qui reste une configuration couramment utilisée dans l'industrie.

Finalement, des essais de traction sur deux stratifications seront étudiés avec et sans la présence d'un trou. Ces essais permettront de valider l'ensemble des paramètres mécaniques identifiés dans les chapitres précédents, tout en permettant d'étudier l'effet du trou sur de telles stratifications. En effet, les essais de traction sur des éprouvettes trouées de LVL ne sont que peu traités dans la littérature. Or, lors de l'assemblage de structures en LVL, il peut être nécessaire de percer des trous ou de réaliser des découpes. La caractérisation d'éprouvettes trouées en traction est donc une première étape pour étudier le comportement de ces matériaux lors d'assemblages.



---

# CHAPITRE III : Caractériser, dans le plan, le comportement du LVL

---

## Sommaire

<b>1. Introduction .....</b>	<b>105</b>
<b>2. Matériel et procédures expérimentales .....</b>	<b>107</b>
2.1. Mesure de la pente de fil.....	107
2.2. Fabrication des éprouvettes de traction.....	108
2.3. Moyens expérimentaux .....	111
<b>3. Méthodologie .....</b>	<b>112</b>
3.1. Calcul de la déformation.....	112
3.2. Calcul des modules d'Young et du coefficient de Poisson.....	113
3.3. Calcul du module de cisaillement plan.....	113
3.4. Calcul du ratio de compression (CR : Compression Ratio) .....	114
3.5. Modèle éléments finis pour évaluer l'influence de la déviation de l'angle des fibres.....	116
3.6. Modélisation de la rigidité en traction d'un LVL .....	116
<b>4. Résultats.....</b>	<b>119</b>
4.1. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_1$ .....	119
4.2. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_2$ .....	125
4.3. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_n$ .....	128
4.4. Étude des éprouvettes $[90^\circ]_n$ .....	132
4.5. Étude des éprouvettes $[\pm 45^\circ]_s$ .....	135
4.6. Modélisation de l'effet du nombre de plis.....	136
4.7. Étude des éprouvettes faites avec les placages du lot n°2 : $[0^\circ]_3$ , $[0^\circ]_5$ , $[90^\circ]_3$ et $[\pm 45^\circ]_s$ .....	139
<b>5. Discussions .....</b>	<b>143</b>
<b>6. Conclusions et perspectives.....</b>	<b>144</b>





Dans cette partie, l'objectif est d'analyser le comportement linéaire des placages soumis à une sollicitation de traction. Diverses configurations ont été caractérisées pour des LVL composés de plusieurs plis à  $[0^\circ]$  et  $[90^\circ]$  avec pour objectif d'étudier l'effet du nombre de plis sur les propriétés longitudinales et transverses. De plus, des éprouvettes avec des plis à  $[\pm 45^\circ]_s$  ont aussi été caractérisées afin d'obtenir les propriétés en cisaillement plan.

### 1. Introduction

Comme introduit dans la revue de littérature, de nombreux auteurs se sont intéressés à l'effet du nombre de plis sur des LVL ayant une épaisseur constante, et donc fabriqués avec des placages d'épaisseurs différentes. Il semblerait que le nombre de placages, et de fait l'épaisseur des plis, dans un LVL d'épaisseur fixe, ait une influence sur sa rigidité ainsi que sur ses résistances en flexion et traction. Les deux explications avancées sont les suivantes : une meilleure répartition des défauts du bois à travers des placages et une quantité de colle plus importante dans le LVL avec l'augmentation du nombre de plis (Daoui et al., 2011; H'ng et al., 2010; Hoover et al., 1987; Schaffer et al., 1972; Youngquist et al., 1984).

Cependant, toutes les études précédemment citées ont caractérisé les LVL avec une épaisseur de stratifié constante tout en faisant varier l'épaisseur des plis et donc leur nombre. Seuls Lechner et al. (2021) ont étudié des éprouvettes avec une épaisseur de pli constante, conduisant à des LVL dont l'épaisseur augmente en corrélation avec le nombre de plis. Leurs essais de traction sur des échantillons à 1, 2 et 4 plis montrent une augmentation de la contrainte de rupture et de la rigidité à mesure que le nombre de plis augmente. Néanmoins, dans le cas du LVL à 6 plis, les propriétés mécaniques présentent une moyenne inférieure à celle de la version à 4 plis. Les auteurs n'expliquent pas cette baisse des propriétés mécaniques. Dans le cas des composites renforcés de fibres de carbone (CFRP), les études de Nardone et al. (2012) et de Gning et al. (2011) n'indiquent aucun impact perceptible du nombre de plis sur la rigidité du stratifié.

Comme nous l'avons vu précédemment, peu de modèles analytiques existent pour caractériser le LVL ou le contreplaqué. L'approche développée dans ce chapitre consistera donc à modéliser le LVL en se basant sur la théorie des stratifiés comme cela a pu être fait par de nombreux auteurs (Cai et R. Dickens, 2004; Makowski, 2019; Okuma, 1976; Perry, 1948; Wilczyński et Warmbier, 2012; Yoshihara, 2011, 2009). On exploitera plus particulièrement les travaux de Wei et al. (2019, 2015) en proposant une amélioration de cette modélisation. En plus de prendre en compte l'ajout de la colle dans le bois, ce modèle considère aussi la densification des plis liée à la fabrication du LVL par mise sous presse. En effet, comme montré par de nombreux auteurs (Gavrilović-Grmuša et al., 2016; Okuma, 1976; Wei et al., 2015), le LVL peut être considéré comme une stratification de trois matériaux : les placages de bois, la colle et une zone mixte bois-colle.

En se basant sur une loi des mélanges, l'Équation 13 permet d'obtenir la valeur de la rigidité de cette zone mixte bois-colle ( $E_m$ ) (Wei et al., 2015) :

$$E_m = E_w + rE_g \quad \text{Équation 13}$$

Où :

- $E_m$  est le module d'Young de la partie mixte bois-colle dans une direction donnée (MPa) ;
- $r$  est le ratio de vide dans le bois (Équation 14) (sans unité) ;
- $E_g$  est le module d'Young de la colle dans une direction donnée (MPa) ;
- $E_w$  est le module d'Young du bois dans une direction donnée (MPa).

Une valeur de  $r$  peut être calculée en se basant sur la masse volumique de la matière ligneuse et la masse volumique du bois (Wei et al., 2015) :

$$r = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_f} \quad \text{Équation 14}$$

Où :

- $\rho_0$  est la masse volumique du bois ( $\text{g}/\text{mm}^3$ ) ;
- $\rho_f$  est la masse volumique de la matière ligneuse ( $\text{g}/\text{mm}^3$ ).

Cinq épaisseurs sont définies afin de décrire le stratifié étudié. Ces épaisseurs sont représentées sur la Figure 76:

- $t_g$  est l'épaisseur du joint de colle (mm) ;
- $t_m$  est l'épaisseur de la zone mixte dans la partie inférieure ou supérieure au joint de colle (mm) ;
- $t_v$  est l'épaisseur du placage dans le LVL (mm) ;
- $t_w$  est l'épaisseur du placage exempt de colle (mm) ;
- $t$  est l'épaisseur du stratifié (non représenté sur la Figure 76) (mm).

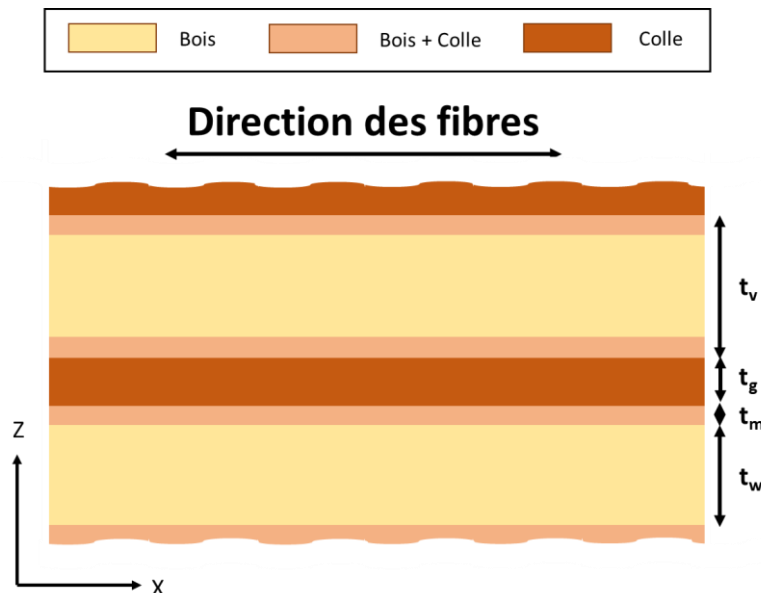


Figure 76 – Schéma représentant les différents matériaux du stratifié ainsi que les notations des différentes épaisseurs utilisées

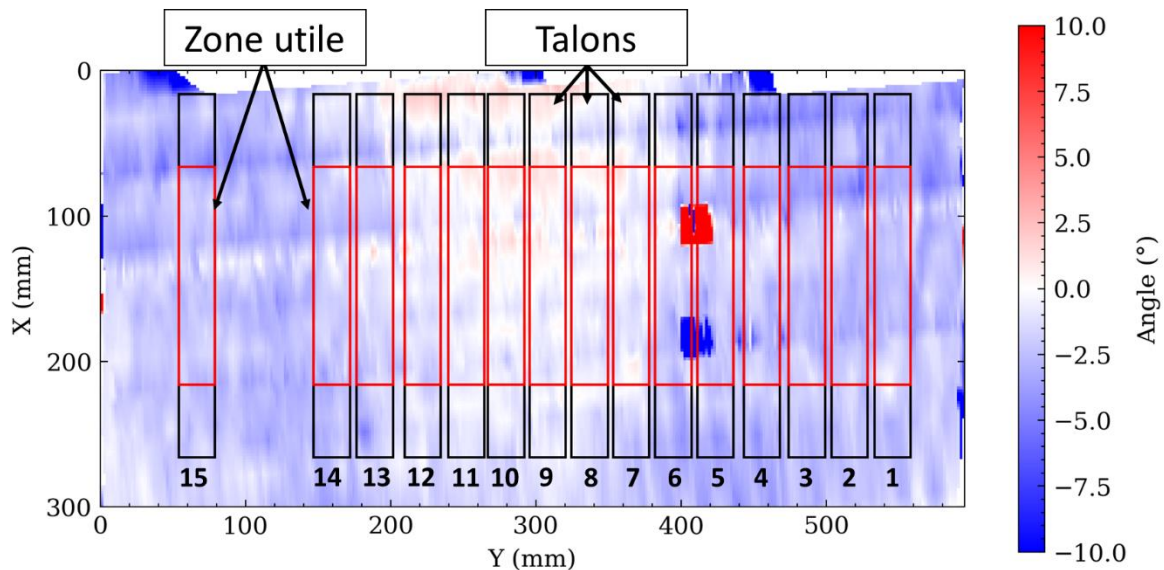
Afin de caractériser la rigidité de nos différentes éprouvettes, l'essai de traction est privilégié de par sa simplicité de mise en œuvre. De plus, contrairement à l'essai de flexion, l'essai de traction permet de mesurer directement à la fois la limite élastique et la résistance à la rupture sous un chargement uniaxial. Dans le but de déterminer les propriétés de cisaillement, des essais de traction, sur des éprouvettes de LVL orientées à  $[\pm 45^\circ]_s$ , ont aussi été réalisés, conformément à la norme ASTM D3518 pour les composites. La norme composite est choisie, car les normes utilisées pour les panneaux de LVL reposent sur des essais complexes peu adaptés à la faible épaisseur de nos LVL. De plus, cette norme a été utilisée par certains auteurs pour le contreplaqué (Yoshihara, 2011).

Le bois de peuplier sera choisi dans cette thèse comme seule et unique ressource. En effet, des travaux antérieurs à cette thèse ont permis de montrer que le peuplier (un des bois tempérés les plus légers, très présents en France et bon marché) possède des caractéristiques intéressantes pour une utilisation dans des applications de crash et d'impact (Guélou, 2021). De plus, la forêt française est composée à plus de 70 % de feuillus qui sont très peu exploités aujourd'hui, contrairement aux résineux. Dans cette thèse, nous focaliserons donc notre étude sur le bois de peuplier. Certaines caractéristiques de ce bois sont présentées en Annexe I. Le bois utilisé lors de ces travaux provient de l'unique parcelle d'une exploitation forestière. Le peuplier est préparé et caractérisé par le laboratoire LaBoMaP de Cluny.

## 2. Matériel et procédures expérimentales

### 2.1. Mesure de la pente de fil

Des placages de bois de peuplier Koster (*Populus × canadensis*), d'une épaisseur de 1 mm, ont été utilisés pour la fabrication des éprouvettes de traction. Les placages ont été produits à l'aide d'une dérouleuse et caractérisés au LaBoMaP. Ce laboratoire nous a fourni une cartographie de l'angle d'inclinaison des fibres dans le plan pour chaque placage, avec une résolution de  $2 \times 2 \text{ mm}^2$ . L'inclinaison dans le plan de la fibre a été obtenue en utilisant « l'effet trachéide » : lorsqu'une lumière condensée, telle qu'un faisceau laser, est projetée sur une surface de bois, le faisceau est diffracté par les fibres et les trachéides du bois. Il en résulte une tache lumineuse elliptique orientée dans la même direction que la pente des fibres dans le plan (Daval et al. 2015). La pente des fibres peut alors être calculée à partir de l'orientation de l'ellipse formée par la lumière observée. L'analyse d'image a également permis d'identifier la lumière diffractée par les fibres et donc la déviation du grain du bois, dans le but de cartographier ces déviations en 2D. La Figure 77 montre l'emplacement des talons des éprouvettes (en noir sur la Figure 77) et de la zone utile (en rouge sur la Figure 77) de chaque éprouvette  $[0^\circ]_1$  sur la cartographie de l'angle des fibres du placage utilisé pour la fabrication des éprouvettes.



**Figure 77 – Cartographie des placages et emplacement des éprouvettes  $[0^\circ]_1$   
(Numérotation sous chaque éprouvette)**

## 2.2. Fabrication des éprouvettes de traction

Pour fabriquer les panneaux de LVL, les placages de bois ont ensuite été collés et empilés puis pressés pendant 5 heures à 10 bars et  $25^\circ\text{C}$  grâce à une presse MIB Hydraulique PA 200. Ces LVL ont ensuite été découpés pour fabriquer les échantillons à caractériser. La découpe des éprouvettes de 1 et 2 plis s'est faite avec une machine de découpe laser  $\text{CO}_2$  GBOS Série D pour limiter les contraintes de coupe sur les éprouvettes. Les autres éprouvettes ont été découpées avec une scie circulaire Paolini P150. Dans cette étude, une colle monocomposante à base de polyuréthane (PUR 1C) a été utilisée pour fabriquer les échantillons à caractériser. La colle à bois utilisée est la Kleiberit 510 PUR 1C FIBERBOND (Annexe II). En effet, une étude préliminaire a été réalisée au laboratoire par Guélou sur le choix de cette colle à bois pour des assemblages de placages en peuplier (Guélou, 2021). La quantité de colle utilisée (recommandée par le fabricant) était de  $250 \text{ g/m}^2$ . L'orientation des fissures de déroulage (Chapitre II §2.2.2) dans les placages de peuplier a été considérée lors de la fabrication des éprouvettes de traction. Lors de l'empilage, les faces présentant des fissures de déroulage sont placées sur des faces saines, à l'exception des plis extérieurs dont les faces fissurées sont orientées vers l'intérieur du contreplaqué. Cet empilement est appelé « tight side out and loose side in ». Il s'agit du montage généralement utilisé dans l'industrie pour la fabrication des contreplaqués (Leggate et al., 2017). La Figure 78 illustre l'empilement utilisé pour les éprouvettes  $0^\circ/0^\circ$ .

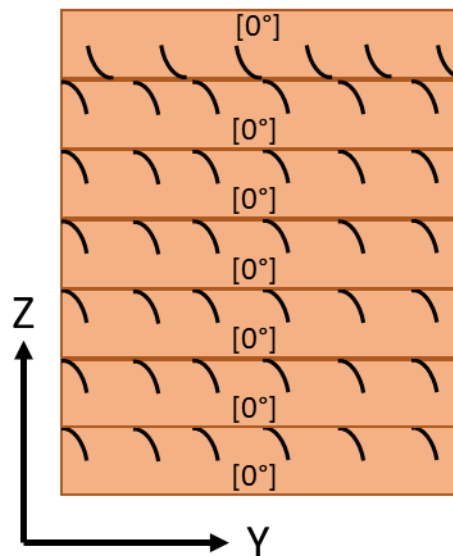


Figure 78 – Empilement des placages pour les éprouvettes  $[0^\circ]_7$

Deux lots de placage ont été utilisés pour cette campagne de caractérisation. Chacun de ces lots était composé de respectivement 4 et 2 billons, provenant de la même parcelle et déroulés dans les mêmes conditions, mais à presque un an d'intervalle. La densité moyenne étant différente entre les deux lots, ils seront considérés comme distincts, la densité pouvant avoir un effet sur les propriétés mécaniques des placages obtenus.

#### Lot de placages n°1 : Placages de Juin 2022

La masse volumique des placages de peuplier utilisés pour la réalisation des éprouvettes était de  $355 \text{ kg/m}^3$  avec un écart-type relatif (ETR (%)) de 6 %. Six configurations d'échantillons de LVL unidirectionnels à  $0^\circ$  ont été réalisées pour cette étude :  $[0^\circ]$ ,  $[0^\circ]_2$ ,  $[0^\circ]_3$ ,  $[0^\circ]_5$ ,  $[0^\circ]_7$ , et  $[0^\circ]_9$ . Pour les éprouvettes  $[0^\circ]_2$ , 3 configurations différentes ont été étudiées afin de caractériser l'influence des faces encollées sur les essais de traction :

- Collage face saine sur face saine ( $[0^\circ]_{2TT}$ ) ;
- Collage face saine sur face fissurée ( $[0^\circ]_{2TL}$ ) ;
- Collage face fissurée sur face fissurée ( $[0^\circ]_{2LL}$ ).

L'influence des faces encollées lors de la conception du LVL a été étudiée par Blomqvist et al (2014). Les auteurs ne se sont cependant intéressés qu'à la stabilité plane du LVL. Li et al. (2020) ont regardé l'influence des faces encollées, mais uniquement sur des essais de cisaillement. L'étude de l'influence des faces encollées sur la rigidité en membrane d'un LVL reste donc à caractériser.

Trois configurations d'éprouvettes unidirectionnelles à  $90^\circ$  ont également été étudiées :  $[90^\circ]_3$ ,  $[90^\circ]_5$  et  $[90^\circ]_9$ . Le choix est fait de réduire le nombre de séries en ne caractérisant pas les éprouvettes  $[90^\circ]_1$  et  $[90^\circ]_2$ , car trop fragiles ainsi que les éprouvettes  $[90^\circ]_7$  pour réduire le nombre d'essais (la différence de rigidité entre les éprouvettes  $[0^\circ]_7$  et  $[0^\circ]_9$  étant la moins importante par rapport aux autres essais  $[0^\circ]_n$  (Tableau 20)). Une configuration d'éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_8$  est également étudiée pour caractériser les

propriétés en cisaillement du LVL. La configuration  $[\pm 45^\circ]_s$  nécessite un ensemble de 4 plis pour être symétrique. Compte tenu des moyens d'essais à notre disposition, seules les configurations  $[\pm 45^\circ]_s$  et  $[\pm 45^\circ]_{2s}$  auraient pu être caractérisées. Le choix a donc été fait de ne pas étudier l'effet du nombre de plis. Seule la configuration  $[\pm 45^\circ]_s$  sera caractérisée. Un total de 15 éprouvettes, de géométrie rectangulaire, par configuration a été fabriqué.

On notera que l'ensemble des éprouvettes a été fabriqué à partir des placages issus d'un seul et même billon pour éviter tout effet que pourrait avoir le mélange de billons dans les propriétés mécaniques identifiées.

### Lot de placages n°2 : Placages de Mai 2023

Ce deuxième lot de placages nous a permis d'obtenir les propriétés mécaniques des placages utilisés pour la suite de la thèse (placages différents de ceux présentés précédemment, et dont les propriétés mécaniques diffèrent légèrement). La masse volumique des placages de peuplier était de  $377 \text{ kg/m}^3$  (ETR : 6 %). Quatre configurations d'éprouvettes ont été réalisées pour cette étude :  $[0^\circ]_3$ ,  $[0^\circ]_5$ ,  $[90^\circ]_3$ , et  $[\pm 45^\circ]_s$ . Ces essais ne servant pas à étudier l'effet du nombre de plis sur les caractéristiques du LVL, on a fait le choix de limiter les essais en supprimant les essais de 1 et 2 plis pour leur fragilité ainsi que les essais de 7 et 9 plis pour limiter l'utilisation de placages. Un total de 10 éprouvettes, de géométrie rectangulaire, par configuration a été fabriqué, à l'exception de la série  $[90^\circ]_3$  où seulement 3 éprouvettes ont été caractérisées. En effet, la série n'était pas prévue initialement, elle fût donc fabriquée sur des chutes de LVL ayant servi à la fabrication des éprouvettes  $[0^\circ]_3$ . Les chutes de  $[0^\circ]_5$  n'étant pas exploitables.

### Dimensions des éprouvettes

Les éprouvettes de traction ont des dimensions nominales de  $250 \times 25 \times \text{épaisseur du LVL}$  mm<sup>3</sup> conformément à la norme ASTM D3039 choisie pour ces essais (Chapitre II §2.4.1). Des talons de 50 mm de long sont ajoutés à chaque extrémité de sorte à limiter les concentrations de contrainte, et donc la rupture dans les mors de la machine d'essai (Figure 79).

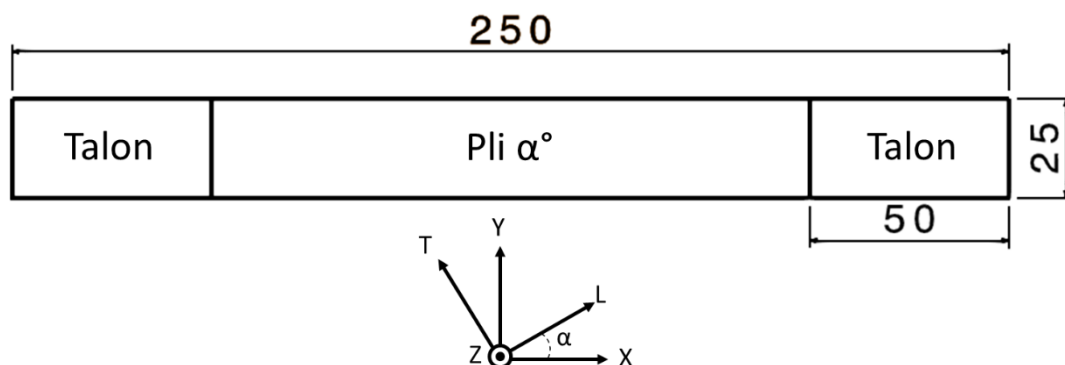


Figure 79 – Illustration d'une éprouvette de traction avec ses talons (unités en mm)

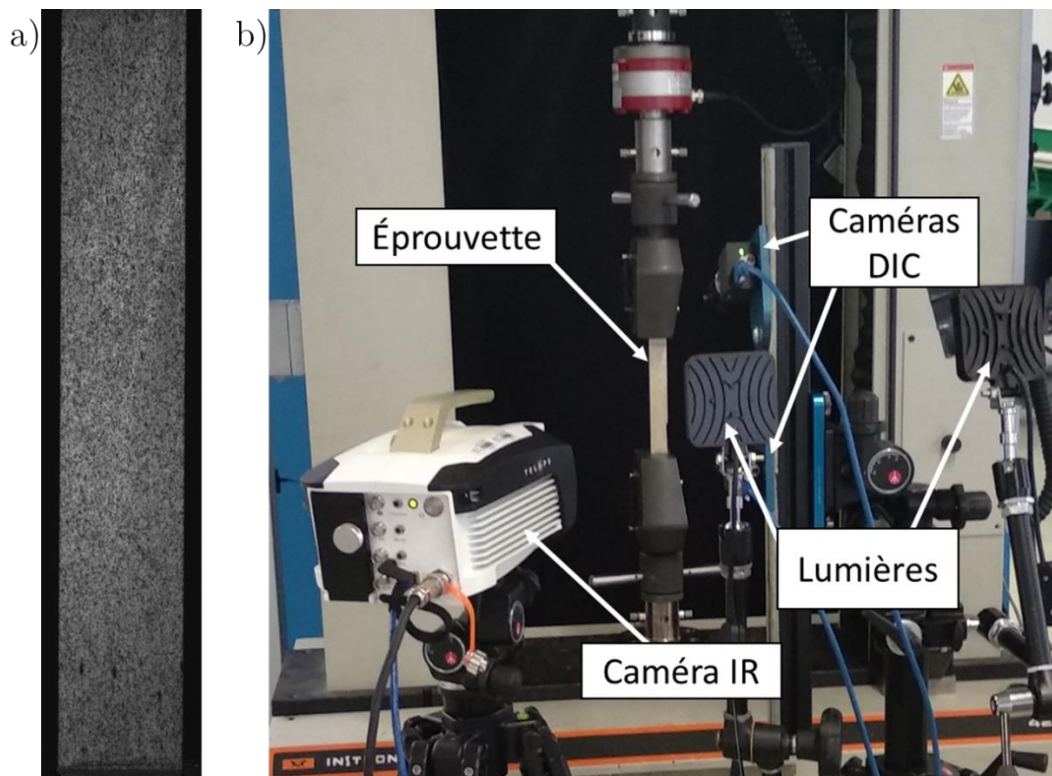
Deux repères seront utilisés dans la suite de cette thèse pour décrire l'orientation des plis et celle des éprouvettes (Figure 79) :

- Un repère global (X, Y, Z) avec X orienté sur la longueur de l'échantillon, Y sur sa largeur et Z sur son épaisseur ;
- Un repère local (L, T, R), décrivant les directions principales du bois pour décrire les placages : L orienté dans la direction des fibres du bois (les cellules du bois), T correspond à l'axe tangent aux cernes, donc dans la direction transversale dans le plan des placages, et R orienté dans la direction des anneaux de croissance, et donc dans l'épaisseur des placages.

### 2.3. Moyens expérimentaux

Les essais de traction sur le premier lot de placages ont été réalisés à température et humidité ambiantes (23,6°C et 64,6 % HR). Notons que les échantillons de bois n'ont pas été stabilisés en enceinte climatique avant essai. Des placages témoins, conservés avec les éprouvettes, ont donc été caractérisés afin d'estimer le taux d'humidité des éprouvettes de traction, au moment des essais. Le taux d'humidité, ainsi estimé, est de 9,8 % (écart-type : 0,28 %). Pour le second lot de placages, les essais ont également été réalisés à température et humidité ambiantes (21,4°C et 36,8 % HR). Le taux d'humidité, estimé à l'aide de placages témoins, est de 11,0 % (écart-type : 0,87 %). Une machine Instron 5900 a été utilisée pour ces essais. Une cellule de force de 50 kN a été installée, avec une précision de mesure de 0,5 N. La vitesse de déplacement des mors était de 2 mm/min conformément à la norme ASTM D3039. La corrélation d'images numériques stéréo (DIC) a été utilisée pour suivre la déformation de l'échantillon. Des essais préliminaires, non présentés dans ce manuscrit, ont été réalisés et ont permis de valider les mesures des déformations par DIC en les comparant à celles d'un extensomètre laser. L'utilisation de la DIC a permis d'éliminer toute flexibilité ou instabilité de la machine, qui aurait pu compromettre la précision des mesures de déformation globale des éprouvettes. Deux caméras de 8 Mpx (4096 × 2160 pixels), avec des focales de 50 mm, ont été utilisées pour acquérir les images des échantillons, qui ont été préalablement peints avec des taches pour la corrélation des images (Figure 80). Les deux caméras sont positionnées avec un espacement de 168 mm entre leurs objectifs. L'angle formé entre les axes optiques des caméras est de 14°, choisi pour garantir une couverture complète de la zone utile tout en assurant une résolution et une précision adéquates. Le mouchetis noir a été appliqué directement sur les faces des éprouvettes, le peuplier contrastant directement avec la peinture noire mate. Les taches ont été réalisées par pulvérisation de la peinture et la taille des motifs a été déterminée en fonction du dispositif expérimental afin d'obtenir une taille minimale de 3 pixels pour chaque tache (Reu, 2014) (Figure 80).





**Figure 80 – Exemple de mouchetis sur une éprouvette (a) et Montage expérimental (b)**

Un système d'acquisition de données a été utilisé pour enregistrer la charge appliquée sur les éprouvettes, la fréquence d'acquisition liée à la corrélation d'images étant fixée à 1 Hz. Les données de corrélation d'images ont été analysées avec VIC Correlated System. Une calibration a été effectuée à l'aide d'une mire. Pour ces essais, une caméra de thermographie infrarouge (TIR) (M3K - Telops et une focale de 25 mm) a été utilisée afin de suivre l'endommagement des éprouvettes pendant les essais (Figure 80). La fréquence d'acquisition de cette caméra thermique a été fixée à 50 Hz.

Lors de la caractérisation des éprouvettes fabriquées avec les placages provenant du lot n°1, des comportements non-linéaires ont été observés. Le choix est alors fait, sur la caractérisation des éprouvettes provenant du lot de placages n°2, d'effectuer, lors des essais de traction, des cyclages de chargement/déchargement pilotés en effort (de 2 à 4 cycles par éprouvettes) afin de caractériser un potentiel comportement plastique ou un endommagement des éprouvettes.

### 3. Méthodologie

#### 3.1. Calcul de la déformation

Pour chaque éprouvette, la déformation moyenne a été calculée avec la DIC sur la base du déplacement de points spécifiques, comme avec un extensomètre virtuel. Les positions (X, Y) de 56 points ont été extraites des données de corrélation d'images. Deux lignes de 20 points, espacées de 16 mm, ont été considérées pour calculer une déformation moyenne dans la direction transversale Y ( $\epsilon_{yy}$ ) et deux lignes de 10 points, espacées de 100 mm, ont été considérées pour calculer une déformation moyenne dans la direction longitudinale X ( $\epsilon_{xx}$ ) (Figure 81). La déformation moyenne dans les deux directions planes de chaque éprouvette a été basée sur les déplacements des points. La précision de la mesure du déplacement

obtenue est de 0,08  $\mu\text{m}$  dans la direction X. L'incertitude sur  $\epsilon_{xx}$  est donc de 1,6  $\mu\text{m}/\text{m}$ . La précision de mesure du déplacement obtenue est de 0,022  $\mu\text{m}$  le long de la direction Y. L'incertitude sur  $\epsilon_{yy}$  est donc de 2,8  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Ces valeurs sont obtenues en effectuant des corrélations d'images identiques. La valeur maximale de déplacement, dans une direction donnée, obtenue est alors considérée la valeur minimale de précision de l'analyse DIC. La corrélation d'images similaires devant donner un déplacement nul dans des conditions parfaites.

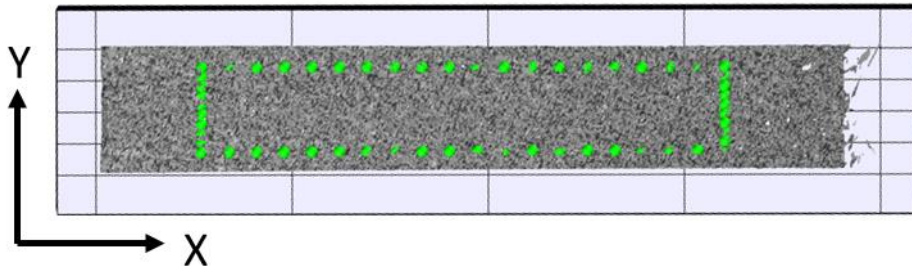


Figure 81 – Représentation des points de mesure sur une éprouvette

#### 3.2. Calcul des modules d'Young et du coefficient de Poisson

Notons que la rigidité longitudinale, la rigidité transversale et le coefficient de Poisson ont été calculés à partir de la force mesurée lors des essais, des sections transversales (S) des éprouvettes mesurées en trois points et moyennées, et de la déformation moyenne calculée par DIC sur la base de la norme ASTM D3039. En analysant les données extraites de la courbe longitudinale contrainte-déformation entre 1000  $\mu\epsilon$  et 3000  $\mu\epsilon$ , le rapport entre les variations de contrainte et les variations de déformation en ces points a été calculé. Ce rapport, obtenu en divisant les variations de contrainte par les variations de déformation, a fourni le module d'Young pour la direction respective. De même, le coefficient de Poisson a été déterminé en divisant la déformation transversale négative par la déformation longitudinale dans la même plage de déformation longitudinale (1000  $\mu\epsilon$  à 3000  $\mu\epsilon$ ).

#### 3.3. Calcul du module de cisaillement plan

Le module en cisaillement plan ( $G_{lt}$ ) et la contrainte en cisaillement plan ( $\tau_{lt}$ ) sont calculés à partir de la force mesurée lors des essais, des sections transversales (S) des éprouvettes mesurées en trois points et moyennées, et de la déformation moyenne calculée par DIC sur la base de la norme ASTM D3518. Afin d'identifier les propriétés mécaniques de cisaillement, on se base sur la norme ASTM D3518. La norme fait référence aux équations suivantes (Équation 15 et Équation 16) :

$$\tau_{lt} = \frac{P}{2A} \quad \text{Équation 15}$$

$$\gamma_{lt} = \epsilon_{xx} - \epsilon_{yy}$$

---

Où :

- $P$  est la force appliquée sur l'éprouvette  $[\pm 45^\circ]_s$  (N) ;
- $A$  est la section de l'éprouvette  $[\pm 45^\circ]_s$  ( $\text{mm}^2$ ) ;
- $\tau_{lt}$  est la contrainte en cisaillement d'un pli de peuplier (MPa) ;
- $\gamma_{lt}$  est la déformation en cisaillement d'un pli de peuplier (mm/mm).

Or :

$$G_{lt} = \frac{\tau_{lt}}{\gamma_{lt}} \quad \text{Équation 16}$$

On en déduit donc alors l'Équation 17 avec les Équation 15 et Équation 16 :

$$G_{lt} = \frac{P/2A}{\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{xx}}{\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}} \quad \text{Équation 17}$$

### 3.4. Calcul du ratio de compression (CR : Compression Ratio)

La densité du bois est fonction de nombreux paramètres comme l'essence du bois, son espèce, la présence de porosité, la présence de nœuds ou de défauts divers, la présence de résine ou d'extractibles, le ratio entre bois final et bois initial ou entre aubier et duramen, de la température ou de l'humidité (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). La densité est, généralement, directement corrélée avec les propriétés mécaniques du bois : plus le bois est dense et plus il est rigide et résistant, quelle que soit la sollicitation appliquée (Borrega et Gibson, 2015; Guitard, 1987; Trouy et Triboulot, 2019). Lors du processus de fabrication du LVL, l'utilisation de presses pour coller les placages peut avoir tendance à densifier les placages. On parlera de densification lorsque la densité du placage est modifiée de façon artificielle. La densification se présente comme une voie vers l'amélioration des caractéristiques mécaniques du bois jusqu'à une densité maximale d'environ  $1,5 \text{ g/cm}^3$  qui correspond à la densité de la paroi cellulaire du bois sec (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010; Zobel et Jett, 1995). La compression transversale ou radiale permet une réduction significative du volume de vide cellulaire et constitue la méthode la plus fréquemment utilisée pour la densification du bois (Jakob et al., 2022b). Bien que la densification ne soit pas un effet recherché dans le cadre de ces travaux, lors de la fabrication du LVL, la pression appliquée lors de l'utilisation de la presse pour coller les plis entre eux a tendance à densifier les placages de LVL. Cette densification peut avoir un effet sur les propriétés mécaniques des LVL. En effet, la densification des plis augmente la rigidité ainsi que la contrainte à la rupture du LVL en flexion, traction et compression (Bekhta et al., 2009; Gaff et Gašparík, 2015; Jakob et al., 2022a; Kurt et Cil, 2012; Lu et al., 2002; Pelit et al., 2018).

De façon à caractériser la compression d'un placage, dans son épaisseur (direction Z), on caractérise le taux de compression (CR) de ce dernier. Il s'obtient avec l'Équation 18 (Navi et Girardet, 2000) :

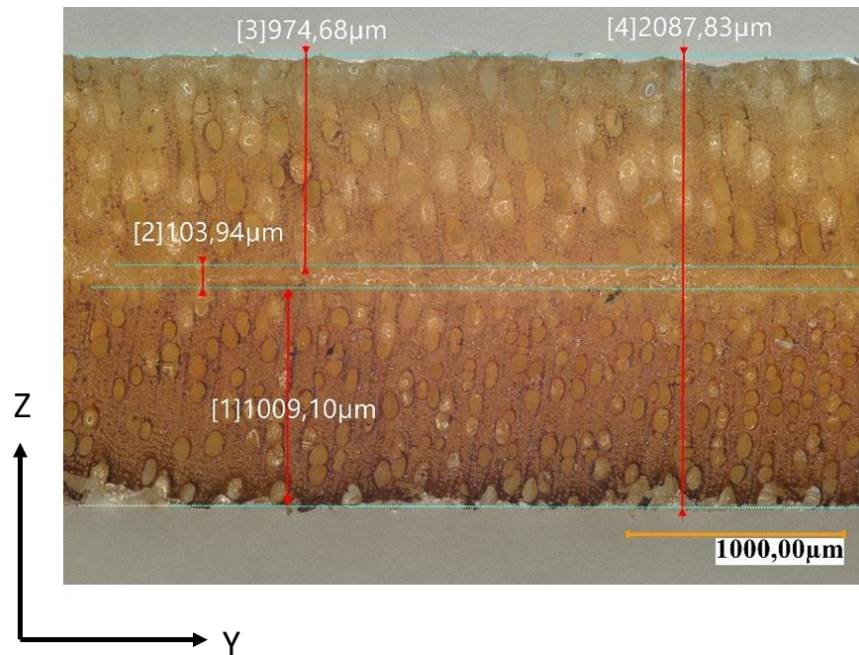
$$CR = \frac{\sum_{i=1}^n t_{ivi} - \sum_{i=1}^n t_{vi}}{\sum_{i=1}^n t_{ivi}} \quad \text{Équation 18}$$

Où :

- $t_{ivi}$  est l'épaisseur initiale du placage  $i$  avant densification (mm) ;
- $t_{vi}$  est l'épaisseur du pli  $i$  dans le LVL (mm) ;
- $n$  est le nombre de plis du LVL (sans unité).

Dans cette étude, des échantillons de contrôle ont été utilisés pour obtenir une valeur CR pour les LVL avec 2, 3, 5, 7 et 9 plis. Ces éprouvettes de contrôle avaient des dimensions nominales de  $400 \times 80 \times \text{épaisseur du LVL mm}^3$ . Dans ce cas, la fabrication des échantillons testés expérimentalement a été reproduite et une mesure précise en 10 points a été effectuée directement sur les placages utilisés pour la fabrication des LVL, et ensuite sur les échantillons de contrôle. L'épaisseur des placages pressés a été mesurée à l'aide d'un microscope directement sur le LVL (Figure 82).

Connaissant l'épaisseur des placages avant la fabrication du LVL et l'épaisseur des placages dans le LVL fini, la valeur de CR correspondant à chaque placage en 10 points a été calculée avec l'Équation 18. La valeur moyenne de CR du LVL est alors la moyenne des valeurs de CR calculées pour chaque placage composant le stratifié de bois. À noter que, la géométrie des plaques de LVL témoins utilisés était différente. Les LVL témoins fabriqués ont une surface de  $20 \times 5 \text{ cm}^2$ . En effet, le moyen de mesure utilisé – un pied à coulisse électronique - ne permettait pas de mesurer les épaisseurs, des placages ou du LVL, loin des bords. Le choix est donc fait de fabriquer des plaques plus petites pour limiter la consommation de ressource de bois. De plus, les placages utilisés pour la fabrication du LVL ont été découpés au laser afin d'éliminer les contraintes mécaniques qu'un outil de découpe pourrait avoir sur l'épaisseur au bord du placage et sur la génération de fissures. De plus, l'état de surface obtenu avec une découpe laser est bien plus propre et permet de distinguer plus facilement la colle du bois. On a fait toutefois l'hypothèse que la valeur de CR obtenue dépend du processus de fabrication et que les valeurs de CR obtenues à partir des échantillons de contrôle étaient donc représentatives des valeurs de CR des plaques de LVL fabriquées pour la conception des échantillons de traction.



**Figure 82 – Exemple de mesures d'épaisseur de plis et de joints de colle faites au microscope sur une éprouvette de 2 plis**

### 3.5. Modèle éléments finis pour évaluer l'influence de la déviation de l'angle des fibres

Afin d'exploiter la mesure de la déviation de l'orientation des fibres du bois dans le plan des placages et d'étudier l'influence de cette déviation sur les propriétés mécaniques des placages, un modèle d'éléments finis 2D a été utilisé pour modéliser les éprouvettes caractérisées. Il s'agit d'un modèle linéaire 2D par éléments finis (FEM) analytique, sous Python, de la surface utile des échantillons, qui tient compte de l'angle des fibres dans le plan pour le calcul de la matrice de comportement de chaque élément. La matrice de rigidité de chaque élément du modèle FEM 2D a été calculée conformément à la théorie des stratifiés afin de prendre en compte l'orientation de la pente des fibres. Le modèle linéaire d'éléments finis de chaque éprouvette était composé de  $\sim 13 \times 75$  éléments, chaque élément correspondant à un point de mesure de l'angle des fibres sur le placage (Figure 77). Pour chaque échantillon, une force a été appliquée à un bord de l'échantillon dans le modèle FEM, et le bord opposé a été encastré sur toute la largeur de l'échantillon. Les paramètres d'entrée du modèle d'éléments finis étaient le module d'Young longitudinal ( $E_l$ ), le module d'Young transversal ( $E_t$ ), le module d'élasticité en cisaillement plan ( $G_{lt}$ ), le coefficient de Poisson dans le plan ( $\nu_{lt}$ ) et les cartes de pente des fibres, préalablement obtenues pour chaque éprouvette par l'effet trachéide (Figure 77). Le paramètre de sortie étudié est la rigidité de l'échantillon ( $E_x$ ).

### 3.6. Modélisation de la rigidité en traction d'un LVL

Bien que Wei et al. (2019, 2015) aient proposé un modèle analytique pour la rigidité du contreplaqué, ces derniers ne considèrent pas de joint de colle lorsque la compression des placages est prise en compte. Or, la présence d'un joint de colle et la compression des placages peuvent avoir lieu simultanément (Kurt et Cil, 2012). Afin de comprendre les effets de la densification et de la colle lors de la fabrication d'un LVL, nous avons proposé quelques modifications du modèle analytique proposé par Wei et al. (2019). Afin de mettre en place ce modèle, on se basera sur une théorie des stratifiés et une

théorie des mélanges pour rendre compte de la pénétration de la colle dans le bois (Wallace et al., 2019). On a considéré dans ce modèle que l'ensemble des épaisseurs présentées ne dépendait pas du nombre de plis. Lors du processus de pressage des placages pour la fabrication de LVL, l'épaisseur du joint de colle final est directement liée à la pression exercée. Plus on presse fort, plus le joint de colle sera fin et plus cette dernière pénétrera dans le bois (Gavrilović-Grmuša et al., 2016). Il est important de noter que la force de pression, le type de colle, sa viscosité, sont des paramètres ayant un effet sur la pénétration de la colle dans le bois et l'épaisseur du joint de colle (Chapitre II §2.3). Notons toutefois que dans le cas du LVL, une plus forte pression lors du collage permettra une meilleure pénétration de la colle, mais aussi une densification des plis (Kurt et Cil, 2012). Dans le présent modèle, on considère que la colle se propage dans les plis de bois de façon uniforme jusqu'à une profondeur  $t_m$ . En pratique, ce n'est pas vraiment le cas, la répartition de la colle dans le placage n'est pas homogène (sur la Figure 82, on observe bien une disparité de la distribution de la colle, les vaisseaux « brillants » sont ceux remplis de colle). En repartant d'une théorie des stratifiés, on écrit alors que la rigidité longitudinale ( $E$ ) d'un LVL, de  $n$  pli, peut être définie comme suit :

$$\begin{aligned}
 E &= E_g \sum_{i=1}^{n-1} \frac{t_g}{t} + 2E_m \sum_{i=1}^{n-1} \frac{t_m}{t} + E_w \sum_{i=1}^n \frac{t_w}{t} \\
 &= \sum_{i=1}^{n-1} \left( \frac{t_g}{t} E_g + 2 \frac{t_m}{t} E_m \right) + E_w \sum_{i=1}^n \frac{t_w}{t}
 \end{aligned}
 \tag{Équation 19}$$

Où l'on rappelle qu'en se basant sur les notations introduites (Figure 76) :

- $E$  est le module d'Young du stratifié (MPa) ;
- $E_g$  est le module d'Young de la colle dans une direction donnée (MPa) ;
- $E_m$  est le module d'Young de la partie mixte bois-colle dans une direction donnée (MPa) ;
- $E_w$  est le module d'Young du bois dans une direction donnée (MPa) ;
- $t_g$  est l'épaisseur du joint de colle (mm) ;
- $t_m$  est l'épaisseur de la zone mixte dans la partie inférieure ou supérieure au joint de colle (mm) ;
- $t_v$  est l'épaisseur du placage dans le LVL (mm) ;
- $t_w$  est l'épaisseur du placage exempt de colle (mm) ;
- $t$  est l'épaisseur du stratifié (mm).

En utilisant l'Équation 13 on peut alors écrire :

$$\begin{aligned}
 E &= \sum_{i=1}^{n-1} \left( \frac{t_g}{t} E_g + 2 \frac{t_m}{t} [E_w + r E_g] \right) + E_w \sum_{i=1}^n \frac{t_w}{t} \\
 &= \frac{E_g}{t} \sum_{i=1}^{n-1} (t_g + 2t_m r) + \frac{E_w}{t} \left[ \sum_{i=1}^{n-1} 2t_m + \sum_{i=1}^n t_w \right]
 \end{aligned}
 \tag{Équation 20}$$

La somme des épaisseurs des placages correspondant à la somme des épaisseurs des placages exempts de colle et de ceux remplis de colle. On peut aussi poser la relation suivante :

$$\sum_{i=1}^n t_v = \sum_{i=1}^{n-1} 2 t_m + \sum_{i=1}^n t_w \quad \text{Équation 21}$$

On note aussi la relation suivante liant la répartition de colle, d'une interface collée, aux différentes épaisseurs, de cette même interface, dans notre stratifié :

$$GS = [t_g + 2t_m r] \rho_g \quad \text{Équation 22}$$

Où :

- $GS$  est la répartition de colle surfacique, soit la masse de colle par  $\text{mm}^2$  ( $\text{g}/\text{mm}^2$ ) ;
- $\rho_g$  est la masse volumique de la colle ( $\text{g}/\text{mm}^3$ ).

En utilisant les Équation 20, Équation 21 et Équation 22 on peut alors écrire :

$$\begin{aligned} E &= \frac{E_g}{t} \sum_{i=1}^{n-1} \frac{GS}{\rho_g} + \frac{E_w}{t} \sum_{i=1}^n t_v \\ &= \frac{(n-1)GSE_g}{t\rho_g} + \frac{nt_v E_w}{t} \end{aligned} \quad \text{Équation 23}$$

Dans le cas où les placages sont comprimés lors de la fabrication du LVL ou avant la fabrication du LVL, on pose alors la relation suivante (Wei et al., 2015) :

$$E_w = \frac{E_{w0}}{1 - CR} \quad \text{Équation 24}$$

Où :

- $E_{w0}$  est le module d'Young longitudinal du bois avant densification (MPa) ;
- $CR$  est le taux de densification du placage de bois (sans unité).

Contrairement à Wei et al. (2019), la densification des placages est prise en compte tout en conservant un joint de colle non nul dans le modèle analytique. De plus, la compression de la colle n'est pas considérée, cette dernière pouvant pénétrer librement dans les vides du bois lors de la fabrication. En utilisant les Équation 23 et Équation 24 on peut alors écrire :

$$\begin{aligned} E &= \frac{(n-1)GSE_g}{t\rho_g} + \frac{nt_v E_{w0}}{t(1 - CR)} \\ &= \frac{(n-1)GSE_g}{t\rho_g} + \frac{(t - (n-1)t_g)E_{w0}}{t(1 - CR)} \end{aligned} \quad \text{Équation 25}$$

Dans l'Équation 25, on reconnaît un premier terme qui correspond à l'influence de la colle sur la rigidité de notre stratifié et un deuxième terme qui correspond à celui des plis de bois. On peut ainsi

généraliser la formulation pour un LVL ou un contreplaqué de plusieurs essences. Il est alors simple d'ajuster la formule pour obtenir le module élastique en traction de ce dernier :

$$E = \frac{(n-1)GSE_g}{t\rho_g} + \sum_{i=1}^n \frac{t_{vi}E_{0i}}{t(1-CR_i)} \quad \text{Équation 26}$$

Où :

- $t_{vi}$  est l'épaisseur du pli  $i$  dans le LVL (mm) ;
- $E_{0i}$  est le module d'Young longitudinal du pli  $i$  avant densification (MPa) ;
- $CR_i$  est le taux de compression du pli  $i$  (sans unité).

Dans l'Équation 26, on reconnaît un premier terme qui correspond à l'effet de la colle sur la rigidité de notre stratifié. Ce premier terme est fonction de la quantité de colle utilisée pour la fabrication du LVL et de ses propriétés physiques et mécaniques. Le second terme de l'équation est une moyenne pondérée des rigidités des différents placages comprimés (ou non). Ce terme correspond à la rigidité en traction d'un LVL, en se basant sur la théorie des stratifiés, sans prendre en compte l'effet de la colle.

### 4. Résultats

#### 4.1. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_1$

##### 4.1.1. Module d'Young longitudinal des éprouvettes $[0^\circ]_1$

Le module d'Young moyen des éprouvettes  $[0^\circ]_1$  est :  $E_1 = 9,30$  GPa (ETR : 17 %). Une forte dispersion est observée sur le module d'Young longitudinal des éprouvettes  $[0^\circ]_1$  (Figure 83). Notons toutefois que la dispersion observée est de l'ordre de grandeur de celle observée par d'autres auteurs sur des essais de traction sur des placages de 1 pli de 1mm (Pramreiter et al., 2021b). De plus, la valeur moyenne de rigidité obtenue lors de ces essais est dans l'ordre de grandeur des valeurs de la littérature. Des études proposent une valeur du module d'Young longitudinal pour le peuplier de 10,9 GPa lorsque le bois possède un taux d'humidité de 12 % (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010) ou encore de 9,26 GPa pour un peuplier avec une densité moyenne de 0,433 (Rahayu et al., 2015).



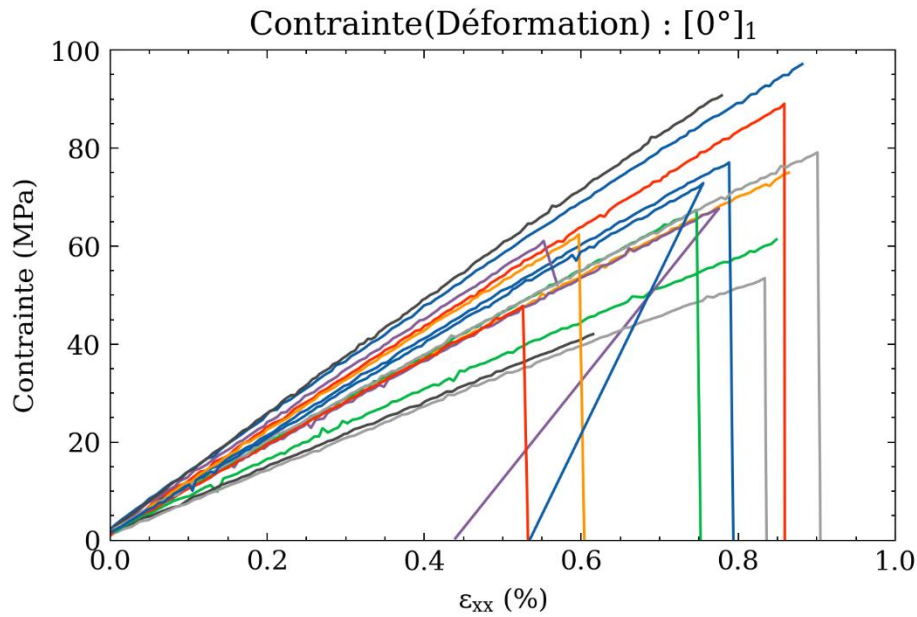


Figure 83 – Courbes contrainte-déformation pour la série  $[0^\circ]_1$

La dispersion observée peut s'expliquer par la dispersion de la densité des éprouvettes caractérisées. En effet, la densité du bois des éprouvettes de traction  $[0^\circ]_1$  variait de 0,29 à 0,41. La Figure 84 illustre bien la corrélation entre rigidité et densité des plis caractérisés. On constate que la dispersion du module d'Young longitudinal rapporté à la densité ( $d$ ) des éprouvettes est réduite comparée à celle du module d'Young seul :  $E_1 = 9,30$  GPa (ETR : 17 %) et  $E_1/d = 25,24$  GPa (ETR : 8 %).

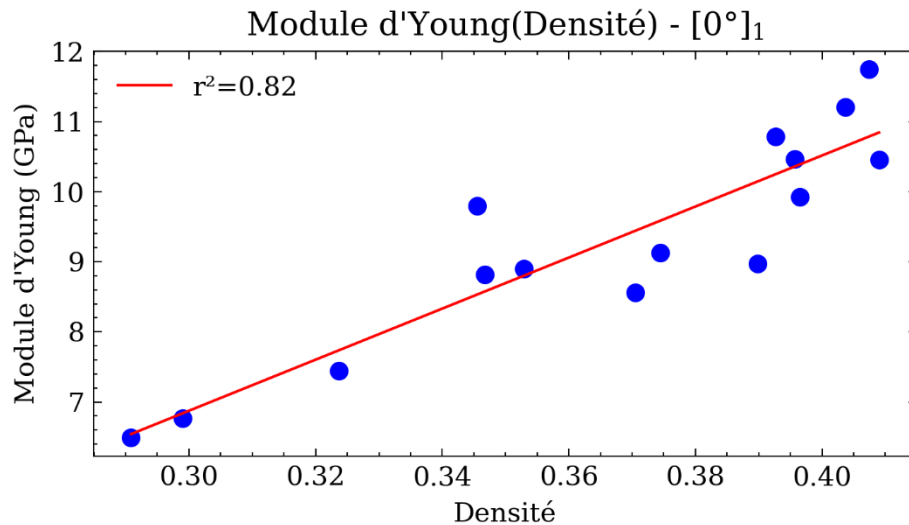


Figure 84 – Répartition du module d'Young longitudinal en fonction de la densité pour la série  $[0^\circ]_1$

Lors des essais de traction des échantillons  $[0^\circ]_1$ , la rigidité caractérisée est la rigidité de l'échantillon ( $E_x$ ) et non la rigidité à  $0^\circ$  dans le sens des fibres ( $E_1$ ), en raison du fait que l'angle des fibres n'est pas constamment égal à  $0^\circ$ . Pour déterminer la rigidité dans le sens des fibres, la cartographie de la pente des fibres de l'échantillon et le modèle FEM, présenté dans le §3.5, ont été utilisés. Afin de caractériser l'influence de l'angle des fibres sur la rigidité des échantillons, les paramètres  $E_t$ ,  $G_{lt}$ ,  $\nu_{lt}$  ont été fixés :  $E_t = 500$  MPa - moyenne de la série  $[90^\circ]_9$ ,  $G_{lt} = 565$  MPa - moyenne de la série  $[\pm 45^\circ]_s$  et  $\nu_{lt}$

= 0,48 - moyenne des séries  $[0^\circ]_7$  et  $[0^\circ]_9$ . Ensuite, on utilise une méthode inverse afin de remonter à la valeur de  $E_1$  pour chaque éprouvette de sorte à ce que la rigidité simulée de chaque éprouvette soit égale à la rigidité mesurée expérimentalement ( $E_x$ ). La Figure 85 illustre les résultats de cette étude.

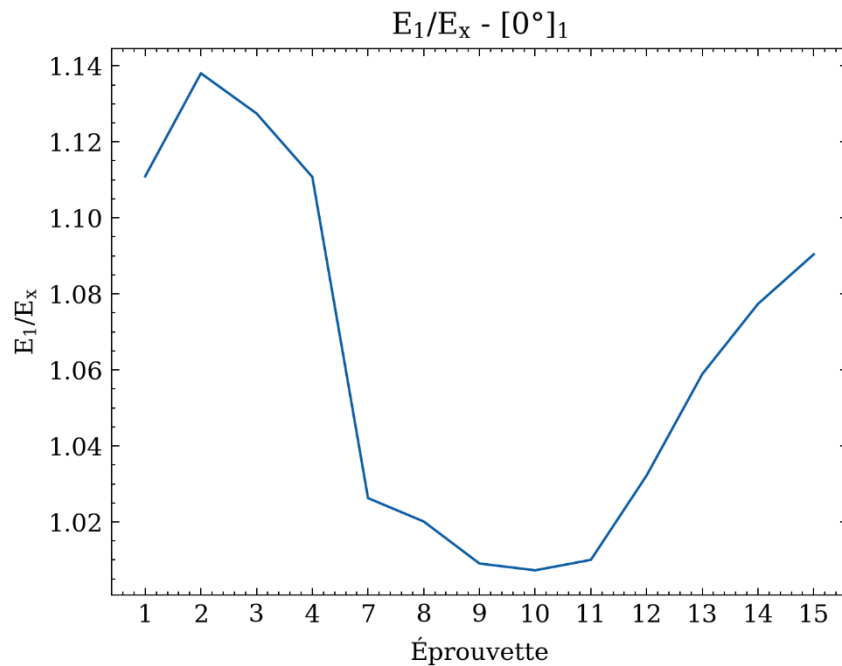


Figure 85 – Ratio  $E_1/E_x$  les éprouvettes  $[0^\circ]_1$

Les valeurs de  $E_1$  nécessaires pour que la rigidité simulée de chaque éprouvette corresponde à la rigidité mesurée expérimentalement, étaient toujours supérieures à  $E_x$  (Figure 85). Cependant, les distributions de  $E_x$  et  $E_1$  et les variations étaient similaires (17,65 % pour  $E_1$  FEM contre 16,9 % pour  $E_x$  expérimental). La variation n'a pas été significativement réduite lorsque l'angle des fibres a été pris en compte dans ce cas. Dans ce cas, pour ces faibles défauts d'orientation de fibres, la variation de l'angle des fibres n'explique pas les disparités observées dans la rigidité des échantillons. Dans cette étude, les échantillons 5 et 6 ont été omis en raison de problèmes de mesure de l'angle des fibres (angles de mesures incohérents, visibles sur la Figure 77).

Notons que les angles de pente de fils plans sont assez faibles dans notre cas, de l'ordre de  $\pm 3^\circ$ . Des modélisations similaires ont été faites au LaBoMaP de Cluny et leurs travaux montrent que la prise en compte des cartographies de la pente de fil permet d'expliquer une partie de variabilité des propriétés élastiques des placages. Cependant, les angles observés sur leurs éprouvettes sont bien plus importants, notamment du fait de la présence de nœud ( $\pm 30^\circ$ ) (Duriot, 2021; Viguiet et al., 2018).

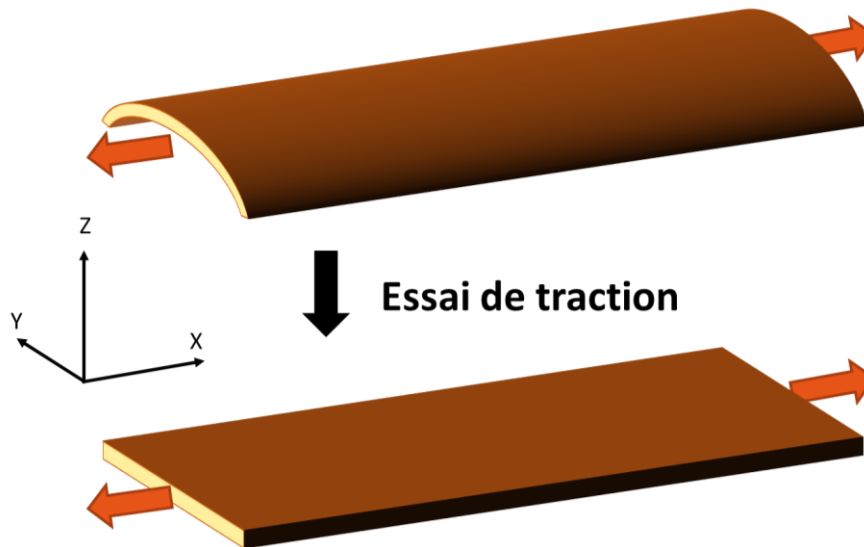
Les dispersions observées sur le module d'Young longitudinal des éprouvettes  $[0^\circ]_1$  s'expliquent donc majoritairement par la variabilité de la densité des éprouvettes, le reste de la variation peut s'expliquer par la nature du bois - le placage de bois peut être composé de bois initial (bois formé au début de la saison de croissance) et de bois final (bois formé plus tard dans la saison) (Stefanowski et al., 2020) - la variabilité de l'angle hors plan des fibres, la variabilité de la densité locale des placages ou la présence des fissures de déroulages. Bien que certaines hypothèses permettent d'expliquer la grande variabilité du module d'Young, on constate également une dispersion significative dans la mesure du

---

coefficient de Poisson pour ces mêmes éprouvettes  $[0^\circ]_1$ . La section suivante abordera cette variabilité et tentera d'en identifier les causes.

#### 4.1.2. Coefficient de Poisson des $[0^\circ]_1$

Le coefficient de Poisson moyen des éprouvettes  $[0^\circ]_1$  est :  $\nu_{lt} = 0,5$  (ETR : 27 %). Une forte dispersion est observée sur les coefficients de Poisson  $[0^\circ]_1$ . Cependant, si l'on observe les déformations hors plan des éprouvettes lors de l'essai de traction, on constate que les éprouvettes sont tuiées en début d'essai et qu'elles tendent à devenir planes avant de rompre (Figure 86 et Figure 87).



**Figure 86 – Représentation de l'effet d'anti-tuilage lors d'un essai de traction**

L'effet de tuilage peut être dû à des contraintes internes, dans le placage, liées à la tension ou à la compression du bois, ou à des variations d'humidité ou de densité dans le bois (Blomqvist et al., 2014). L'effet de tuilage n'a été observé que sur les échantillons  $[0^\circ]_1$ . Ces échantillons étaient plus minces que ceux des autres séries, et ils n'ont pas été collés ni pressés. Or l'augmentation du nombre de plis et l'ajout de colle ajoutent de la stabilité structurelle aux éprouvettes et limite donc les déformations hors plan comme le tuilage (Blomqvist et al., 2014).

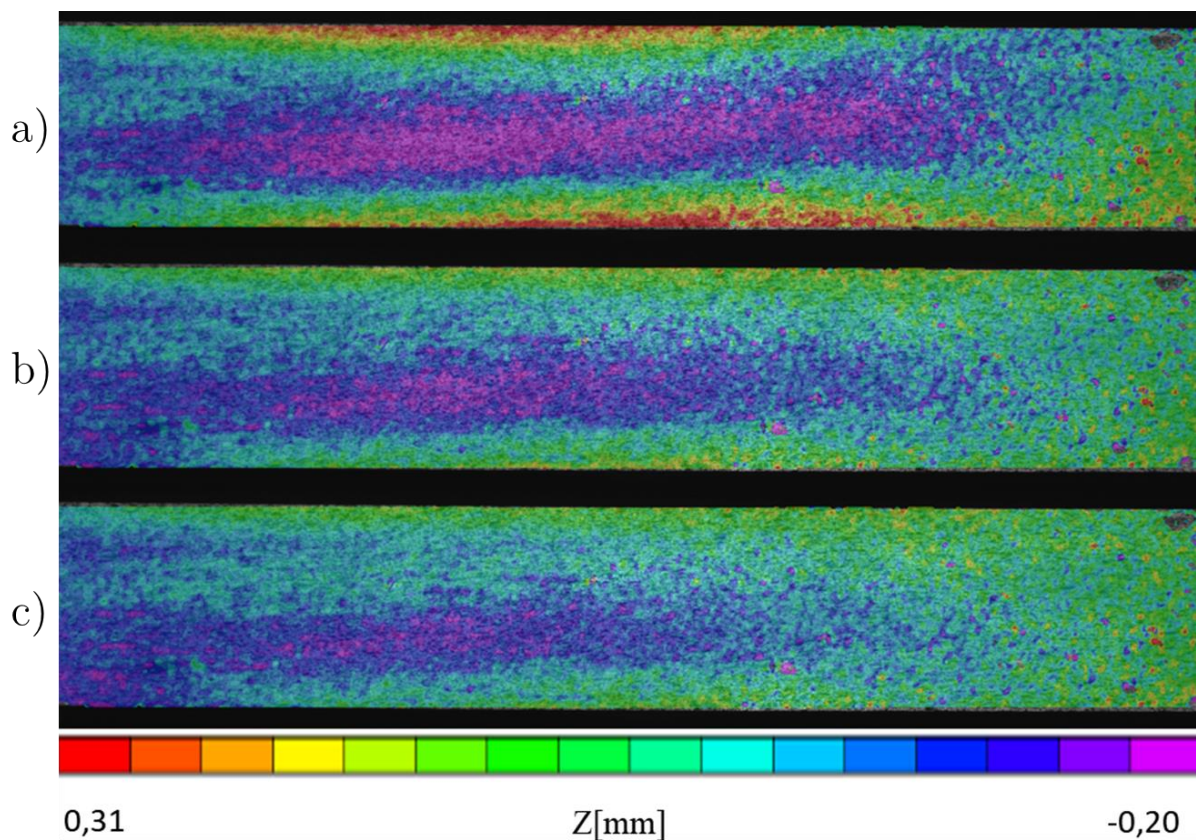
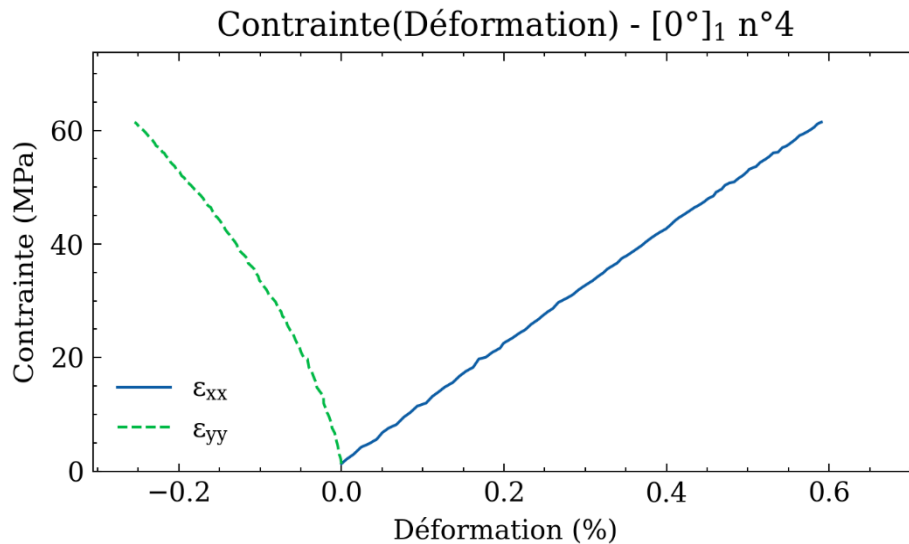


Figure 87 – Visualisation de  $Z$  [mm] en début (a), milieu (b) et fin d'essais (c) sur l'éprouvette n°4 de la série  $[0^\circ]_1$

Lors de l'essai de traction, l'observation de la position hors plan en chaque point de l'échantillon, à l'aide de l'analyse DIC, a permis de visualiser un comportement d'anti-tuilage. Il est devenu évident que l'effet de déformation était plus prononcé au début de l'essai de traction ( $\Delta z \sim 0,5$  mm) que vers la fin de l'essai ( $\Delta z \sim 0,2$  mm) (Figure 87). On suppose que cet effet d'anti-tuilage peut expliquer la non-linéarité de la déformation le long de l'axe Y (Figure 88), dû au fait que, pendant l'effet d'anti-tuilage, une face de l'échantillon est affectée par une compression transversale et l'autre subit une tension transversale pendant l'essai de traction. Ce phénomène peut donc expliquer une partie de la variation des valeurs du coefficient de Poisson observée pour ces éprouvettes 1 pli.



**Figure 88** – Courbes contrainte-déformation pour l'éprouvette n°4 de la série  $[0^\circ]_1$

En considérant que le tuilage tend à s'annuler en fin d'essai, comme observé sur les mesures de déplacement hors plan (Figure 87), on peut alors estimer une valeur du coefficient de Poisson « instantanée » en calculant la dérivée : «  $-d\epsilon_{yy}/d\epsilon_{xx}$  » juste avant la rupture des éprouvettes. La Figure 89 illustre ce coefficient de Poisson en fonction de  $\epsilon_{xx}$ . On remarque que lorsque  $\epsilon_{xx}$  croît et que l'on tend vers la fin de l'essai, la dispersion des coefficients de Poisson mesuré pour la série  $[0^\circ]_1$  se réduit. On tend alors vers des mesures du coefficient de Poisson sur des éprouvettes quasi planes, ce qui explique cette réduction de la dispersion observée. On obtient alors une valeur du coefficient de Poisson de 0,66 (ETR : 15 %). Cette mesure du coefficient de Poisson est cohérente avec celles proposées par Janowiak et al. (2001) qui obtiennent une valeur de 0,62 sur du LVL de peuplier de 13 plis et par Zahedi et al. (2022) qui obtiennent une valeur de 0,7 sur du bois de peuplier massif, par émission acoustique. Toutefois, dans la littérature, d'autres valeurs obtenues pour le coefficient de Poisson du peuplier reste plus faibles, aux alentours de 0,3-0,4 (Rescalvo et al., 2020; Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010).

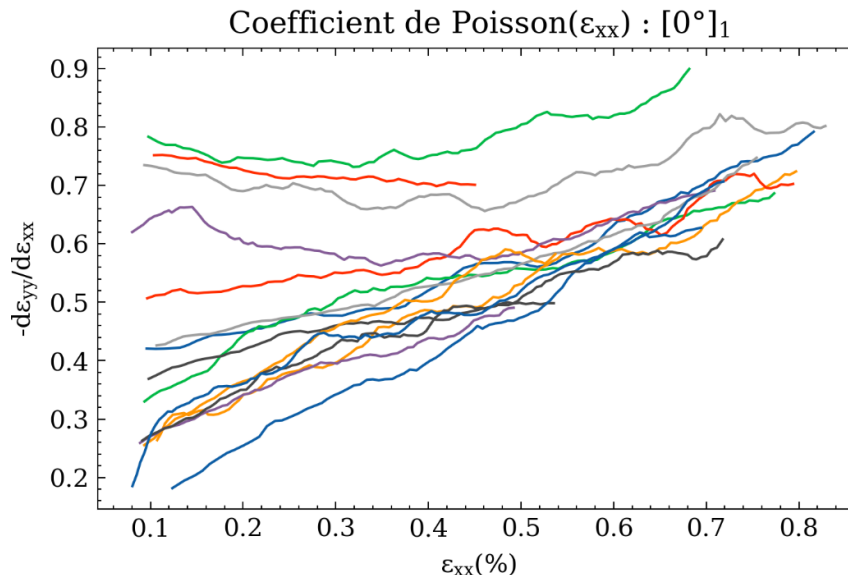


Figure 89 – Dérivée de  $\epsilon_{yy}$  par rapport à  $\epsilon_{xx}$  pour estimer une valeur du coefficient de Poisson en fonction de  $\epsilon_{xx}$  pour la série  $[0^\circ]_1$

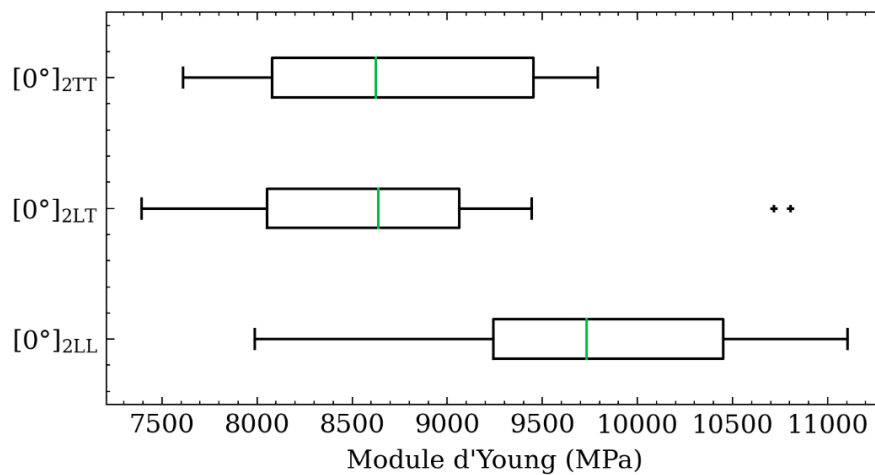
Ce phénomène de tuilage est donc une cause possible permettant d’expliquer la dispersion sur les mesures du coefficient de Poisson. La mise en place d’une analyse 3D et d’un modèle analytique prenant en compte le tuilage des éprouvettes pourrait permettre de réduire cette dispersion et d’affiner la mesure du coefficient de Poisson sur des éprouvettes de 1 pli. L’analyse des  $[0^\circ]_1$  nous a permis d’expliquer les dispersions observées sur la rigidité et le coefficient de Poisson de ces éprouvettes. La section suivante traitera de la caractérisation des éprouvettes  $[0^\circ]_2$  et notamment de l’effet des faces encollées sur la rigidité des LVL.

#### 4.2. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_2$

Pour les éprouvettes  $[0^\circ]_2$ , 3 configurations différentes ont été étudiées afin de caractériser l’influence des faces encollées sur les essais de traction. Pour rappel, les notations suivantes sont utilisées (§ 2.2) : lorsque les faces fissurées sont collées ensemble : LL ; lorsque les faces saines sont collées en vis-à-vis : TT et lorsque les faces fissurées sont en vis-à-vis des faces saines : LT. L’analyse des deux éprouvettes de 2 plis semble au premier abord montrer que les éprouvettes  $[0^\circ]_{2LL}$ , à savoir les éprouvettes dont les deux faces fissurées sont collées l’une sur l’autre, sont plus rigides que les autres séries de 2 plis (Figure 90). La représentation utilisée sur la Figure 90 est une représentation via des boîtes à moustache. Cette méthode de représentation des données permet de comparer la dispersion de plusieurs résultats sur un même graphique. Il permet aussi de représenter la médiane (traits centraux verts sur la Figure 90), les quartiles 1 et 3 entre lesquels 50 % des valeurs mesurées se trouvent (rectangles noirs sur la Figure 90), les valeurs min et max d’un échantillon (bornes extérieures sur la Figure 90), ainsi que des résultats anormalement éloignés (points sur la Figure 90) (Fisher, 1936).

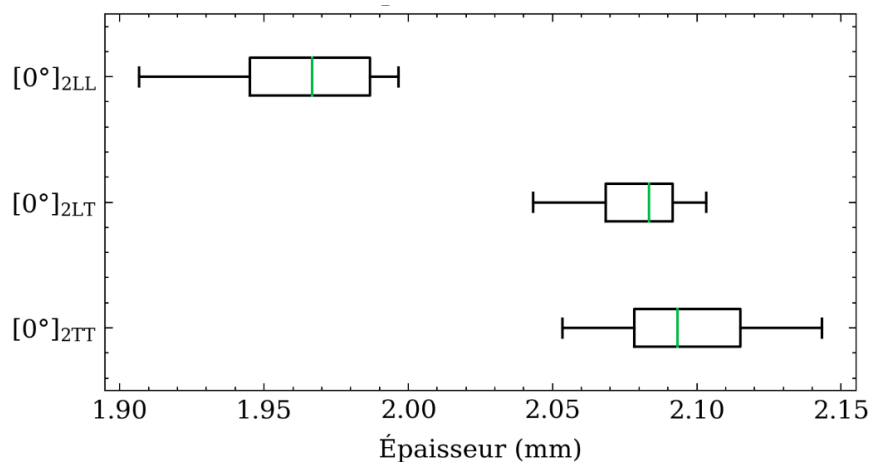
Les résultats ont été évalués statistiquement à l’aide de la méthode de l’analyse de la variance (ANOVA (Fisher, 1936)) au niveau de signification de 5 %. Cette analyse statistique permet d’évaluer les différences entre trois groupes ou plus. Si la probabilité que les différences soient dues au hasard est inférieure à 5 % (seuil de signification), on peut conclure qu’il existe une différence significative entre au

moins deux groupes. Dans cette étude, un écart significatif est observé entre la série  $[0^\circ]_{2LL}$  et les deux autres séries de deux plis. On peut donc en conclure que la rigidité de la série  $[0^\circ]_{2LL}$  est bien supérieure à celle des autres séries, et ce de façon significative.



**Figure 90 – Répartition du module d'Young longitudinal pour les séries de deux plis**

Cependant, la répartition des épaisseurs met en avant que la série  $[0^\circ]_{2LL}$  est significativement plus fine que les deux autres séries (Figure 91).



**Figure 91 – Répartition des épaisseurs pour les séries de deux plis**

L'hypothèse avancée, mais que l'on n'observe pas de façon claire au microscope, est que la colle a mieux pénétré dans le bois grâce aux fissures de déroulage. Le joint de colle serait donc plus fin dans ce cas-là (Figure 92).

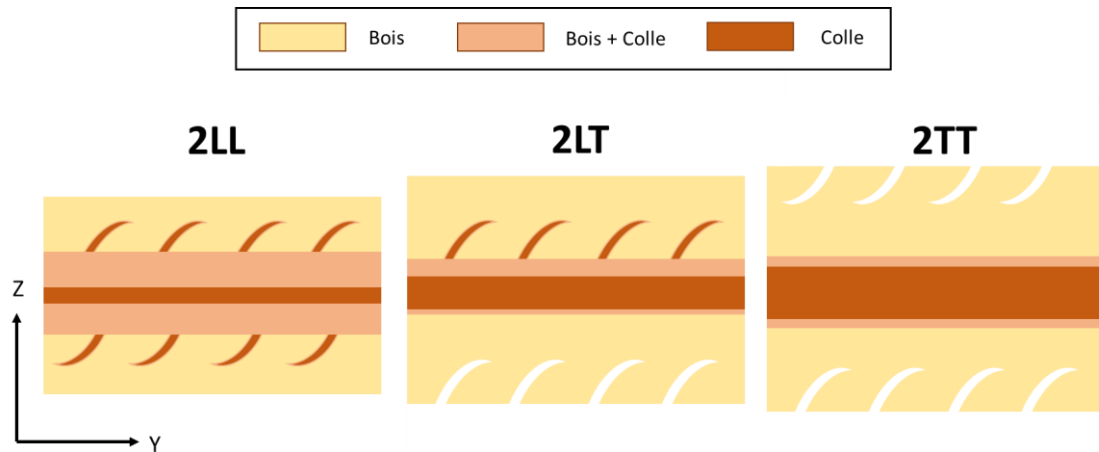


Figure 92 – Représentation de la propagation de la colle dans les éprouvettes  $[0^\circ]_2$  en fonction des faces encollées

En mesurant les éprouvettes témoins, servant à la mesure du CR, il est possible de mesurer en plusieurs points l'épaisseur des placages dans le LVL et d'obtenir une valeur moyenne des joints de colle par interface collée. La Figure 93 illustre la répartition de l'épaisseur des joints de colle sur les éprouvettes témoins en fonction des faces encollées. L'hypothèse proposée semble donc cohérente. Les joints de colle semblent plus fins lorsque les faces encollées sont des faces fissurées. Cependant, la forte variabilité observée sur la mesure des joints de colle ne permet pas de conclure sur cette influence.

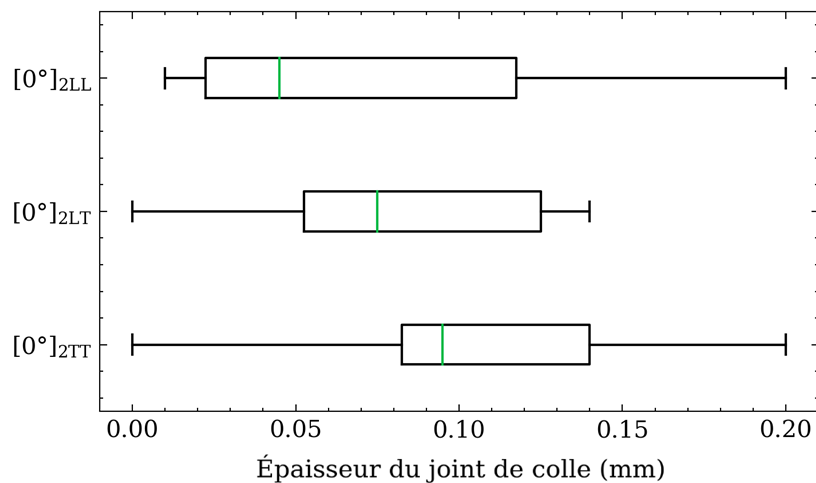


Figure 93 – Répartition des épaisseurs des joints de colles pour les séries de deux plis

En conclusion, la méthode de collage a une influence significative au seuil de 5 % uniquement sur la rigidité des éprouvettes. Cependant, cet écart peu significatif peut s'expliquer par la faible épaisseur des éprouvettes  $[0^\circ]_{2LL}$ . Cette différence d'épaisseur est peut-être liée aux présences de fissures de déroulage qui facilitent la pénétration de la colle dans les placages en réduisant ainsi l'épaisseur du joint de colle à l'interface. Cependant, rien ne permet de valider clairement cette hypothèse dans cette étude. Après avoir étudié les séries  $[0^\circ]_1$  et  $[0^\circ]_2$  individuellement, passons à l'analyse de l'effet du nombre de plis en examinant l'ensemble des séries  $[0^\circ]_n$ .



---

### 4.3. Étude des éprouvettes $[0^\circ]_n$

La répartition des modules d'Young moyens des éprouvettes  $[0^\circ]_n$  est illustrée sur la Figure 94. La dispersion observée sur le module d'Young longitudinal des éprouvettes  $[0^\circ]_n$  tend à diminuer en fonction du nombre de plis (a sur la Figure 94). De plus, on constate une rigidification des LVL en fonction du nombre de plis. Le module d'Young tend à croître en fonction du nombre de plis si l'on compare les éprouvettes 2TT, 2LT, 3, 5, 7 et 9 plis. La forte variabilité de la série  $[0^\circ]_1$  ne permet pas de la comparer avec les autres séries. Cette tendance à l'augmentation de la rigidité est significative, et en accord avec celle constatée par Lechner et al. (2021) sur des essais de traction avec des éprouvettes de 1,2 et 4 plis.

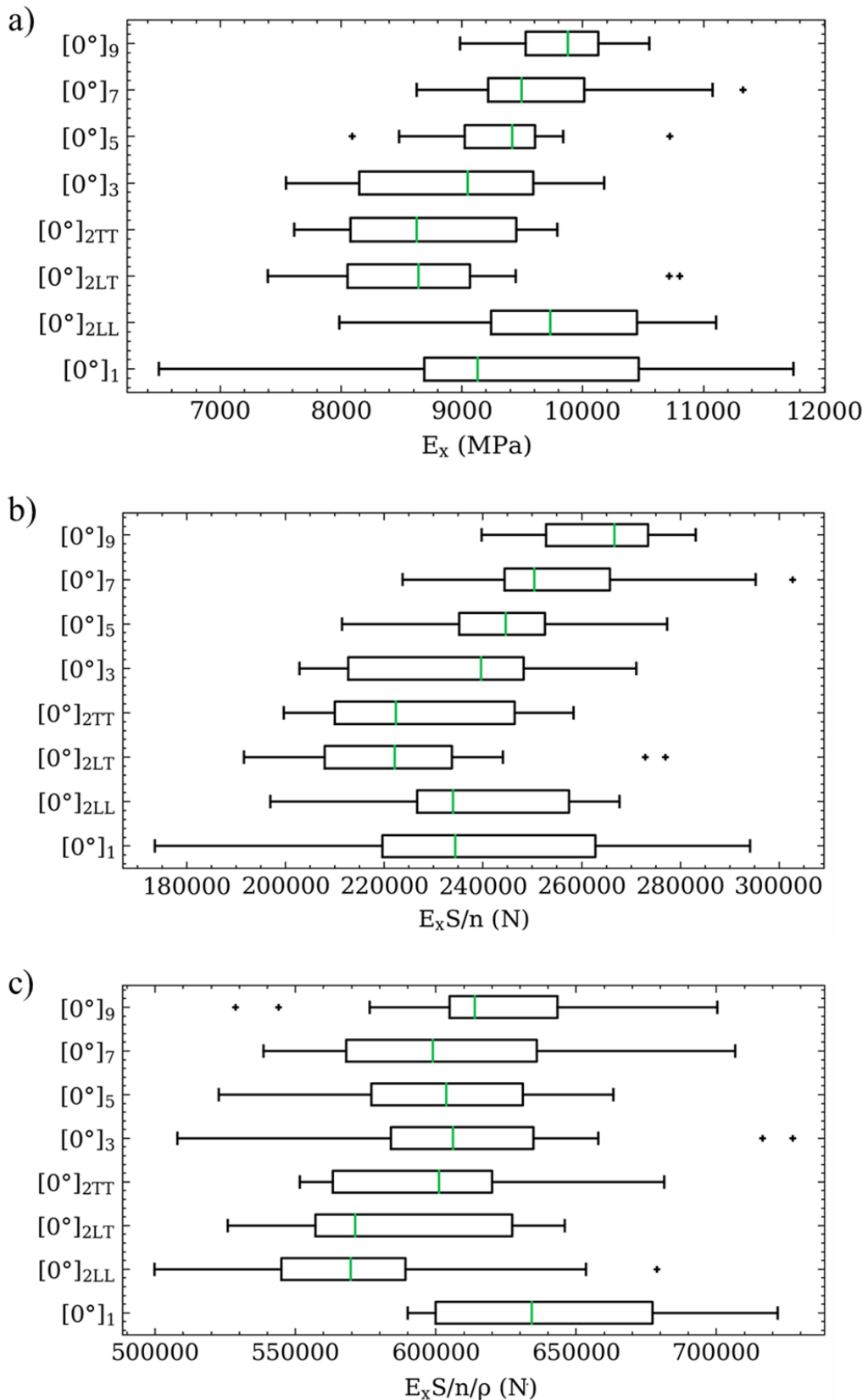


Figure 94 – Répartition du module d'Young longitudinal par série (a), du module d'Young multiplié par la section et rapporté au nombre de plis (b) et du module d'Young spécifique multiplié par la section et rapporté au nombre de plis (c)

Notons toutefois que le calcul de la contrainte permettant de calculer la rigidité des placages, prend en compte la section mesurée sur les éprouvettes de traction. Or, si cette section est influencée par le processus de fabrication (les placages sont comprimés lors du pressage des plaques de LVL) et que ce changement de section a un effet sur la section des éprouvettes, alors le calcul de la contrainte peut être influencé par ce changement de section. Pour pallier ce problème, on peut comparer le module d'Young des éprouvettes en le multipliant par la section de ces dernières et en divisant par le nombre de plis (pour comparer les différentes séries entre elles). La Figure 94 (b) illustre cette répartition en fonction des différentes séries. On constate encore un effet de rigidification si l'on compare les éprouvettes 2TT, 2LT, 3, 5, 7 et 9 plis.

Afin de caractériser l'effet de la densité sur les résultats obtenus, nous avons considéré par la suite la densité du bois de chaque éprouvette comme étant la densité théorique du bois composant notre éprouvette. Cette densité est calculée en soustrayant à notre éprouvette la masse de colle utilisée pour sa fabrication et en rapportant cette masse au volume de l'éprouvette sans prendre en compte les joints de colle. On fait l'hypothèse que la colle est homogènement répartie sur l'ensemble des éprouvettes d'une même série.

On remarque sur la Figure 94 (c) que la répartition des modules d'Young longitudinaux spécifiques multipliés par la section rapportée au nombre de plis des éprouvettes tend à être constante en fonction du nombre de plis. L'explication de l'augmentation des propriétés observée en fonction du nombre de plis peut alors s'expliquer par le phénomène de densification lié au processus de fabrication des LVL. Le rôle de la colle dans cette augmentation de la rigidité semble alors de second ordre.

Cependant, comme remarqué par certains auteurs (Daoui et al., 2014; Kiliç et al., 2006), plus les placages de LVL sont fins, plus la quantité relative de colle dans les LVL est importante. Le Tableau 18 résume la masse relative de colle dans chaque plaque de LVL ayant servi à la fabrication des éprouvettes. On constate qu'à partir de 5 plis, la colle représente 1/3 de la masse du LVL.

Nombre de plis	1	2	3	5	7	9
Masse relative de la colle (%)	0	25	31	34	36	37

**Tableau 18 – Masse relative de la colle dans chaque plaque de LVL**

Le nombre de plis ne semble pas avoir un effet sur les valeurs de coefficient de Poisson-plan ( $\nu_{it}$ ) mesuré expérimentalement (Figure 95). On notera toutefois que le nombre de plis a tendance à réduire la variabilité sur les mesures du coefficient de Poisson, mais n'a pas d'influence sur la valeur obtenue. Cette réduction de la dispersion peut s'expliquer par la stabilité plane procurée par l'augmentation du nombre de plis, qui tend à réduire le phénomène de tuilage des éprouvettes (Blomqvist et al., 2014).

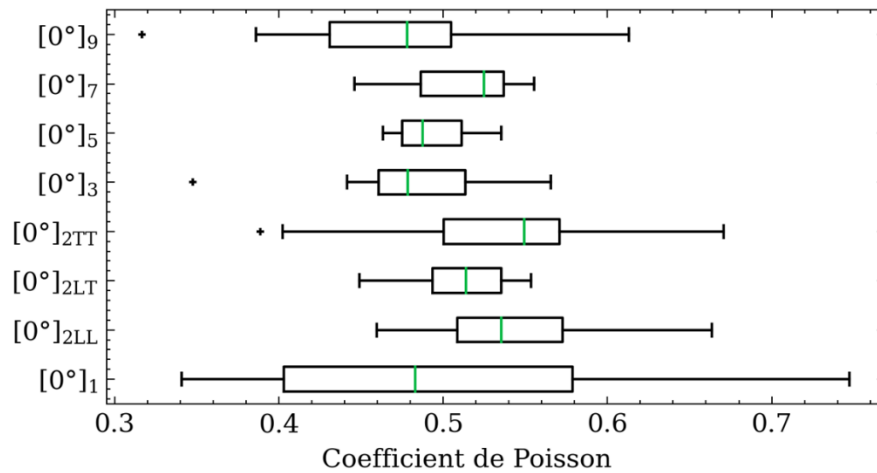


Figure 95 – Répartition du coefficient de Poisson par série

Afin de modéliser la rigidité des LVL caractérisés expérimentalement, il est nécessaire de connaître le CR des placages lors de la fabrication des LVL. Le Tableau 19 récapitule les valeurs moyennes de CR obtenues pour chaque série d'après les mesures faites sur les éprouvettes témoins.

Nombre de plis	CR Témoin (%) et écart-type
1	0
2LL	6,2 (2,8 %)
2LT	8,6 (1,8 %)
2TT	6,8 (3,5 %)
3	9,1 (3,1 %)
5	8,7 (4,8 %)
7	8,2 (4,0 %)
9	8,8 (4,1 %)

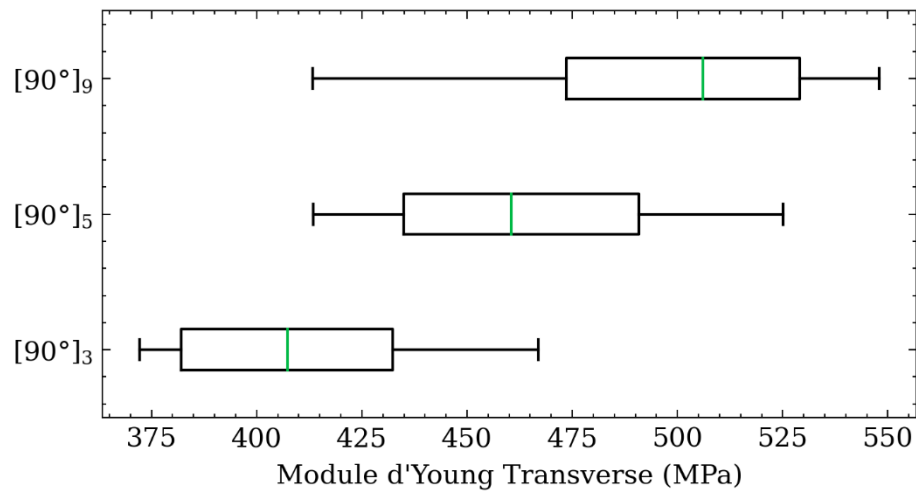
Tableau 19 – Récapitulatif des différentes valeurs de CR en fonction des méthodes d'identification

Compte tenu des valeurs obtenues, la valeur de CR ne semble pas corrélée avec le nombre de plis. Toutefois, le taux de compression n'est pas non plus constant en fonction du nombre de plis, une forte variabilité de CR est obtenue entre les divers LVL témoins, les valeurs de CR allant de 6,2 % à 9,1 %. Ces valeurs seront exploitées par la suite afin de modéliser analytiquement la rigidité des éprouvettes  $[0^\circ]_n$  et d'expliquer le phénomène de rigidification caractérisé.

Alors que l'influence du nombre de plis a été observée et caractérisée pour la direction longitudinale d'un LVL de peuplier, nous allons maintenant vérifier si ce phénomène existe aussi dans la direction transverse en analysant les éprouvettes  $[90^\circ]_n$ .

#### 4.4. Étude des éprouvettes $[90^\circ]_n$

La répartition des modules d'Young transverses moyens des éprouvettes  $[90^\circ]_n$  est illustrée sur la Figure 96.



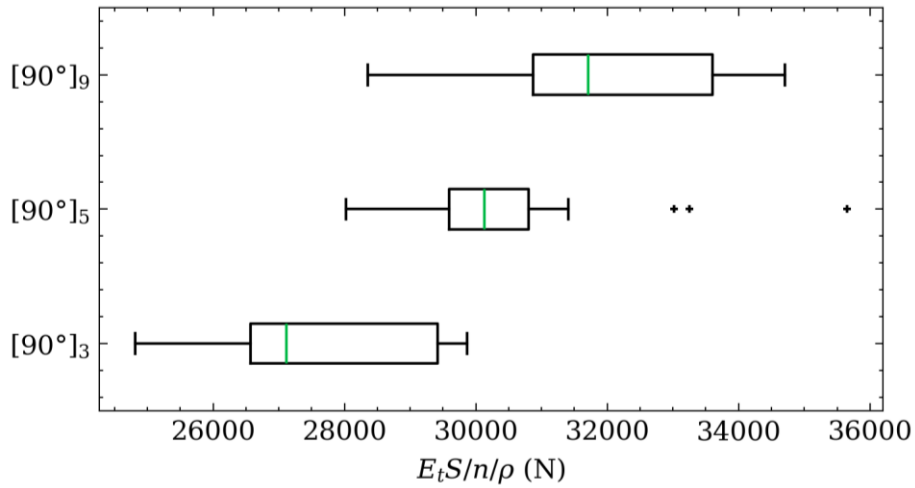
**Figure 96 – Répartition du module d'Young transverse par série**

On constate une rigidification des LVL en fonction du nombre de plis. Cette rigidification est plus marquée que pour les éprouvettes  $[0^\circ]_n$  (Tableau 20).

$\alpha$	Augmentation entre $[\alpha]_3$ et $[\alpha]_5$	Augmentation entre $[\alpha]_5$ et $[\alpha]_7$	Augmentation entre $[\alpha]_7$ et $[\alpha]_9$	Augmentation entre $[\alpha]_5$ et $[\alpha]_9$
$0^\circ$	+4,8 %	+3,9 %	+1,1 %	+5,0 %
$90^\circ$	+11,4 %	/	/	+7,9 %

**Tableau 20 – Augmentation de rigidité entre les séries  $[\alpha]_n$**

Contrairement aux séries  $[0^\circ]_n$ , on remarque sur la Figure 97 que la répartition des modules d'Young transverses spécifique multipliée par la section et rapportée au nombre de plis des éprouvettes est toujours croissante en fonction du nombre de plis. L'explication de l'augmentation des propriétés observée en fonction du nombre de plis peut alors s'expliquer par la présence de colle dans le LVL. Le rôle de la colle, dans cette configuration, est donc non négligeable sur la rigidification des éprouvettes.



**Figure 97 – Répartition du module d’Young transverse spécifique multiplié par la section et rapportée au nombre de plis par série**

En effet, la rigidité transverse des placages de peuplier étant plus faible que la rigidité longitudinale ; la rigidité de la colle, ajoutée lors de la fabrication des LVL, joue un rôle plus important dans la rigidité totale du stratifié pour une orientation des fibres à 90°.

En plus de la rigidité des éprouvettes  $[90^\circ]_n$ , on constate que l’évolution de la rigidité en fonction de la déformation n’est pas linéaire (Figure 98). On se propose de modéliser la rigidité des plis  $[90^\circ]_n$  avec une loi de la forme :

$$E_t = E_{t_0} - \varepsilon_{xx}\beta_{tt} \quad \text{Équation 27}$$

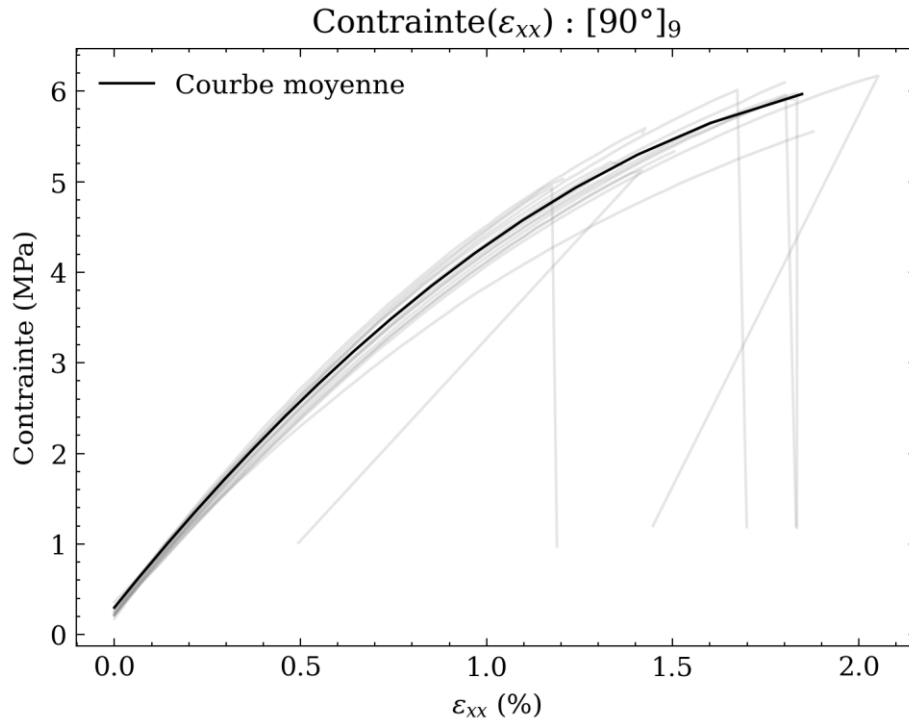
$$E_t = E_{t_0} - \varepsilon_{tt}\beta_{tt}$$

Où :

- $E_t$  est la rigidité du LVL, et donc la rigidité transverse du pli à 90° (MPa) ;
- $E_{t_0}$  est la rigidité initiale transverse du pli à 90° (MPa) ;
- $\beta_{tt}$  est le coefficient de non-linéarité lié aux plis à 90° (MPa) ;
- $\varepsilon_{tt}$  est la déformation locale des plis à 90° (mm/mm).

Ce choix est fait car, bien qu’un comportement non-linéaire et plastique soit observé par certains auteurs (Guitard, 1987), la non-linéarité du bois n’est pas couramment modélisée. Certaines études proposent des modèles pour représenter cette non-linéarité, tels que des approches bilinéaires (Trcala et al., 2024), des modélisations d’endommagement (Abdalslam, 2013; Maillot et al., 2014; Murray et al., 2005; Wang et al., 2016) ou des modèles à courbe exponentielle inverse (Dahl et Malo, 2009). Cependant, ces approches ne correspondaient pas au comportement non-linéaire observé sur les essais réalisés.

On peut ainsi modéliser le comportement de notre stratifié  $[90^\circ]_n$  avec la loi proposée en moyennant les valeurs de  $E_{t_0}$  et  $\beta_{tt}$  obtenues pour chaque éprouvette. Pour chaque éprouvette, on identifiera une valeur  $E_{t_0}$  et  $\beta_{tt}$ . En faisant la moyenne de ces deux valeurs on obtiendra alors une valeur moyenne de  $E_{t_0}$  et  $\beta_{tt}$  pour chaque série  $[90^\circ]_n$ . Cela permet de tracer des courbes moyennes afin de modéliser le comportement mécanique moyen des séries  $[90^\circ]_n$  (Courbe noire sur la Figure 98).



**Figure 98 – Courbes contrainte-déformation de la série  $[90^\circ]_9$  et courbe moyenne**

Une première supposition était que le comportement non-linéaire observé soit lié à un endommagement progressif commençant dès le début de l'essai. Toutefois, aucun endommagement n'est perceptible sur les mesures issues de l'utilisation de la caméra thermique et en corrélation d'image lors de l'essai avant la rupture brutale finale. Il se peut que ce comportement non-linéaire provienne d'une « plastification » du bois ou du comportement de la colle. Dans le §4.7, des cyclages de chargement/déchargement seront effectués sur les éprouvettes fabriquées avec le lot de placages n°2 pour essayer de répondre à cette question.

Le Tableau 21 récapitule les paramètres mécaniques identifiés pour les éprouvettes  $[90^\circ]_n$  concernant le comportement non-linéaire du module élastique transverse ainsi que le coefficient de corrélation moyen  $r^2$  obtenu pour identifier ces paramètres.

	$E_t$	Écart-type ( $E_t$ )	$E_{t_0}$	$\beta_{tt}$	$r^2$
3 plis	414	35	441	8656	0,97
5 plis	461	35,6	483	10778	0,99
9 plis	500	38,5	511	11050	0,99

**Tableau 21 – Récapitulatif des valeurs de  $E_t$ ,  $E_{t_0}$  et  $\beta_{tt}$  obtenues**

Les sections précédentes se sont intéressées aux rigidités longitudinale et transverse du LVL. La prochaine section traitera des éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$ , permettant de caractériser le comportement en cisaillement plan du LVL.

4.5. Étude des éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$

Tout comme pour les essais de traction sur les séries  $[90^\circ]_n$ , on constate que l'évolution de la rigidité en fonction de la déformation n'est pas linéaire (Figure 99). On peut donc avec les courbes présentées sur la Figure 99 identifier le module en cisaillement de nos éprouvettes. Sur les essais de traction des éprouvettes orientées à  $[\pm 45^\circ]_s$  permettant d'identifier le module en cisaillement, on observe que l'évolution du cisaillement en fonction de la déformation n'est pas linéaire. La rigidité des plis à  $[\pm 45^\circ]_s$  sera modélisée avec une loi de la forme :

$$G_{lt} = G_{lt_0} - (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})\beta_{lt}$$

$$G_{lt} = G_{lt_0} - \gamma_{lt}\beta_{lt}$$

Équation 28

Où :

- $G_u$  est le module en cisaillement des plis à  $\pm 45^\circ$  (MPa) ;
- $G_{u_0}$  est le module en cisaillement initial des plis à  $\pm 45^\circ$  (MPa) ;
- $\beta_{lt}$  est le coefficient de non-linéarité lié aux plis à  $45^\circ$  (MPa) ;
- $\gamma_{lt}$  est le cisaillement local des plis à  $45^\circ$  (sans unité).

On peut, comme cela a été fait avec les séries  $[90^\circ]_n$ , modéliser le comportement de notre stratifié  $[\pm 45^\circ]_s$  avec la loi proposée en moyennant les valeurs de  $G_{12_0}$  et  $d_{12}$  obtenues pour chaque éprouvette (Courbe noire sur la Figure 99).

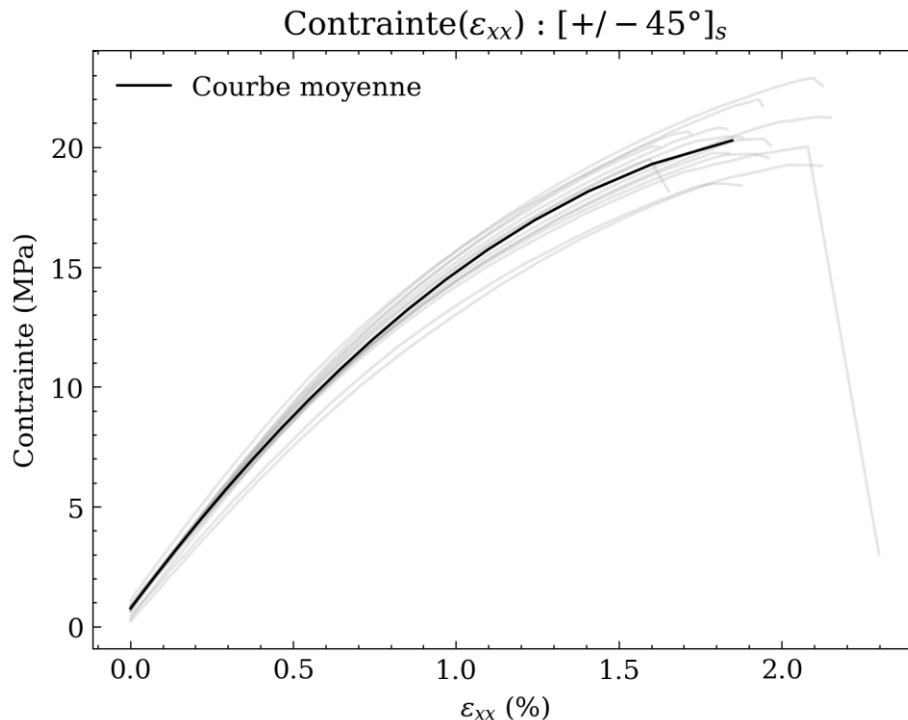


Figure 99 – Courbes contrainte-déformation  $[\pm 45^\circ]_s$  et courbe moyenne

Le Tableau 22 récapitule les paramètres mécaniques identifiés pour les éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$  concernant le comportement non-linéaire du module en cisaillement ainsi que le coefficient de corrélation moyen  $r^2$  obtenu pour identifier ces paramètres.



	$G_{lt}$	$G_{lt\_0}$	$\beta_{lt}$	$r^2$
Valeur	528	565	8248	0,994
Std	32,6	33,2	763	0,004

**Tableau 22 – Récapitulatif des valeurs de  $G_{lt}$  et  $G_{lt\_0}$  obtenues**

Notons qu'une fois de plus, la non-linéarité ne semble pas provenir d'un endommagement progressif commençant dès le début de l'essai. Aucun endommagement n'est perceptible sur les mesures issues de l'utilisation de la caméra thermique et en corrélation d'image lors de l'essai avant la rupture brutale.

Concernant le lot de placages n°1, tous les essais de caractérisation ont été traités. La section suivante se basera sur la modélisation proposée de la rigidité en fonction du nombre de plis, introduit dans le §3.6, afin de comparer le modèle théorique et les résultats expérimentaux des séries  $[90^\circ]_n$  et  $[0^\circ]_n$ .

#### 4.6. Modélisation de l'effet du nombre de plis

On a constaté que les rigidités moyennes, transverses et longitudinales, croient en fonction du nombre de plis (Figure 94 et Figure 96). Afin de modéliser ces stratifiés à base de bois, il est donc nécessaire de rendre compte de cette rigidification lors de l'ajout du nombre de plis dans un LVL. En se basant sur le modèle analytique décrit précédemment (Équation 25), et en utilisant les diverses mesures faites sur les éprouvettes ainsi que les valeurs de CR obtenues avec les éprouvettes témoins et en estimant une valeur  $E_g$ , il est possible de comparer le modèle analytique aux valeurs expérimentales. Les valeurs de  $E_g$  et de  $E_t$  sont estimées en utilisant les séries  $[90^\circ]_{3 \text{ et } 9}$  pour faire correspondre le modèle et les valeurs expérimentales (Figure 100). Les séries  $[90^\circ]_{3 \text{ et } 9}$  sont choisies, car la 1<sup>ère</sup> possède la masse relative de colle la plus faible alors que c'est l'inverse pour la série  $[90^\circ]_9$  ; ces séries sont donc les plus pertinentes pour identifier respectivement  $E_t$  et  $E_g$ . On obtient  $E_g = 2170$  MPa et  $E_t = 102$  MPa. Cette valeur de  $E_g$  est de l'ordre de grandeur des valeurs de rigidité de colle PUR que l'on retrouve dans la littérature (Stoeckel et al., 2013).

Dans le cas des séries  $[90^\circ]_n$ , on constate que la modélisation proposée est proche de celle proposée par Wei et al. (2015) (Figure 100).

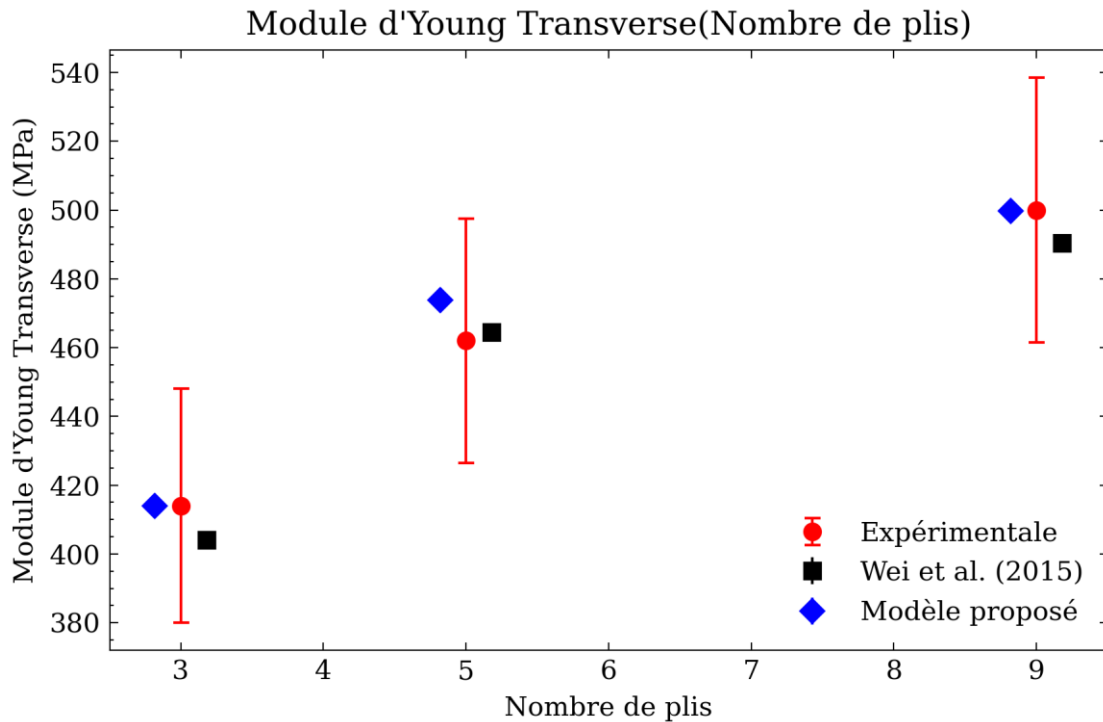
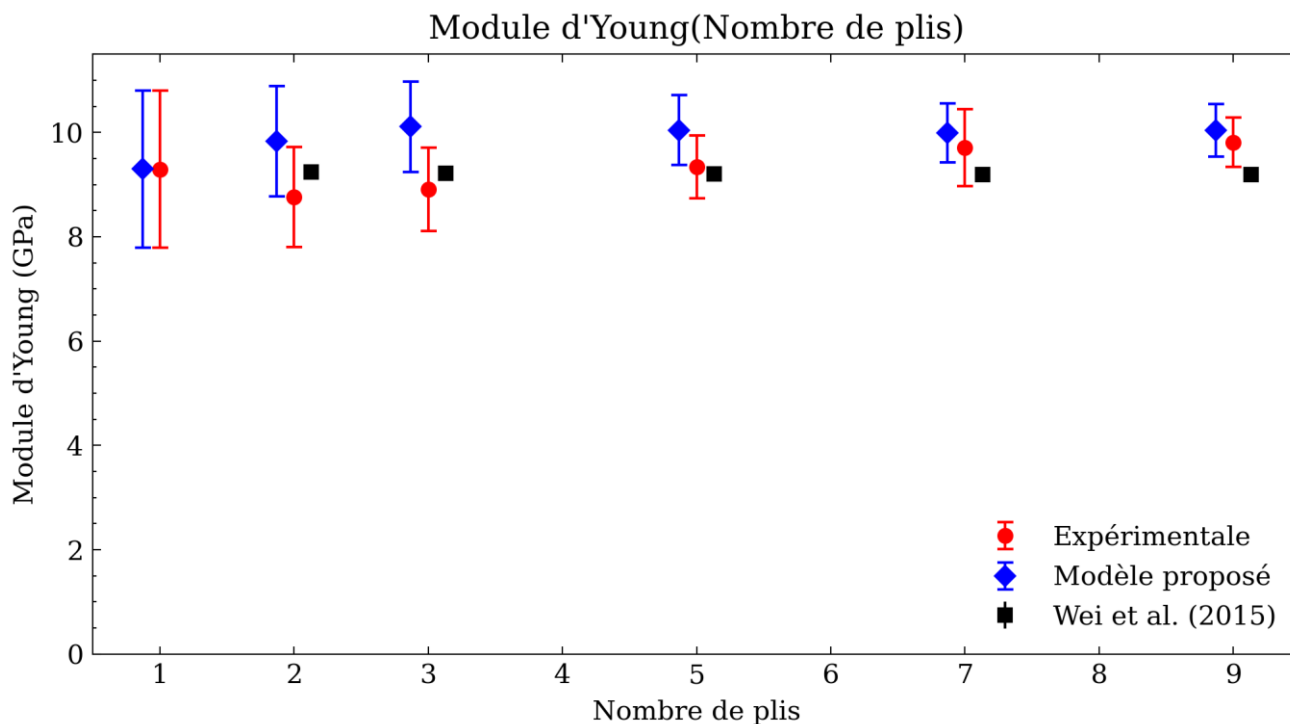


Figure 100 – Comparaison des modules d’Young transverses pour les séries  $[90^\circ]_n$  entre modèle analytique et résultats expérimentaux (les barres d'erreur représentent l'écart-type)

En reprenant la valeur de  $E_g$  identifiée avec les séries  $[90^\circ]_n$ , il est alors possible de modéliser les séries  $[0^\circ]_n$ . Notons que la série 2LL ne fait pas partie de l'étude, car sa rigidité est probablement influencée par sa faible épaisseur contrairement aux autres séries de 2 plis, comme expliqué précédemment. Les rigidités des éprouvettes des séries 2TT et 2LT sont donc moyennées pour obtenir la rigidité de la série nommée  $[0^\circ]_2$ .

Considérons que la rigidité de la série  $[0^\circ]_1$  suit une loi normale de moyenne 9299 MPa et d'écart-type 1556 MPa. Ainsi, puisque le choix des  $n$  placages servant à la fabrication du LVL d'une série  $[0^\circ]_n$  est indépendant et aléatoire, la rigidité d'une série  $[0^\circ]_n$  suit, elle aussi, une loi normale de moyenne 9299 MPa et d'écart-type de  $1556/\sqrt{n}$  MPa. Cette réduction de la variabilité est bien connue dans la fabrication des LVL, dont l'un des objectifs recherchés est justement l'homogénéisation des propriétés mécaniques. En effet, le processus de fabrication du LVL permet une meilleure distribution des propriétés mécaniques et des défauts naturels, tels que les nœuds, la pente du fil ou les fissurations dans le stratifié bois (Ebihara, 1982; El Haouzali, 2009; Erdil et al., 2009; Kiliç et al., 2010; Leicester et Bunker, 1969; Sasaki et Abdullahi, 2001; Youngquist et al., 1984). Cette prise en compte d'un écart-type théorique permet de rendre compte d'un écart-type dans notre modèle analytique pour mieux comparer notre modèle aux résultats expérimentaux (Figure 101). Le modèle proposé par Wei et al. (2015), considérant la présence d'un joint de colle, mais pas la compression des placages, est aussi représenté sur la Figure 101.



**Figure 101 – Comparaison des modules d’Young pour les séries  $[0^\circ]_n$  entre modèle analytique et résultats expérimentaux (les barres d'erreur représentent l'écart-type)**

Pour les séries  $[0^\circ]_n$ , la corrélation entre le modèle proposé et les séries est moins bonne que pour les séries  $[90^\circ]_n$ . En effet, cela s’explique par le fait que l’influence du CR sur cette configuration est plus importante alors que sa mesure est complexe et une forte variabilité est observée sur sa mesure (Tableau 19). Cependant, la variabilité observée expérimentalement est en accord avec celle obtenue avec le modèle analytique.

On constate que la théorie de Wei présente en moyenne des écarts plus faibles avec les valeurs expérimentales. Cependant, on notera la forte variabilité sur les mesures du taux de compression, valeurs qui ont un effet non négligeable sur les résultats analytiques dans cette étude. Un meilleur contrôle de CR pourrait permettre d’affiner les résultats obtenus. Toutefois, le modèle proposé offre plus de possibilités en permettant de modéliser à la fois de la densification des placages et la présence de joint de colle dans les stratifiés bois. De plus, ce dernier rend compte de la variabilité observée expérimentalement. Pour finir, on notera que les écarts constatés entre la modélisation analytique et les essais expérimentaux sont proches voir inférieurs à la variabilité observée expérimentalement, ce qui nous permet de valider ce modèle. Il est aussi important de noter que le modèle mis en place est très proche des résultats expérimentaux pour les éprouvettes de 7 et 9 plis (erreur inférieure à 3 % en moyenne), or les LVL industriels sont en majorité composés de 8 plis ou plus (Finnish Woodworking Industries Federation, 2019). L’ensemble des analyses faites précédemment ne repose que sur des LVL fabriqués avec les placages issus, d’un unique billon, du lot de placages n°1. Toutefois, dans la suite de ces travaux, les caractéristiques mécaniques du lot n°2 ont besoin d’être identifiées. De plus, lors de la caractérisation de ces placages, le comportement non-linéaire observé précédemment sera caractérisé en effectuant des cyclages de contraintes lors des essais de traction. L’influence du nombre de plis n’est cependant plus

considérée, mais la plus-value de l'étude du comportement non-linéaire justifie l'intérêt de présenter ces essais dans la prochaine partie de ce manuscrit.

4.7. Étude des éprouvettes faites avec les placages du lot n°2 :  $[0^\circ]_3$ ,  $[0^\circ]_5$ ,  $[90^\circ]_3$  et  $[\pm 45^\circ]_s$

Les analyses faites sur les précédents essais de traction sont reprises et appliquées à l'identique sur les séries  $[0^\circ]_3$ ,  $[0^\circ]_5$ ,  $[90^\circ]_3$  et  $[\pm 45^\circ]_s$  issus d'un lot de placages différents. Les essais présentés dans le Chapitre IV se basant sur des placages du lot n°2, cette seconde caractérisation permet d'obtenir des propriétés matériaux des placages utilisés. Toutefois, cette nouvelle campagne d'essai comporte une plus-value dans la caractérisation du LVL. En effet, lors des essais de traction, des cycles de charges/décharges sont effectués afin de caractériser le comportement non-linéaire, observé précédemment, en fonction des séries sollicitées.

La rigidité moyenne des éprouvettes  $[0^\circ]_3$  est :  $E_x = 8315$  MPa (ETR : 12 %) (Figure 102). On notera que sur la Figure 102, la partie en couleur correspond à l'enveloppe supérieure des essais (sans prendre en compte les cycles de charge/décharge) tandis que la partie grise correspond à l'ensemble du cycle de chargement d'une éprouvette. Cette remarque est valable pour les séries illustrées après aussi.

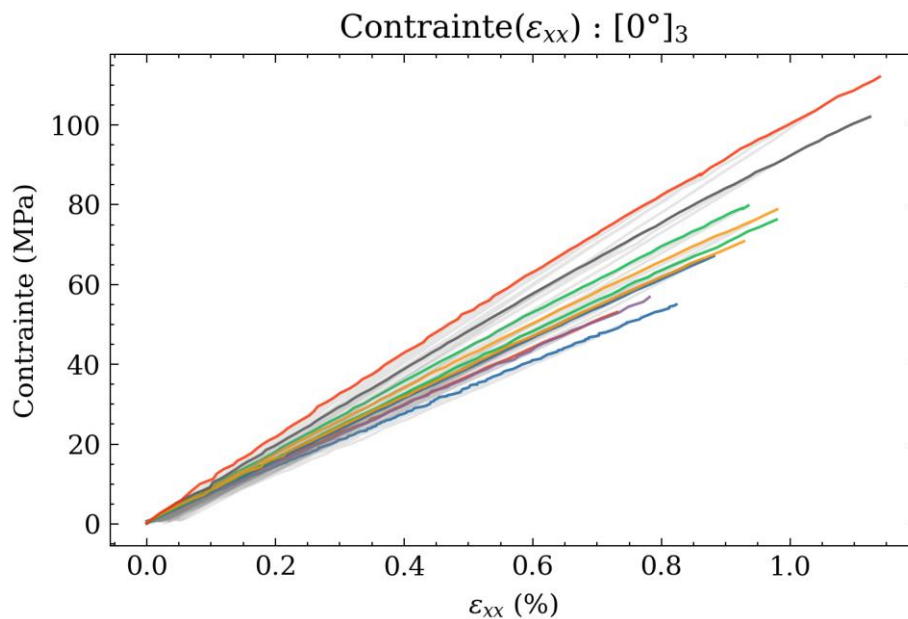
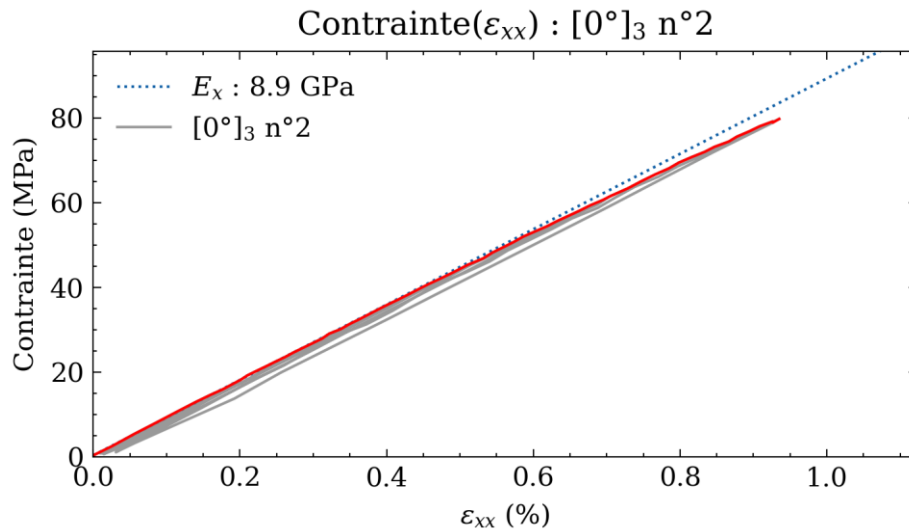


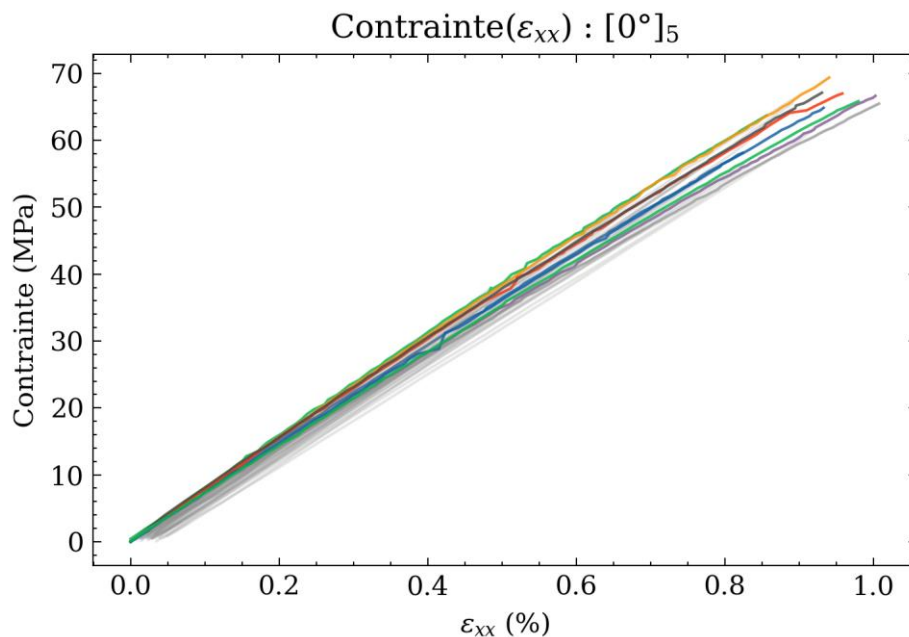
Figure 102 – Courbes contrainte déformation pour la série  $[0^\circ]_3$

On présente sur la Figure 103 la courbe contrainte déformation de l'éprouvette  $[0^\circ]_3$  n°10 afin de visualiser le cyclage effectué sur cette éprouvette et son comportement mécanique. On affiche aussi la tangente à la courbe permettant d'identifier la rigidité de l'éprouvette ( $E_x$ ) en bleu afin de visualiser le comportement non-linéaire observé lors du chargement de l'éprouvette. Concernant le comportement non-linéaire pour la série  $[0^\circ]_3$ , ce dernier reste faible comparé aux éprouvettes  $[90^\circ]_n$  et  $[\pm 45^\circ]_s$ . La déformation résiduelle, lorsque la contrainte est nulle, est de l'ordre de 0,05 % lorsque la déformation à la rupture moyenne est de 9,5 %. De plus, les rigidités à chaque cyclage sont équivalentes, on n'observe pas de perte de raideur entre chaque cycle.



**Figure 103 – Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette  $[0^\circ]_3$  n°10 (Rigidité à chaque cyclage : 8,9 GPa / 8,9 GPa/ 8,9 GPa/ 8,9 GPa)**

La rigidité moyenne des éprouvettes  $[0^\circ]_5$  est :  $E_x = 7445$  MPa (ETR : 4 %) (Figure 104). On remarque une dispersion bien plus faible sur les éprouvettes  $[0^\circ]_5$  comparée aux éprouvettes  $[0^\circ]_3$  (Figure 104). Comme pour la série  $[0^\circ]_3$ , le comportement non-linéaire pour la série  $[0^\circ]_5$  reste faible comparé aux éprouvettes  $[90^\circ]_n$  et  $[\pm 45^\circ]_s$ . De plus, les rigidités à chaque cyclage sont équivalentes, on n'observe pas de perte de raideur entre chaque cycle comme c'était déjà le cas sur la série  $[0^\circ]_3$ .



**Figure 104 – Courbes contrainte-déformation pour la série  $[0^\circ]_5$**

La rigidité moyenne des éprouvettes  $[90^\circ]_3$  est :  $E_x = 521$  MPa (ETR : 1,4 %) (Figure 105). Pour les éprouvettes  $[90^\circ]_3$ , bien que seulement 3 éprouvettes soient caractérisées, on constate une faible dispersion de la rigidité sur les courbes enveloppes (Figure 105).

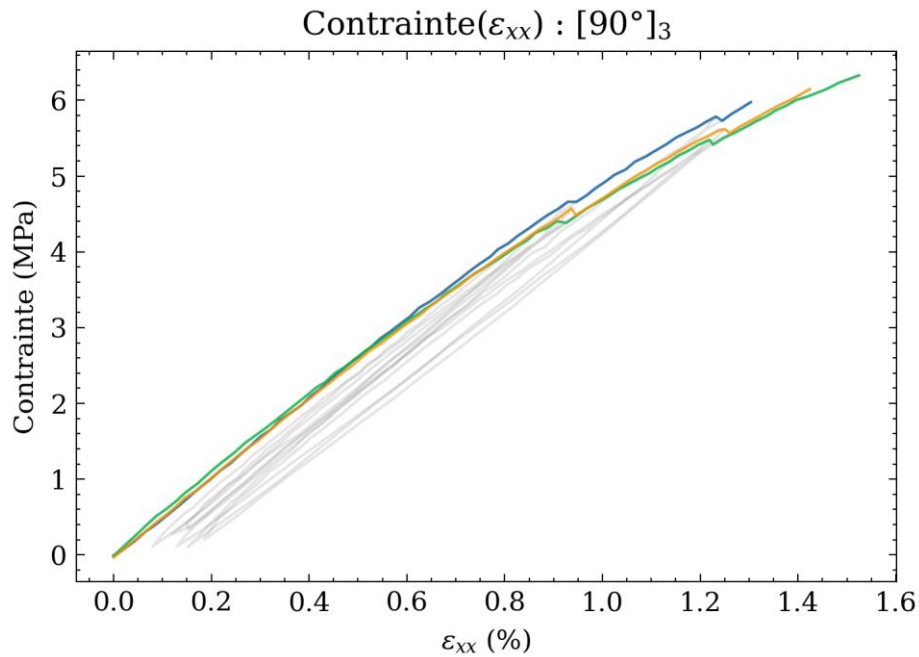


Figure 105 – Courbes contrainte-déformation pour la série  $[90^\circ]_3$

Comme pour la série  $[0^\circ]_3$  et  $[0^\circ]_5$ , les rigidités à chaque cyclage sont équivalentes, on n'observe pas de perte de raideur entre chaque cycle. Cependant, la déformation résiduelle, lorsque la contrainte est nulle, est plus importante pour cette série. La déformation résiduelle est de l'ordre de 0,2 % lorsque la déformation à la rupture moyenne est de 14,3 %. La non-linéarité de ces trois séries pourrait s'expliquer par un comportement du LVL s'assimilant à de la plasticité. Clouston et Lam (2002) ont déjà utilisé des modèles numériques se basant sur de la plasticité pour rendre compte du comportement mécanique d'aggloméré de bois.

Le module en cisaillement moyen des éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$  est :  $G_{it} = 581$  MPa (ETR : 5 %). Pour les éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$ , on constate une faible dispersion sur le module en cisaillement, mais un comportement non-linéaire et plastique qui semble plus marqué (Figure 106).

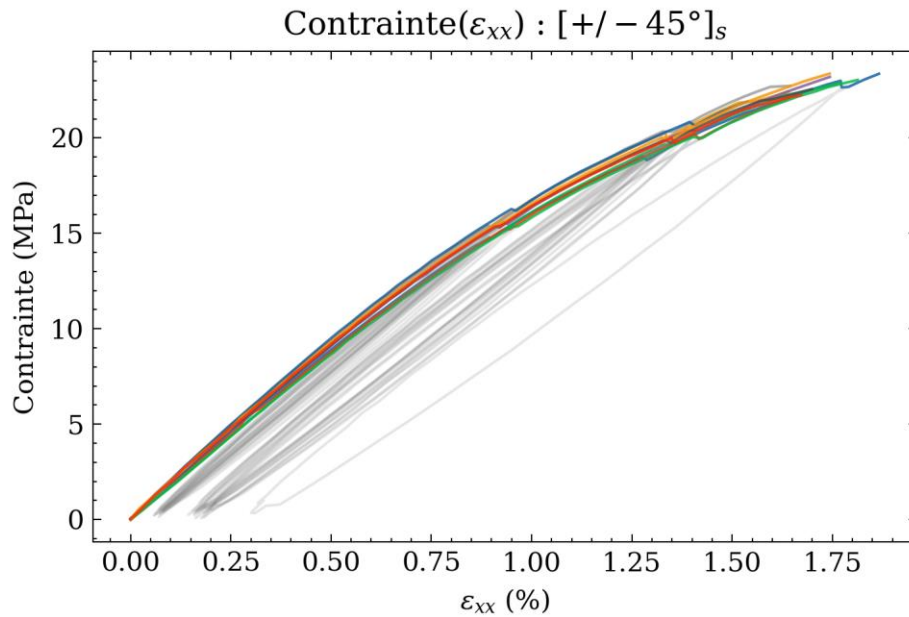


Figure 106 – Courbes contrainte-déformation pour la série  $[\pm 45^\circ]_s$

Comme pour la série  $[90^\circ]_3$ , un comportement s'apparentant à de la plasticité est observable sur cette série. La déformation résiduelle est de l'ordre de 0,3 % lorsque la déformation à la rupture moyenne est de 17,4 %. Cependant, lors du cyclage des essais sur ces éprouvettes, la rigidité des éprouvettes diminue en fonction du nombre de cycles (diminution de la rigidité de  $\sim 6\%$  entre le 1<sup>er</sup> et le dernier cyclage) (Figure 107).

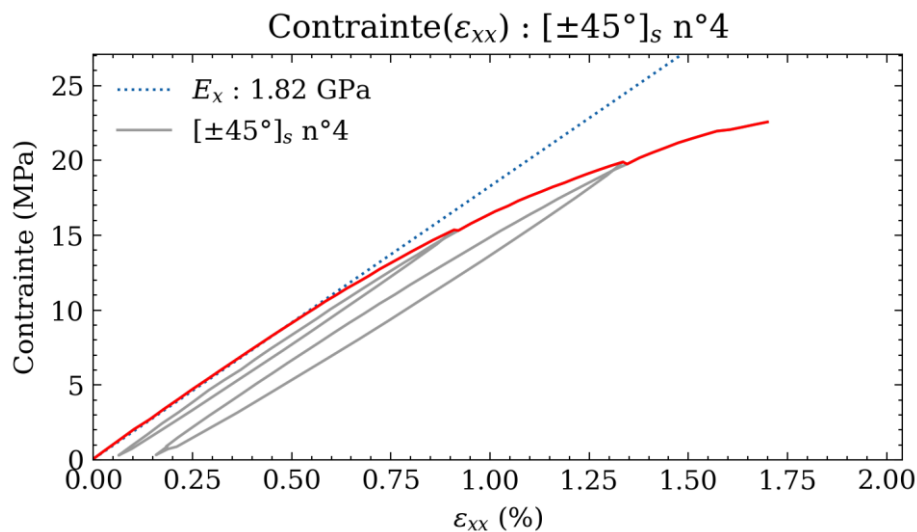


Figure 107 – Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette  $[0^\circ]_3$  n°10 (Rigidité à chaque cyclage : 1,82 GPa / 1,80 GPa/ 1,74 GPa)

Ce comportement peut s'apparenter à celui d'un endommagement progressif lié à des micro défauts dans le matériau. Certains auteurs se basent sur des modèles d'endommagement progressif pour modéliser le bois, en le couplant, en plus, avec des modèles de plasticité (Benvenuti et al., 2020; Chen et al., 2020; Šebek et al., 2021). Notons que le comportement non-linéaire peut tout aussi bien provenir de la présence de la colle dans notre LVL. En effet, les essais de traction sur des éprouvettes  $[90^\circ]_3$  et  $[\pm 45^\circ]_s$  sollicitent plus la colle que les essais de traction sur  $[0^\circ]_n$ .

Toutefois, compte tenu des faibles comportements s'apparentant à de la plasticité et de l'endommagement progressif observé sur les diverses séries caractérisées, le comportement des séries du LVL sera considéré comme purement élastique non-linéaire. Le modèle non-linéaire proposé sur les éprouvettes de traction issues du lot de placages n°1 servira aussi pour ces éprouvettes. Les différents paramètres précédemment identifiés le sont à nouveau sur ce deuxième lot de placages. L'ensemble des paramètres identifiés sur ces placages peut être résumé dans le Tableau 23 :

Paramètre	Essai d'identification	Valeur obtenue
$E_{l_0}/E_l^t$ : Module d'Young sens fibre traction	$[0^\circ]_5$	7612 MPa
$E_{t_0}/E_t$ : Module d'Young sens transverse	$[90^\circ]_3$	555 MPa
$\sigma_t^f$ : Contrainte à la rupture en traction transverse	$[90^\circ]_3$	6,2 MPa
$\nu_{lt}$ : Coefficient de poisson lt	$[0^\circ]_{3-5}$	0,52
$\varepsilon_l^{ft}$ : Déformation rupture fibre en traction	Max ( $[0^\circ]_{3-5}$ )	11500 $\mu\text{def}$
$G_{lt_0}/G_{lt}$ : Module de cisaillement lt	$[\pm 45^\circ]_s$	647 MPa
$\tau_{lt}^f$ : Contrainte à la rupture en cisaillement	$[\pm 45^\circ]_s$	11,4 MPa
$\beta_{ll}$	$[0^\circ]_{3-5}$	56820 MPa
$\beta_{tt}$	$[90^\circ]_3$	7083 MPa
$\beta_{lt}$	$[\pm 45^\circ]_s$	8736 MPa

**Tableau 23 – Paramètres matériaux caractérisés pour le LVL de Peuplier**

## 5. Discussions

Des essais de tractions sur des LVL de 1, 2, 3, 5, 7 et 9 plis de peuplier ont été effectués pour caractériser les rigidités transverses et longitudinales de ces stratifiés et l'influence du nombre de plis sur ces dernières. Les résultats montrent que la rigidité du stratifié tend à croître lorsque le nombre de plis augmente, à épaisseur de pli constant. Cette observation est valable pour la rigidité longitudinale, mais aussi transverse, où l'effet est encore plus important. Une variante du modèle de Wei et al. (Wei et al., 2015) est proposée pour rendre compte de ce comportement. Bien que Lechner et al. (2021) aient déjà pu observer ce phénomène, aucune explication n'était fournie. Les explications avancées lors de ces travaux sur l'augmentation de la rigidité reposent sur le processus de fabrication des LVL : en augmentant le nombre de plis, la quantité relative de colle augmente dans le stratifié (Tableau 18), mais cela est aussi lié au fait que, lors du pressage du LVL, les plis sont densifiés sous l'effet de la presse.

Toutefois, au vu des résultats présentés, il convient de garder à l'esprit que la méthode utilisée pour mesurer le taux de compression des placages est sujette à discussion. La mesure du ratio de compression (CR) pendant la fabrication, en évaluant l'épaisseur des bords des plaques avant de presser/coller le LVL, ne permet pas d'obtenir des valeurs précises de CR pour les plis individuels de chaque éprouvette. L'utilisation de LVL témoins, dans ces travaux, permet de mesurer précisément l'épaisseur des placages en plusieurs points identiques avant et après le pressage/collage. Cela permet de calculer le ratio de compression en plusieurs points sur notre LVL, ce qui présente un avantage certain. Cependant, la valeur moyenne obtenue à partir du rapport de compression peut ne pas être exactement



---

celle des plaques fabriquées pour la fabrication des éprouvettes de traction (par exemple en raison d'un effet d'échelle), et la densification peut être variable sur l'ensemble d'une plaque de LVL. Il est donc important, pour utiliser la modélisation proposée, de pouvoir estimer ou mesurer, le plus précisément possible, les ratios de compression des LVL étudiés.

La rigidité de la colle ( $E_g$ ), qui a été identifiée, indirectement, avec les séries  $[90^\circ]_n$ , peut aussi avoir un effet sur l'analyse effectuée. Cependant, le phénomène d'interaction entre la colle et le bois est toujours considéré comme complexe et reste donc un domaine d'étude d'actualité. Néanmoins, on peut noter que la rigidité identifiée via le modèle analytique proposé et les essais sur des éprouvettes  $[90^\circ]_n$  nous permet d'identifier une valeur de rigidité de l'ordre de 1,8 GPa pour notre adhésif. Cette valeur se situe bien dans la fourchette des valeurs obtenues dans la littérature. De plus, cette rigidité de 1,8 GPa permet d'expliquer pourquoi la colle a un effet plus important sur la rigidité des éprouvettes  $[90^\circ]_n$  que sur celle des éprouvettes  $[0^\circ]_n$ . Dans le cas des éprouvettes  $[90^\circ]_n$ , la colle est presque 12 fois plus rigide que les plis à  $90^\circ$  alors que, pour la série  $[0^\circ]_n$ , les plis à  $0^\circ$  ne sont que 5 fois plus rigides que la colle.

Lors des essais de traction, sur les éprouvettes  $[0^\circ]_1$ , une forte dispersion (27 %) est observée sur la mesure du coefficient de Poisson. Cette dispersion est plus de deux fois supérieure à celles des autres séries caractérisées. Cela s'explique par une déformation hors plan et donc un effet d'anti-tuilage des éprouvettes lors de l'essai de traction qui pourrait perturber cette mesure. Contrairement aux autres séries, les éprouvettes  $[0^\circ]_1$  ne sont composés que d'un unique pli et ne sont ni collées ni pressées, or cela ajoute de la stabilité structurelle aux éprouvettes et limite donc les déformations hors plan (Blomqvist et al., 2014). D'autres études ont également observé de fortes dispersions sur la mesure du coefficient de Poisson sans en expliquer les causes (Dietzel et al., 2016; Jeong et al., 2010).

Des essais de traction sur des LVL de peuplier ont été effectués pour caractériser les propriétés mécaniques transverses, longitudinales et en cisaillement de ces stratifiés pour deux jeux de placages différents. Les résultats montrent que les propriétés élastiques semblent non-linéaires. Cette non-linéarité semble élastique, le comportement plastique étant faible, et aucun endommagement n'est constaté lors de ces essais. Cette observation est valable pour la rigidité longitudinale, transverse et le coefficient de cisaillement. Un modèle simple d'ordre deux est mis en place afin de corrélérer ces non-linéarités en fonction de la déformation locale des plis.

## 6. Conclusions et perspectives

Les effets du nombre de plis sur la rigidité d'un LVL ont été étudiés lors d'essais de traction sur des LVL de 1, 2, 3, 5, 7 et 9 plis. Les conclusions suivantes peuvent être tirées des résultats de l'étude :

- Une forte dispersion (17 %) est observée sur la rigidité des éprouvettes  $[0^\circ]_1$ , mais la densité des éprouvettes explique la moitié de cette dispersion.
- La faible pente de fil observée sur les éprouvettes  $[0^\circ]_1$  n'a qu'une très faible influence sur la dispersion de la rigidité observée ;
- Une forte dispersion (27 %) est observée sur la mesure du coefficient de Poisson des éprouvettes  $[0^\circ]_1$  si l'on se base sur la mesure proposée par la norme ASTM D3039. La déformation hors plan

et l'effet d'anti-tuilage des éprouvettes lors de l'essai de traction semblent expliquer cette forte dispersion de mesure. Ainsi, une dispersion de 16 % est obtenue en utilisant uniquement la fin de l'essai de traction pour calculer le coefficient de Poisson ;

- Pour les éprouvettes  $[0^\circ]_2$ , la rigidité de la série  $[0^\circ]_{2LL}$  est supérieure à celle des autres séries, toutefois aucune différence significative n'est observée sur les rigidités spécifiques entre les séries de deux plis, en fonction des faces encollées ;
- Une augmentation de la rigidité est observée lorsque le nombre de plis composant un LVL croit jusqu'à 9 pour les éprouvettes  $[0^\circ]_n$  et  $[90^\circ]_n$ . On constate toutefois que cette augmentation de la rigidité est plus marquée pour les éprouvettes  $[90^\circ]_n$  ;
- Ces essais montrent ainsi qu'il est difficile d'appliquer directement la théorie des stratifiés composites au LVL en se basant uniquement sur les propriétés des placages. En effet, la colle et la compression des placages lors du pressage du LVL jouent un rôle non négligeable sur les propriétés mécaniques de ce dernier ;
- Une modélisation a été proposée pour rendre compte de ce phénomène. Ce modèle analytique prend en compte à la fois la compression des placages et la présence des joints de colle dans le LVL. La modélisation donne de meilleurs résultats pour la configuration  $[90^\circ]_n$ , car c'est dans cette direction de sollicitation que l'augmentation de la rigidité en fonction de nombre de plis est la plus importante. Le modèle présenté dans cette partie s'appuie sur des documents existants axés sur la modélisation de la rigidité des LVL. Il offre une approche généralisée par rapport aux efforts précédents, permettant l'incorporation de facteurs tels que la colle, le taux de compression et les plis (avec diverses orientations, épaisseurs, nombres et propriétés). En outre, la formulation finale repose sur des paramètres facilement identifiables ;
- Dans les éprouvettes caractérisées, plus il y a de plis dans un LVL et plus la dispersion du module élastique semble diminuer. Une homogénéisation de la rigidité est observée sur les essais de traction ;
- Un comportement non-linéaire élastique est proposé pour modéliser les modules élastiques de nos éprouvettes de LVL de peuplier. Lors de la caractérisation des éprouvettes issues du lot de placages n°2, une déformation résiduelle est observée pour l'ensemble des éprouvettes et un comportement s'apparentant à de l'endommagement progressif est observé sur les éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$ .

L'étude de la rigidité du LVL en fonction du nombre de plis qui le compose permet de mieux comprendre le lien entre la fabrication et les propriétés mécaniques du matériau. Dans une optique de mise en place de modèle numérique de stratifiés à base de bois, cette information semble pertinente. Toutefois, des recherches supplémentaires sont nécessaires pour déterminer l'influence du nombre de plis pour des orientations, des matériaux et des colles différentes. La prise en compte de la densité locale ou des fissures de déroulage pourrait permettre d'expliquer une partie de la variabilité observée lors de ces essais. De plus, des études sur des ressources diverses pourraient valider le comportement observé sur d'autres essences que le Peuplier.



---

# CHAPITRE IV : Caractérisation du taux de restitution d'énergie Mode I

---

## Sommaire

<b>1. Introduction</b> .....	<b>149</b>
<b>2. Matériels et procédures expérimentales</b> .....	<b>150</b>
2.1. Configurations étudiées.....	150
2.2. Fabrication des éprouvettes DCB .....	153
2.3. Moyens expérimentaux .....	157
<b>3. Méthodologie</b> .....	<b>158</b>
3.1. Suivi de fissure .....	158
3.2. Comparaison déplacement machine/corrélation .....	159
3.3. Calcul de la fissure .....	160
3.4. Calcul du $G_{Ic}$ .....	162
<b>4. Résultats</b> .....	<b>165</b>
4.1. Courbes R .....	167
4.2. Faciès de rupture.....	172
<b>5. Discussions</b> .....	<b>178</b>
<b>6. Conclusion</b> .....	<b>181</b>



Cette partie présente les essais de caractérisation du taux de restitution d'énergie critique en mode I :  $G_{Ic}$ . Dans cette étude, l'objectif est d'étudier l'influence de l'orientation des plis à l'interface sur  $G_{Ic}$ . Deux configurations ont été caractérisées : la première configuration possède ses deux placages à l'interface orientés à  $0^\circ$  :  $[0^\circ/0^\circ]$ , la seconde possède une interface entre un pli à  $0^\circ$  et un pli à  $90^\circ$  :  $[0^\circ/90^\circ]$ . Dans un premier temps, une valeur moyenne du taux de restitution d'énergie sera obtenue pour chaque configuration, puis, des taux de restitution d'énergie seront caractérisés en fonction du type de propagation de fissure dans chaque configuration.

### 1. Introduction

Pour déterminer ces taux de restitution d'énergie et donc la résistance d'un joint de colle dans des applications en bois, la norme NF EN 302 (AFNOR 2017) ou l'ancienne norme DIN 53253 (DIN 1964) proposent la mise en place d'essais de résistance au cisaillement du joint de colle via des essais de traction longitudinale. Cependant, lors de ce type d'essai, des forces normales élevées interviennent en plus des forces de cisaillement recherchées (Konnerth et al., 2006a). Ces essais ne permettent donc pas de caractériser le taux de restitution d'énergie d'une interface collée en mode I. Ce mode d'ouverture est étudié en priorité, car la plupart du temps, parmi les trois modes de propagation d'une fissure, c'est celui qui nécessite le moins d'énergie et qui est donc le plus dangereux pour la structure. Le taux de restitution d'énergie, en mode I, du LVL est donc généralement caractérisée par un essai DCB (Double Cantilever Beam). Ces essais permettent d'obtenir la courbe de Résistance de l'interface caractérisée, appelée également courbe R. Cette courbe représente la quantité d'énergie surfacique nécessaire pour faire se propager une fissure dans l'interface à caractériser (Lachaud, 1997) en fonction de la longueur de fissure. Peu d'auteurs se sont intéressés aux essais DCB sur des interfaces de bois collés, que ce soit pour du LVL ou du contreplaqué. El Moustaphaoui et al. (2021a, 2019) ont caractérisé le taux de restitution d'énergie critique d'une interface de contreplaqué de Ceiba de 9 plis, sans préciser son empilement, en utilisant une colle urée-formaldéhyde. Ils obtiennent une valeur de  $G_{Ic}$  comprise entre 140 et 200 J/m<sup>2</sup>. Baba et al. (2010) se sont intéressés au délaminage de contreplaqué de hêtre avec une interface  $0^\circ/0^\circ$  et l'empilement suivant :  $[0^\circ/90^\circ/0^\circ]_s$ . Ils obtiennent une valeur de  $G_{Ic}$  de l'ordre de 20 J/m<sup>2</sup>. Cette faible valeur, comparée à celle de El Moustaphaoui, peut s'expliquer par l'ajout de farine de seigle dans la colle urée-formaldéhyde utilisée pour la confection des éprouvettes. Orellana et al. (2024) ont caractérisé le taux de restitution d'énergie critique d'une interface de LVL de hêtre de 8 plis, en utilisant une colle polyuréthane. En plus de caractériser  $G_{Ic}$ , les auteurs cherchent un lien entre la fabrication du LVL (temps et pression de pressage) et  $G_{Ic}$ . Ils obtiennent une valeur de  $G_{Ic}$  moyenne comprise entre 250 et 700 J/m<sup>2</sup> en fonction des paramètres étudiés. D'autres auteurs se sont intéressés à des interfaces collées de bois dans le lamellé-collé, avec des valeurs moyennes de  $G_{Ic}$  obtenues se situant entre 30 et 827 J/m<sup>2</sup> (Jennings, 1997; Myslicki et al., 2019; Rhême et al., 2013; Scoville, 2001; Silva et al., 2013; Xavier et al., 2011; Zhao et al., 2017). Les valeurs de  $G_{Ic}$  obtenues par ces études dépendent nécessairement de l'adhésif et de l'essence utilisés, mais l'ordre de grandeur est de quelques centaines de J/m<sup>2</sup>.

Cependant, les études précédentes ne s'intéressaient qu'aux interfaces  $0^\circ/0^\circ$  (Baba et al., 2010; El Moustaphaoui et al., 2021a, 2019; Jennings, 1997; Myslicki et al., 2019; Rhême et al., 2013; Scoville, 2001; Silva et al., 2013; Xavier et al., 2011; Zhao et al., 2017). Or, dans le cas d'un stratifié de contreplaqué, le

---

délaminage se produit majoritairement aux interfaces  $0^\circ/90^\circ$  en raison du cisaillement interlaminaire maximal pour des interfaces orientées perpendiculairement. Ce phénomène est bien connu dans le domaine des composites (Gay, 2014), mais très peu étudié pour le bois.

Dans le cas des stratifiés en matériaux composites, la configuration avec une interface  $0^\circ/0^\circ$  permet de trouver une valeur de  $G_{Ic}$  minorante (ou d'initiation) en limitant le pontage de fibres tout en gardant la fissure dans l'interface entre les plis  $0^\circ/0^\circ$ . La configuration avec une interface  $0^\circ/90^\circ$  est plus propice à la migration de la fissure dans le pli à  $90^\circ$ , et donc aura tendance à surestimer le  $G_{Ic}$  (Prombut, 2007).

De plus, dans le cas du LVL ou du contreplaqué, seul El Moustaphaoui (2021a) et al ont réalisé des courbes R. Baba et al. (2010) ont réalisé une courbe R en caractérisant le  $G_{Ic}$  d'initiation pour diverses fissures initiales. Cependant, quand la courbe R est obtenue, peu de justifications physiques sont fournies pour en expliquer l'évolution et analyser le faciès de rupture des éprouvettes.

Cette étude vise donc à fournir les courbes R de mode I pour deux interfaces différentes : une interface  $0^\circ/0^\circ$  et une interface  $0^\circ/90^\circ$ . L'évolution de la courbe R sera analysée pour le contreplaqué de peuplier de Koster et une comparaison sera faite entre les deux interfaces étudiées. Les taux de restitution d'énergie correspondants seront calculés et analysés.

## 2. Matériels et procédures expérimentales

### 2.1. Configurations étudiées

Des placages de bois de peuplier Koster (*Populus × canadensis*) de 1 mm d'épaisseur ont été utilisés pour la fabrication des éprouvettes d'essai Double Cantilever Beam (DCB). Les placages, fournis par le laboratoire LaBoMaP de Cluny, ont été produits à l'aide d'une dérouleuse. Les placages ont ensuite été empilés et pressés pendant 5 heures à 10 bars et  $25^\circ\text{C}$ . La colle à bois utilisée pour fabriquer le contreplaqué était la Kleiberit PUR 510 FIBERBOND, une colle monocomposante à base de polyuréthane qui durcit par réaction avec l'humidité. La quantité de colle utilisée était de  $250\text{ g/m}^2$ . La masse volumique des placages peuplier était de  $348\text{ kg/m}^3$  (ETR : 4 %).

Deux configurations d'éprouvette ont été réalisées et sont illustrées sur la Figure 108 :

- Un contreplaqué de 8 plis avec une configuration  $[0^\circ]_8$  pour l'interface  $0^\circ/0^\circ$ , appelé « éprouvette  $0^\circ/0^\circ$  » ;
- Un contreplaqué de 9 plis avec une configuration de stratification  $[0^\circ_4, 90^\circ, 0^\circ_4]$  pour étudier l'interface  $0^\circ/90^\circ$ , appelé « éprouvette  $0^\circ/90^\circ$  ». Une vue au microscope de l'épaisseur des éprouvettes  $0^\circ/90^\circ$  est illustrée sur la Figure 109.

Deux repères seront utilisés pour décrire nos systèmes (Figure 109) :

- Un repère global (X, Y, Z) avec X orienté dans la longueur de l'éprouvette DCB, Y dans sa profondeur et Z dans sa hauteur (Figure 109) ;
- Un repère local (L, T, R), décrivant les directions principales du bois pour décrire les placages : L orienté dans la direction des fibres du bois (les cellules du bois), T correspond à l'axe tangent aux

cernes, donc dans la direction transversale dans le plan des placages, et R orienté dans la direction des anneaux de croissance, et donc dans l'épaisseur des placages.

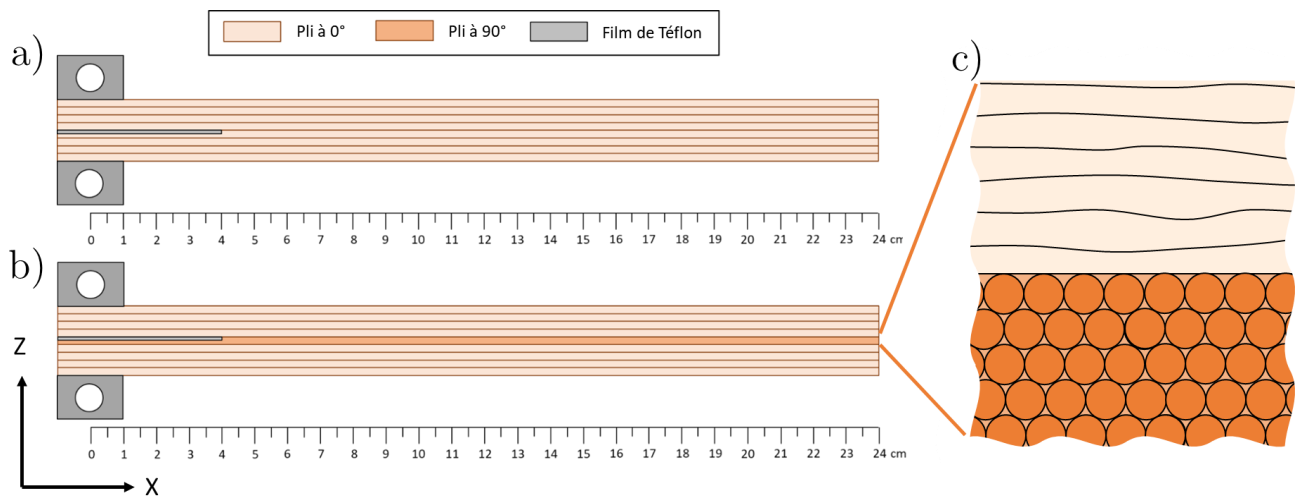


Figure 108 – Configuration éprouvette DCB avec interface  $0^\circ/0^\circ$  (a) et interface  $0^\circ/90^\circ$  (b), et représentation schématique de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (c)

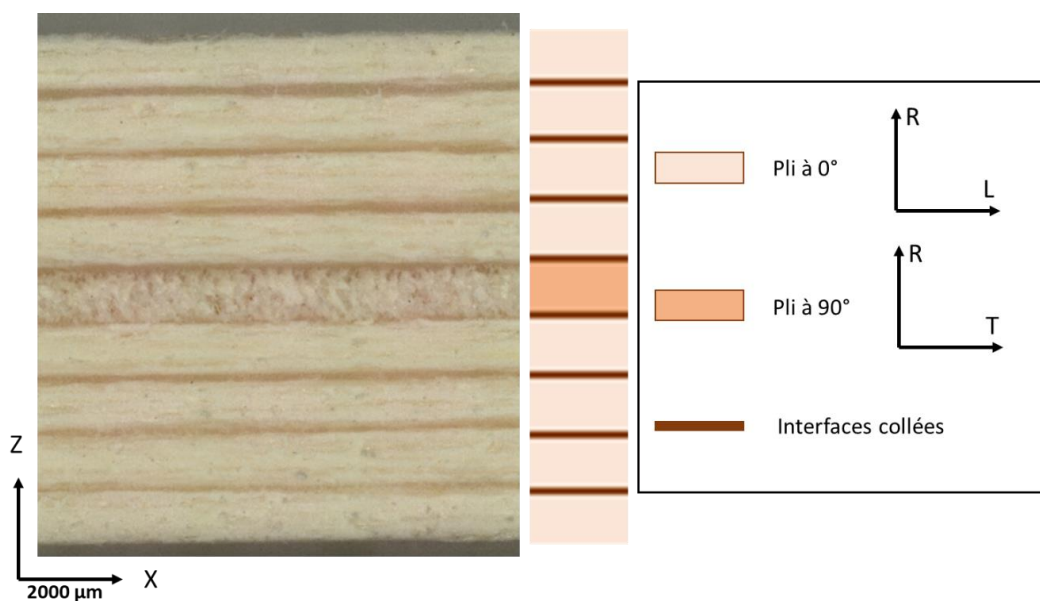


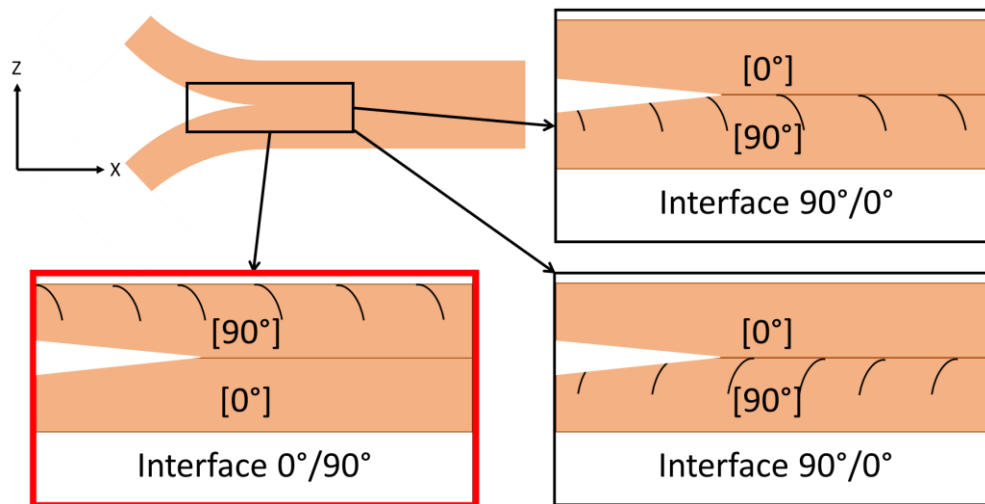
Figure 109 – Visualisation au microscope de l'épaisseur d'une éprouvette DCB à interface  $0^\circ/90^\circ$

Il est important de noter que lors de la fabrication des placages, des fissures de déroulage se créent sur l'une des faces des placages (Chapitre II §2.2.2) (Denaud et al., 2019; Pot et al., 2016). Le contreplaqué fabriqué pour la mise en place des éprouvettes DCB tient compte du positionnement des fissures de déroulage présentes dans les placages de peuplier. Comme pour les essais de traction, lors de l'empilage, les faces présentant des fissures de déroulage sont généralement placées sur des faces saines, à l'exception des plis extérieurs dont les faces fissurées sont orientées vers l'intérieur du contreplaqué.

Avec un tel empilage des plis, et dans le cadre d'essais DCB, trois configurations différentes sont possibles pour la mise en place d'une interface entre un pli à  $0^\circ$  et un pli à  $90^\circ$ . Ces configurations sont

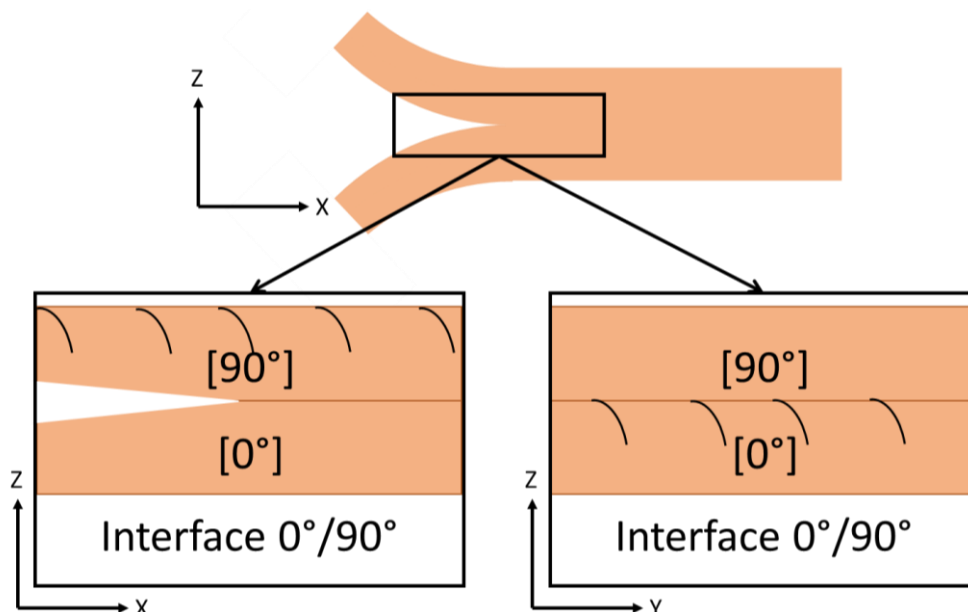


illustrées sur la Figure 110. On notera toutefois que sur la Figure 110 les fissures du pli  $[0^\circ]$  présent à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  ne sont pas représentées. En effet, les fissures sont dans les plans parallèles à l'illustration (comme le montre la Figure 111). Dans ces travaux, le choix est fait de caractériser l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (encadré en rouge sur la Figure 110). Ce choix est fait car, contrairement aux autres configurations (interfaces  $90^\circ/0^\circ$  sur la Figure 110), cet empilement permet de ne pas positionner les fissures du placage à  $90^\circ$  dans l'interface ; afin d'éviter que la fissure migre en dehors de l'interface caractérisée via ces fissures de déroulage.



**Figure 110 – Configurations possibles pour une interface collée entre un pli à  $0^\circ$  et un pli à  $90^\circ$  dans le contreplaqué**

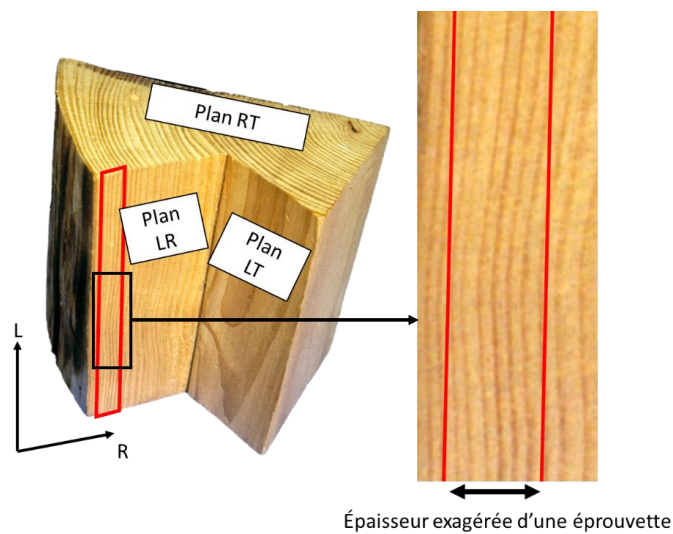
Pour l'orientation interfaciale  $0^\circ/90^\circ$ , il a donc été choisi d'orienter la face fissurée du pli  $0^\circ$  à l'intérieur de l'interface. Cette face fissurée du pli à  $0^\circ$  sera donc collé sur la face saine du pli à  $90^\circ$ . La Figure 111 illustre le placement des fissures de déroulage à l'interface  $0^\circ/90^\circ$ . Deux plans de coupes sont proposés pour bien illustrer l'emplacement des fissures de déroulage dans chacun des plis.



**Figure 111 – Configuration choisie pour l'interface collée  $0^\circ/90^\circ$  dans le contreplaqué**

Pour créer la pré-fissure à l'interface étudiée, on utilise du scotch de téflon. On place 3 morceaux de scotch sur une longueur d'environ 14 cm au moment de la fabrication des placages. Le scotch en téflon utilisé a une épaisseur de 50  $\mu\text{m}$ . La référence du scotch en téflon est la suivante : Teflease MG2.

De plus, contrairement aux matériaux composites de synthèse renforcés par des fibres de carbone, dans le bois, et donc dans les placages, toutes les fibres du bois ne sont pas parfaitement alignées. Elles peuvent avoir un angle dans le plan et un angle hors plan. Cela est dû à la nature même du bois et, pour les placages, au processus de fabrication. Étant donné que l'angle hors plan est principalement dû à l'irrégularité du billon de bois, lorsque le placage est déroulé, les fibres dans le plan LR du placage (tranche des placages) ne sont pas alignées avec la direction L. La Figure 112 illustre le plan LR ainsi qu'une représentation exagérée de ce que pourrait être l'épaisseur d'un placage, afin de visualiser le fait que les fibres ne soient pas alignées avec la direction L.



**Figure 112 – Représentation exagérée d'un plan LR de placage sur une grume de bois (Richter et al., 2019)**

### 2.2. Fabrication des éprouvettes DCB

Les dimensions à déterminer pour caractériser une éprouvette DCB sont les suivantes : longueur, largeur, nombre de plis et longueur de pré-fissure  $a_0$  (Figure 113). L'épaisseur totale sera connue en mesurant après pressage.

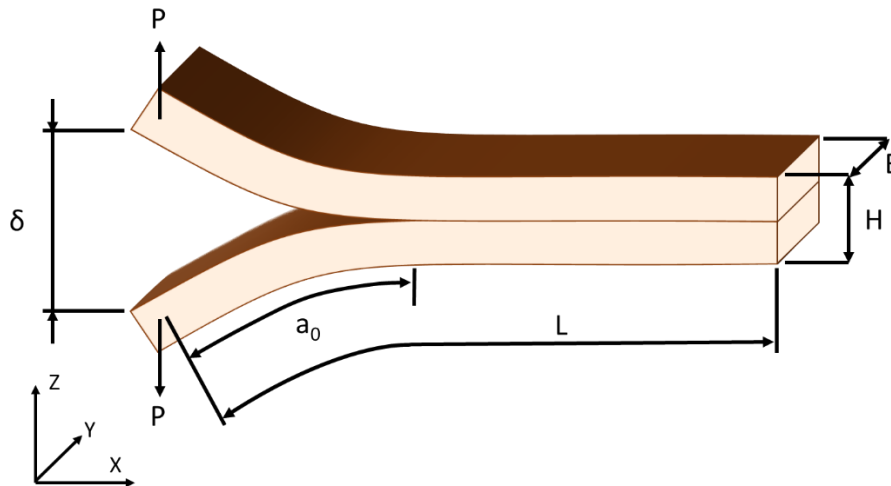


Figure 113 – Éprouvette DCB et représentation de  $\delta$  et P (Norme ISO 15024)

### Longueur (L)

Concernant la longueur de l'éprouvette, la norme ASTM D5528 donne la condition suivante :  $L \geq 125$  mm. On prend donc  $L = 250$  mm. Cette longueur a été choisie pour assurer une plage de propagation de fissure suffisamment importante et une longueur supérieure n'aurait pas pu être installée sur notre dispositif d'essais. De plus, cette dimension est cohérente avec les valeurs trouvées dans la littérature (Tableau 15).

### Largeur (b)

La norme ASTM D5528 impose une largeur comprise dans l'intervalle :  $20 \text{ mm} \leq b \leq 25 \text{ mm}$ . En fait, la norme précise que ce paramètre n'a pas vraiment d'influence critique sur la qualité de l'essai. On choisit donc la borne supérieure de l'intervalle préconisé, à savoir  $b = 25$  mm.

### Hauteur (h) et longueur de pré-fissure ( $a_0$ )

Ces deux paramètres nécessitent d'être choisis en même temps. En effet, il faut se reporter aux conditions suivantes données par la norme ASTM D 5528.

De plus, il est important de noter qu'on utilise du bois ici, ainsi le module d'élasticité longitudinal est bien plus faible que pour d'autres matériaux utilisés classiquement en composite. Il faut donc choisir un nombre de plis suffisant pour éviter une déformation trop importante de l'éprouvette. On se fixe pour cela une épaisseur minimale avant pressage  $h = 8$  mm. Ainsi, on prend 8 plis pour la première configuration et 9 plis pour la seconde.

En prenant  $h = 8$  mm et en surestimant la valeur du taux de restitution d'énergie critique au délaminage au mode I par rapport à ce qui a été fait dans la littérature, à savoir  $G_{Ic} = 600 \text{ J/m}^2$ , on obtient la borne maximale de longueur de pré-fissure :  $a_{0,max} = 109,7$  mm avec la relation suivante fournie dans la norme ASTM D5528 (Équation 29):

$$a_0 \leq 0,042 \sqrt{\frac{h^3 E_x}{G_{Ic}}} \quad \text{Équation 29}$$

Où :

- $a$  est la longueur de fissure en mm comme illustré sur la Figure 114 (mm) ;
- $h$  est l'épaisseur de l'éprouvette DCB (mm) ;
- $E_x$  est le module d'Young longitudinal de l'éprouvette DCB (MPa) ;
- $G_{Ic}$  est le taux de restitution d'énergie critique estimé pour l'essai DCB (N/mm).

De plus, la norme préconise  $a/h \geq 10$ . On obtient donc une longueur de pré-fissure minimale ( $a_{0,min}$ ) de 80 mm. Cependant, en pratique, il vaut mieux prendre  $a_0$  plus petit que ce qui est préconisé, car il est possible d'initier la fissure manuellement. De plus, le choix d'un  $a_0$  trop grand aura pour effet de réduire la raideur en flexion de l'éprouvette, ce qui peut provoquer une rupture en compression d'un bras de l'éprouvette au lieu de faire propager la fissure. On choisit donc ce qui se fait usuellement pour les essais DCB sur composite, à savoir  $a_0 = 50$  mm.

Un total de 12 éprouvettes par configuration a été découpé au laser. Les éprouvettes DCB ont des dimensions nominales de  $250(L) \times 25(b) \times 8(H)$  mm<sup>3</sup> pour la série 0°/0° et de  $250(L) \times 25(b) \times 9(H)$  mm<sup>3</sup> pour la série 0°/90° (illustré sur à la Figure 114). Des blocs d'attache ont été choisis pour fixer les éprouvettes DCB à la machine de traction. L'entaille initiale ( $a_0$ ) a été réalisée en deux étapes : un film de téflon a été placé lors de la fabrication du contreplaqué (comme préconisé par ASTM D5528 (ASTM 2010)), puis la fissure a été initiée à l'aide d'une lame de cutter fine. L'insertion de la lame de cutter permet d'écarter légèrement les bras pour que la fissure s'initie sans endommager le fond de fissure. L'initiation au cutter permet de réduire la variabilité liée à un éventuel amas de colle en extrémité du film de téflon.

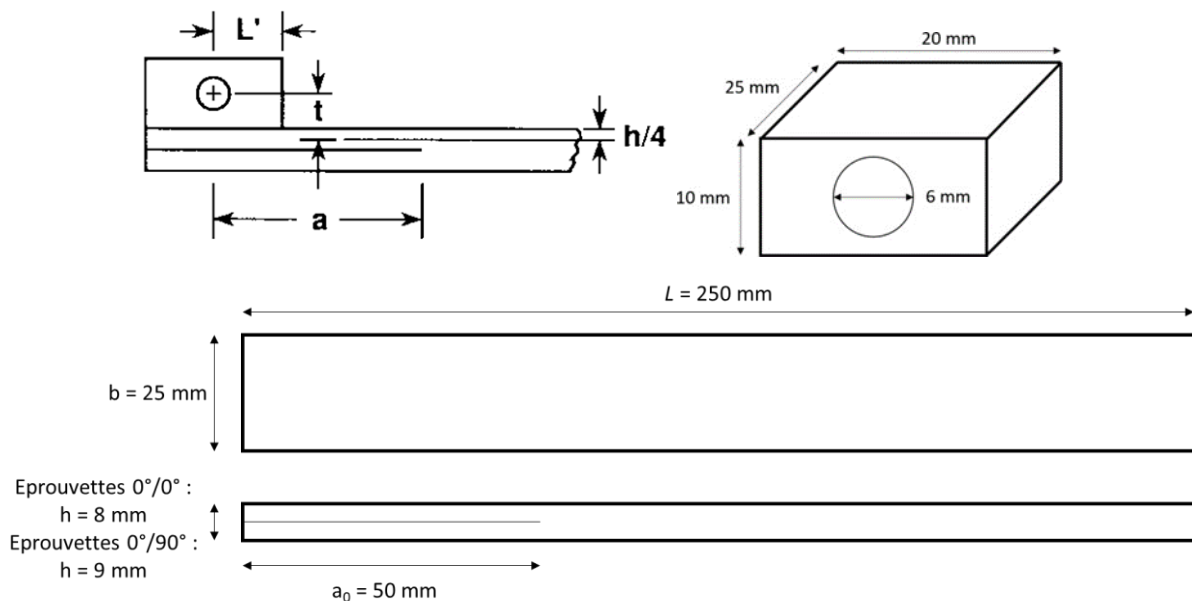


Figure 114 – Illustration d'une éprouvette DCB et du bloc de fixation utilisé

---

La solution technologique retenue, pour relier les éprouvettes à la machine de test, est celle des blocs de fixations. Pour dimensionner ces blocs, la norme ASTM D5528 donne la condition suivante sur  $t$ , la distance entre le centre du bloc et le plan médian de la partie supérieure de l'éprouvette (Équation 30).

$$t \leq \frac{h}{4} + 0,01 \sqrt{\frac{0,0434h^3 E_x}{G_{IC}} + a_0^2} \quad \text{Équation 30}$$

Où  $t$  est la distance entre l'axe du bloc d'attache et la demi-épaisseur du bras supérieur de l'éprouvette DCB comme illustré sur la Figure 114 (mm).

Les blocs de fixation sont ensuite usinés dans un bloc d'aluminium puis collés aux éprouvettes grâce à une résine époxy multiusage, colle adaptée au collage entre l'aluminium et le bois.

Les éprouvettes ont été peintes sur chacune des deux tranches. Une des tranches de chaque éprouvette est peinte en noir pour l'utilisation de la caméra IR. La peinture noire mate permet d'avoir une émissivité constante et maximale, et donc une meilleure mesure des variations de température via la caméra IR. Cela favorise donc la visualisation des dégagements d'énergie provoqués par l'avancée de la fissure.

Sur l'autre tranche, il est nécessaire de réaliser un mouchetis sur les éprouvettes afin de pouvoir utiliser la corrélation d'image pour traiter les résultats. Les mouchetis ont été réalisés à l'aide d'une bombe de peinture et la taille des motifs a été déterminée en fonction de notre configuration expérimentale afin d'obtenir une taille minimale de tache égale à 3 pixels pour chaque tache (Reu, 2014) (Figure 115).



**Figure 115 – Mouchetis sur les éprouvettes**

On réalise également un mouchetis sur le montage d'essai qui permettra de fixer les éprouvettes à la machine de traction. Ceci permet de comparer le déplacement machine fourni par la machine de traction et le déplacement réel des éprouvettes DCB.

### 2.3. Moyens expérimentaux

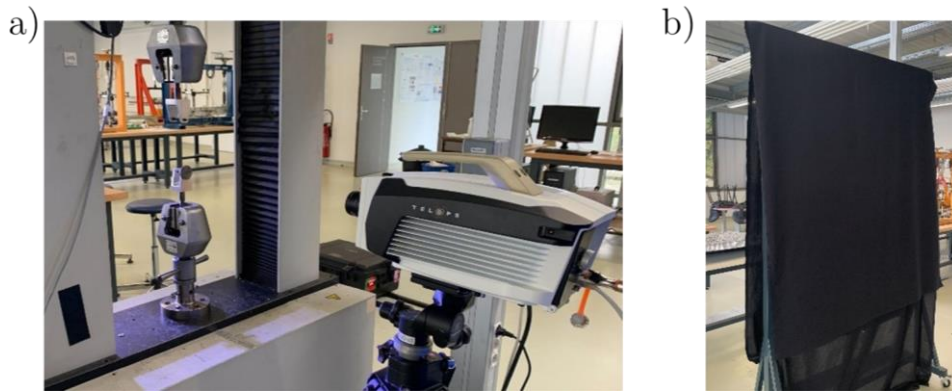
Les essais de DCB ont été réalisés à température et humidité ambiantes ( $23,5 \pm 0,5^\circ\text{C}$  et  $47 \pm 2 \%$  HR). Notons que les éprouvettes DCB n'ont pas été stabilisées en enceinte climatique avant essai. Des placages témoins, conservés avec les éprouvettes, ont donc été caractérisés afin d'estimer le taux d'humidité des éprouvettes, au moment des essais. Le taux d'humidité, ainsi estimé, est de 10,1 % (écart-type : 0,4 %). La machine Instron 5900 a été utilisée pour réaliser les essais en utilisant un contrôle en déplacement (Figure 116). Une cellule d'effort de 50 kN a été installée, avec une précision de mesure à 0,5 N, et la vitesse de déplacement a été fixée à 20 mm/min. Afin de fixer l'éprouvette DCB à la machine, il est nécessaire d'utiliser un montage particulier. Ce montage se monte directement dans les mors de la machine de traction. Il est présenté sur la Figure 116. Le mors inférieur est fixe, et c'est le mors supérieur qui impose le déplacement à l'éprouvette.

Un système d'acquisition de données a été utilisé pour enregistrer à la fois la charge appliquée  $P$  et le déplacement vertical des mors  $\delta$ , la fréquence d'acquisition liée à la corrélation d'images étant fixée à 1 Hz. Les données de corrélation d'images ont été analysées avec VIC correlated system. Une calibration a été effectuée à l'aide d'une mire.



**Figure 116 – Dispositif de traction**

Une caméra de thermographie infrarouge (TIR) (M3K - Telops et une focale de 25 mm) a été placée de l'autre côté des éprouvettes pour tenter d'examiner la propagation des dommages pendant l'essai (Figure 117a). Afin que l'observation soit optimale, il faut limiter toutes les sources de lumière et de chaleur qui seraient orientées en direction de la caméra. Pour cela, on place un panneau occultant face à la caméra (Figure 117b). Celui-ci est réalisé grâce à plusieurs couches de tissus noirs placées sur un panneau de protection. La fréquence d'acquisition de la caméra thermique a été fixée à 50 Hz.



**Figure 117 – Dispositif de thermographie infrarouge (a) et panneau occultant face à la caméra (b)**

La corrélation d'images numériques (DIC) a été utilisée pour suivre la déformation des échantillons. Une caméra de 5 Mpx ( $2452 \times 2052$  pixels), avec une focale de 50 mm, a été utilisée pour acquérir des images des éprouvettes pendant l'essai DCB. Un spot lumineux est également utilisé afin d'homogénéiser l'éclairage de l'éprouvette. Les spots lumineux utilisés pour la corrélation ont été mis en place de sorte à ne pas gêner la caméra IR qui se trouve de l'autre côté de l'éprouvette.

### **3. Méthodologie**

#### **3.1. Suivi de fissure**

Pour post-traiter les images de DIC, la taille du subset est fixée de sorte qu'il contienne 3 à 4 taches. L'intervalle de confiance de la corrélation (nommé "Sigma") est utilisé pour visualiser l'erreur en corrélation et donc estimer la position de la pointe de la fissure sur nos éprouvettes (Figure 118). La valeur seuil de Sigma choisie est 0,015. Elle correspond à la valeur maximale obtenue lors du calcul d'intervalle de confiance entre deux images identiques. Cette valeur obtenue correspond donc au bruit dans notre zone d'étude, les valeurs en dessous de 0,015 ne seront donc pas considérées par la suite et ne sont donc pas liées à la présence d'une fissure. De plus, la résolution de notre caméra est de 4,55 pixels pour 1 mm ; donc un intervalle de confiance de la corrélation de 0,015 pixel correspond à un intervalle de 0,0033 mm.

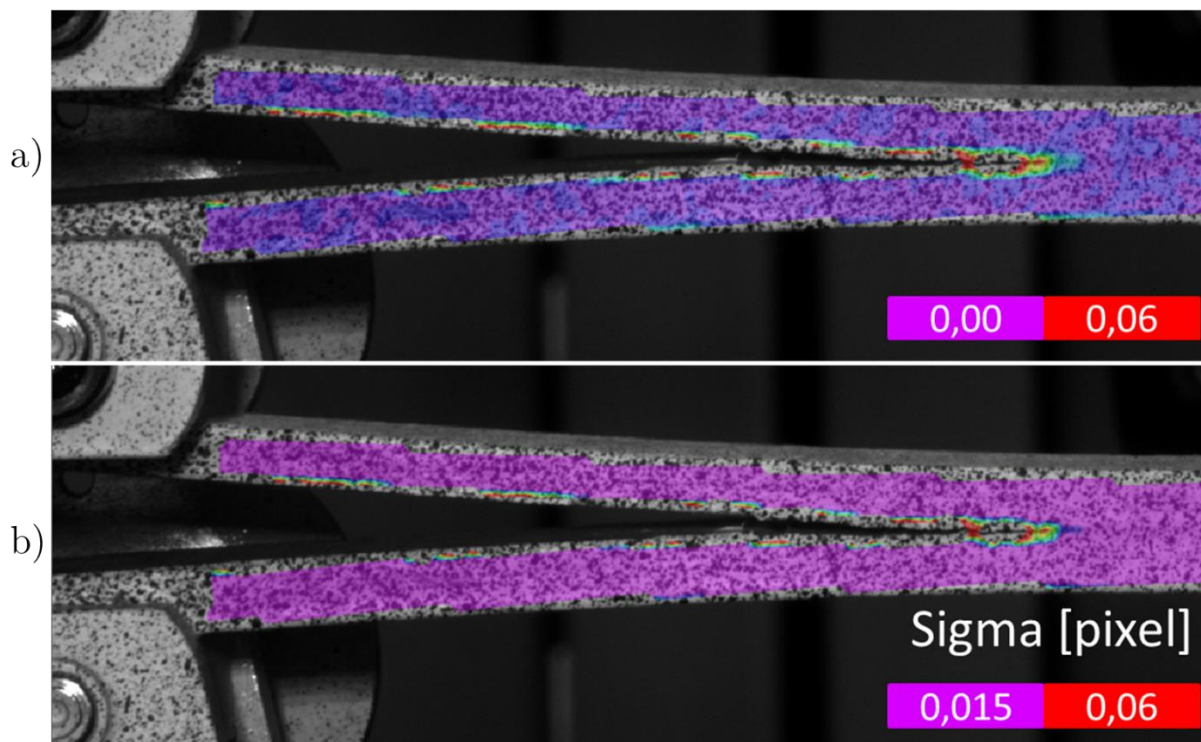


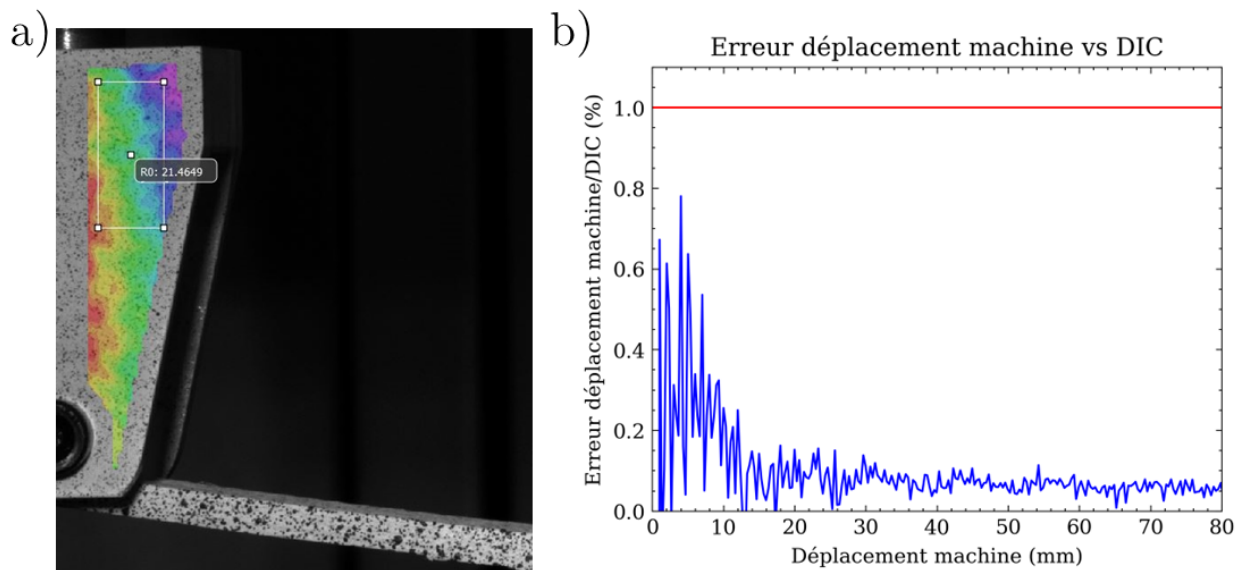
Figure 118 – Visualisation de sigma pour une éprouvette 0°/90° sans (a) et avec la prise en compte du seuil minimum de sigma (b)

Un script Python a été utilisé pour suivre la pointe de la fissure en utilisant la visualisation de sigma obtenue pour chaque éprouvette au cours du temps. Un suivi manuel point par point a été effectué pour obtenir les coordonnées en millimètres de la pointe de la fissure à chaque instant.

### 3.2. Comparaison déplacement machine/corrélation

Afin de calculer le taux de restitution d'énergie critique  $G_{Ic}$ , il est également nécessaire de connaître l'ouverture des mors  $\delta$  à chaque instant. La machine de traction nous donne directement cette information. Cependant, il est d'usage d'utiliser le déplacement obtenu par stéréo-corrélation plutôt que celui envoyé par la machine. En effet, utiliser les données de stéréo-corrélation permet de ne pas avoir les erreurs relatives aux déformations de la machine ainsi que l'annulation des jeux au début de l'essai. Pour nous en assurer, nous avons étudié l'erreur que nous commettrions en utilisant le déplacement machine. Le déplacement de l'attache supérieur en stéréo-corrélation d'image a été obtenu en moyennant le déplacement d'un rectangle d'étude sur cette même attache. La zone d'étude et le rectangle sont illustrés sur la Figure 119.





**Figure 119 – Analyse du déplacement du mors supérieur et rectangle R0 utilisé pour le déplacement moyen (a) et Erreur relative entre le déplacement machine et la DIC (b)**

On constate sur le graphe représentant l'erreur commise (Figure 119b) que l'on est toujours inférieur à 1 % d'erreur, et autour de 0,1 % sur la majorité de l'essai. Nous faisons ainsi le choix de considérer le déplacement machine, cela évite de réaliser une opération supplémentaire permettant de gagner du temps sans pour autant perdre en précision.

### 3.3. Calcul de la fissure

Lors de la mise en place des caméras de DIC, un compromis a été fait pour voir la plus grande partie possible des échantillons, tout en gardant une résolution suffisamment élevée pour avoir une résolution suffisante du mouchetis. Par conséquent, les extrémités des éprouvettes n'étaient pas visibles pendant les essais. Pour calculer la longueur de la fissure, la flexion du bras inférieur a été prise en compte. À chaque image capturée, trois points ont été suivis. Une interpolation de la courbure de l'éprouvette est faite grâce à ces trois points. Le premier point correspond à la pointe de la fissure ( $x_f, y_f$ ), le second à l'origine de la fissure ( $x_0, y_0$ ), et le troisième point est pris sur l'interface de l'éprouvette entre le premier et le second point ( $x_1, y_1$ ) (Figure 120). Ce jeu de points est ajusté à l'aide d'une fonction quadratique. Ensuite, la longueur de la fissure est calculée avec l'Équation 31 pour chaque image :

$$a = \int_{x_0}^{x_f} \sqrt{1 + f'(x)^2} dx \quad \text{Équation 31}$$

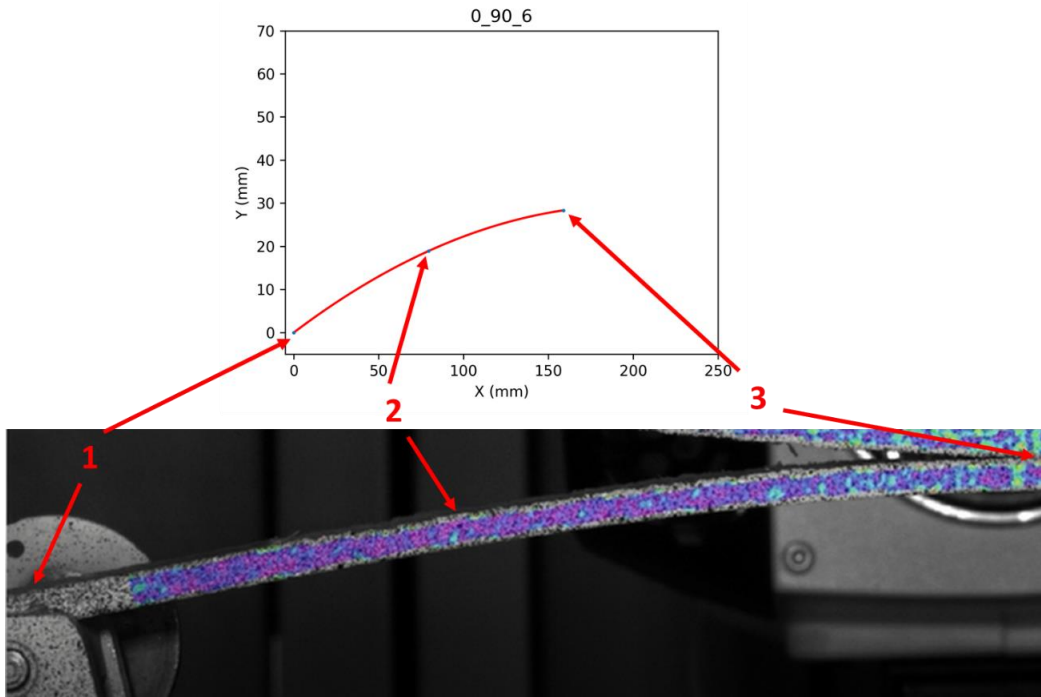


Figure 120 – Calcul de la longueur de fissure, visualisation à un instant t de la courbure du bras inférieur de l'éprouvette 0°/90° n°6 et des 3 points utilisés

Afin de valider la méthode mise en place, la longueur de la fissure initiale mesurée et celle calculée sont comparées pour chaque éprouvette. La Figure 121 illustre l'écart entre ces deux valeurs pour l'ensemble des éprouvettes DCB. L'écart moyen est de 0,33 mm. La précision, au ½ mm, préconisée par la norme ASTM D5528 (ASTM 2010) est donc vérifiée.

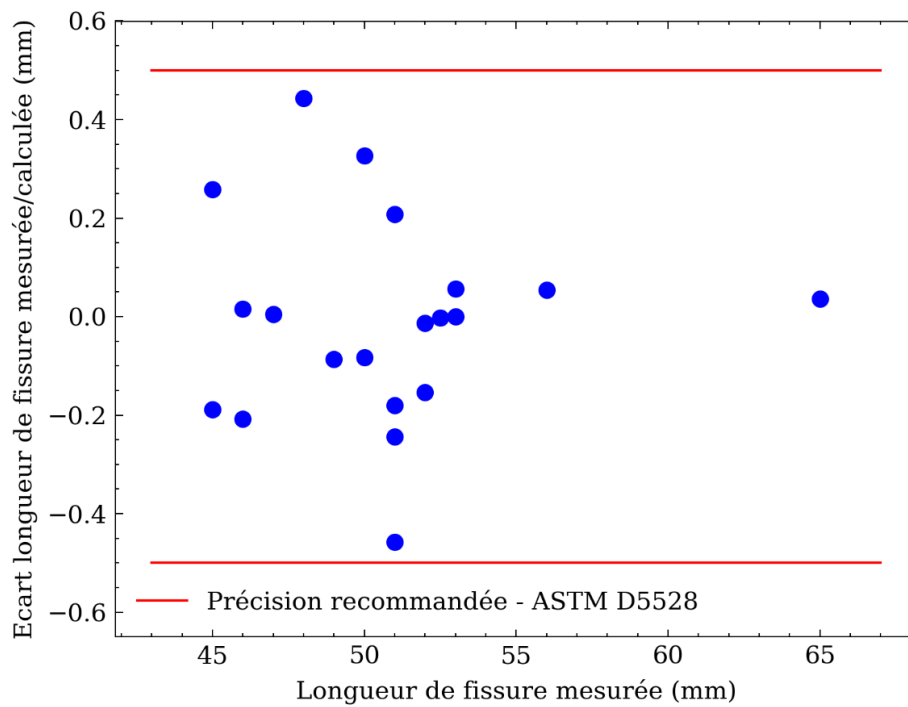


Figure 121 – Différence entre la longueur de fissure initiale mesurée et calculée

---

### 3.4. Calcul du $G_{Ic}$

De nombreux modèles sont documentés dans la littérature, afin de calculer  $G_{Ic}$ . Les normes ISO 15024 et ASTM D5528 proposent plusieurs méthodes pour caractériser le taux de restitution d'énergie critique en mode I. Le taux de restitution d'énergie mode I peut être évalué à l'aide de la courbe force-déplacement (courbe P- $\delta$ ), de la longueur de la fissure ( $a$ ) et de l'équation d'Irwin-Kies (Irwin et Kies, 1954) (Équation 32) :

$$G_{Ic}(a) = \frac{P(a)^2}{2b} \frac{dC(a)}{da} \quad \text{Équation 32}$$

Où :

- $G_I$  est le taux de restitution d'énergie (dit critique lorsque le délaminage se produit) (N/mm) ;
- $P$  est la force s'exerçant sur l'éprouvette (N) ;
- $C$  est la complaisance de l'éprouvette DCB (Équation 33) (mm/N) ;
- $b$  est la largeur de l'éprouvette DCB (mm).

Afin de déterminer ce dernier, nous devons d'abord calculer la complaisance de notre éprouvette DCB avec l'Équation 33 :

$$C = \frac{\Delta\delta}{\Delta P} \quad \text{Équation 33}$$

Où  $\delta$  est l'ouverture de l'éprouvette DCB (mm).

Les diverses théories qui seront présentées proposent des modèles permettant de lier la complaisance avec l'avancée de fissure dans le but de calculer le taux de restitution d'énergie.

#### **Théorie des poutres :**

Une méthode basée sur la théorie des poutres qui ne nécessite pas l'utilisation de la longueur de fissure peut également être utilisée pour calculer  $G_{Ic}$  avec l'Équation 34 (Hashemi et al., 1990a) :

$$G_{Ic} = \frac{3\delta P}{2b} \left( \frac{2}{E_I I C} \right)^{1/3} \quad \text{Équation 34}$$

#### **Théorie des poutres corrigée (MBT : Modified Beam Theory) :**

La norme ISO 15024 propose une méthode permettant de déterminer  $G_{Ic}$  en se basant sur la théorie des poutres en prenant en compte divers facteurs de correction afin de ne pas surestimer la valeur de  $G_{Ic}$  liée aux grandes déformations des éprouvettes DCB. Cette méthode se base sur les Équation 33 et Équation 32. Dans le cas où le délaminage se produit, c'est que la charge critique  $P_c$  est atteinte, dans ce cas on peut calculer le taux de restitution d'énergie critique :

$$G_{Ic} = \frac{3\delta_c P_c}{2ba} \quad \text{Équation 35}$$

Où :

- $P_c$  est la force critique sur l'éprouvette (N) ;
- $\delta_c$  est le déplacement de l'éprouvette correspondant à  $\delta_c$  (mm).

Le modèle de complaisance utilisé pour la théorie des poutres corrigée est le suivant :

$$C = \frac{2a^3}{3EI} \quad \text{Équation 36}$$

Où :

- $E$  est le module d'Young longitudinal de l'éprouvette DCB (MPa) ;
- $I$  est le moment quadratique d'un bras de l'éprouvette DCB (mm<sup>4</sup>).

Cependant, la théorie des poutres se base sur une éprouvette/poutre parfaitement encastree. Or ce n'est pas le cas en réalité, la valeur de  $G_{Ic}$  ainsi obtenue est alors surestimée. Trois facteurs correctifs sont mis en place pour prendre en compte ces imperfections dans la théorie des poutres. Cette méthode a déjà été utilisée sur des essais DCB sur du LVL (El Moustaphaoui et al., 2019). Les facteurs de correction sont définis comme suit :

$$F = 1 - \frac{3}{10} \left( \frac{\delta}{a} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\delta t}{a^2} \right) \quad \text{Équation 37}$$

Où :

- $F$  est le facteur de correction relatif aux grands déplacements (sans unité) ;
- $t$  est la distance entre l'axe du bloc d'attache et la demi-épaisseur du bras supérieure de l'éprouvette DCB comme illustré sur la Figure 114 (mm).

$$N = 1 - \left( \frac{L'}{a} \right)^3 - \frac{9}{8} \left[ 1 - \left( \frac{L'}{a} \right)^2 \right] \frac{\delta t}{a^2} - \frac{9}{35} \left( \frac{\delta}{a} \right)^2 \quad \text{Équation 38}$$

Où :

- $N$  est le facteur de correction relatif aux blocs d'attache (sans unité) ;
- $L'$  est la demi-longueur du bloc d'attache comme illustré sur la Figure 114 (mm).

$\Delta$  est le facteur de correction relatif à la rotation de la poutre en ses points d'attache. Il se détermine en trouvant une corrélation linéaire entre  $(C/N)^{1/3}$  en fonction de la longueur de fissure comme illustrée sur la Figure 122.

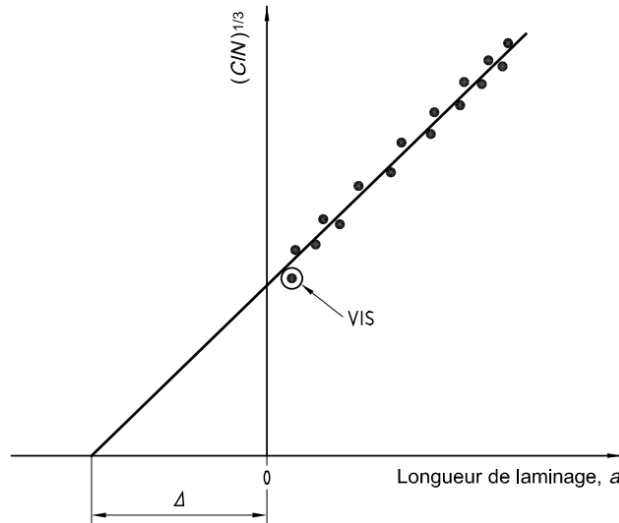


Figure 122 – Détermination du facteur de correction  $\Delta$  (Norme ISO 15024)

Le taux de restitution d'énergie critique est alors calculé comme suit :

$$G_{Ic} = \frac{3\delta_c P_c}{2b(a + |\Delta|)} \frac{F}{N} \quad \text{Équation 39}$$

#### Méthode Compliance Calibration (CC) :

La norme ASTM D5528 propose d'autres méthodes permettant de déterminer  $G_{Ic}$ . On peut notamment citer la méthode CC (Compliance Calibration) avec laquelle on identifie une approximation linéaire de  $\log(C)$  en fonction de  $\log(a)$  et on relève la pente  $n$ . On peut ensuite calculer  $G_{Ic}$  d'après l'Équation 40 :

$$G_{Ic} = \frac{n\delta_c P_c}{2ba} \quad \text{Équation 40}$$

Le modèle de complaisance utilisé pour la méthode CC :

$$C = ka^n \quad \text{Équation 41}$$

Où  $k$  et  $n$  sont des constantes à identifier.

#### Méthode Modified Compliance Calibration (MCC) :

Une autre méthode proposée par la norme américaine, est la méthode MCC qui consiste à trouver une relation linéaire entre  $C^{1/3}$  et  $a/h$  et d'identifier la pente  $n$  de cette relation pour ensuite calculer  $G_{Ic}$  d'après l'Équation 42 :

$$G_{Ic} = \frac{3nP^2}{2bh} C^{2/3} \quad \text{Équation 42}$$

Le modèle de complaisance utilisé pour la méthode MCC :

$$C^{1/3} = m_1 \frac{a}{h} + m_0 \quad \text{Équation 43}$$

Où  $m_1$  et  $m_0$  sont des constantes à identifier.

D'autres méthodes permettent de calculer des valeurs moyennes de  $G_{Ic}$  de façon locale ou globale en se basant sur des calculs d'intégrale sur la courbe  $P-\delta$ . L'aire est calculée localement afin de connaître le taux de restitution d'énergie lors d'une avancée de fissure  $\Delta a$ . L'un des avantages de cette méthode est qu'elle permet d'accéder facilement à des valeurs de  $G_{Ic}$  (Hashemi et al., 1990a; Nasa, 1983). En effet, il suffit de connaître l'avancée de la fissure, la chute de force ainsi que les dimensions de l'éprouvette. Diverses méthodes permettent donc d'identifier le taux de restitution d'énergie mode I d'une interface collée dans les matériaux composites. Retenons juste que la méthode consiste à trouver une relation entre la complaisance et la longueur de fissure, puis d'exploiter les courbes d'efforts et d'ouverture de fissure pour calculer le taux de restitution d'énergie de l'interface qui délamine en mode I. Les essais présentés seront analysés avec les 4 méthodes présentées et les valeurs obtenues seront comparées entre elles. Pour ces travaux, on considère que la fissure propage uniquement en mode I, on considéra donc la contribution modale du mode II comme négligeable. En effet, lors des essais DCB, on constate que les éprouvettes restent horizontales lors des essais de caractérisations. Cette remarque reste valable pour les éprouvettes  $0^\circ/90^\circ$ , qui, de par leur fabrication, sont asymétriques vis-à-vis de la propagation de fissure. Toutefois, la rigidité du pli à  $90^\circ$  est négligeable par rapport à celle du pli à  $0^\circ$  dans ce cas.

#### 4. Résultats

Une fois les essais réalisés, chaque éprouvette a été inspectée afin de retirer de cette étude les éprouvettes présentant des faciès de rupture « anormaux ». Par exemple, sur certaines éprouvettes de la série  $0^\circ/0^\circ$ , la fissure migre dans les plis dès le début de l'essai bien que la fissure soit initialement à l'interface. L'éprouvette n'étant alors plus symétrique, la propagation de fissure ne se fait plus en mode I pur. Par conséquent, cet essai DCB n'est donc plus considéré comme valide. En conséquence, quatre éprouvettes n'ont pas été prises en compte dans cette étude. Cette migration de la fissure dans la configuration  $0^\circ/0^\circ$  peut être expliquée par la déviation de l'angle de fil hors plan dans les placages de bois (Figure 123 et Figure 124). En effet, contrairement aux composites, les fibres du bois ne sont pas toutes horizontales et peuvent avoir un angle d'inclinaison hors du plan. Ce phénomène n'existe pas dans le cas de l'essai DCB des composites à fibre de carbone (Ramji et al., 2020). De plus, la dernière propagation de fissure conduisant à la rupture finale de l'éprouvette n'est pas considérée dans cette étude. En effet, comme expliqué en §3.3 l'extrémité de l'éprouvette n'étant pas visible, le suivi de la fissure n'est pas possible pour cette rupture finale.

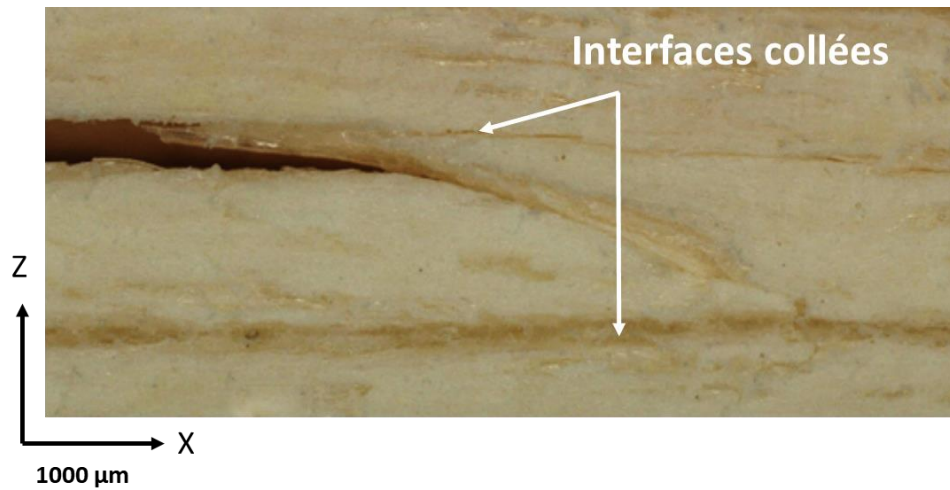


Figure 123 – Illustration d'une fissure migrant de l'interface  $0^\circ/0^\circ$  en raison de l'angle hors plan des fibres

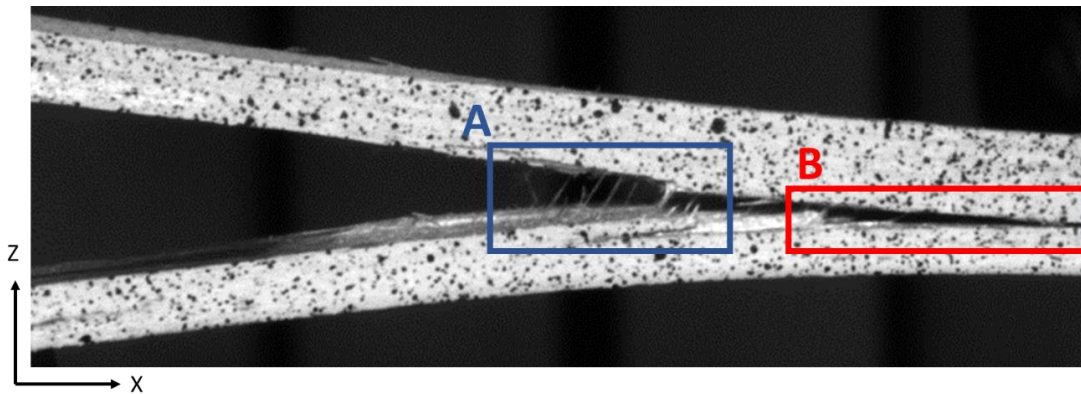


Figure 124 – Échantillon post-mortem Échantillon  $0^\circ/0^\circ$  n°4 avec pontage de fibres (A) et fissure ayant migré hors de l'interface initiale (B)

Les courbes  $P-\delta$  obtenues lors des essais, en ne gardant que les éprouvettes viables, sont illustrées par série sur la Figure 125. Sur les éprouvettes  $0^\circ/90^\circ$ , aucune anomalie n'est constatée lors des essais, l'ensemble des éprouvettes peut être exploité. On observe déjà une variabilité plus importante pour la série  $0^\circ/0^\circ$  comparé à la série  $0^\circ/90^\circ$ .

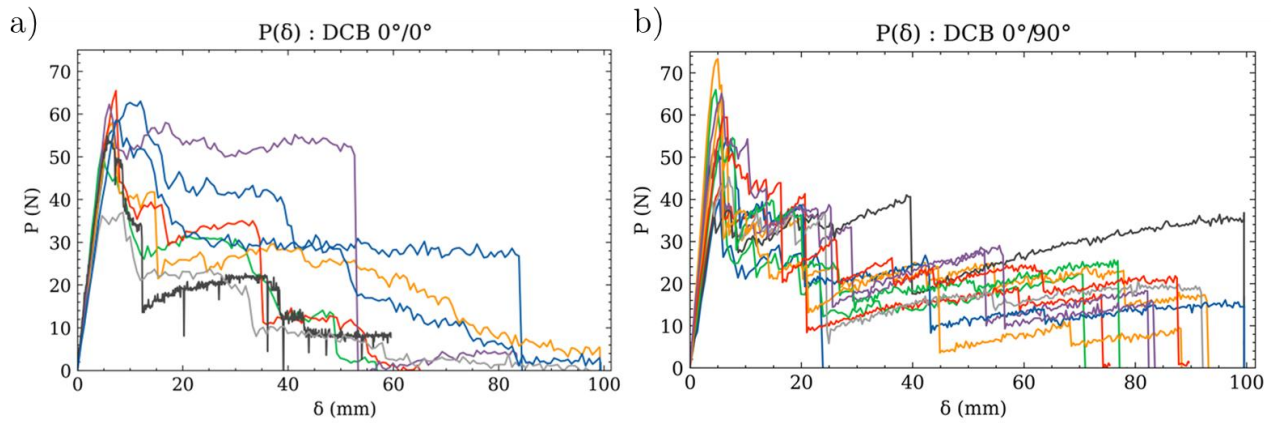


Figure 125 – Courbes P- $\delta$  pour la série 0°/0° (a) et la série 0°/90° (b)

Les résultats de ces essais seront traités en deux parties : une première dans laquelle les courbes R pour les deux configurations seront étudiées sur l'entièreté des éprouvettes et une seconde partie dans laquelle une méthodologie sera mise en place pour caractériser le taux de restitution d'énergie en se basant sur les faciès de rupture des éprouvettes.

#### 4.1. Courbes R

Par souci de clarté, seuls le taux de restitution d'énergie critique et les courbes R, calculées avec la méthode MCC, seront présentées et illustrées dans cette sous-section.

Un critère permettant d'estimer la répétabilité lors d'une campagne d'essais DCB est la variabilité sur les coefficients d'interpolation déterminés pour corréliser la complaisance et la longueur de fissure. Pour rappel, la méthode MCC (Modified Compliance Calibration) utilise une interpolation de  $\log(C)$  par rapport à  $\log(a)$ . Les courbes de fit sont illustrées sur la Figure 126. La série 0°/90° présente une variabilité des pentes plus faible, ce qui reste cohérent avec la variabilité que l'on observe avec les courbes P- $\delta$  (Figure 125), contrairement à la série 0°/0°. Notons que les valeurs de  $r^2$  obtenues pour ces courbes de tendance, obtenues par moindres carrés, sont de  $0,98 \pm 0,017$  pour les éprouvettes 0°/0°, et de  $0,99 \pm 0,007$  pour les éprouvettes 90°/90°.

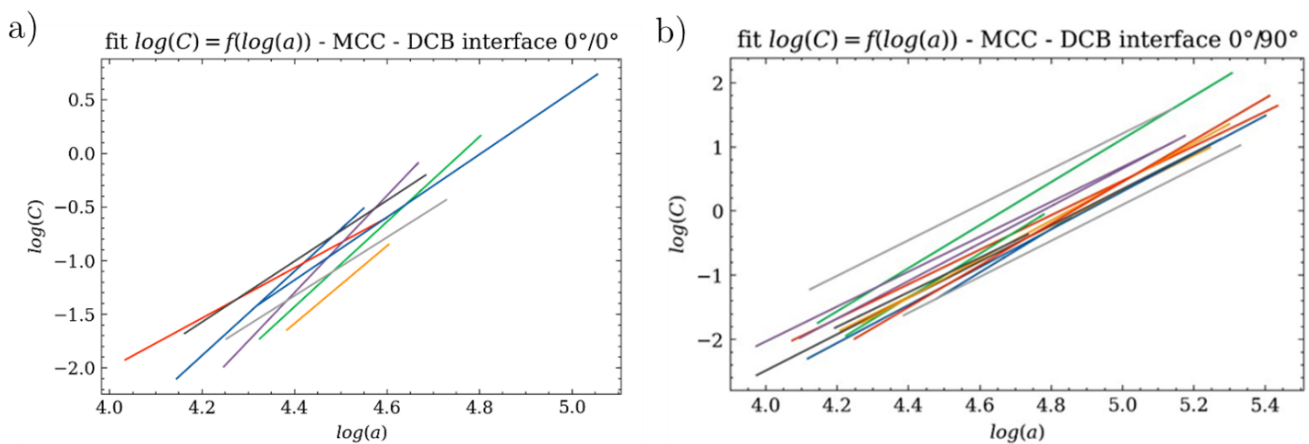
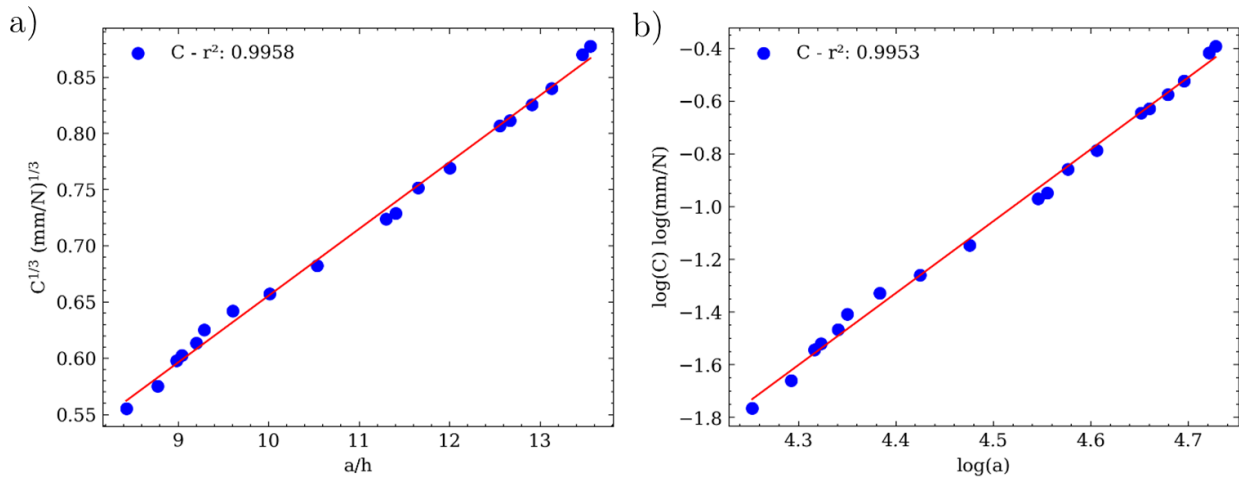


Figure 126 – Courbes de fit MCC pour la série 0°/0° (a) et la 0°/90° (b)

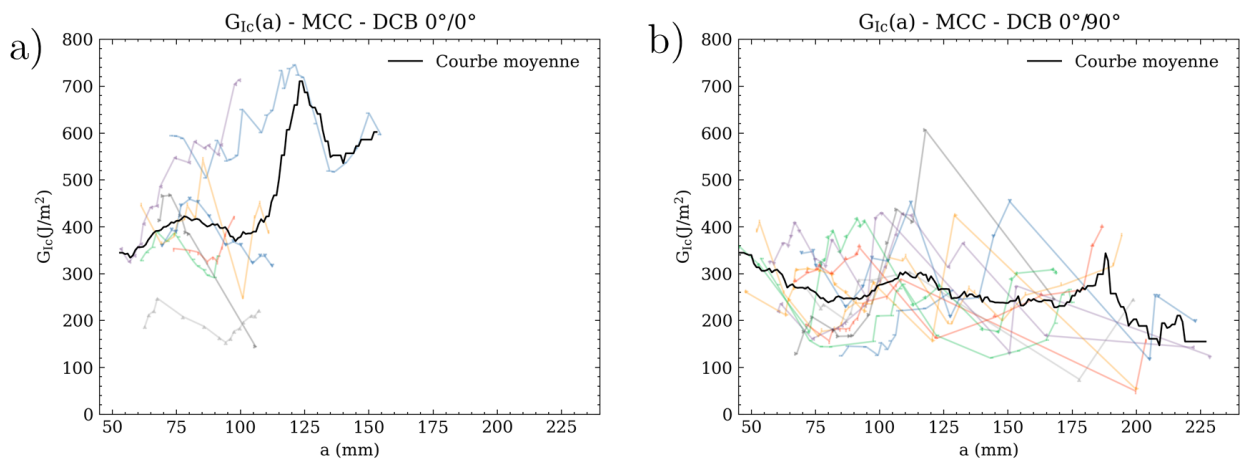


Notons de plus, que les interpolations faites entre  $f(C)$  et  $f(a)$ , pour les diverses méthodes, sont corrélées avec un bon facteur  $r^2$  (supérieur à 0,95) comme illustré sur un exemple au travers de la Figure 127 :



**Figure 127 – Interpolation entre  $f(C)$  et  $f(a)$  pour deux méthodes différentes sur l'éprouvette  $0^\circ/0^\circ$  n°1 : CC (a) et MCC (b)**

La première partie de la propagation de la fissure, correspondant à l'initiation du délaminage, c'est-à-dire les premières valeurs de  $G_{Ic}$  ne sont pas considérées dans cette étude selon la norme ASTM D5528 (ASTM 2010). Les valeurs de  $G_{Ic}$  ne sont calculées qu'une fois que la force mesurée atteint sa valeur maximale puis qu'elle baisse de 5 %. Les courbes R obtenues avec la méthode MCC sont présentées sur la Figure 128.



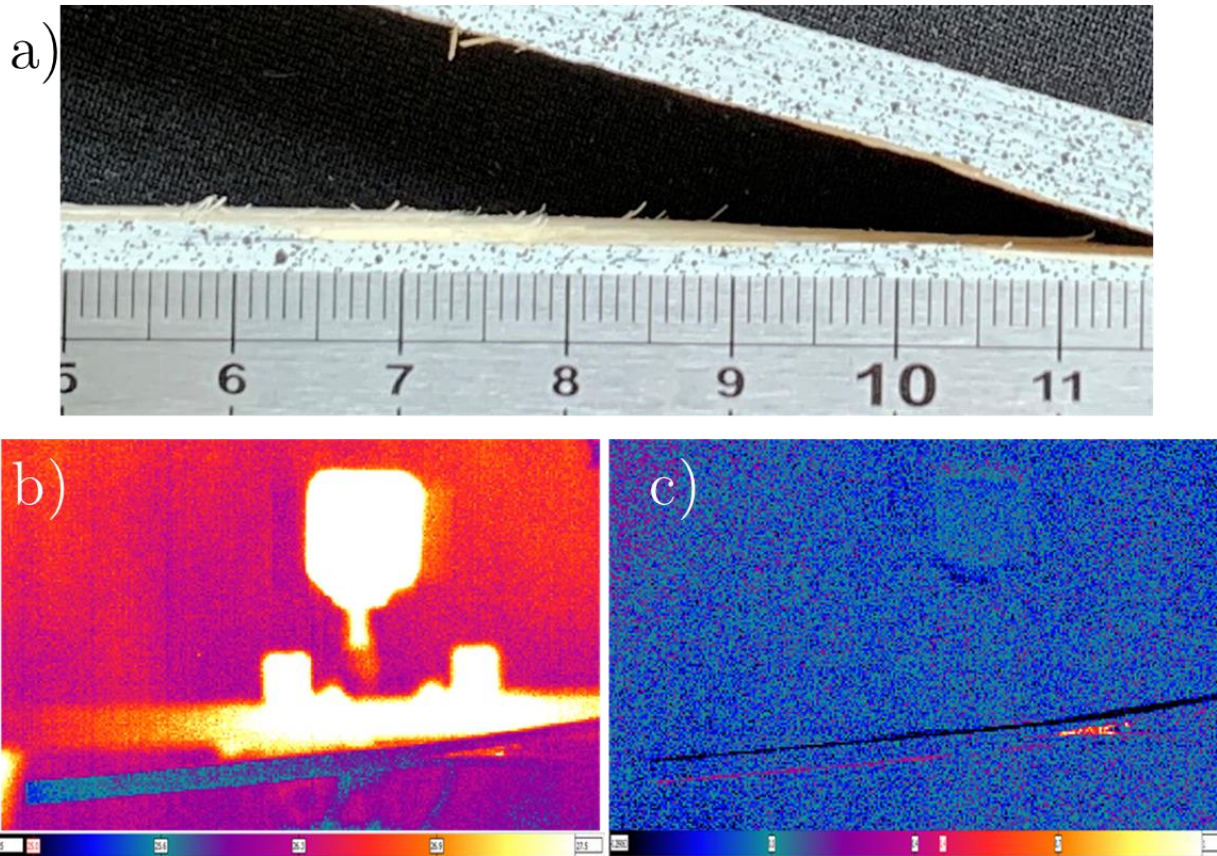
**Figure 128 – Courbes-R pour interface  $0^\circ/0^\circ$  (a) et interface  $0^\circ/90^\circ$  (b) avec courbes moyennes (Moyenne roulante sur 20 points)**

Les valeurs de toutes les éprouvettes rapportées à la Figure 128 montrent que la valeur moyenne de  $G_{Ic}$  est plus élevée pour les éprouvettes de  $0^\circ/0^\circ$  que pour celles de  $0^\circ/90^\circ$ . Cette différence est liée à la différence de la densité de pontage des fibres. Les éprouvettes  $0^\circ/0^\circ$  présentaient une plus grande quantité de pontage de fibres que celles à  $0^\circ/90^\circ$ . Pour valider cette observation, les images IR obtenues lors des tests ont été soustraites une à une pour obtenir l'échauffement entre chaque image. Il a ainsi été compris que l'échauffement observé ne provenait pas du bruit de fond, mais d'un auto-échauffement dans

l'éprouvette, lié à une dissipation d'énergie (Rupture de la fibre - Figure 129). L'imagerie IR permet de visualiser la dissipation d'énergie irréversible due aux variations de température. Cet auto-échauffement, de l'ordre de 1°C, a confirmé la présence d'une rupture de fibre, que l'on peut observer dans les échantillons post-mortem de la Figure 129. Cette variation d'énergie est associée à la rupture des fibres, car il s'agit d'un phénomène plus énergétique que la décohésion des interfaces seule (Lisle et al., 2015) et ce n'était pas le cas tout au long du test. Le pontage des fibres est plus fréquent dans le bois que dans les composites conventionnels, car la variabilité de l'angle hors plan des fibres est beaucoup plus élevée que celle rencontrée dans composites de synthèse renforcés de fibres de carbone (Pramreiter et al., 2020a).

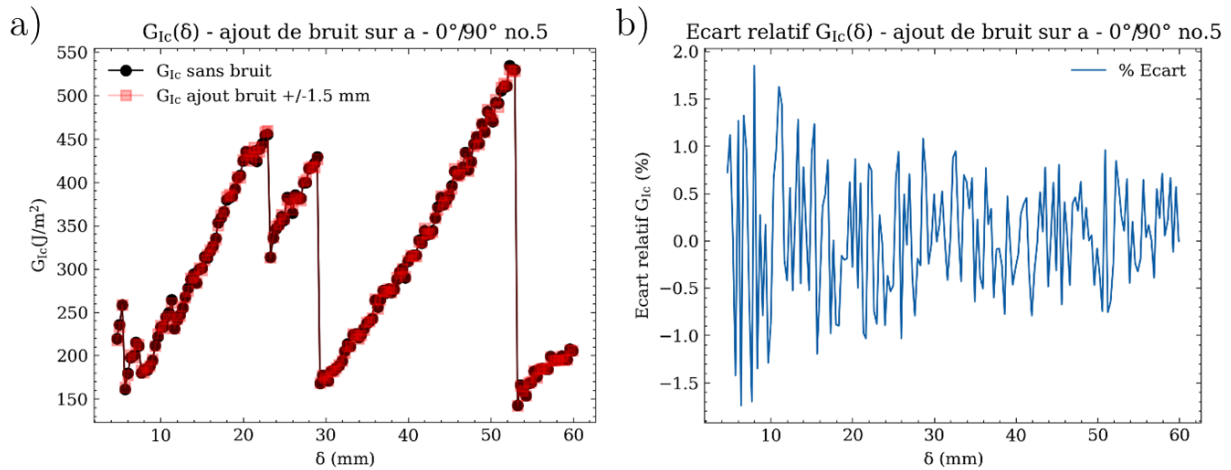
Le pontage des fibres est un phénomène en deux étapes : d'abord, les fibres sont lentement retirées, puis elles sont cassées. Cette augmentation de la force nécessaire pour casser les fibres est la raison de l'augmentation de la valeur de  $G_{Ic}$  calculée. Pour les autres éprouvettes, seule la première partie du pontage des fibres (arrachement des fibres) est observée. Il est à noter que pour les essais DCB sur bois massif, lors du pontage des fibres, il y a autant de fibres qui se cassent que de fibres qui pontent dans le plan LT (Gómez-Royuela et al., 2022). Le pontage des fibres est donc beaucoup plus constant tout au long de la propagation des fissures. Dans la présente étude, il semble que la faible rigidité des bras des éprouvettes DCB ait fait que les fibres arrachées se sont rompues plus tard.

Concernant la série 0°/90°, le  $G_{Ic}$  reste quasi constant, légèrement décroissant, lorsque la fissure se propage dans l'éprouvette. Cela peut s'expliquer par le fait qu'il y a beaucoup moins de pontage des fibres dans les éprouvettes à 0°/90°. Il y avait donc une variabilité beaucoup plus grande dans les éprouvettes 0°/0°. Les valeurs moyennes de taux de restitution d'énergie critique obtenue étaient :  $G_{Ic-0°/0°} = 422 \text{ J/m}^2$  (ETR : 30 %) et  $G_{Ic-0°/90°} = 247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 21 %). Cependant, une fois que la force mesurée atteint sa valeur maximale, puis diminue de 5 %, le  $G_{Ic\text{-initial-moyen}}$ , comme défini dans la norme ASTM D5528 (ASTM 2010), est similaire entre les éprouvettes 0°/0° et les éprouvettes 0°/90°.



**Figure 129 – Vue rapprochée de fibres cassées (a), capture par thermographie IR (b) et différence entre deux images consécutives (c)**

Pour s'assurer que l'erreur potentielle provenant de notre méthode pour suivre la fissure n'ait pas un effet important sur les valeurs de  $G_{Ic}$  calculées, les courbes de  $G_{Ic}$  obtenues sont comparées avec des courbes obtenues en ajoutant un bruit artificiel aléatoire sur les longueurs de fissures mesurées. En ajoutant une erreur de mesure aléatoire de  $\pm 1,5$  mm (valeur supérieure à l'erreur maximale observée sur la Figure 121), un écart maximal de 1,5 % est mesuré entre les courbes de  $G_{Ic}$  (Figure 130). La méthode mise en place pour calculer  $G_{Ic}$  semble donc robuste et les écarts potentiels de mesure sur la longueur de fissure perturbent peu le calcul.



**Figure 130 –  $G_{Ic}$  avec et sans bruit ajouté sur mesure de la longueur des fissures (a) et différence relative entre  $G_{Ic}$  avec et sans bruit ajouté sur mesure de la longueur des fissures (b)**

Les quatre méthodes ont aussi été comparées pour chaque échantillon. La Figure 131 illustre l'écart relatif entre la méthode MCC et les trois autres méthodes. La comparaison entre les 4 méthodes sur les éprouvettes 0°/0° montre de grandes différences dans la moitié des éprouvettes. Sur les éprouvettes 0°/90°, il n'y a de différences significatives que sur un petit nombre d'éprouvettes. Cependant, il y a peu de différence entre les méthodes CC et MCC, et de même entre les méthodes MBT et la théorie des poutres. La faible différence entre la méthode MBT et la méthode de la théorie des poutres est rassurante en ce qui concerne le suivi des fissures. Les différences entre d'une part les méthodes basées sur la théorie des poutres (méthode MBT et théorie des poutres) et d'autre part les méthodes CC et MCC peuvent s'expliquer par la présence d'un pontage des fibres pour les éprouvettes de 0°/0° et la présence d'un pontage des fibres dans le pli de 90° pour les éprouvettes de 0°/90°. Les méthodes basées sur la théorie des poutres sont considérées comme des poutres parfaites sans présence de pontage de fibres. D'autre part, les méthodes CC et MCC sont calibrées avec la complaisance en fonction de la longueur de fissure, et offrent donc plus de flexibilité, tout en prenant en compte, indirectement, l'effet du pontage de fibres.

Cependant, l'écart relatif entre le  $G_{Ic}$  moyen, pour les éprouvettes de 0°/90°, calculé avec la méthode MCC et la méthode MBT, ne différait que de 7,5 %. Cet écart relatif est comparable à celui obtenu par El Moustaphaoui et al. (2019) dans le contreplaqué de Ceiba. De plus, pour les éprouvettes de 0°/0°, cet écart relatif est de 21 %. Pour la suite de l'étude, on utilisera la méthode MCC, car c'est, avec la méthode CC, celle qui nécessite les hypothèses les plus faibles sur la relation entre la complaisance et la longueur des fissures. De plus, cette méthode fournit des coefficients  $r^2$  plus proches de 1 sur les courbes d'étalonnage que la méthode CC (Figure 126).

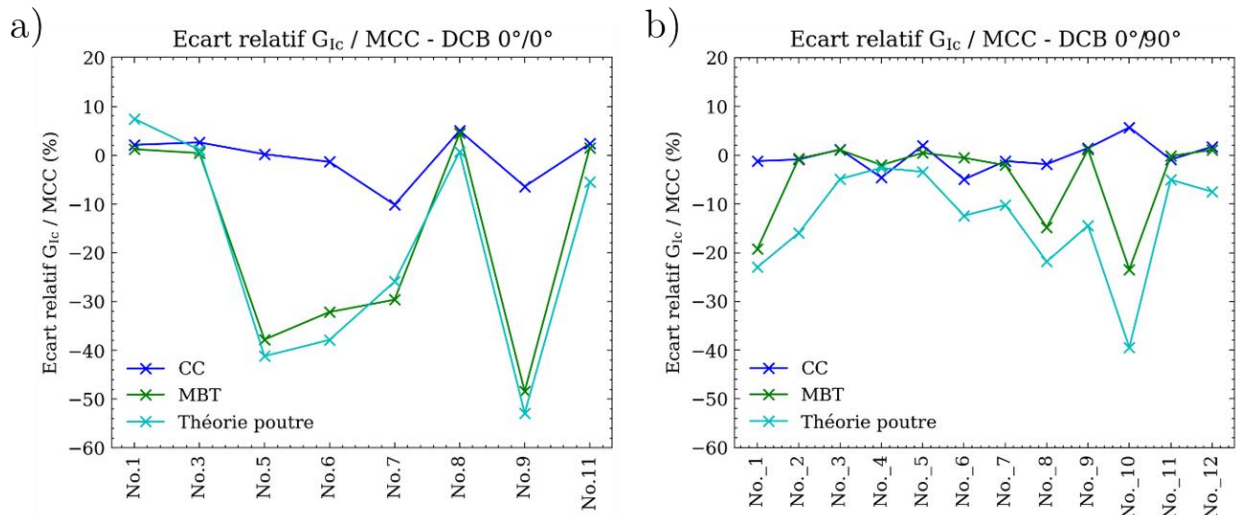


Figure 131 – Écart relatif des méthodes  $G_{Ic}$  par rapport à la méthode MCC pour les éprouvettes de  $0^\circ/0^\circ$  (a) et de  $0^\circ/90^\circ$  (b)

Dans cette partie un taux de restitution d'énergie est calculé par éprouvette sur l'ensemble de la propagation de la fissure. Par la suite, une analyse des faciès de rupture des éprouvettes a été réalisée afin de mettre en évidence le cheminement des fissures et d'obtenir des taux de restitution d'énergie en fonction des zones de propagation des fissures.

#### 4.2. Faciès de rupture

Dans cette partie, les faciès de rupture des éprouvettes ont été analysés pour mettre en évidence le chemin de la fissure et l'apparition de différents phénomènes physiques. Notons que la fissure ne semble jamais propager dans la colle. La rupture est soit adhésive entre le bois et la colle, soit cohésive dans le bois, mais il ne semble pas y avoir de rupture cohésive dans la colle lorsque l'on étudie les faciès de rupture au microscope. Ce phénomène a déjà été observé dans les assemblages bois où le joint de colle est connu pour être plus résistant que le bois (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). Afin de relier la propagation de la fissure et les valeurs  $G_{Ic}$  obtenues, différents phénomènes ont été identifiés pour catégoriser la propagation de fissure :

##### Pour les éprouvettes $0^\circ/0^\circ$ :

- Fissure à l'interface  $0^\circ/0^\circ$ . Il semblerait que cette fissure soit liée à une rupture cohésive dans le bois proche de l'interface de colle entre les deux plis à  $0^\circ$ , et parfois adhésive entre le bois et la colle. Cependant, ces deux modes de rupture ont pu être observés dans la largeur de l'éprouvette, ils seront donc considérés ensemble pour la propagation de la fissure d'interface  $0^\circ/0^\circ$  (zone 2 de la Figure 134) ;
- Migration de fissure hors d'un plan (zone 3 de la Figure 134).

##### Pour les éprouvettes $0^\circ/90^\circ$ :

- Fissure à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (zone 4 de Figure 133) ;
- Propagation dans le pli à  $90^\circ$  (zone 2 de la Figure 133) ;
- Migration de fissure hors d'un plan ou d'un événement mixte (zones 3 et 5 de la Figure 133 et 3 de Figure 134).

La propagation de la fissure dans le pli à 90° semble se faire dans la partie inférieure du pli, l'hypothèse avancée pour ce phénomène est que la partie supérieure (qui comporte donc des fissures de déroulage) ne permettrait pas une propagation simple de la fissure à cause des fissures de déroulage qui seraient remplies de colle. La fissure se propagerait alors naturellement dans la partie basse du pli qui offre le moins de résistance (Figure 132).

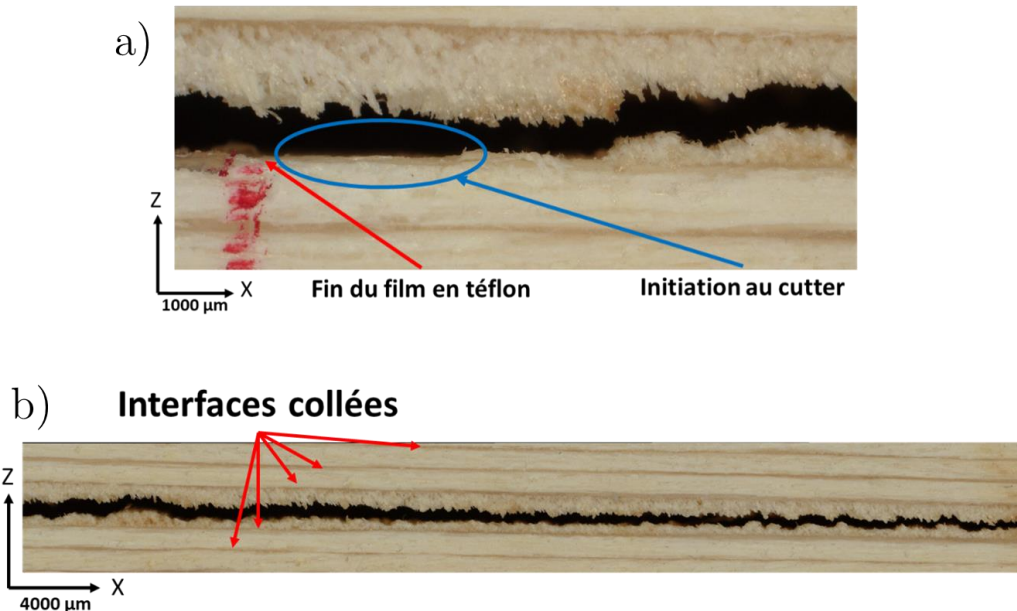
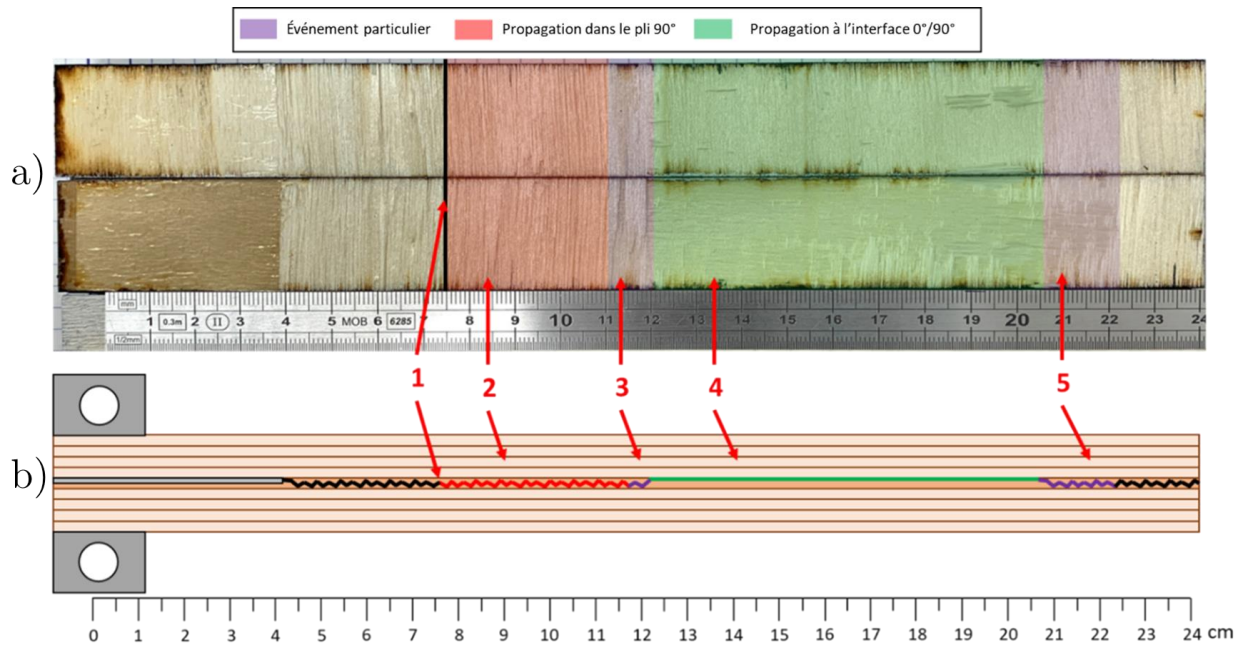


Figure 132 – Initiation et migration intrapli (a) pli à 90° ; propagation de la fissure intrapli dans une éprouvette à 0°/90° (b)

Dans la partie précédente des résultats (§4.1), nous avons tracé une courbe R moyenne sur l'ensemble de nos éprouvettes. Il s'agit maintenant de distinguer les différents phénomènes de propagation sur chaque éprouvette. Par exemple, sur l'éprouvette n°4 de la série 0°/90°, les premières valeurs de  $G_{Ic}$  ne sont à considérer qu'à partir de la ligne 1 sur la Figure 133 selon les recommandations de la norme ASTM D5528 (ASTM 2010). Cette zone correspond au moment où la force atteint 95 % de la force maximale, c'est à ce moment-là que l'on commence à calculer  $G_{Ic}$ . Ensuite, la fissure se propage dans le pli à 90° (zone 2 sur la Figure 133), puis passe à l'interface en arrachant des fibres (3 sur la Figure 133). Cette zone (3) n'est pas utilisée pour le calcul du  $G_{Ic}$  car elle correspond à un phénomène mixte (pontage des fibres et passage de la fissure à l'interface 0°/90°). Or, pour obtenir une valeur moyenne de  $G_{Ic}$  par type de propagation de fissure d'après la classification proposée précédemment, on ne considère pas les phénomènes mixtes. En effet, lors de phénomènes mixtes, on ne peut pas distinguer l'effet propre de chaque phénomène. La fissure se propage ensuite à l'interface entre les plis 0° et 90° (zone 4 de la Figure 133). La dernière partie, en violet, correspond à une propagation similaire à la zone 3, qui ne peut pas être classée et n'est donc pas prise en compte (zone 5 de Figure 133). L'extrémité de l'éprouvette n'est plus dans le champ de vision des caméras et le suivi des fissures n'est plus possible (après la zone 5 de la Figure 133).



**Figure 133 – Analyse post-mortem des interfaces supérieure et inférieure de l'éprouvette 0°/90° no. 4 avec identification des zones de propagation (a) et illustration de la trajectoire de la fissure et des zones de propagation à travers la même éprouvette (b)**

Sur les éprouvettes 0°/0° une analyse similaire est faite comme illustré avec l'exemple de l'éprouvette n°1 sur la Figure 134. La différence ici est que l'on ne considère que de la propagation à l'interface 0°/0° (2 sur la Figure 134) et des événements particuliers (principalement de la migration de fissure hors plan pour ces éprouvettes) (3 sur la Figure 134).

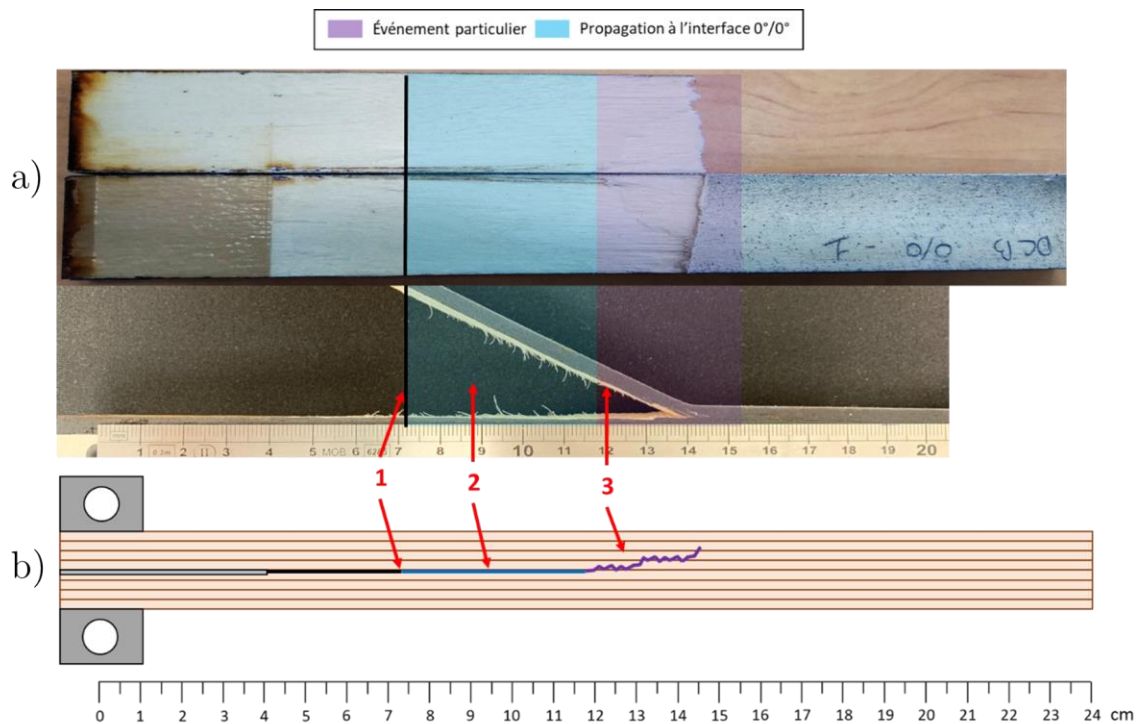


Figure 134 – Zones de propagation (a) et illustration de la trajectoire de la fissure (b) pour l'éprouvette 0°/0° n°1

En effectuant cette analyse sur chaque éprouvette, il est possible de calculer l'énergie de propagation de la fissure pour chaque zone précédemment distinguée. Pour les éprouvettes de 0°/0°, la valeur calculée est identique à la valeur moyenne obtenue au §4.1 (les valeurs anormales ont déjà été retirées de cette étude comme expliqué au §4.1), à savoir :  $G_{IC-0°/0°} = 422 \text{ J/m}^2$  (ETR : 30 %). Pour les éprouvettes 90°/0°, l'étude du faciès de rupture est faite pour distinguer différentes courbes et différentes valeurs moyennes en fonction de la zone de propagation de la fissure. Afin de comprendre les différents phénomènes physiques mis en jeu, il est intéressant de comparer nos résultats avec un modèle théorique se basant sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli (Ben Salem, 2012). Ce modèle nous fournit les relations suivantes (Équation 44 et Équation 45) :

$$C = \frac{2a^3}{3E_l I} \quad \text{Équation 44}$$

$$P(\delta) = \sqrt{\frac{2b^2}{3\delta} \sqrt{\frac{G_{IC}^3 E_l (h/2)^3}{12}}} = \frac{1}{\sqrt{\delta}} \left( \frac{4}{9} E_l I \right)^{\frac{1}{4}} (b G_{IC})^{\frac{3}{4}} \quad \text{Équation 45}$$

Avec  $I$  se référant au moment quadratique d'un bras de l'éprouvette DCB et  $E_l$  le module d'Young longitudinal. Avec, dans notre cas, une valeur de moment quadratique valant, pour un bras de DCB (Équation 46) :



$$I = \frac{b \left(\frac{h}{2}\right)^3}{12} \quad \text{Équation 46}$$

On travaille pour un  $G_{Ic}$  constant et on trace  $P=f(\delta)$  en utilisant le déplacement  $\delta$  mesuré lors de l'essai qui nous intéresse. Cette relation permet de tracer la seconde partie de la courbe, une fois que la fissure propage. La première partie de la courbe est considérée linéaire. En théorie, la pente doit être identique entre les éprouvettes d'une même série. En effet, le matériau étant identique, la raideur est théoriquement la même pour toutes les éprouvettes, on fixe cette pente pour chaque éprouvette grâce aux données expérimentales en imposant (Équation 47) :

$$\left(\frac{P_{th}}{\delta_{th}}\right) = \left(\frac{P_{exp}}{\delta_{exp}}\right) \quad \text{Équation 47}$$

On peut ainsi remonter à la force et au déplacement théorique lors de l'initiation de la fissure avec la relation suivante (Équation 48) :

$$\delta_{th} = \frac{1}{\sqrt{\delta_{th}}} \left(\frac{4}{9} E_l I\right)^{\frac{1}{4}} (b G_{Ic})^{\frac{3}{4}} \left(\frac{P_{exp}}{\delta_{exp}}\right) \quad \text{Équation 48}$$

$$\delta_{th} = \left( \left(\frac{4}{9} E_l I\right)^{\frac{1}{4}} (b G_{Ic})^{\frac{3}{4}} \left(\frac{P_{exp}}{\delta_{exp}}\right) \right)^{\frac{2}{3}}$$

En traçant  $P=f(\delta)$  à l'aide du déplacement  $\delta$  mesuré, il est possible de visualiser les courbes théoriques et la courbe expérimentale sur le même graphique. Nous reprenons comme exemple le l'éprouvette n°4 de la série  $0^\circ/90^\circ$ . Si nous comparons les valeurs théoriques observées avec la courbe R de cette même éprouvette, nous retrouvons les valeurs min et max observées ( $\sim 55$  et  $\sim 448$  J/m<sup>2</sup> dans ce cas).

Les écarts entre les courbes théoriques et la courbe expérimentale peuvent s'expliquer. Au départ, la courbe expérimentale suit la courbe théorique pour  $G_{Ic} = 188$  J/m<sup>2</sup> (1 sur la Figure 135). On constate ensuite une force quasi-constante sur la courbe  $P-\delta$ , ce qui signifie que l'énergie nécessaire à la propagation de la fissure augmente (2 sur la Figure 135). En effet, lorsque la fissure se propage dans le pli à  $90^\circ$ , elle doit contourner les fibres de bois et créer un pontage de fibres. Le pontage de fibres existe également dans la série  $0^\circ/90^\circ$  et il est illustré sur la Figure 136. Notons toutefois que le pontage hors du plan dans la série  $0^\circ/90^\circ$  semble moins important au vu des énergies calculées comparé à la série  $0^\circ/0^\circ$ . La chute de force qui suit se produit au moment où la fissure migre à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  après avoir arraché des fibres (3 sur la Figure 135). Il est alors plus facile pour la fissure de se propager à l'interface qu'entre les cellules de bois et l'énergie accumulée localement se dissipe, d'où la chute de  $G_{Ic}$ . Notons que cette propagation à l'interface se fait sur un temps très bref, de par l'aspect dynamique de la propagation. Or cela peut influencer le  $G_{Ic}$  car le bois et la colle sont des matériaux visqueux. La fissure reprend ensuite un chemin tortueux entre les cellules du bois dans le pli à  $90^\circ$  ce qui explique une nouvelle fois l'augmentation de la valeur de  $G_{Ic}$ , comme c'était le cas entre le point 1 et 2 sur la Figure 135 (4 sur la Figure 135).

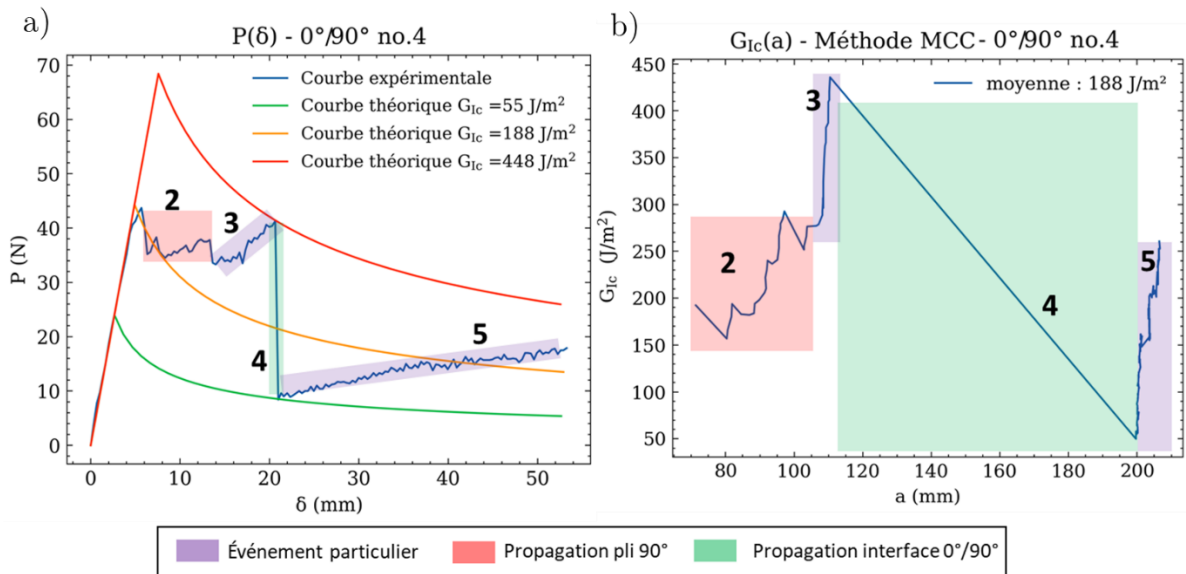


Figure 135 – Courbes expérimentales et théoriques  $P-\delta$  (a) et courbe  $R$  (b) pour l'éprouvette  $0^\circ/90^\circ$  n°4

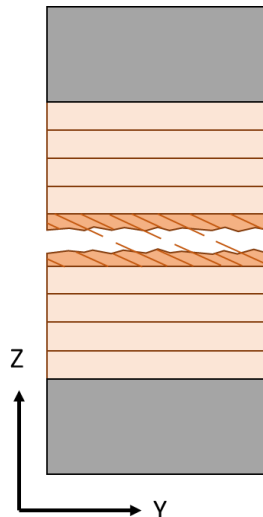
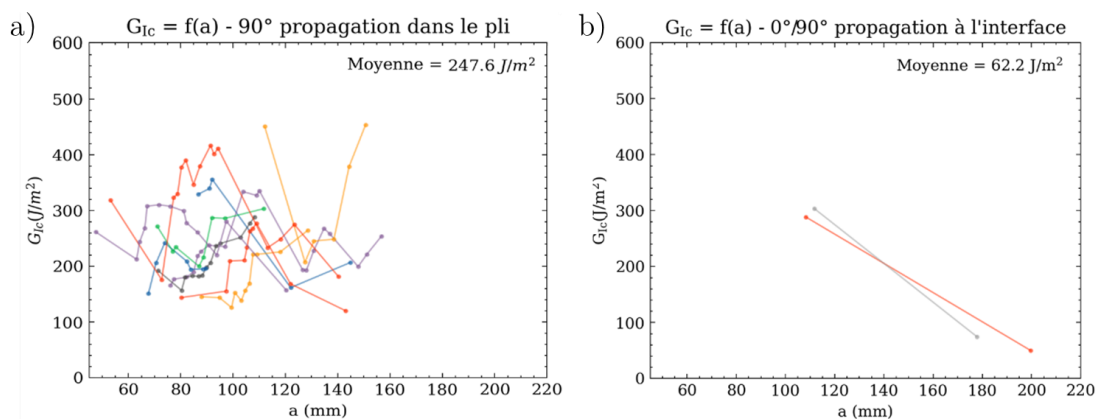


Figure 136 – Pontage des fibres hors du plan sur les éprouvettes  $0^\circ/90^\circ$

Notons que, dans le cas où la fissure se propage à l'interface, les points de mesure pris lors de la propagation de la fissure ne sont pas pris en compte pour le calcul de la valeur moyenne de  $G_{Ic}$ , car il s'agit d'une propagation dynamique. Seul le premier dernier point de mesure, une fois la fissure stabilisée, est pris en compte. En raison de la propagation instable de la fissure, ces valeurs sous-estiment le  $G_{Ic}$  (valeur statique) de l'interface. Notons que la propagation dans l'interface  $0^\circ/90^\circ$  n'est observée que sur deux éprouvettes et que seule une partie de la propagation de la fissure se produit à l'interface ; dans les deux cas, il s'agit d'une propagation instable. Une fois le phénomène de propagation de la rupture détaillé, il est possible de tracer les courbes  $R$  pour la propagation des fissures à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  et dans la couche  $90^\circ$  (Figure 137).



**Figure 137 –  $G_{Ic}=f(a)$  en fonction des zones de propagation pour les éprouvettes  $0^\circ/90^\circ$  : propagation dans le pli à  $90^\circ$  (a) et propagation à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  (b)**

Lorsque la fissure se propage dans le pli à  $90^\circ$ , elle se déplace en contournant les fibres, ce qui contribue à donner cet aspect tortueux à chaque courbe R. La valeur du taux de restitution d'énergie critique dans le pli de  $90^\circ$  obtenue est la suivante :  $G_{Ic-90^\circ\text{-pli}} = 247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 24 %).

Lorsque la fissure se déplace à l'interface  $0^\circ/90^\circ$ , on observe une baisse significative de la valeur de  $G_{Ic}$ . Cela s'explique par le fait que la fissure n'a plus besoin de contourner ou de casser des fibres pour se propager, ce qui nécessite une plus petite quantité d'énergie. La valeur moyenne du taux de restitution d'énergie critique est moyennée en prenant les valeurs calculées une fois la fissure installée dans l'interface. Dans notre cas, les deux seules valeurs obtenues et visibles sur la Figure 137. La valeur du taux de restitution d'énergie critique à l'interface  $0^\circ/90^\circ$  obtenue est la suivante :  $G_{Ic-0^\circ/90^\circ\text{-interface}} = 62 \text{ J/m}^2$  (ETR : 28 %).

## 5. Discussions

Dans la littérature, les valeurs de  $G_{Ic}$  sur une interface  $0^\circ/0^\circ$  de LVL ou de lamellé-collé se trouvent en moyenne entre 20 et 850 entre  $\text{J/m}^2$ . Ces valeurs sont résumées dans le Tableau 16. Quelques valeurs moyennes pour des composites standards en aéronautique sont indiquées dans le Tableau 24. Comparé aux composites renforcés de fibres synthétiques, le bois présente un taux de restitution d'énergie critique en mode I plus faible ou comparable. Toutefois, dans ces travaux, les valeurs obtenues avec les configurations étudiées restent en moyenne bien plus faibles que celles observées sur des stratifiés industriels.

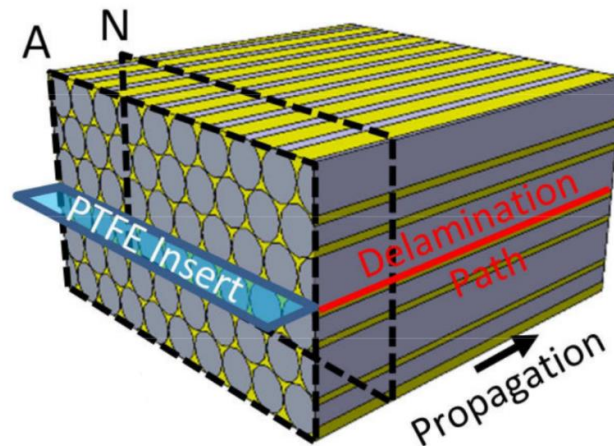
Auteur	Matériau	$G_{Ic}$ (J/m <sup>2</sup> )
(Kim et Mayer, 2003)	UD carbone/époxy 1 <sup>re</sup> génération (type 3506)	60
(Prombut, 2007)	UD carbone/époxy 2 <sup>e</sup> génération (type M21)	450
(Hashemi et al., 1990b)	UD carbone/PEEK (type APC-2)	2200
(Sacchetti et al., 2018)	UD carbone/PPS	1100
(Gay, 2014)	UD verre/époxy	800
(Szekrényes, 2007)	UD verre-E/polyester	300

**Tableau 24 – Quelques valeurs de  $G_{Ic}$  pour des composites standards en aéronautique (Bouvet, 2019)**

On ne trouve cependant pas dans la littérature de valeurs de  $G_{Ic}$  pour une interface  $0^\circ/90^\circ$  dans le cas du contreplaqué. Or, compte tenu des résultats obtenus dans ces travaux, on constate que la valeur de  $G_{Ic}$  pour une interface  $0^\circ/90^\circ$  ( $G_{Ic-0^\circ/90^\circ\text{-interface}} = 62 \text{ J/m}^2$  (ETR : 28 %)) est plus faible que pour une interface  $0^\circ/0^\circ$  ( $G_{Ic-0^\circ/0^\circ} = 422 \text{ J/m}^2$  (ETR : 30 %)) de par le fait que le pontage de fibres est moins présent pour une interface  $0^\circ/90^\circ$  que pour une interface  $0^\circ/0^\circ$ . Notons que la valeur de  $G_{Ic}$  pour une interface  $0^\circ/0^\circ$  mesurée expérimentalement surestime une valeur de délaminage à l'interface pure sans l'effet du pontage de fibres et donc de rupture de fibre. On peut donc se demander si le taux de restitution d'énergie critique caractérisé pour une interface  $0^\circ/90^\circ$  n'est pas à privilégier si l'on souhaite une valeur numérique en mode I d'une interface de contreplaqué en limitant l'influence du pontage de fibres. De plus, selon certains chercheurs (Liu, 1988) l'interface  $0^\circ/90^\circ$  est la plus sensible au délaminage en cas de délaminage induit par l'impact. La valeur obtenue sera une valeur moins influencée par le pontage de fibres et donc plus proche de la valeur théorique qui sera par la suite utilisée pour la mise en place d'un modèle élément fini pour caractériser l'interface collée.

Il est aussi intéressant de comparer les faciès de rupture obtenus dans cette étude avec ceux obtenus dans le cadre d'essais DCB sur des matériaux composites en fibre de carbone. La configuration avec une interface  $0^\circ/0^\circ$  permet, dans le cas des stratifiés composites, de trouver une valeur de  $G_{Ic}$  minorante, car c'est celle qui donne le moins de pontage de fibres et permet d'éviter que la fissure migre. En effet, la fissure propage entre des fibres  $0^\circ$  totalement dans le plan et ne migre pas en dehors de cette interface (Figure 138) (Bin Mohamed Rehan et al., 2017; Prombut, 2007; Sohrabi et al., 2023). La Figure 138 illustre une vue latérale représentative de la trajectoire de fissure d'une telle interface. Dans le cas du bois, la fissure migre rapidement en dehors de l'interface initiale. Plusieurs explications possibles permettent d'expliquer ce phénomène. Premièrement, le fait que le bois présente des fibres ayant une déviation de l'angle de fil hors plan non nul à cause du procédé de fabrication de déroulage, ce qui est beaucoup moins fréquent pour les composites. Finalement, dans les assemblages bois, le joint de colle est connu pour être plus résistant que le bois (Ross et Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010). Ce phénomène peut faire en sorte que la propagation de la fissure ne se fasse qu'en intrapli dans le pli à  $90^\circ$ . C'est notamment ce qui est observé sur des composites IMA/M21E compte tenu du fait que l'interface collée renforcée de nodules thermoplastiques devient plus résistante que le pli à cœur (Adam

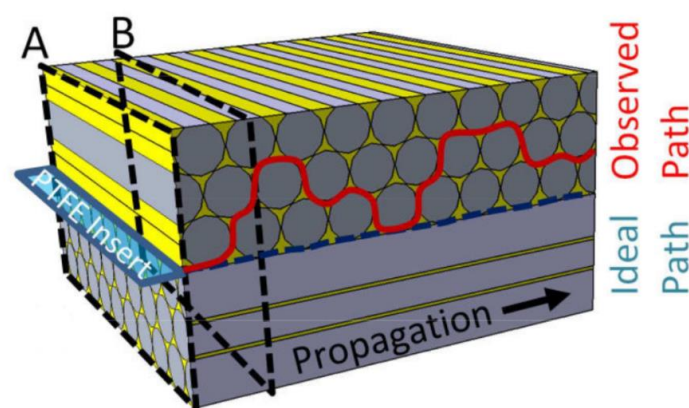
et al., 2012; Chaibi, 2022). Cela expliquerait aussi pourquoi dans le cas des essais sur des éprouvettes  $0^\circ/0^\circ$ , la fissure se propage de façon cohésive dans un pli  $0^\circ$  proche de l'interface de colle.



**Figure 138 – Propagation de délamination attendue pour une interface  $0^\circ/0^\circ$  (Ramji et al., 2020)**

Dans la seconde configuration pour les matériaux composites, avec une interface  $0^\circ/90^\circ$ , il est possible que la fissure puisse changer de plan lors du délaminage (Prombut, 2007) (Figure 139). Cette migration de délaminage dans les matériaux composites tend à augmenter la zone de fracture et à dissiper plus d'énergie (Gong et al., 2021; Sebaey et al., 2011). Cependant, pour le contreplaqué, la migration de délaminage ne se produit pas sur l'éprouvette avec une interface  $0^\circ/90^\circ$ .

En ce qui concerne le pontage de fibres, le phénomène est moins important pour cette configuration par rapport aux éprouvettes avec une interface  $0^\circ/0^\circ$ . En raison de la propagation de la fissure dans le pli à  $90^\circ$ , la faible quantité de pontage de fibres observé est comparable à celui d'une interface  $90^\circ/90^\circ$  dans un composite synthétique (Bin Mohamed Rehan et al., 2017; Gong et al., 2021).



**Figure 139 – Propagation de délamination attendue pour une interface  $0^\circ/90^\circ$  (Ramji et al., 2020)**

De par la nature du bois et la présence de fibres hors plan et un pontage de fibres plus important, il est possible d'expliquer pourquoi la valeur de  $G_{Ic}$  pour une interface  $0^\circ/0^\circ$  n'est pas une valeur de  $G_{Ic}$

minorante pour le contreplaqué alors que c'est le cas pour les matériaux composites. Par ailleurs, les faciès de rupture et la propagation de la fissure semblent similaires lorsque l'on compare les propagations de fissure pour des interfaces  $0^\circ/90^\circ$  dans le cas du contreplaqué et des matériaux composites.

### 6. Conclusion

Deux configurations présentant des interfaces constituées de plis d'orientations différentes ont été étudiées lors d'essais DCB sur un contreplaqué de peuplier. Les conclusions suivantes peuvent être tirées des résultats de l'étude :

- En moyenne sur les courbes R, les valeurs de  $G_{Ic-0^\circ/0^\circ}$  ont tendance à augmenter dû aux pontages de fibres tandis que les valeurs de  $G_{Ic-0^\circ/90^\circ}$  restent quasi-constantes, légèrement décroissantes, en fonction de l'avancée de la fissure ;
- Les valeurs de  $G_{Ic-0^\circ/0^\circ}$  ( $G_{Ic-0^\circ/0^\circ} = 422 \text{ J/m}^2$  (ETR : 30 %)) sont plus dispersées que  $G_{Ic-0^\circ/90^\circ}$  ( $G_{Ic-0^\circ/90^\circ} = 247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 21 %)) : cela s'explique encore une fois par la nature de la propagation de la fissure dans le cas de l'interface  $0^\circ/0^\circ$  ;
- En moyenne, le  $G_{Ic-0^\circ/0^\circ}$  donne une valeur plus élevée que  $G_{Ic-0^\circ/90^\circ}$  de par la présence de pontage de fibres. Il est donc intéressant de faire des essais DCB avec une interface  $0^\circ/90^\circ$  pour obtenir des valeurs de  $G_{Ic}$  minorantes pour le contreplaqué pour la mise en place de modèles numériques. De plus, cela correspond aux interfaces les plus susceptibles de se délaminer. Le taux de restitution d'énergie critique apparent, c'est-à-dire celui calculée sous l'influence d'effets structurels tels que le pontage des fibres, peut différer de la valeur intrinsèque du matériau. Cependant, les valeurs présentées dans ces travaux fournissent des valeurs permettant de comparer l'effet de l'interface sur le délaminage. Il convient également de noter que certains pontages de fibres influencent également les valeurs obtenues sur des éprouvettes de  $0^\circ/90^\circ$  ;
- Pour les éprouvettes avec une interface  $0^\circ/90^\circ$ , la méthodologie mise en place dans cette étude permet d'extraire 2 taux de restitutions d'énergie : un à l'interface  $0^\circ/90^\circ$ , et un dans le pli à  $90^\circ$ . Les taux de restitutions d'énergies mesurés sont les suivants :  $G_{Ic-90^\circ\text{-pli}} = 247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 24 %) et  $G_{Ic-0^\circ/90^\circ\text{-interface}} = 62 \text{ J/m}^2$  (ETR : 28 %). Cette distinction offre la possibilité de simuler le délaminage intra pli et inter pli avec deux valeurs de taux de restitution d'énergie critique distincts.

Dans une optique de mise en place de modèle numérique de stratifiés à base de bois, la caractérisation d'éprouvette avec des interfaces  $0^\circ/90^\circ$  semble fournir une valeur de taux de restitution d'énergie critique d'interface minorante qui pourrait servir de référence pour la modélisation d'interfaces collées de contreplaqué ou de LVL par exemple. Toutefois, des recherches supplémentaires sont nécessaires pour déterminer l'influence de nouvelles orientations d'interface sur ces valeurs de taux de restitution d'énergie critique, et d'identifier l'influence de cette interface sur les valeurs mesurées. De plus, dans le cas d'une rupture par impact à faible vitesse, le mode I initie le délaminage dans les stratifiés composites, mais le mode II (cisaillement plan) est prédominant dans la propagation de la fissure en raison d'une contrainte de cisaillement élevée à l'interface (Bouvet et al., 2012).

C'est dans cette optique que des essais de caractérisation du taux de restitution d'énergie critique en mode II, via des essais ENF, ont été réalisés à l'ICA lors du post-doctorat de Hajer Hadiji en parallèle de cette étude (Hadiji et al., 2024). Les essais ont été réalisés sur la même essence que celle présentée dans ce chapitre, et les deux interfaces  $0^\circ/0^\circ$  et  $0^\circ/90^\circ$  ont aussi été caractérisées. On notera que les essais ENF ont été effectués en flexion 4 points et non 3 points. En effet, il faut souligner que la migration de délaminage peut également se produire dans la propagation en mode II. Elle est déjà observée dans le LVL (Franke et Quenneville, 2014) et dans le composite de fibre de carbone avec des tests ENF (Olave et al., 2015; Oshima et al., 2022). La flexion 4 points permet de garantir une propagation stable de la fissure sans qu'aucune condition ne soit imposée quant aux dimensions ou à la forme de l'éprouvette (Martin et Davidson, 1999).

Les valeurs de taux de restitution d'énergie obtenues en mode II sont 5 (pour l'interface  $0^\circ/0^\circ$ ) à 12 (pour l'interface  $0^\circ/90^\circ$ ) fois supérieures à celles obtenues pour le mode I. Ceci peut s'expliquer par le phénomène de délaminage par glissement en mode II, qui est différent du phénomène d'ouverture du mode I et peut nécessiter plus d'énergie pour faire propager une fissure. Ce résultat est en accord avec les résultats de la littérature pour le bois massif, le LVL ou les matériaux composites (Tableau 25).

Matériau	$G_{Ic}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$G_{IIc}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	$G_{IIc}/G_{Ic}$
LVL Interface ( $0^\circ/0^\circ$ ) (Hadiji et al., 2024)	0,4	2,1	5,25
LVL Interface ( $0^\circ/90^\circ$ ) (Hadiji et al., 2024)	0,2	2,5	12,50
LVL de Pin de Monterey (Franke et Quenneville, 2014)	0,67	4,01	5,96
CLT de Pin de Monterey (Franke et Quenneville, 2014)	0,49	6,96	14,20
CLT de Pin maritime (Xavier et al., 2011)	0,34	2,51	7,38
CLT d'Épicéa (Putzger et Haller, 2006)	0,18	0,74	4,11
Carbone/Époxy (Rivallant et al., 2013)	0,5	1,60	3,2
Tissé E-glass/Époxy (Hosseini et al., 2020, 2019)	0,42	1,10	2,62
UD E-glass/Polyester (Szekrényes, 2007)	0,40	0,74	1,85

**Tableau 25 – Taux de restitution d'énergie critique en mode I et en mode II du contreplaqué de peuplier comparées à celles de bois et de matériaux composites issues de la littérature (Hadiji et al., 2024)**

Cependant, aucune tendance claire ne peut être tirée du rapport entre le taux de restitution d'énergie critique en mode II et en mode I, car ce rapport dépend fortement de la nature du matériau et des caractéristiques des fibres (fibres de bois ou fibres synthétiques). Comparé aux composites renforcés de fibres synthétiques, le bois présente un taux de restitution d'énergie critique en mode I plus faible ou comparable. En revanche, la résistance à la rupture en mode II du bois ou de ses composites est nettement supérieure à celle des composites renforcés par des fibres de carbone ou de verre ; d'où l'avantage du bois pour remplacer les composites d'origine industriels, en particulier pour les éléments structurels soumis à des conditions de chargement en mode II.

## CHAPITRE IV : Caractérisation du taux de restitution d'énergie Mode I

L'ensemble des propriétés mécaniques identifiées, au cours de ces travaux, est synthétisé dans le Tableau 26.

Paramètre	Essai d'identification	Valeur obtenue
$E_{l_0}/E_{l^t}$ : Module d'Young sens fibre traction	$[0^\circ]_5$	7612 MPa
$E_{t_0}/E_t$ : Module d'Young sens transverse	$[90^\circ]_3$	555 MPa
$\sigma_t^f$ : Contrainte à la rupture en traction transverse	$[90^\circ]_3$	6,2 MPa
$\nu_{lt}$ : Coefficient de poisson lt	$[0^\circ]_{3-5}$	0,52
$\varepsilon_l^{ft}$ : Déformation rupture fibre en traction	Max ( $[0^\circ]_{3-5}$ )	11500 $\mu\text{def}$
$G_{lt_0}/G_{lt}$ : Module de cisaillement lt	$[\pm 45^\circ]_s$	647 MPa
$\tau_{lt}^f$ : Contrainte à la rupture en cisaillement	$[\pm 45^\circ]_s$	11,4 MPa
$\beta_{ll}$	$[0^\circ]_{3-5}$	56820 MPa
$\beta_{tt}$	$[90^\circ]_3$	7083 MPa
$\beta_{lt}$	$[\pm 45^\circ]_s$	8736 MPa
$G_{Ic-0^\circ/0^\circ}$	DCB $0^\circ/0^\circ$	422 J/m <sup>2</sup>
$G_{Ic-0^\circ/90^\circ}$	DCB $0^\circ/90^\circ$	247 J/m <sup>2</sup>
$G_{IIc-0^\circ/0^\circ}$	ENF $0^\circ/0^\circ$	2,1 kJ/m <sup>2</sup>
$G_{IIc-0^\circ/90^\circ}$	ENF $0^\circ/90^\circ$	2,5 kJ/m <sup>2</sup>

**Tableau 26 – Paramètres matériaux caractérisés pour le LVL de Peuplier**





---

# CHAPITRE V : Influence du trou sur le comportement de stratifiés

---

## Sommaire

<b>1. Introduction .....</b>	<b>187</b>
<b>2. Matériel et Méthodes .....</b>	<b>188</b>
2.1. Fabrication des éprouvettes de traction.....	188
2.2. Moyens expérimentaux .....	189
2.3. Calcul de la déformation.....	190
2.4. Loi de comportement élastique non-linéaire .....	191
2.5. Critère de rupture.....	192
2.6. Modélisation FEM .....	193
<b>3. Résultats Expérimentaux .....</b>	<b>194</b>
3.1. Eprouvettes lisses .....	194
3.2. Eprouvettes trouées .....	198
3.3. Comparaison avec d'autres études .....	201
<b>4. Analyse des résultats.....</b>	<b>208</b>
4.1. Point Stress .....	208
4.2. Obtention d'un $d_0$ avec un calcul des concentrations de contraintes analytique .....	209
4.3. Obtention d'un $d_0$ avec un calcul des concentrations de contraintes FEM .....	211
<b>5. Discussions .....</b>	<b>215</b>
<b>6. Conclusion .....</b>	<b>216</b>



### 1. Introduction

Si l'on souhaite réaliser des structures durables en bois pour des véhicules (Castanié et al., 2024; Große et al., 2020), il peut être nécessaire de les réaliser en plusieurs parties et donc de les assembler en les découpant ou en les perçant, ce qui induit des concentrations de contraintes et diminue leur résistance à la rupture. Cependant, peu d'études s'intéressent précisément au comportement du LVL troué. Bien que plusieurs études traitent de poutres de LVL trouées, ou de structures en LVL trouées, aucune ne s'intéresse à l'effet du trou à l'échelle du coupon de LVL (Ardalany et al., 2013, 2010; Davis et Claisse, 2000). Concernant le LVL, à notre connaissance, seuls Reiner et al. (2023) ont réalisé des essais de traction sur des éprouvettes trouées et ils concluent que des similitudes peuvent être observées entre les endommagements de leurs éprouvettes en LVL et ceux observables sur des composites en fibre de carbone. Contrairement au LVL, ce type d'essais est déjà réalisé sur des composites issus de matériaux synthétiques afin de caractériser des assemblages (Achard et al., 2014; Portanova et Masters, 1995; Yan et al., 1999). Ces essais permettront d'avoir une comparaison directe avec des essais de traction sur des éprouvettes saines et de comprendre l'influence d'un trou sur le mode de ruine d'un matériau. Ils permettent en outre de déterminer des admissibles pour le dimensionnement. Généralement, les essais sur éprouvettes trouées servent également de référence pour la modélisation d'autres types de dommages tels que l'impact, la tenue après impact ou la propagation de fissures dans l'étude des matériaux composites (Hallett et al., 2009). Par conséquent, l'étude d'éprouvettes trouées est dans le milieu des composites industriels, un cas d'étude largement utilisé qui permet par la suite d'évaluer les modèles de simulation des dommages dans les stratifiés composites.

Dans ce chapitre deux stratifications seront étudiées. En effet, bien que le LVL, composé de pli uniquement à  $0^\circ$ , soit optimal pour des cas de charge unidirectionnelle, il n'est que peu adapté pour résister à des scénarios de charges multidirectionnelles complexes. Le LVL à placages croisés, le contreplaqué, existe pourtant. Cependant, bien qu'il soit étudié par certains auteurs, la stratification employée est destinée à créer une stabilité dimensionnelle du LVL, plus qu'une résistance structurelle multidirectionnelle (Blomqvist et al., 2014). De ce fait peu d'étude s'intéressent au LVL composé de placages avec des angles de plis variables hormis  $0^\circ$  et  $90^\circ$ . C'est en partant de ce constat que Reiner et al. (2023) se sont intéressés à des LVL troués ayant une stratification quasi-isotropes, à savoir  $[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$ . À la connaissance des auteurs, aucune étude hormis celle-ci n'a examiné les placages de bois avec des angles de ce type.

Pourtant, une telle stratification, dite quasi-isotrope, est courante pour les matériaux polymères renforcés de fibres (FRP pour « Fiber Reinforced Polymer »), à savoir un matériau composite constitué d'une matrice polymère renforcée de fibres. Dans ce chapitre, on se propose donc d'étudier la tenue au trou d'un stratifié quasi-isotrope et d'un contreplaqué ayant une stratification identique à celle utilisée actuellement dans l'industrie du bois, à savoir :  $[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ_{1/2}]_s$ . De plus, la méthodologie du « Point Stress », très largement utilisée en aéronautique pour le dimensionnement de pièces trouées dans les matériaux composites renforcés par des fibres de carbone (CFRP) ou de verre (GFRP) sera utilisée et son application au LVL sera évaluée. Au bilan, dans ces travaux, on cherchera donc à caractériser le LVL

---

troué en se basant sur une approche déjà éprouvée sur les composites stratifiés de synthèse, afin d'étudier son applicabilité sur des stratifiés à base de bois.

## 2. Matériel et Méthodes

### 2.1. Fabrication des éprouvettes de traction

Des placages de bois de peuplier Koster (*Populus × canadensis*), d'une épaisseur de 1 mm, ont été utilisés pour la fabrication des éprouvettes de traction. Ces placages proviennent du même lot de placages que ceux présentés dans le Chapitre III avec le lot de placages n°2 (placage de Mai 2023). Le processus de fabrication des éprouvettes de traction reste identique à celui présenté dans le Chapitre III et en Annexe III. La masse volumique des placages de peuplier était de 377 kg/m<sup>3</sup> (ETR : 5 %).

Deux stratifications ont été caractérisées :

- $[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$  pour la configuration QI (Quasi-Isotrope) ;
- $[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ_{1/2}]_s$  pour la configuration CP (Contreplaqué).

Deux configurations, pour chaque stratification, seront étudiées :

- Des éprouvettes lisses (sans trou) ;
- Des éprouvettes trouées en leur centre (Figure 140). Le diamètre du trou est de 4,2 mm. Ce choix est fait pour garder le rapport de 1/6 entre la largeur de l'éprouvette et le diamètre du trou comme recommandé dans la norme ASTM D5766.

Pour ces travaux, les dimensions des éprouvettes de traction, ainsi que l'utilisation de deux repères (un repère global pour l'éprouvette (X, Y, Z) et local pour chaque pli (L, T, R)) restent identiques à ce qui a été présenté dans le Chapitre III. Les éprouvettes de traction lisses et trouées auront donc une longueur (L) de 250 mm et une largeur (b) de 25 mm. Pour chaque configuration et stratification, 18 éprouvettes de traction sont fabriquées.

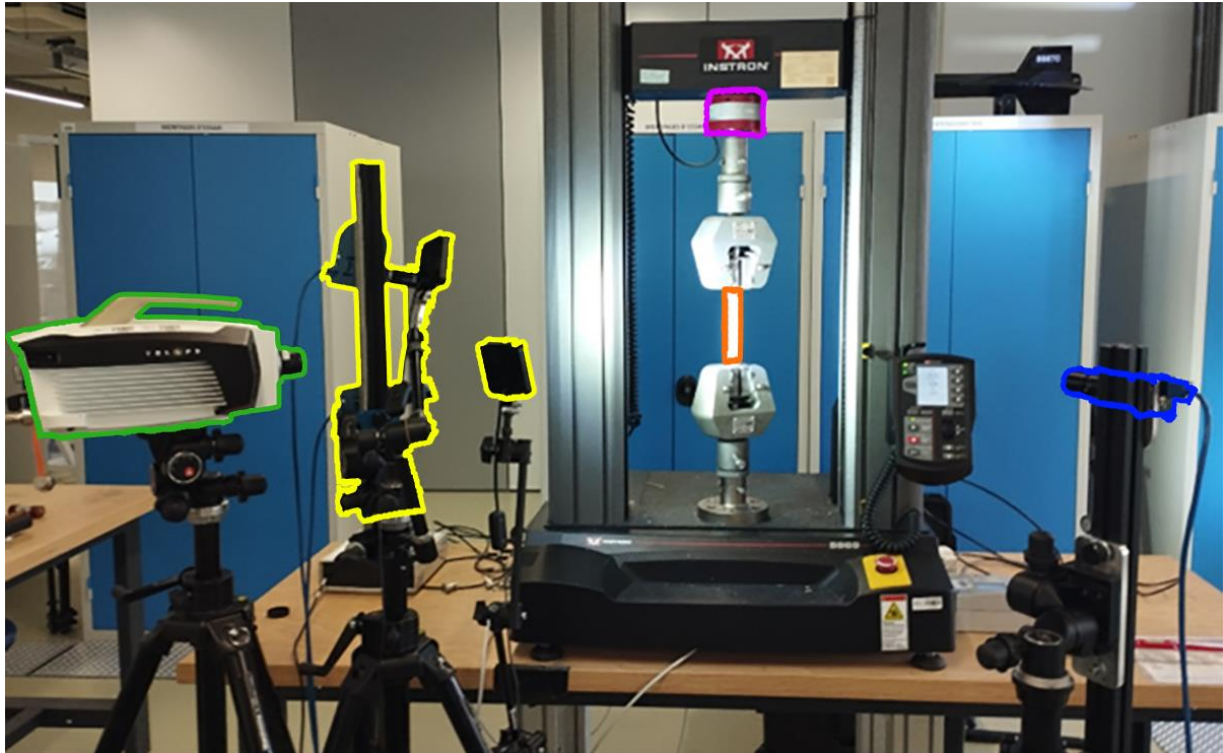


Figure 140 – Éprouvettes de traction QI trouées

Sur chaque éprouvette, des talons en aluminium de 1 mm d'épaisseur et de 50 mm de long sont collés à chaque extrémité de sorte à limiter les concentrations de contrainte, et donc la rupture dans les mors de la machine d'essai (Figure 140).

### 2.2. Moyens expérimentaux

Les essais de traction ont été réalisés à température et humidité ambiantes (25,0°C et 59,5 % HR). Notons que les éprouvettes n'ont pas été stabilisées en enceinte climatique avant essai. Des placages témoins, conservés avec les éprouvettes, ont donc été caractérisés afin d'estimer le taux d'humidité des éprouvettes de traction, au moment des essais. Le taux d'humidité, ainsi estimé, est de 10,6 % (écart-type : 1,1 %). Une machine Instron 5900 a été utilisée pour ces essais. Une cellule de force de 10 kN a été installée, avec une précision de mesure de 0,5 N. La vitesse de déplacement des mors appliquée était de 2 mm/min. Un système d'acquisition de données a été utilisé pour enregistrer la charge appliquée sur les éprouvettes, la fréquence d'acquisition liée à la corrélation d'images étant fixée à 1 Hz. Une caméra de thermographie infrarouge (TIR) (M3K – Telops et une focale de 25 mm) a été utilisée afin de suivre l'endommagement des éprouvettes pendant les essais (Figure 141). La fréquence d'acquisition de la caméra thermique a été fixée à 50 Hz. Une caméra avec une focale de 50 mm est aussi positionnée face à l'une des tranches des éprouvettes afin d'observer des potentiels délaminages lors des essais avec une fréquence d'acquisition à 1 Hz.



**Figure 141 – Montage expérimental : Caméra TIR (vert), DIC et éclairage (jaune), cellule d'effort (violet), éprouvette (orange) et caméra de tranche (bleu)**

La corrélation d'images numériques stéréo (DIC) a été utilisée pour suivre la déformation de l'échantillon. Deux caméras de 8 Mpx ( $4096 \times 2160$  pixels), avec des focales de 50 mm, ont été utilisées pour acquérir des images des échantillons. Les deux caméras sont positionnées avec un espacement de 187 mm entre leurs objectifs. L'angle formé entre les axes optiques des caméras est de  $17,5^\circ$ , choisi pour garantir une couverture complète de la zone utile tout en assurant une résolution et une précision adéquates. Les mouchetis ont été appliqués directement sur les faces des échantillons ; les côtés clairs du peuplier contrastant directement avec la peinture noire mate. Les taches ont été réalisées par pulvérisation de la peinture et la taille des motifs a été déterminée en fonction du dispositif expérimental afin d'obtenir une taille minimale de 3 pixels pour chaque tache (Reu, 2014) (Figure 140). Les données de corrélation d'images ont été analysées avec VIC Correlated System. Une calibration a été effectuée à l'aide d'une mire. De plus, pour les configurations d'éprouvettes lisses, des cycles de chargement/déchargement pilotés en effort (de 1 à 2 par éprouvettes) sont réalisés lors des essais de traction afin de caractériser le comportement non-linéaire déjà observé dans le Chapitre III.

### 2.3. Calcul de la déformation

Comme pour les essais présentés dans le Chapitre III, pour chaque éprouvette, la déformation moyenne a été calculée avec les images de stéréo-corrélation sur la base du déplacement de points spécifiques, tel que calculé avec un extensomètre virtuel. Les positions (X, Y) de 56 points ont été extraites des données de corrélation d'images (Figure 142).

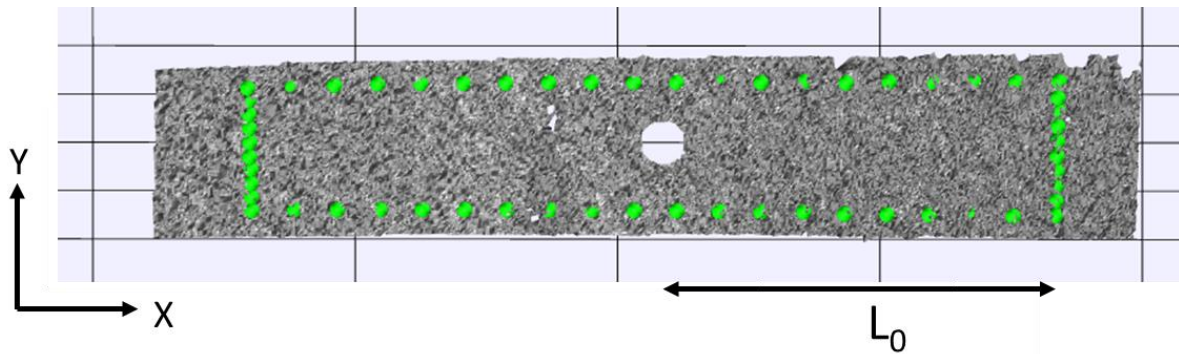


Figure 142 – Représentation des points de mesure sur une éprouvette

Dans le cas des éprouvettes trouées, on constate que la valeur de  $L_0$  (Figure 143) a un effet sur la rigidité de nos éprouvettes (analyse faite sur une éprouvette par configuration) (Figure 143).

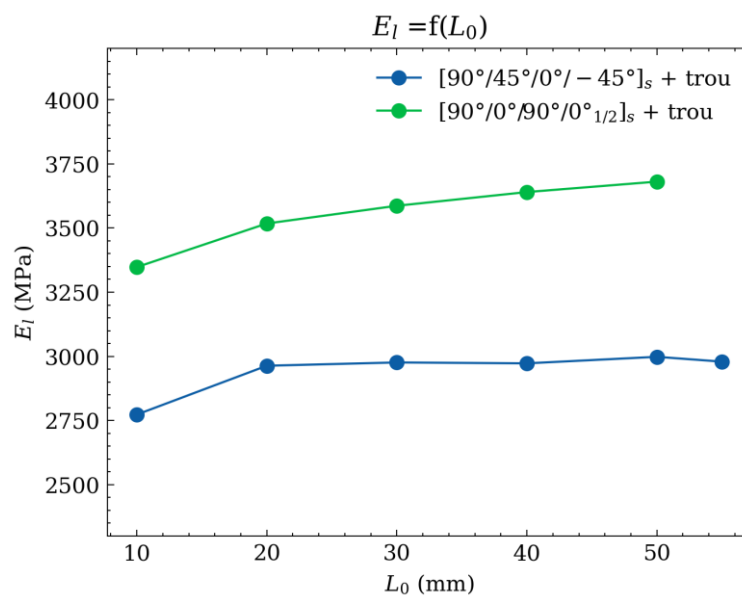


Figure 143 – Effet de  $L_0$  sur la rigidité mesurée expérimentalement

Cependant, pour les essais QI, à partir de  $L_0 = 20$  mm, il n'y a plus d'effet de  $L_0$  sur la rigidité mesurée (pour nos analyses, on utilise donc  $L_0 = 50$  mm). Pour les essais CP, l'effet de  $L_0$  sur la rigidité mesurée reste faible une fois  $L_0$  plus grand que 30 mm. On constate que les écarts, bien que non nuls, sont négligeables si l'on conserve  $L_0 = 50$  mm pour l'étude des éprouvettes trouées.

#### 2.4. Loi de comportement élastique non-linéaire

Dans le Chapitre III, un comportement non-linéaire des éprouvettes unidirectionnelles, et donc des plis, est observé. Pour chaque orientation de pli, une loi de comportement simple est proposée et les paramètres permettant de modéliser ce comportement ont été identifiés. Il est alors possible, en se basant sur les Équation 2, Équation 27 et Équation 28 de définir un modèle analytique.

La modélisation analytique non-linéaire se base sur une théorie des stratifiés (Chapitre II §2.5.1.1) sur laquelle on vient modifier la matrice de rigidité de chaque pli en fonction des comportements non-linéaires observés précédemment. En connaissant ces lois, il est alors possible de créer des matrices de rigidité  $Q$  pour chaque pli :



$$Q = \Delta \begin{bmatrix} E_l & E_t v_{lt} & 0 \\ E_l v_{tl} & E_t & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_{lt}}{\Delta} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 49}$$

$$= \Delta \begin{bmatrix} E_{l_0} - \varepsilon_{ll} \cdot \beta_{ll} & (E_{t_0} - \varepsilon_{tt} \cdot \beta_{tt}) v_{lt} & 0 \\ (E_{l_0} - \varepsilon_{ll} \cdot \beta_{ll}) v_{tl} & E_{t_0} - \varepsilon_{tt} \cdot \beta_{tt} & 0 \\ 0 & 0 & (G_{lt_0} - \gamma_{lt} \cdot \beta_{lt}) / \Delta \end{bmatrix}$$

Avec :

$$\Delta = \frac{1}{1 - v_{lt} v_{tl}} \quad \text{Équation 50}$$

En notant que :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{ll} \\ \varepsilon_{tt} \\ \gamma_{lt} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 51}$$

Où  $T$  est la matrice de rotation pour passer du repère global au repère local (sans unité).

On notera que dans notre cas pour  $\gamma_{12}$  on utilise sa valeur absolue dans le calcul de  $G_{lt}$ . En effet,  $\gamma_{12}$  pouvant être négatif, on cherche à réduire  $G_{lt}$  et non à l'augmenter. On aura donc maintenant :

$$G_{lt} = G_{lt_0} - \text{abs}(\gamma_{lt}) \cdot \beta_{lt} \quad \text{Équation 52}$$

C'est cette loi de comportement qui sera par la suite utilisée pour modéliser le comportement élastique non-linéaire des plis, et donc des stratifiés caractérisés lors de cette étude.

## 2.5. Critère de rupture

Afin de modéliser de façon analytique les essais de traction lisse effectués, et notamment la rupture du LVL, il est nécessaire de définir un critère d'arrêt afin de capturer la rupture de notre stratifié. Le critère que nous avons choisi est celui de Tsai-Hill. En effet, ce critère reste simple d'utilisation. L'ensemble de ses paramètres ont été identifiés lors de ces travaux et il prend en compte l'ensemble des contraintes planes (longitudinale, transverse et cisaillement plan). De plus, pour une application en traction, l'utilisation de ce critère de rupture reste similaire à d'autres critères plus complexes tels que Tsai-Wu, Hoofman ou Norris (Mascia et Simoni, 2013). Le critère de Tsai-Hill suppose que la rupture est atteinte quand cette égalité est vérifiée (Tsai, 1965) :

$$1 = \left( \frac{\sigma_l}{\sigma_l^f} \right)^2 - \frac{\sigma_l \sigma_t}{\sigma_l^f \sigma_t^f} + \left( \frac{\sigma_t}{\sigma_t^f} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{lt}}{\tau_{lt}^f} \right)^2 \quad \text{Équation 53}$$

Où :

- $\sigma_l$  et  $\sigma_t$  sont les contraintes longitudinale et transverse dans le pli (MPa) ;
- $\sigma_l^f$  et  $\sigma_t^f$  sont les contraintes, à la rupture, longitudinale et transverse dans le pli (MPa) ;
- $\tau_{lt}$  est la contrainte de cisaillement plan dans le pli (MPa) ;
- $\tau_{lt}^f$  est la contrainte de cisaillement à la rupture plan dans le pli (MPa).

## 2.6. Modélisation FEM

En se basant sur la loi de comportement élastique non-linéaire proposée précédemment (Équation 15), un modèle FEM Abaqus coque implicite est proposé afin de simuler le comportement des essais réalisés. La loi de comportement proposée est modélisée au travers d'une UMAT 2D Abaqus pour prendre en compte le comportement non-linéaire orthotrope de notre matériau. La loi UMAT 2D Abaqus est présentée en Annexe IV. L'ensemble des plis du LVL est modélisé sous forme de « Composite Layup » dans Abaqus, chaque pli étant défini avec ses orientations et son épaisseur spécifiques (Figure 144).

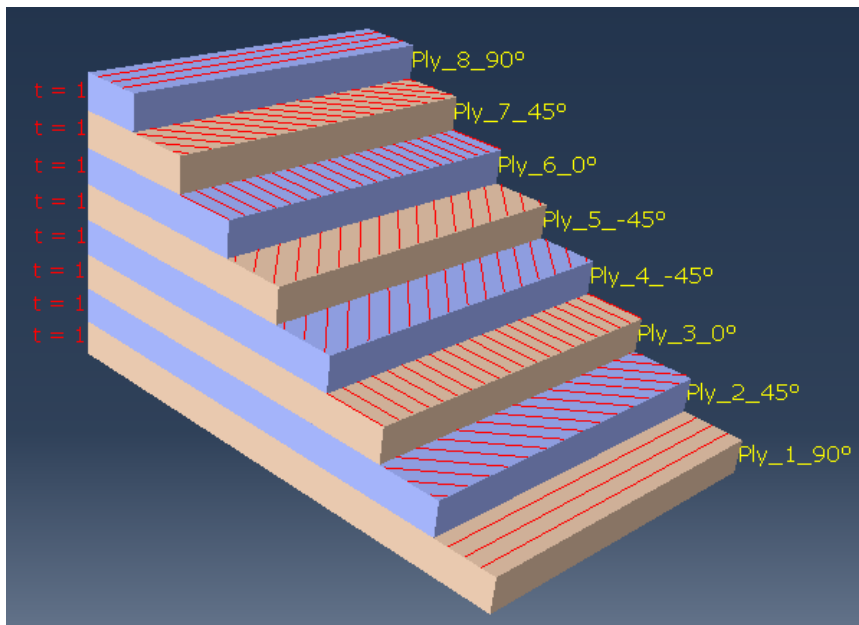


Figure 144 – Visualisation des différents plis dans la modélisation FEM (cas d'une stratification QI)

Le maillage utilisé ainsi que les conditions aux limites sont illustrés sur la Figure 145. La taille des éléments en bord de trou est de  $0,1 \times 0,17 \text{ mm}^2$ , et la taille des éléments au plus loin du trou est de  $2 \times 1 \text{ mm}^2$ .

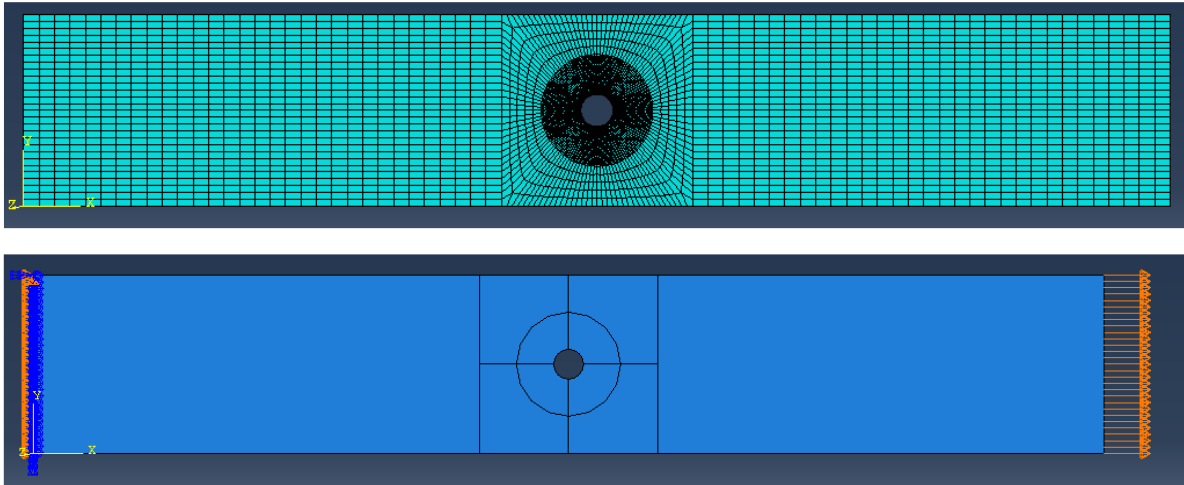


Figure 145 – Visualisation du maillage et des conditions aux limites du modèle FEM

### 3. Résultats Expérimentaux

#### 3.1. Eprouvettes lisses

La rigidité moyenne des éprouvettes CP ( $[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ_{1/2}]_s$ ) est :  $E_{CP} = 3446$  MPa (ETR : 7,5 %) (Figure 146). Pour les essais CP, comme pour les essais sur QI, des cycles de charges/décharges ont été réalisés lors du chargement des éprouvettes pour caractériser, sur des stratifiés, le comportement non-linéaire observé en traction dans le Chapitre III. On notera que sur la Figure 146, la partie en couleur correspond à l'enveloppe supérieure des essais (sans prendre en compte les cycles de charge/décharge) tandis que la partie grise correspond à l'ensemble du cycle de chargement d'une éprouvette (cela reste plus visible sur la Figure 147).

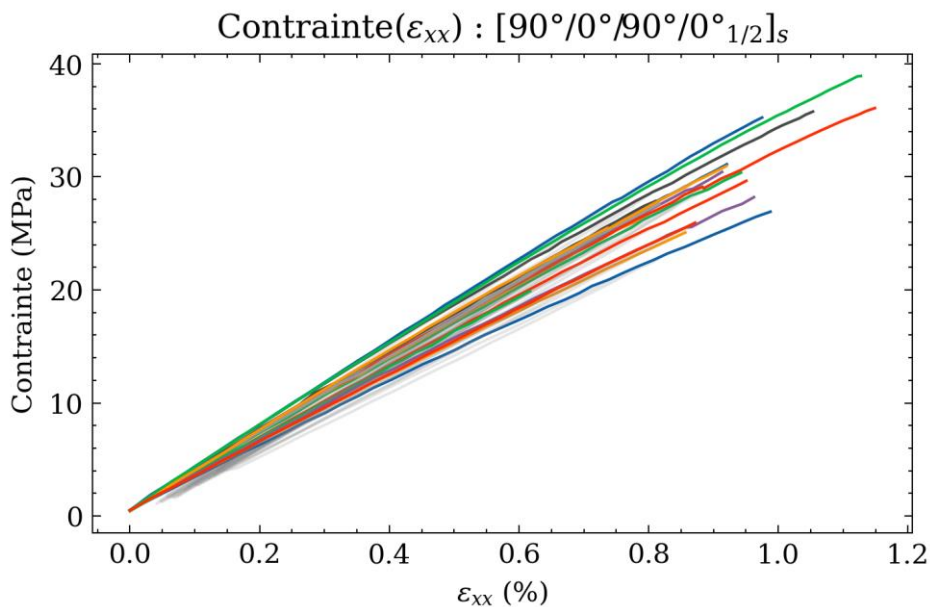
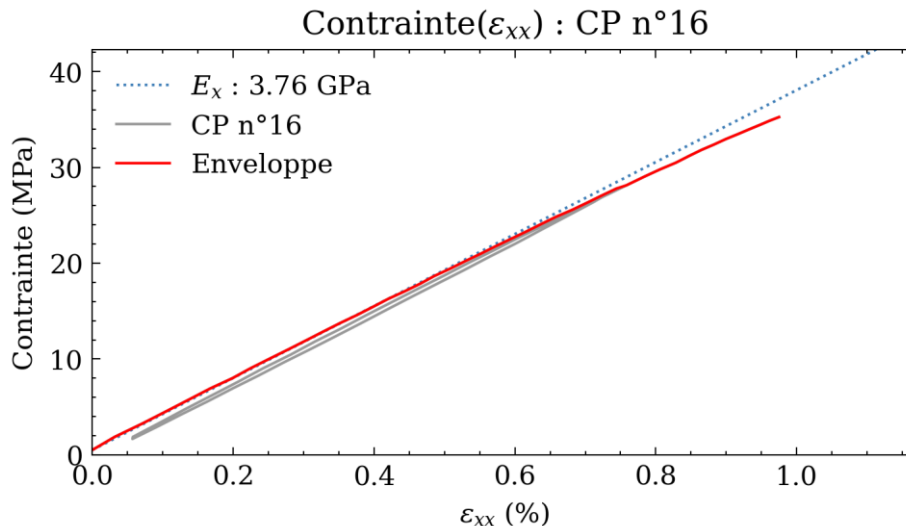


Figure 146 – Courbes contrainte-déformation CP (couleur = courbe enveloppe, gris = courbe avec cyclage)

On présente sur la Figure 147 la courbe contrainte-déformation de l'éprouvette CP n°16 afin de visualiser le cyclage effectué sur cette éprouvette et son comportement mécanique. Sur ce graphique, on

peut visualiser la courbe enveloppe qui est représentée en rouge, ainsi que le reste de la courbe correspondant aux cycles de chargement en gris. On affiche aussi la tangente à la courbe permettant d'identifier la rigidité de l'éprouvette ( $E_x$ ) en bleu afin de visualiser le comportement non-linéaire observé lors du chargement de l'éprouvette.



**Figure 147 – Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette CP lisse n°16 (Rigidité à chaque cyclage : 3,76 GPa / 3,81 GPa)**

En étudiant chaque éprouvette, on constate que les pentes de chaque cycle (la rigidité de l'éprouvette) ne changent pas entre chaque cycle. On suppose donc dans ce cas que l'on observe un comportement élastique sans endommagement. De plus, une déformation résiduelle est observée lors des cycles de charges/décharges. Cette déformation résiduelle pourrait donc être liée à une déformation plastique des éprouvettes. Toutefois, cette déformation résiduelle reste faible dans le cas des éprouvettes CP. Elle est de l'ordre de  $\sim 0,07\%$  (lorsque la déformation à la rupture moyenne est de  $\sim 0,95\%$ ). De plus, par analyse fine en corrélation d'image et sur les tranches des éprouvettes, aucun endommagement n'est observé avant la rupture finale des éprouvettes. De même, la caméra TIR ne montre aucun échauffement des éprouvettes avant la rupture finale de ces dernières.

Compte tenu des faciès de rupture, il est possible de se poser la question de la pertinence des essais ayant eu une rupture dans les mors ou proche des mors (Figure 148).



**Figure 148 – Facies de rupture d'éprouvettes CP**

En effet, on constate que sur les 18 éprouvettes, seules 3 ont eu une rupture dans la zone centrale (éprouvettes n°3, n°4 et n°13). Cependant, si l'on compare la contrainte à la rupture moyenne de ces éprouvettes et de l'ensemble des éprouvettes, les résultats sont très proches. On considérera donc que la rupture proche des mors n'est pas une rupture prématurée des éprouvettes de CP (Tableau 27).

Essais	$\sigma_x$ (MPa)	Std ( $\sigma_x$ )
3-4-13	29,3	2,6
Tous	30,3	4,5

**Tableau 27 – Rigidité des éprouvettes CP et QI théoriques et expérimentales**

Concernant les éprouvettes QI ( $[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$ ), leur rigidité moyenne est :  $E_{QI} = 3191$  MPa (ETR : 8,6 %) (Figure 149). Comme pour les essais CP, des cycles de charges/décharges ont été réalisés lors du chargement des éprouvettes.

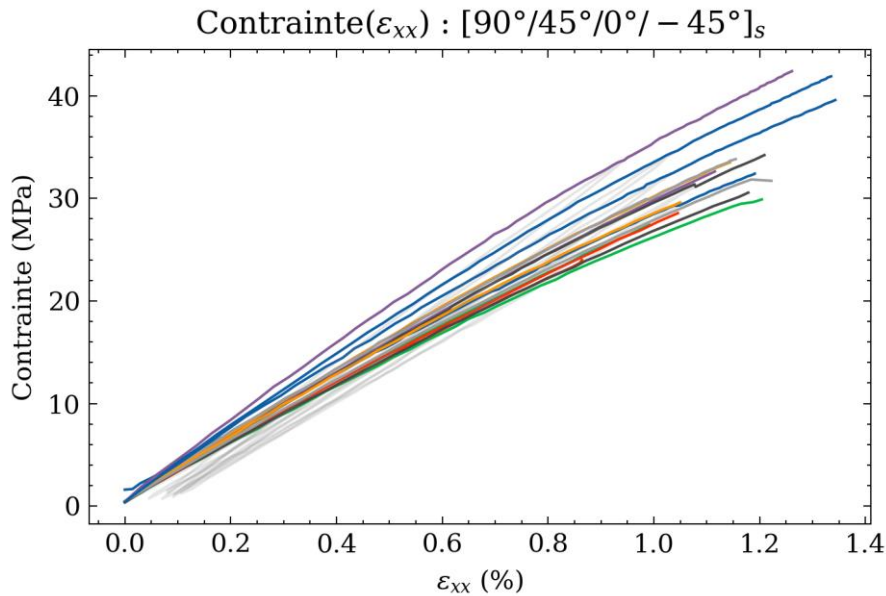


Figure 149 – Courbes contrainte-déformation QI (couleur = courbe enveloppe, gris = courbe avec cyclage)

On présente sur la Figure 150 la courbe contrainte-déformation de l'éprouvette QI n°1 afin de visualiser le cyclage effectué sur cette éprouvette et son comportement mécanique. Comme pour la Figure 147, la courbe enveloppe est représentée en rouge et le reste de la courbe en gris. La tangente à la courbe permettant d'identifier la rigidité de l'éprouvette ( $E_x$ ) est aussi tracée en bleu afin de visualiser le comportement non-linéaire observé lors du chargement de l'éprouvette.

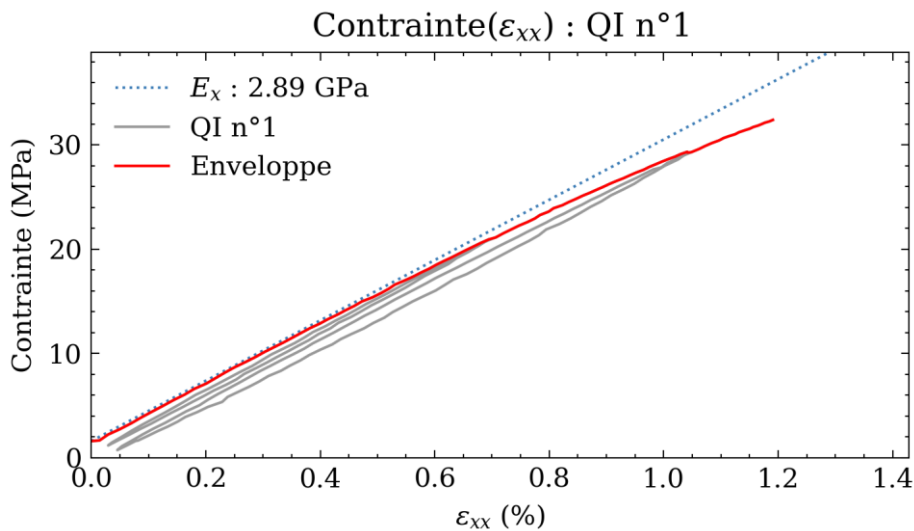


Figure 150 – Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette QI lisse n°1 (Rigidité à chaque cyclage : 2,89 GPa / 2,96 GPa / 2,92 GPa)

Dans le cas des QI, on valide aussi que les pentes de chaque cycle (la rigidité de l'éprouvette) ne changent pas. On suppose donc, comme pour les éprouvettes CP, que l'on observe un comportement élastique sans endommagement. Comme pour les éprouvettes CP, une déformation résiduelle est observée lors des cycles de charge/décharge. Cette déformation résiduelle pourrait donc être liée à une déformation plastique des éprouvettes. Toutefois, cette déformation résiduelle, bien que supérieur à celle des

éprouvettes CP, reste faible dans le cas des éprouvettes QI. Elle est de l'ordre de  $\sim 0,015\%$  (lorsque la déformation à la rupture moyenne est de  $\sim 1,19\%$ ). De plus, par analyse fine en corrélation d'image, et sur les tranches des éprouvettes, aucun endommagement n'est observable avant la rupture finale des éprouvettes. De même, la caméra TIR ne montre aucun échauffement des éprouvettes avant la rupture finale de ces dernières.

Comme pour les essais sur les éprouvettes de type CP, il est possible de se poser la question de la pertinence des essais ayant eu une rupture dans les mors ou proche des mors (Figure 151).



**Figure 151 – Facies de rupture d'éprouvettes QI**

On constate que sur les 15 éprouvettes, seules 4 ont eu une rupture dans la zone centrale (éprouvettes n°1, n°8, n°11 et n°12). Cependant, si l'on compare la contrainte à la rupture moyenne de ces éprouvettes et de l'ensemble des éprouvettes, les résultats sont proches. On peut donc considérer que la rupture proche des mors n'est pas une rupture prématurée des éprouvettes QI (Tableau 28).

Essais	$\sigma_x$ (MPa)	Std ( $\sigma_x$ )
1-8-11-12	35,25	4,94
Tous	33,1	5,1

**Tableau 28 – Rigidité des éprouvettes CP et QI théoriques et expérimentales**

Maintenant que les éprouvettes lisses ont été caractérisées, intéressons-nous aux résultats expérimentaux obtenus sur les éprouvettes trouées.

### 3.2. Eprouvettes trouées

La rigidité moyenne obtenue sur les éprouvettes CP trouées est :  $E_{CP\_t} = 3450$  MPa (ETR : 10,3 %) (Figure 152).

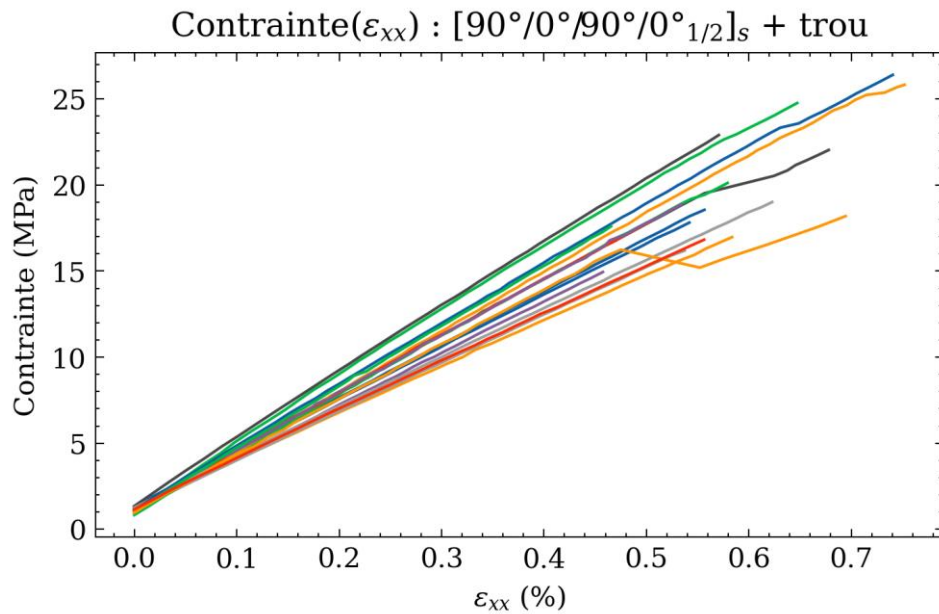


Figure 152 – Courbes contrainte-déformation CP troué

Dans la littérature, 3 modes de rupture sont définis pour caractériser la rupture d'éprouvettes trouées lors d'essai de traction sur des matériaux composites (Figure 153). Dans le cas du CP, on observe uniquement une rupture fragile ('Brittle') ou de section nette de nos éprouvettes (Figure 154).

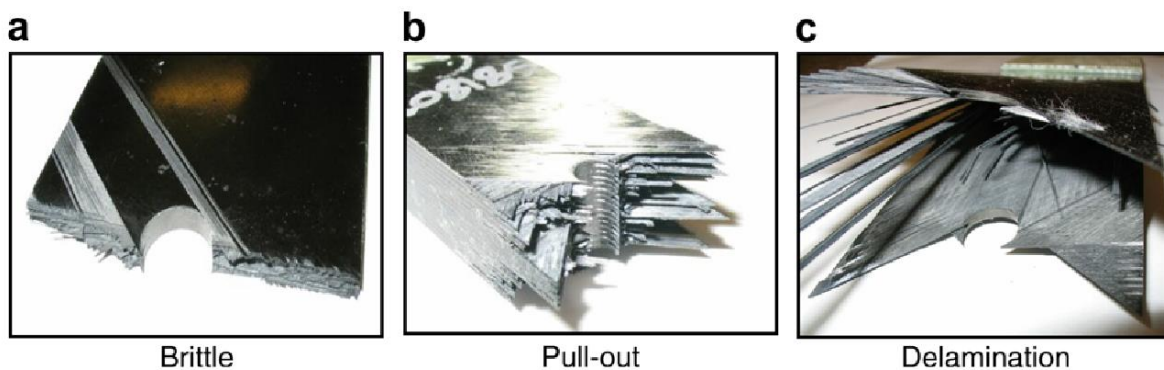


Figure 153 – Illustration des trois mécanismes de rupture pouvant être observés sur des essais de traction sur éprouvettes trouées (Hallett et al., 2009)

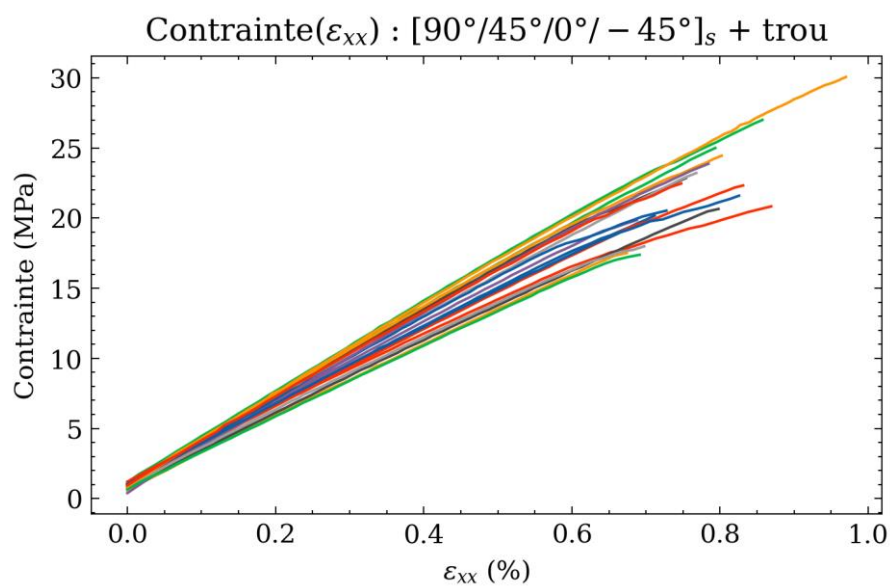




**Figure 154 – Facies de rupture d'éprouvettes CP trouées**

De plus, lors des essais, aucun endommagement n'est observé : pas de dégagement de chaleur particulier à la caméra TIR avant la rupture finale des éprouvettes, pas d'endommagement visuellement observé avec la caméra de tranche et aucun délaminage observé sur les éprouvettes post-mortem.

Pour les éprouvettes QI trouées, la rigidité moyenne des éprouvettes est :  $E_{QI\_t} = 3035$  MPa (ETR : 8,3 %) (Figure 155).



**Figure 155 – Courbes contrainte-déformation QI troué**

Dans le cas du QI, on observe également uniquement une rupture fragile ('Brittle', Figure 153) de nos éprouvettes avec un léger effet « Pull-out » lié à la présence des plis à  $\pm 45^\circ$  (Figure 156).



**Figure 156 – Facies de rupture d'éprouvettes QI trouées**

De plus, comme pour les éprouvettes CP, lors des essais, aucun endommagement n'est observé : pas de dégagement de chaleur particulier à la caméra TIR avant la rupture finale des éprouvettes, pas d'endommagement visuellement observé avec la caméra de tranche et aucun délaminage observé post-mortem.

Afin de caractériser l'effet du trou, et par la suite de permettre des comparaisons de la tenue au trou du LVL avec d'autres auteurs et matériaux, il est nécessaire de comparer les contraintes à la rupture des éprouvettes lisses et des éprouvettes trouées. Le Tableau 29 récapitule les valeurs moyennes pour les séries CP et QI.

Série	Contrainte à la rupture – Lisse (MPa)	Contrainte à la rupture – Troué (MPa)	Rapport des contraintes Lisse/Troué (sans unité)
CP	30,3 (4,3)	19,9 (3,3)	1,52
QI	33,1 (4,9)	22,3 (3,2)	1,48

**Tableau 29 – Contraintes à la rupture des éprouvettes CP et QI lisses et trouées (l'écart-type est indiqué entre parenthèses)**

On constate que la réduction de la contrainte à la rupture liée à la présence d'un trou affecte de manière similaire les stratifiés QI que CP, car le rapport des contraintes à la rupture entre les éprouvettes lisses et les éprouvettes trouées est quasi-identique (respectivement 1,48 et 1,52). Connaissant ces valeurs, il est maintenant possible de comparer ces résultats avec d'autres études et d'autres matériaux.

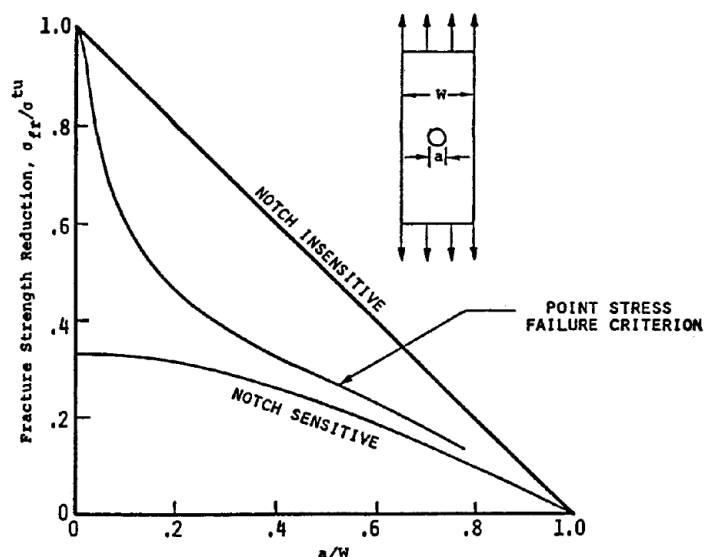
### 3.3. Comparaison avec d'autres études

En étudiant les rapports de contraintes à la rupture entre les éprouvettes lisses et les éprouvettes trouées, on peut caractériser la sensibilité de notre configuration matériaux/stratification/géométrie à la présence d'un trou (Figure 157). Sur le graphique présenté en Figure 157, on visualise le rapport de

contrainte à la rupture entre une éprouvette lisse et une éprouvette trouée en fonction de la géométrie de cette dernière. On place ensuite deux limites :

- « Notch insensitive » : l'éprouvette n'est pas sensible à la présence du trou, et le rapport de contraintes entre l'éprouvette lisse et l'éprouvette trouée ne résulte que de la réduction de section travaillante. Une rupture sur cette limite définirait un matériau ayant un comportement totalement ductile.
- « Notch sensitive » : l'éprouvette n'est sensible qu'à la présence du trou et à la concentration de contraintes associée. Dans ce cas, le rapport de contraintes entre l'éprouvette lisse et l'éprouvette trouée ne résulte que de cette concentration de contrainte. Une rupture sur cette limite définirait un matériau ayant un comportement extrêmement fragile.

En pratique, le rapport de contrainte à la rupture entre une éprouvette lisse et une éprouvette trouée se trouvera entre ces deux bornes (Young et al., 2011).



**Figure 157 – Rapport des contraintes à la rupture d'éprouvettes lisses sur trouées en fonction du rapport  $a/W$  (diamètre du trou sur largeur de l'éprouvette) (MIL-HDBK, 2002)**

Ce type de graphique permet aussi de comparer les résultats obtenus avec ceux d'autres auteurs, comme Reiner et al (2023) ayant caractérisé des LVL troués ; mais aussi de comparer les résultats obtenus avec des composites CFRP ou GFRP par exemple. La Figure 159 et la Figure 160 présentent nos résultats ainsi que d'autres résultats de la littérature exploitant le graphique présenté en Figure 157. Dans ces figures, les notations suivantes sont utilisées :

- $\sigma_n$  est la contrainte à la rupture loin du trou d'une éprouvette trouée (MPa) ;
- $\sigma_{un}$  est la contrainte à la rupture loin du trou d'une éprouvette lisse (MPa) ;
- $D$  est le diamètre du trou au centre de l'éprouvette (mm) ;
- $W$  est la largeur de l'éprouvette (mm).

L'équation pour la borne supérieure est la suivante :

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_{un}} = 1 - \frac{D}{W} \quad \text{Équation 54}$$

Pour la borne inférieure, il est nécessaire de considérer les concentrations de contraintes. En effet, lorsque l'on vient solliciter en traction une éprouvette trouée, on observe une concentration de contraintes en bord de trou (Lekhnitskii, 1969) (Figure 158). La contrainte n'est plus homogène comme elle est supposée l'être lors d'un essai de traction sur une éprouvette lisse.

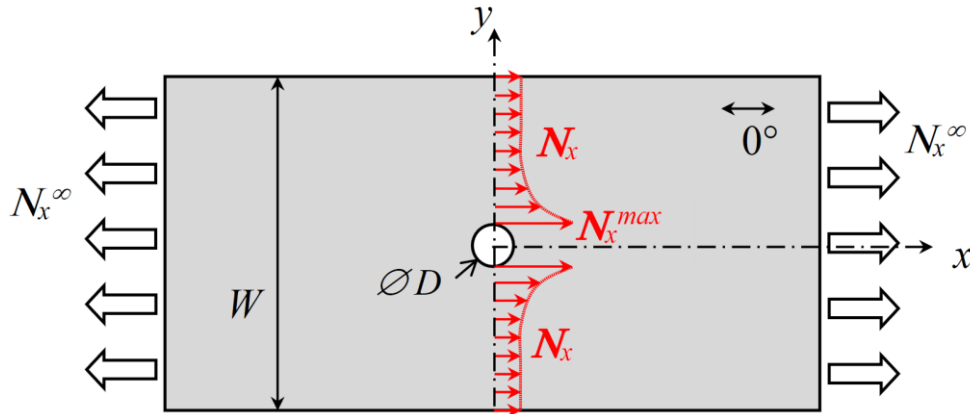


Figure 158 – Illustration des concentrations de contraintes en bord de trou et des divers paramètres mécaniques (Bouvet, 2018)

La contrainte n'est plus homogène comme elle est supposée l'être lors d'un essai de traction sur une éprouvette lisse. Afin de calculer analytiquement le flux d'effort dans une éprouvette trouée, il faut définir le coefficient de concentration de contrainte en bord de trou, pour une éprouvette de largeur infinie, qui s'exprime comme suit (Whitney et Nuismer, 1974):

$$K_T^\infty = 1 + \sqrt{2 \left[ \sqrt{\frac{E_y}{E_x} - \nu_{xy}} \right] + \frac{E_y}{G_{xy}}} \quad \text{Équation 55}$$

Où  $E_x, E_y, \nu_{xy}$  et  $G_{xy}$  représentent les modules équivalents du stratifié (MPa). On notera que pour un stratifié quasi-isotrope  $K_T^\infty$  vaut 3. Ce coefficient de concentration de contrainte, ou de flux d'effort, représente la surcontrainte en bord de trou, par rapport à la contrainte loin du trou dans une éprouvette

de largeur infinie. Afin de rendre compte de la largeur finie de l'éprouvette, on définit un coefficient appelé facteur de forme (Tan, 1994) :

$$\beta = \frac{2 + \left(1 - \frac{D}{W}\right)^3}{3 \left(1 - \frac{D}{W}\right)} \quad \text{Équation 56}$$

Où :

- $D$  est le diamètre du trou (mm) ;
- $W$  est la largeur de l'éprouvette (mm).

Dans le cas d'une éprouvette de largeur finie, ayant des propriétés mécaniques orthotrope (et donc isotrope), les concentrations de contraintes en bord de trou sont alors défini comme suit (Tan, 1994) :

$$\frac{K_T^\infty}{K_t} = \frac{1}{\beta} + \frac{1}{2} \left(\frac{D}{W} M\right)^6 (K_T^\infty - 3) \left(1 - \left(\frac{D}{W} M\right)^2\right) \quad \text{Équation 57}$$

Où :

- $K_t$  est la concentration de contrainte en bord de trou, pour une éprouvette de largeur finie ;
- $M$  est une constante dimensionnelle (mm).

$M$  est défini comme suit :

$$M = \frac{\sqrt{1 - 8 \left[\frac{1}{\beta} - 1\right]} - 1}{2 \left(\frac{D}{W}\right)^2} \quad \text{Équation 58}$$

L'équation pour la borne inférieure est alors la suivante :

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_{un}} = \frac{1}{K_t} \quad \text{Équation 59}$$

On notera que pour une stratification quasi-isotrope  $K_T^\infty$  vaut 3, donc  $K_t$  vaut  $\beta K_T^\infty$ .

Le flux d'effort au droit du trou (soit ici sur la droite d'équation  $x = 0$ ) d'une plaque trouée finie peut alors se définir comme suit (Tan, 1994) :

$$N_x(x = 0, y) = \frac{N_x^\infty}{2} \left[ 2 + \left(\frac{R}{y}\right)^2 + 3 \left(\frac{R}{y}\right)^3 - (K_t - 3) \left( 5 \left(\frac{R}{y}\right)^5 - 7 \left(\frac{R}{y}\right)^7 \right) \right] \quad \text{Équation 60}$$

Où :

- $N_x^\infty$  est le flux d'effort loin du trou ( $\text{N.mm}^{-1}$ ) ;
- $R$  est le rayon du trou (mm) ;
- $y$  est l'ordonnée du point considéré (variant entre R et W au droit du trou) (mm).

La Figure 159 présente les résultats des essais réalisés ainsi que des résultats issus de la littérature pour divers matériaux QI. Les résultats issus de la littérature, ainsi que les caractéristiques des éprouvettes testées, sont synthétisés dans le Tableau 30.

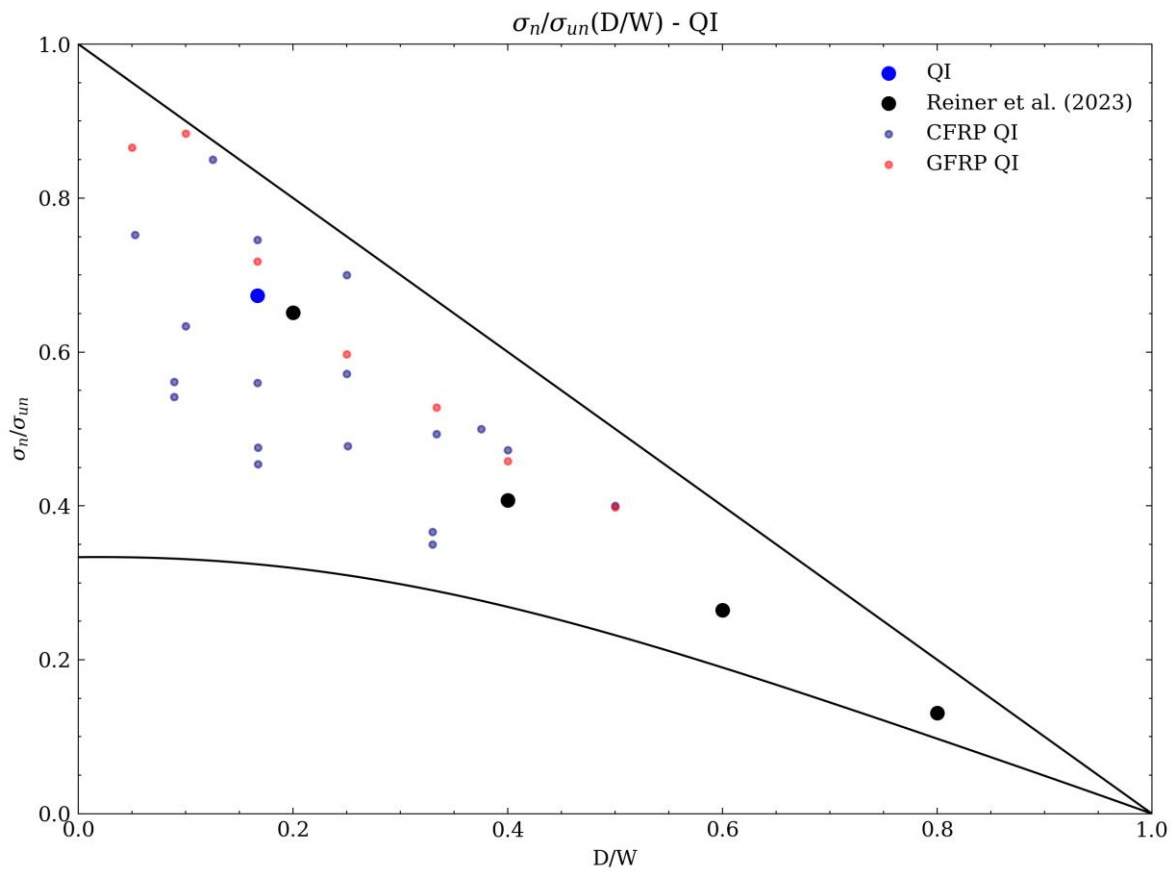


Figure 159 – Rapport des contraintes à la rupture d'éprouvettes lisses sur trouées en fonction du rapport D/W (diamètre du trou sur largeur de l'éprouvette), et comparaison avec divers matériaux – QI

Auteur	Matériau	Stratification	Géométrie L × h (mm × mm)	Diamètres de trou (mm)
Nos travaux	LVL de peuplier	$[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$	250 × 25	4,2
(Reiner et al., 2023)	LVL de hêtre	$[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$	140 × 20	4 - 8 - 12 - 16
(Carlsson et al., 1989)	CFRP	$[0^\circ/90^\circ/\pm 45^\circ]_{2s}$	280 × 76	6,35 - 12,7 - 25,4
(Wang et al., 2004)	CFRP	$[45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]_{2s}$	305 × 38,1	2 - 3,81 - 6,35 - 9,55
(Aidi et Case, 2015)	CFRP	$[0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ]_s$	127 × 25,4	3,175 - 6,35 - 9,525
(Russo et Zuccarello, 2007)	CFRP - GFRP	$[0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ]_s$	? × 30	1,5 - 3 - 5 - 7,5 - 10 - 12 - 15

**Tableau 30 – Essais et caractéristiques d'éprouvettes QI lisses et trouées**

On constate que le comportement de ces LVL est cohérent entre ces deux études. Toutefois, à notre connaissance, aucune autre étude similaire ne permettrait de comparer plus de résultats expérimentaux. Le choix est donc fait de comparer nos résultats à ceux de matériaux composites comme le CFRP ou le GFRP. Cependant, compte tenu de la forte variabilité observée entre les différentes études présentes dans la littérature, il est difficile de tirer des conclusions. On constate toutefois que le comportement du bois au trou reste similaire à celui des composites industriels synthétiques pour une stratification quasi-isotrope.

Une logique similaire est appliquée aux essais sur les stratifiés CP afin de comparer les résultats obtenus avec ceux d'autres auteurs. La Figure 160 présente les résultats des essais présentés précédemment ainsi que des résultats issus de la littérature. Les résultats issus de la littérature, ainsi que les caractéristiques des éprouvettes testées, sont synthétisés dans le Tableau 31.

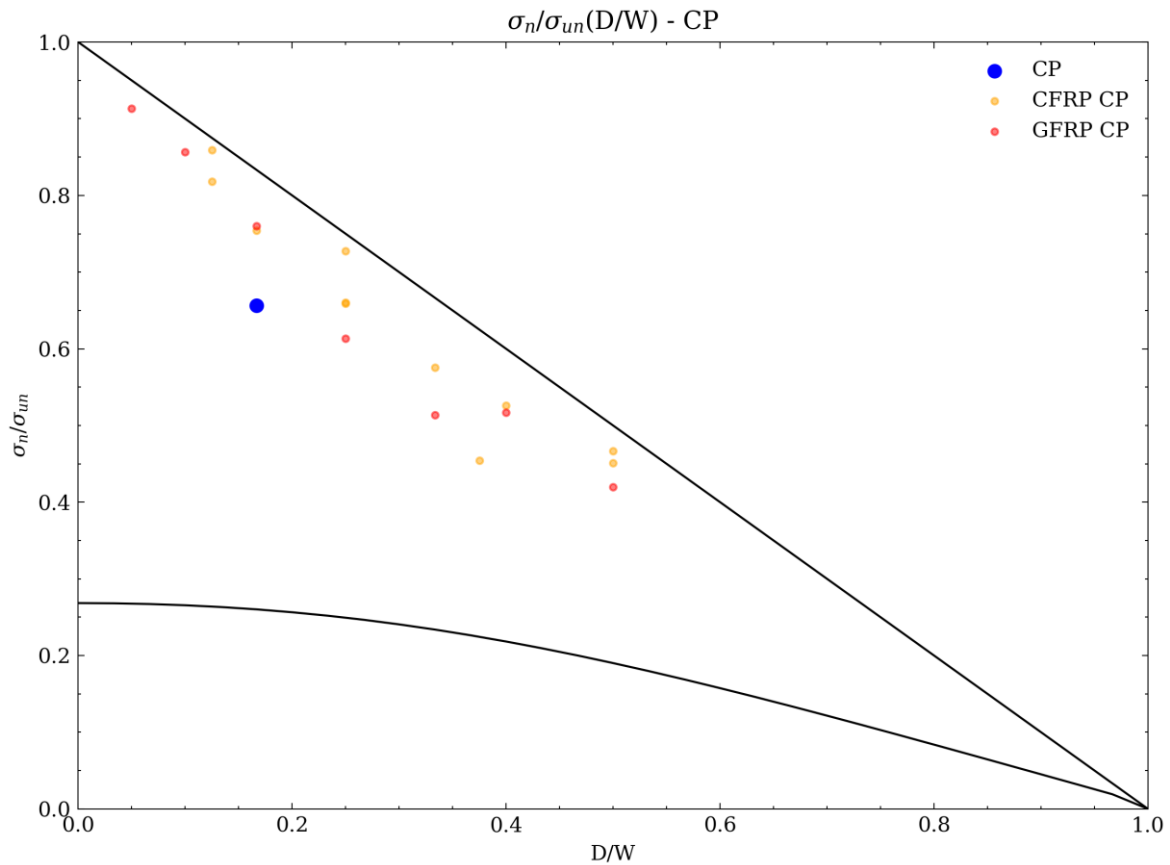


Figure 160 – Rapport des contraintes à la rupture d’éprouvettes lisses sur trouées en fonction du rapport D/W (diamètre du trou sur largeur de l’éprouvette), et comparaison avec divers matériaux – CP

Auteur	Matériau	Stratification	Géométrie	
			L × h (mm × mm)	Diamètres de trou (mm)
Ces travaux	LVL de peuplier	$[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ_{1/2}]_s$	250 × 25	4,2
(Wysmulski, 2023)	CFRP	$[0^\circ/90^\circ/0^\circ/90^\circ]_s$	180 × 16	2 - 4 - 8
(Aidi et Case, 2015)	CFRP	$[90^\circ_2/0^\circ_2]_s$	127 × 25,4	3,175 - 6,35 - 9,525
(Russo et Zuccarello, 2007)	CFRP - GFRP	$[0^\circ/90^\circ/0^\circ/90^\circ]_s$	? × 30	1,5 - 3 - 5 - 7,5 - 10 - 12 - 15

Tableau 31 – Essais et caractéristiques d’éprouvettes CP lisses et trouées

À notre connaissance, aucune autre étude similaire ne permettrait de comparer nos résultats à ceux de LVL. Pour la stratification CP, il semblerait que le LVL soit plus sensible au trou que les matériaux composites synthétiques. Cependant, compte tenu de la forte variabilité observée entre les différentes études présentées dans la littérature, il est difficile de tirer des conclusions entre ces études.



## 4. Analyse des résultats

### 4.1. Point Stress

En plus de l'étude purement expérimentale de la rupture d'éprouvettes trouées, des modèles analytiques de prédiction de la résistance au trou ont été développés à des fins de conception préliminaire ou de dimensionnement des structures trouées. Ces modèles reposent sur l'analyse des concentrations de contrainte en bord de trou introduit précédemment.

Dans la pratique, le coefficient de concentration de contrainte doit être utilisé avec prudence, car des endommagements apparaissent autour du bord du trou, réduisant considérablement cette concentration. En effet, le calcul du flux d'effort au bord du trou n'est valable que si le matériau reste élastique linéaire et que la plaque conserve sa structure initiale. Or, en bord de trou, le matériau s'endommage. Donc, non seulement le comportement du matériau n'est plus élastique linéaire, mais en plus la théorie de plaque stratifiée précédemment présentée n'est plus valable localement. L'un des premiers modèles, largement utilisé dans l'industrie pour rendre compte de ce phénomène, est le critère du « Point Stress » développé par Whitney et Nuismer (1974). Ce critère suppose que la rupture se produit lorsque la contrainte en traction atteint la contrainte à la rupture d'une éprouvette non trouée à une distance caractéristique du trou ( $d_0$ ) (Figure 161).

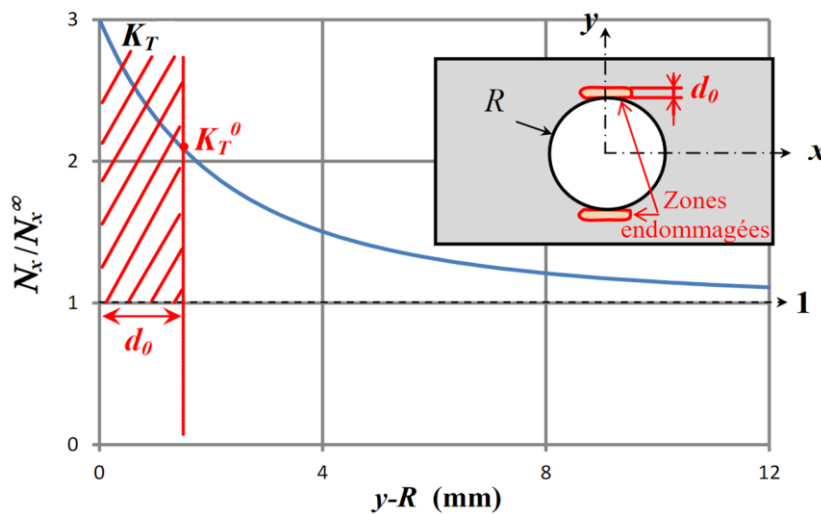


Figure 161 – Principe du « Point Stress » (Bouvet, 2018)

On définit ainsi un coefficient de concentration de contrainte  $K_T^0$ , bien inférieur au  $K_T^\infty$  et bien plus représentatif de la réalité ! La principale difficulté de cette méthode réside dans la détermination de  $d_0$  pour rendre compte des observations expérimentales. En effet,  $d_0$  varie en fonction de nombreux paramètres : le type de sollicitation, la stratification, le diamètre du trou, l'épaisseur ou encore le matériau par exemple. Dans le domaine aéronautique, on utilise généralement des valeurs de  $d_0$  comprises entre 1 et 2 mm pour les cas standards (matériau carbone/époxy de type T300/914 avec une épaisseur de quelques millimètres). Bien que  $d_0$  puisse être vu comme une première approximation de la taille de la zone endommagée autour du bord du trou, il est important de noter que le problème reste plus complexe (Achard et al., 2014; Portanova et Masters, 1995; Yan et al., 1999). En effet, il est crucial de garder à l'esprit que  $d_0$  est ajusté pour correspondre à la rupture observée expérimentalement. Autrement dit, on

a besoin d'essais afin d'ajuster  $d_0$  afin de réutiliser cette valeur par la suite sur une configuration presque identique (Bouvet, 2018; Kassapoglou, 2015).

Dans ces travaux, la méthode du « Point Stress » sera utilisée de deux façons différentes. Dans un premier temps, on utilisera les concentrations de contraintes théoriques pour obtenir une valeur de  $d_0$  pour chaque stratification. Dans un second temps, les concentrations de contraintes, utilisées pour obtenir une valeur de  $d_0$ , seront obtenues via la modélisation non-linéaire Abaqus présentée dans le §2.6.

#### 4.2. Obtention d'un $d_0$ avec un calcul des concentrations de contraintes analytique

En utilisant l'Équation 60, il est possible d'estimer les concentrations de contraintes en bord de trou pour nos deux stratifications. Il est ainsi possible de tracer la Figure 162 et la Figure 163, et d'obtenir une valeur de  $d_0$  pour chaque stratification en utilisant le rapport des contraintes à la rupture entre les éprouvettes lisses et les éprouvettes trouées (Tableau 29). Pour la stratification QI, on obtient une valeur de  $d_0$  de 1,43mm. Tandis que, pour la stratification CP, on obtient une valeur de  $d_0$  de 1,14mm. Notons que les valeurs obtenues se trouvent entre 1 et 2 mm, ce qui est cohérent avec les résultats expérimentaux classiques obtenus sur des matériaux composites (Bouvet, 2018; Russo et Zuccarello, 2007).

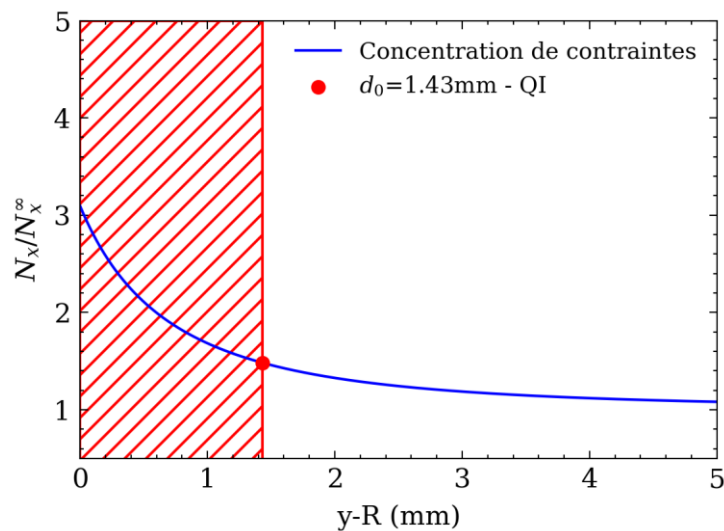
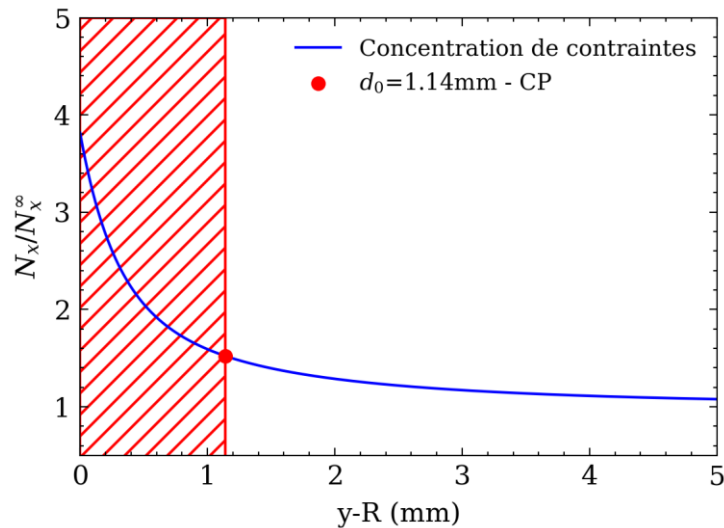
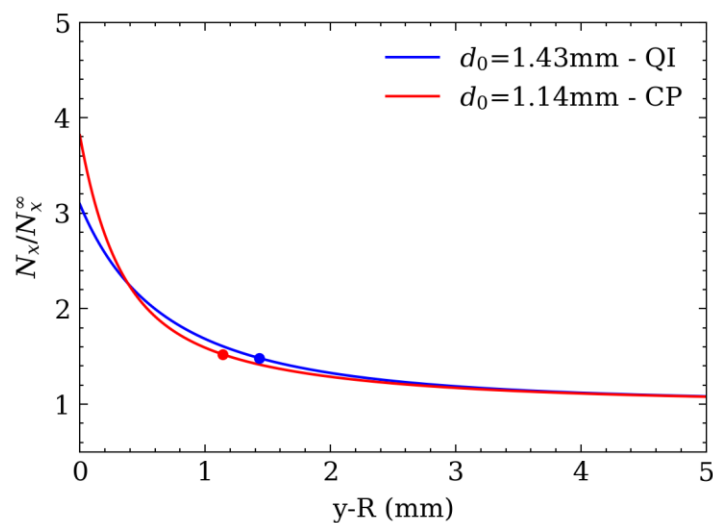


Figure 162 – Illustration de la concentration de contraintes en bord de trou et de l'effet de « Point Stress » pour les éprouvettes QI trouées



**Figure 163 – Illustration de la concentration de contraintes en bord de trou et de l’effet de « Point Stress » pour les éprouvettes CP trouées**

On obtient des valeurs différentes de  $d_0$  pour nos deux séries. Cependant, il avait été constaté que les rapports de contraintes à la rupture, entre les éprouvettes lisses et trouées, étaient proches entre les deux séries. Cela s’explique simplement par des concentrations de contraintes en bords de trou qui sont différentes entre les deux séries (Figure 164). Les concentrations de contraintes plus importantes en bord de trou pour la série CP s’expliquent par un ratio plus important de plis à  $0^\circ$  dans cette configuration.



**Figure 164 – Comparaison des concentrations de contraintes en bord de trou pour les stratifications CP et QI trouées**

Un modèle analytique nous a permis de mettre en place la méthode du « Point Stress » pour nos deux stratifications et d’obtenir une valeur de  $d_0$  pour chacune d’entre elles. Cependant ce modèle reste simpliste et ne pas prend en compte le comportement non-linéaire déjà observé au cours de ces travaux de thèse. La mise en place d’un modèle FEM et son exploitation nous permettra de calculer des concentrations de contraintes plus adaptées à notre LVL, et donc d’obtenir de nouvelles valeurs de  $d_0$  en nous basant sur une modélisation FEM non-linéaire.

4.3. Obtention d'un  $d_0$  avec un calcul des concentrations de contraintes FEM

4.3.1. Modélisation analytique des essais CP et QI lisses

Dans un premier temps, on se propose de valider la modélisation non-linéaire proposée en modélisant les essais CP et QI lisse. Compte tenu du fait que l'ensemble des paramètres matériaux pertinents sont déjà identifiés, il est possible, pour une première approche, de comparer les rigidités expérimentales et celles obtenues avec une théorie des stratifiés (Tableau 32).

Essai	$E_x$ théorie des stratifiés (MPa)	$E_x$ expérimental (MPa)	Erreur
CP	3627	3424	+5,9 %
QI	3267	3191	+2,4 %

**Tableau 32 – Rigidité des éprouvettes CP et QI théoriques et expérimentales**

On remarque un écart maximal de 5,9 % entre les rigidités théoriques et expérimentales pour la série CP. Cet écart reste faible compte tenu du fait que l'écart-type relatif sur la rigidité de cette même série est de 7,5 %. On se propose maintenant de comparer les comportements non-linéaires des éprouvettes à un modèle analytique. Avant de pouvoir comparer notre modèle au comportement moyen des différentes séries, il est nécessaire d'estimer la déformation à la rupture de nos stratifiés. En appliquant le critère de Tsai-Hill (Équation 53), on obtient les scénarios de ruptures suivants :

Pour le CP :

- La rupture des plis à  $0^\circ$  s'obtient pour une déformation de l'éprouvette de 1,04 % ;
- La rupture des plis à  $90^\circ$  s'obtient pour une déformation de l'éprouvette de 1,15 %.

Pour le QI :

- La rupture des plis à  $\pm 45^\circ$  et à  $90^\circ$  s'obtient pour une déformation de l'éprouvette de 1,07 % ;
- La rupture des plis à  $0^\circ$  s'obtient pour une déformation de l'éprouvette de 1,11 %.

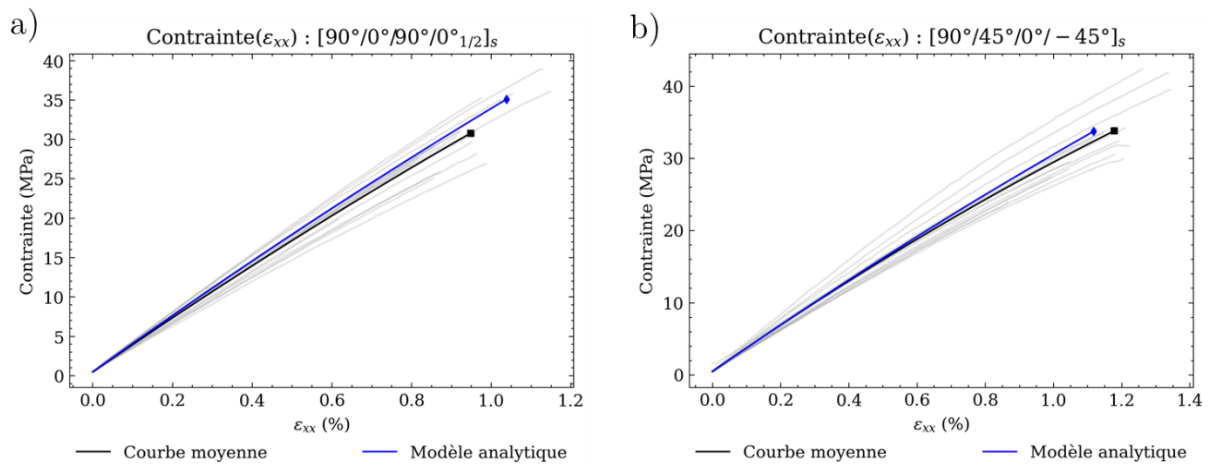
On considérera la rupture du stratifié lisse au moment où les plis à  $0^\circ$  sont considérés comme rompus par le critère de Tsai-Hill. On peut déjà noter que la rupture des différents plis, pour les configurations CP et QI lisse, se fait de façon plus brutale. En effet, pour la stratification CP, les plis à  $0^\circ$  cassent avant les plis à  $90^\circ$ . Pour la stratification QI, l'ensemble des plis cassent pour des déformations très proches. Ces types de comportement ne sont généralement pas observés pour des composites, comme le CFRP par exemple, où les plis cassent les uns après les autres en entraînant une perte de raideur progressive de l'éprouvette lisse lors d'essais de traction (Daniel et al., 1994; Gay, 2014).

On définit alors les déformations à la rupture en traction pour chaque série comme suit :

- $\varepsilon_{xx}^{f,t}_{CP} = 1,04 \%$  ;
- $\varepsilon_{xx}^{f,t}_{QI} = 1,11 \%$ .

En connaissant la déformation à la rupture pour nos deux séries et en utilisant la modélisation non-linéaire couplée avec une théorie des stratifiés, on peut finalement modéliser le comportement des séries QI et CP et les comparer avec les courbes expérimentales (Figure 165). En appliquant la même méthodologie que celle utilisée dans le Chapitre II, on peut modéliser le comportement moyen de nos

stratifiés avec une loi du 2<sup>e</sup> degré pour chaque éprouvette. En faisant la moyenne de ces lois du 2<sup>e</sup> degré, on obtiendra alors une loi de comportement moyenne pour chaque série que l'on pourra comparer à notre modèle analytique (Courbes noires sur la Figure 165).



**Figure 165 – Modélisation analytique et résultats expérimentaux des éprouvettes CP (a) et QI lisses (b)**

Une bonne corrélation entre la simulation et la courbe moyenne pour les essais CP et QI est observée. Les écarts entre le modèle analytique et la moyenne expérimentale peuvent s'expliquer par le fait que les propriétés mécaniques ne sont pas celles des placages seuls, et que l'effet des quantités de colle diffère entre les essais de caractérisation et les essais QI et CP. La variabilité intrinsèque du bois, tout comme le choix des essais de caractérisation des propriétés mécaniques d'un placage, peut expliquer les écarts observés.

Avec ces résultats, on considère que les essais de caractérisation, ainsi que le modèle élastique non-linéaire proposé dans ces travaux permet de rendre compte du comportement des éprouvettes CP et QI lisses. Cependant, la prise en compte de manière purement analytique de la présence d'un trou dans une éprouvette n'est pas un problème trivial. C'est pourquoi la modélisation FEM via Abaqus semble donc pertinente pour modéliser le comportement des éprouvettes trouées et appliquer la méthode du « Point Stress » à l'aide de cette modélisation.

#### 4.3.2. Modélisation FEM des essais CP et QI troués

La modélisation proposée se base sur un modèle 2D sans la prise en compte du délaminage dans le modèle. En effet, bien que des essais de caractérisation d'interfaces aient été faits dans cette thèse, aucun délaminage n'est observé sur les essais troués réalisés. La modélisation via un modèle 2D plan semble donc pertinente. En connaissant la contrainte à la rupture expérimentale, on peut donc remonter à une valeur de  $d_0$  via Abaqus, sans utiliser une loi de concentrations de contrainte théorique. Pour ce faire, on récupère les contraintes en bord de trou pour  $x=0$ , et dans la direction  $y$  (Figure 166).

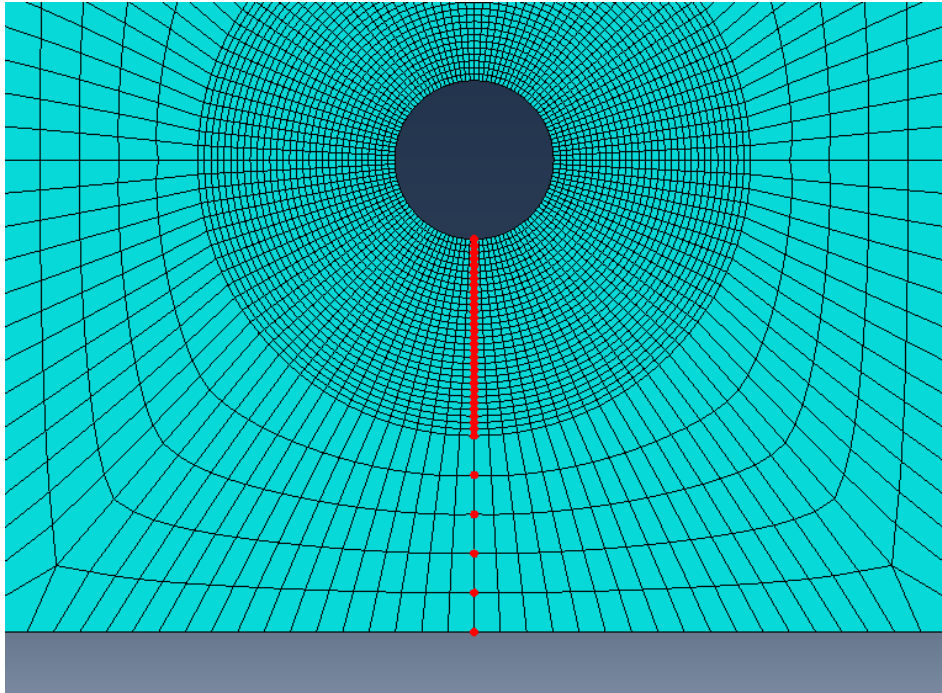


Figure 166 – Visualisation des nœuds pris en compte pour le critère de rupture en déformation

On représente, sur la Figure 167, les concentrations de contraintes théoriques et celles obtenues avec la modélisation Abaqus pour les deux stratifications étudiées.

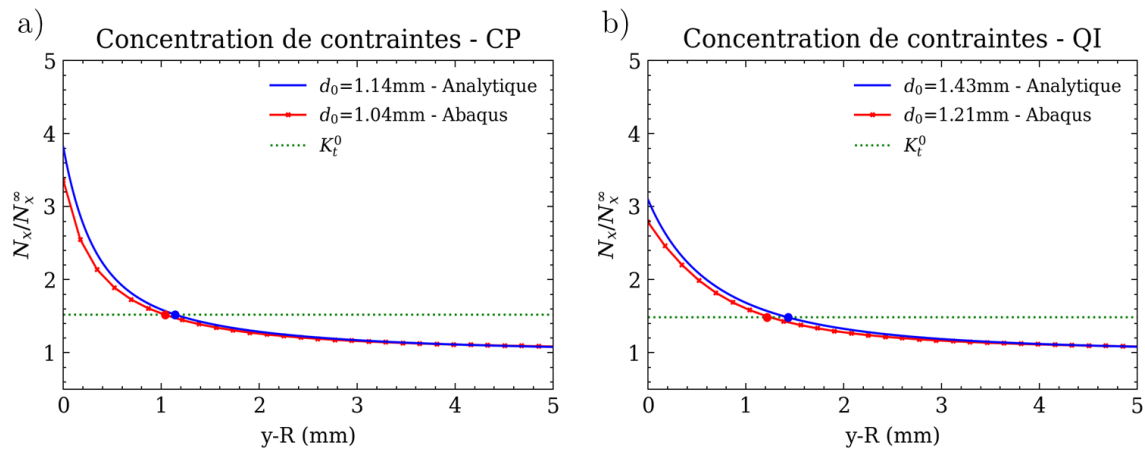


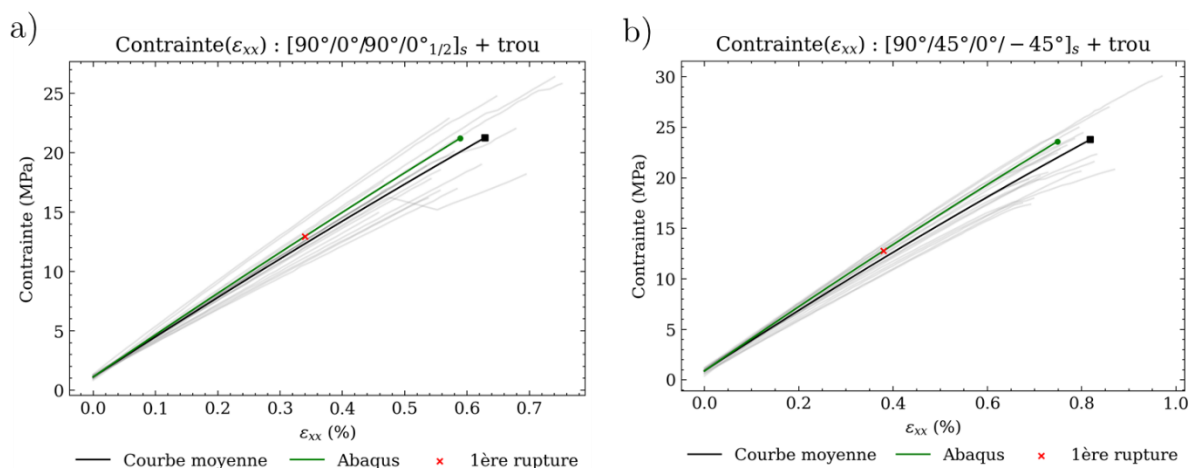
Figure 167 – Concentration de contrainte bord de trou obtenue analytiquement et avec le modèle FEM pour les éprouvettes CP (a) et QI trouées (b)

On constate qu'en bord de trou les concentrations de contraintes ne sont pas identiques, cela peut s'expliquer par la non-linéarité de notre modèle. On obtient avec cette méthode deux nouvelles valeurs de  $d_0$  :

- $d_{0\_CP} = 1,04$  mm ;
- $d_{0\_QI} = 1,21$  mm.

On notera que l'on avait trouvé 1,14 mm et 1,43 mm avec le modèle analytique (respectivement pour CP et QI). Le fait que les concentrations de contraintes trouvées avec un modèle FEM soient inférieures à celles trouvées analytiquement permet de justifier qu'une valeur de  $d_0$  trop grande (obtenue avec le modèle analytique) aura pour effet de prédire une rupture plus tardive que celle observée expérimentalement. En effet, contrairement au modèle FEM, le modèle analytique utilisé pour calculer les concentrations de contraintes en bord de trou (Équation 60), et donc obtenir une valeur de  $d_0$ , ne prend pas en compte le comportement non-linéaire élastique du LVL introduit dans ce chapitre (Équation 49).

Avec le modèle FEM on peut aussi comparer le comportement non-linéaire obtenu avec celui caractérisé expérimentalement (Figure 168). Une fois de plus, on identifie aussi un comportement moyen pour chaque série (courbes noires sur la Figure 168). De plus, afin de justifier de l'intérêt de la méthode du « Point Stress » on ajoute sur la Figure 168, un point qui correspond au 1<sup>er</sup> élément sur un pli à 0° dont la déformation dépasse la déformation à la rupture identifiée pour le LVL de peuplier. En effet, si l'on considère la rupture de l'éprouvette au moment du 1<sup>er</sup> élément rompu sur notre modèle FEM, sans utiliser la méthode du « Point Stress », on constate que la rupture du stratifié serait prématurée par rapport à ce que l'on observe expérimentalement.



**Figure 168 – Modélisation FEM et résultats expérimentaux des éprouvettes CP (a) et QI lisses (b)**

De plus, la modélisation Abaqus est pertinente, car elle permet aussi de rendre compte de l'effet structure des éprouvettes trouées et donc de leur rigidité. En effet, la théorie des stratifiés permet analytiquement d'estimer la rigidité des éprouvettes lisses assez simplement. Toutefois, il est bien plus compliqué d'estimer analytiquement la rigidité des éprouvettes trouées. Il est donc compliqué, analytiquement, d'estimer l'effet du trou sur la rigidité des stratifications étudiées. Cependant, le modèle FEM mis en place permet de répondre à cette problématique. On peut, avec ce modèle, calculer le coefficient  $\alpha$ , liant la rigidité des éprouvettes lisses et trouées, avec notre modèle non-linéaire, défini comme suit :

$$\alpha(\varepsilon_{xx}) = \frac{E_{x\_Lisse}(\varepsilon_{xx})}{E_{x\_Troué}(\varepsilon_{xx})} \quad \text{Équation 61}$$

Où :

- $E_{x\_Lisse}$  est la rigidité de l'éprouvette lisse (MPa) ;
- $E_{x\_Troué}$  est la rigidité de l'éprouvette trouée (MPa) ;
- $\varepsilon_{xx}$  est la déformation moyenne de l'éprouvette dans la direction X (mm/mm).

Il est alors possible de tracer l'évolution de ce paramètre  $\alpha$  en fonction de la déformation, vu que le modèle est non-linéaire (Figure 169). On constate que, bien que le trou ait un effet important sur la contrainte à la rupture, son effet sur la rigidité de l'éprouvette reste faible (inférieur à 1.5 %) et n'est pas constant en fonction de la déformation de l'éprouvette.

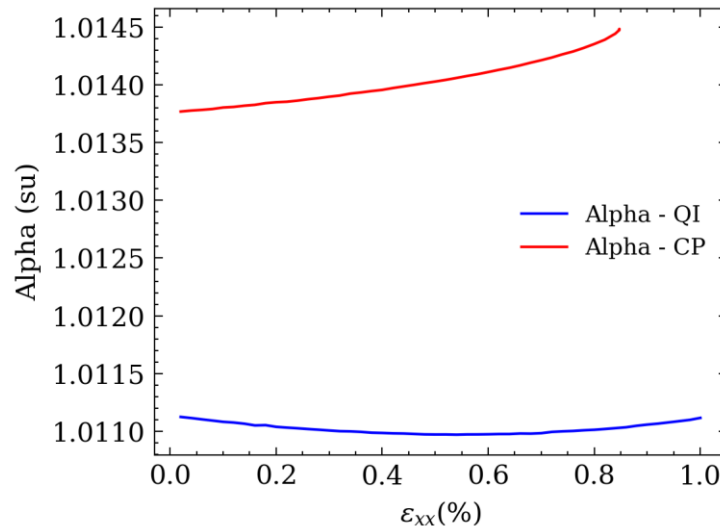


Figure 169 – Evolution de  $\alpha$  pour les éprouvettes QI et CP en fonction de la déformation

Dans ces travaux, la modélisation non-linéaire mise en place, bien que simple, permet une analyse plus fine de l'effet du trou sur la rupture et la rigidité d'éprouvettes de LVL.

## 5. Discussions

Dans ce chapitre, des essais de traction sur des stratifications et contreplaqué sont présentés. Des éprouvettes lisses et trouées ont été caractérisées via des essais de traction unidirectionnels. Concernant la tenue au trou, il semblerait que les deux stratifications étudiées soient impactées de façon similaire : les rapports de contrainte à la rupture entre les éprouvettes lisses et les éprouvettes trouées sont comparables pour les deux stratifications. Dans ce cas, et pour une application structurelle, le choix de l'une ou de l'autre des stratifications ne sera pas fonction de sa tenue au trou. On pourrait donc privilégier la stratification QI qui a la propriété d'être quasi-isotrope, et donc rassurant si la direction de chargement est variable. De plus, la présence de plis à  $\pm 45^\circ$  ajoute de la stabilité dans le LVL, et ce type de pli ajoute une plus-value pour limiter le flambage d'une structure. Toutefois, la stratification CP reste plus facile à fabriquer, et possède l'avantage de limiter les chutes de matières pour sa fabrication.

En plus de caractériser l'effet du trou dans ce chapitre, il a été possible de mettre en place un modèle analytique et un modèle non-linéaire FEM sous Abaqus pour rendre compte du comportement de nos éprouvettes. De plus, l'ensemble des paramètres mécaniques, nécessaire à la mise en place de tels modèles, ont tous été identifiés sur des LVL fabriqués à partir de placages provenant du même lot que



les éprouvettes étudiées. Toutefois, l'utilisation d'un modèle FEM n'est utile, dans notre étude, que pour la modélisation des éprouvettes trouées. En effet la rigidité globale de ces éprouvettes structurales n'est pas évidente à estimer analytiquement.

La méthode du « Point Stress » (Whitney et Nuismer, 1974) est mise en place pour estimer la rupture des stratifiés troués. Cette méthode est utilisée de deux manières :

- En se basant sur un modèle analytique pour estimer les concentrations de contrainte en bord de trou (Équation 60) ;
- En se basant sur la modélisation FEM mise en place pour estimer les concentrations de contrainte en bord de trou.

Ces deux approches nous permettent d'obtenir deux valeurs de  $d_0$  pour chaque stratification. Il est important de noter que l'approche du « Point Stress » mise en place est identique à celle utilisée pour caractériser des matériaux composites issus de matériaux synthétiques. Il est alors possible de comparer les résultats obtenus avec un LVL de peuplier et ceux que l'on peut trouver dans la littérature. Le Tableau 12 présente quelques valeurs de  $d_0$  (Point Stress) trouvées dans la littérature.

Reference	Matériau	Géométrie L × h (mm × mm)	Diamètre du trou (mm)	$d_0$ (mm)
CP	LVL Peuplier	250 × 25	4,2	1,14
QI	LVL Peuplier	250 × 25	4,2	1,43
CP-FEM	LVL Peuplier	250 × 25	4,2	1,04
QI-FEM	LVL Peuplier	250 × 25	4,2	1,21
(Hüsni Dirikolu et Aktas, 2000)	CFRP	115 × 25	2 - 3 - 4	0,55 - 0,62
(Belmonte et al., 2001)	GFRP	230 × 25	2,5 - 5 - 10	0,57 - 0,96
(Russo et Zuccarello, 2007)	CFRP - GFRP	? × 30	1,5 - 3 - 5 - 7,5 - 10 - 12 - 15	1,8
(Tinô et De Aquino, 2012)	GFRP	127 × 36	6	1,75 - 1,85
(Tinô et al., 2014)	GFRP	127 × 36	6	2,9 - 3,1

**Tableau 33 – Récapitulatif de la littérature des valeurs de  $d_0$  en fonction de la géométrie des éprouvettes**

On peut constater que la méthode du « Point Stress » semble donc applicable aux stratifiés de bois comme le LVL. Les résultats obtenus sont, de plus, dans le même ordre de grandeur que ceux obtenus sur des composites industriels synthétiques.

## 6. Conclusion

Les effets de la présence d'un trou sur des éprouvettes de contreplaqué et de LVL ont été étudiés lors d'essais de traction unidirectionnels sur deux stratifications. Les conclusions suivantes peuvent être tirées des résultats de l'étude :

- Un comportement non-linéaire élastique est observé sur les modules élastiques de nos éprouvettes de LVL et de contreplaqué de peuplier. Une déformation résiduelle est observée sur certaines séries d'éprouvette et un comportement s'apparentant à de l'endommagement progressif est observé sur les éprouvettes  $[\pm 45^\circ]_s$ . On notera toutefois, qu'aucun endommagement n'est observé avant la rupture finale des éprouvettes caractérisées ;
- Des modèles analytique et FEM sous Abaqus sont proposés afin de rendre compte de ce comportement.
- Deux stratifications industrielles,  $[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ_{1/2}]_s$  et  $[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$ , sont caractérisées via des essais de traction sur des éprouvettes lisses et des éprouvettes trouées. La méthode du « Point Stress » est utilisée pour caractériser ces stratifications. Cette méthode jusqu'à présent seulement appliquée sur les matériaux composites de synthèse semble aussi applicable au LVL ;
- Pour les deux stratifiés étudiés, il semblerait que la rupture des stratifiés soit pilotée par la rupture des plis à  $0^\circ$  ; les autres plis casseraient théoriquement plus tard si la rupture du  $0^\circ$  n'intervenait pas ou juste avant la rupture des plis  $0^\circ$ . Ceci n'est pas le cas sur des composites issus de matériaux synthétiques où les plis à  $0^\circ$  sont les derniers à rompre lors d'essai de traction ;
- Les modèles analytiques et FEM mis en place permettent de modéliser de façon pertinente le comportement en traction des stratifications étudiées. Le modèle FEM permet de rendre compte des concentrations de contrainte et de la rigidité structurelle des éprouvettes trouées. Ce modèle nous permet aussi d'appliquer la méthode du « Point Stress » sans utiliser de loi analytique théorique pour calculer les concentrations de contrainte.

Cette étude permet de mieux comprendre le comportement mécanique des LVL utilisant des stratifications industrielles. De plus, de nombreux outils de caractérisation issus de la littérature des matériaux composites stratifiés semblent s'adapter aux stratifiés à base de bois. Dans une optique de mise en place de modèles numériques de stratifiés à base de bois, cette information semble pertinente. Toutefois, des recherches supplémentaires sont nécessaires pour valider et/ou affiner le comportement d'un LVL sous des sollicitations plus complexes. De plus, seulement deux stratifications, une seule essence et une seule configuration de trou ont été caractérisées dans cette étude. Caractériser l'effet de la géométrie des éprouvettes ou celle du trou sur les valeurs de  $d_0$  obtenues tout en caractérisant proprement les déformations locales en bord de trou pourrait permettre de mieux comprendre l'effet d'un trou sur le comportement du LVL



---

# Conclusions et Perspectives

---

## 1. Conclusion générale

Cette thèse se positionne à la suite de travaux initiés dès 2014 avec la thèse de John Susainathan (2017). Cette étude a porté sur les méthodologies de fabrication et la réponse statique de sandwichs à base de contreplaqué pour l'âme avec des peaux en fibres de verre, fibres de carbone, fibres de lin et d'aluminium. Ces sandwichs ont ensuite été soumis à des impacts et leur tenue en compression après impact a été analysée. À la suite de ces résultats, une seconde thèse s'est intéressée au comportement au crash du bois (Guélou, 2021). Ces travaux ont permis de montrer que le bois était un matériau crédible pour des applications structurelles soumis à de l'impact ou du crash, envisageable aussi dans les structures de véhicules.

L'étude bibliographique montre que le mode de fabrication des LVL, une stratification de placages de bois, possède de nombreux avantages. En effet il offre la possibilité de sélectionner les placages qui le constituent, et donc de purger certains défauts présents dans le bois. Toutefois, le LVL est un stratifié de bois : matériau naturel et donc extrêmement complexe par nature. Il est donc nécessaire de comprendre et de modéliser finement son comportement si l'on souhaite le dimensionner pour des applications industrielles et en particulier pour des structures de véhicules. On peut cependant noter que la littérature des composites, polymères renforcés de fibres, est susceptible de répondre à certaines de ces problématiques. De plus, la modélisation des structures composites est déjà opérationnelle pour les cas d'impact ou de crash. Or le LVL étant un stratifié de bois partageant certaines similarités avec les matériaux composites stratifiés, il semble pertinent de caractériser le comportement du LVL en se basant sur les outils couramment employés pour la caractérisation et l'étude de stratifiés composites industriels. La littérature fournit de nombreux exemples d'auteurs ayant déjà réalisé de telles comparaisons. C'est donc en couplant une approche de caractérisation de paramètres mécaniques, en vue de modéliser le LVL, mais aussi une approche expérimentale afin de comprendre le comportement du LVL que nos travaux de recherche ont été conduits.

### 1.1. Caractériser, dans le plan, le comportement du LVL

La première partie de nos travaux de recherche avait plusieurs objectifs. Les essais de traction réalisés nous ont tout d'abord permis d'identifier les principales propriétés mécaniques des LVL caractérisés. Puis, les propriétés de divers LVL ont été étudiées afin de caractériser l'influence du nombre de plis sur les propriétés mécaniques longitudinale et transverse. L'effet du nombre de plis sur la rigidité d'un LVL a été analysé à travers des essais de traction sur des LVL composés de 1, 2, 3, 5, 7 et 9 plis d'épaisseur constante. L'étude révèle, pour les éprouvettes faites d'un seul placage, une forte dispersion de la rigidité et du coefficient de Poisson. Ces dispersions peuvent s'expliquer par la variabilité de la densité du placage et les déformations hors plan initiales observées sur ces éprouvettes (tuilage). Une augmentation de la rigidité est observée à mesure que le nombre de plis augmente pour les éprouvettes  $[0^\circ]_n$  et  $[90^\circ]_n$ . Ce phénomène a été modélisé en prenant en compte la compression des placages et des joints de colle. Cette approche s'avère pertinente pour rendre compte analytiquement du phénomène

observé. Il est particulièrement pertinent pour la configuration  $[90^\circ]_n$  dont l'augmentation de la rigidité est plus significative à cause de la colle. De plus, il est constaté que la dispersion du module élastique diminue avec l'augmentation du nombre de plis, menant à une homogénéisation de la rigidité lors des essais de traction. Les échantillons de LVL en peuplier montrent un comportement élastique non-linéaire et, pour certains, un phénomène s'apparentant à de la « plasticité » ou à un endommagement progressif. La campagne expérimentale nous a permis d'identifier des paramètres mécaniques élémentaires et nous a fourni des informations clés pour mieux comprendre le comportement du LVL et ainsi mettre en place une modélisation numérique des stratifiés de bois. De plus, une modélisation simple du comportement non-linéaire des rigidités du LVL est proposée.

## 1.2. Caractérisation du taux de restitution d'énergie Mode I

Nous avons ensuite entrepris de caractériser les interfaces dans le contreplaqué de peuplier, via des essais DCB. Bien que le contreplaqué soit utilisé dans l'industrie, il semblerait que la caractérisation de l'interface  $0^\circ/90^\circ$  qui le compose n'ait jamais été étudiée. Ces travaux montrent que le taux de restitution d'énergie critique en mode I ( $G_{Ic}$ ) varie significativement selon l'orientation des plis à l'interface caractérisée ( $0^\circ/0^\circ$  ou  $0^\circ/90^\circ$ ). Les interfaces  $0^\circ/0^\circ$  affichent un taux de restitution d'énergie critique moyen plus élevée et plus dispersée ( $G_{Ic} = 422 \text{ J/m}^2$  (ETR : 30 %)) due au pontage des fibres, contrairement aux interfaces  $0^\circ/90^\circ$  ( $G_{Ic} = 247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 21 %)), où la propagation de la fissure est plus stable. Les résultats indiquent que les essais DCB sur des interfaces  $0^\circ/90^\circ$  sont pertinents pour obtenir des valeurs de taux de restitution d'énergie critique minorantes, utiles pour la modélisation numérique. On notera que c'est l'inverse pour les matériaux composites, l'interface  $0^\circ/0^\circ$  donnant, de manière générale, une valeur minorante du taux de restitution d'énergie critique. Pour les interfaces  $0^\circ/90^\circ$ , deux taux de restitution d'énergie distincts ont été obtenus : l'un pour l'interface  $0^\circ/90^\circ$  ( $62 \text{ J/m}^2$  (ETR : 28 %)) et l'autre pour le pli à  $90^\circ$  ( $247 \text{ J/m}^2$  (ETR : 24 %)), permettant ainsi de modéliser les délaminages intrapli et interpli. Afin de compléter ces travaux, des essais en mode II ont été réalisés à l'ICA (Hadji et al., 2024). Ces travaux montrent qu'en mode II, les taux de restitution d'énergie sont de 5 à 12 fois supérieurs à ceux du mode I, soulignant le caractère énergivore du délaminage par glissement. Ce phénomène démontre que, comme dans le cas des matériaux composites, le bois et ses stratifiés présentent une résistance accrue en mode II. De plus les valeurs obtenues sont supérieures à celles trouvées dans la littérature pour certains composites industriels synthétiques. Le LVL peut donc présenter un intérêt pour les applications structurelles notamment soumises à des délaminages en mode II. Ce résultat est cohérent avec les études antérieures menées au laboratoire qui ont montré une très bonne résistance au crash et à l'impact des contreplaqués ou du LVL.

## 1.3. Influence du trou sur le comportement de stratifiés

L'étude des effets de la présence d'un trou sur des éprouvettes est une première étape nécessaire pour définir une méthodologie de dimensionnement des jonctions dans le contreplaqué et le LVL. Les essais sur des éprouvettes en traction unidirectionnelle permettent de caractériser le comportement au trou de ces stratifiés en bois et de le comparer à celui des composites classiques. Des éprouvettes saines, dites lisses, et des éprouvettes trouées sont caractérisées en se basant sur deux stratifications. Un modèle analytique et un modèle par éléments finis sous Abaqus ont été développés pour simuler le comportement

d'éprouvettes lisses et trouées en se basant sur les propriétés mécaniques identifiées dans les précédentes études. Les résultats montrent que ces matériaux présentent un comportement cohérent avec celui observé sur des matériaux composites stratifiés. Les essais de traction sur des éprouvettes lisses et trouées ont permis d'appliquer la méthode du « Point Stress », confirmant son applicabilité au LVL. Certains outils de caractérisation des matériaux composites synthétiques semblent donc pouvoir facilement s'adapter aux stratifiés à base de bois, offrant des perspectives prometteuses pour la modélisation numérique de ces matériaux.

Ces travaux ont permis de mieux appréhender le comportement du LVL. Bien que sa nature, sa microstructure et sa variabilité naturelle apportent de nouvelles complexités dans sa modélisation en tant que matériaux composites, le bois reste un matériau écologique, économique et local. De plus, il est constaté que de nombreuses similitudes sont observables entre le LVL et les matériaux composites synthétiques. La mise en place d'une modélisation numérique du LVL en adaptant des modèles déjà développés pour les composites synthétiques semble donc particulièrement pertinente.

## **2. Perspectives**

Ces travaux de recherche réalisés sur le LVL révèlent des aspects intéressants et parfois inédits du comportement mécanique de ces matériaux qui nécessitent une approche spécifique point par point. En effet, ces travaux ont démontré que des méthodes issues des composites stratifiés classiques comme la théorie des stratifiés ne peuvent pas être adaptées directement alors que la méthode du « Point Stress » semble adaptable directement aux stratifiés à base de bois, ce qui ouvre de nouvelles perspectives pour la modélisation et la compréhension du comportement de ces matériaux. Toutefois, afin d'optimiser leur utilisation dans des applications structurelles, il est crucial de poursuivre les recherches sur le comportement mécanique du LVL. En effet, les essais réalisés dans ces travaux restent des essais élémentaires sur la pyramide des essais. Une montée en complexité dans les essais sera pertinente pour justifier l'intérêt du LVL en tant que matériau de structure pour les transports. De plus, l'intégration des variabilités intrinsèques du bois, telles que sa densité locale ou la présence de nœuds dans une simulation numérique, permettrait de modéliser plus finement une ressource comme le LVL. C'est dans cet axe qu'un projet ANR BOOST 2 est à ce jour envisagé pour lever ces verrous scientifiques dans le but de concevoir des structures bois destinées aux transports en adoptant une étape supplémentaire dans la démarche multiniveaux commencée dans ces travaux.

En parallèle, il peut être intéressant d'élargir la gamme d'essences de bois, le type de colle ou les stratifications étudiées afin d'effectuer des essais similaires à ceux présentés dans ces travaux de thèse. En effet, il peut être pertinent de valider les résultats obtenus et de garantir leur applicabilité sur d'autres ressources ou configuration. Un autre axe de développement serait l'utilisation de colles biosourcées qui permettrait la fabrication d'un LVL plus écologiques, et donc plus respectueux de l'environnement, ce qui pourrait être une vraie plus-value pour ce stratifié en bois.

Enfin, pour que le LVL puisse être pleinement exploité en tant que matériau structurel pour les transports, des études précises de ces structures en tenant compte des sollicitations spécifiques à ce domaine restent nécessaires. Cela implique de développer des modèles numériques avancés capables de

prédire le comportement sous diverses charges, qu'elles soient statiques ou dynamiques ; mais aussi de prendre en compte les comportements thermo-visco-hydro-mécano-sorptifs du matériau bois. Des essais expérimentaux à plus grandes échelles simulant les conditions réelles d'utilisation, ainsi que des détails structuraux, seront indispensables pour valider ces modèles. De plus, l'intégration des aspects liés à la durabilité et à la résistance au vieillissement dans le cadre d'applications en conditions extérieures sera essentielle pour garantir la fiabilité des structures sur le long terme. L'étude de ces structures en fatigue, mais aussi en fluage sera alors nécessaire. Finalement, le développement d'outils de modélisation sera crucial pour espérer intégrer le LVL dans les structures de véhicules et ainsi développer des structures combinant performance, durabilité et respect de l'environnement.

En conclusion, ces perspectives permettraient de faire du LVL un matériau crédible et écologique, tout en répondant aux défis modernes posés par les besoins croissants en structures légères et complexes dans le milieu des transports modernes.







---

# Références bibliographiques

---

- Abdalslam, S.O., 2013. Impact damage analysis of balsawood sandwich composite materials. PhD Thesis.
- Achard, V., Bouvet, C., Castanié, B., Chirol, C., 2014. Discrete ply modelling of open hole tensile tests. *Compos. Struct.* 113, 369–381. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.03.031>
- Acosta, R., Montoya, J.A., Welling, J., 2021. Determination of the suitable shape for tensile tests parallel to the fibers in *Guadua angustifolia* Kunth specimens. *BioResources* 16, 3214–3223. <https://doi.org/10.15376/biores.16.2.3214-3223>
- Adam, L., Bouvet, C., Castanié, B., Daidié, A., Bonhomme, E., 2012. Discrete ply model of circular pull-through test of fasteners in laminates. *Compos. Struct.* 94, 3082–3091. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.05.008>
- Aidi, B., Case, S.W., 2015. Experimental and Numerical Analysis of Notched Composites Under Tension Loading. *Appl. Compos. Mater.* 22, 837–855. <https://doi.org/10.1007/s10443-015-9439-2>
- Akgul, T., Apay, A.C., Aydin, E., Sumer, Y., 2015. Study of Bending Strength and Numerical Modeling of Wooden and Plywood Frame Elements. *Acta Phys. Pol. A* 127, 1414–1416. <https://doi.org/10.12693/APhysPolA.127.1414>
- Anderson, E.A., Koehler, A., 1955. Instruments for rapidly measuring slope of grain in lumber (No. 1592). Forest Product Laboratory, Madison, WI.
- Antikainen, T., Eskelinen, J., Rohumaa, A., Vainio, T., Hughes, M., 2015. Simultaneous measurement of lathe check depth and the grain angle of birch (*Betula pendula* Roth) veneers using laser trans-illumination imaging. *Wood Sci. Technol.* 49, 591–605. <https://doi.org/10.1007/s00226-015-0718-8>
- Ardalany, M., 2012. Analysis and Design of Laminated Veneer Lumber Beams with Holes (PhD Thesis). University of Canterbury.
- Ardalany, M., Deam, B.L., Fragiaco, M., 2010. Numerical Investigation of the Load Carrying Capacity of Laminated Veneer Lumber (LVL) Joists with Holes 11.
- Ardalany, M., Fragiaco, M., Carradine, D., Moss, P., 2013. Experimental behavior of Laminated Veneer Lumber (LVL) joists with holes and different methods of reinforcement. *Eng. Struct.* 56, 2154–2164. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.08.034>
- Ardalany, M., Fragiaco, M., Moss, P., 2016. Modeling of Laminated Veneer Lumber Beams with Holes Using Cohesive Elements. *J. Struct. Eng.* 142, 04015102. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001338](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001338)
- As, N., Goker, Y., Dundar, T., 2006. Effect of knots on the physical and mechanical properties of scots pine. *Wood Res.* 51, 51–58.
- Aydin, I., Colakoglu, G., Hiziroglu, S., 2006. Surface characteristics of spruce veneers and shear strength of plywood as a function of log temperature in peeling process. *Int. J. Solids Struct.* 43, 6140–6147. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.05.034>
- Baba, M.N., Dogaru, F., Curtu, I., Dinu, G., Bayer, M., 2010. Experimental Determination of Interlaminar Fracture Toughness of Wood Laminated Composite Specimens under DCB Test. *Mater. Plast.* 5.

- Balduzzi, G., Zelaya-Lainez, L., Hochreiner, G., Hellmich, C., 2021. Dog-bone Samples may not Provide Direct Access to the Longitudinal Tensile Strength of Clear-wood. *Open Civ. Eng. J.* 15, 1–12. <https://doi.org/10.2174/1874149502115010001>
- Baumann, G., Brandner, R., Müller, U., Kumpenza, C., Stadlmann, A., Feist, F., 2020. Temperature-Related Properties of Solid Birch Wood under Quasi-Static and Dynamic Bending. *Materials* 13, 5518. <https://doi.org/10.3390/ma13235518>
- Beauchêne, J., 1996. Evolution du comportement mécanique du bois vert avec la température. Application à l'étude du déroulage et du tranchage de quelques bois guyanais. 211.
- Bekhta, P., Hiziroglu, S., Shepelyuk, O., 2009. Properties of plywood manufactured from compressed veneer as building material. *Mater. Des.* 30, 947–953. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.07.001>
- Belmonte, H.M.S., Manger, C.I.C., Ogin, S.L., Smith, P.A., Lewin, R., 2001. Characterisation and modelling of the notched tensile fracture of woven quasi-isotropic GFRP laminates. *Compos. Sci. Technol.* 61, 585–597. [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(00\)00238-4](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(00)00238-4)
- Ben Salem, N., 2012. Fiabilité des assemblages structuraux collés pour applications spatiales (PhD Thesis). Université Bordeaux 1, Bordeaux, France.
- Benvenuti, E., Orlando, N., Gebhardt, C., Kaliske, M., 2020. An orthotropic multi-surface damage-plasticity FE-formulation for wood: Part I – Constitutive model. *Comput. Struct.* 240, 106350. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2020.106350>
- Bergman, R., Puettmann, M., Taylor, A., Skog, K.E., 2014. The Carbon Impacts of Wood Products. *For. Prod. J.* 64, 220–231. <https://doi.org/10.13073/FPJ-D-14-00047>
- Berthelot, J.-M., 2005. Matériaux composites: Comportement mécanique et analyse des structures, 4e édition. ed. Tec & Doc Lavoisier.
- Bin Mohamed Rehan, M.S., Rousseau, J., Fontaine, S., Gong, X.J., 2017. Experimental study of the influence of ply orientation on DCB mode-I delamination behavior by using multidirectional fully isotropic carbon/epoxy laminates. *Compos. Struct.* 161, 1–7. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.11.036>
- Blomqvist, L., Sandberg, D., Johansson, J., 2014. Influence of veneer orientation on shape stability of plane laminated veneer products. *Wood Mater. Sci. Eng.* 9, 224–232. <https://doi.org/10.1080/17480272.2014.919022>
- Bockel, S., Harling, S., Grönquist, P., Niemz, P., Pichelin, F., Weiland, G., Konnerth, J., 2020. Characterization of wood-adhesive bonds in wet conditions by means of nanoindentation and tensile shear strength. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 12.
- Bodig, J., Jayne, B.A., 1982. *Mechanics of Wood and Wood Composites*. Van Nostrand Reinhold.
- Borrega, M., Gibson, L.J., 2015. Mechanics of balsa (*Ochroma pyramidale*) wood. *Mech. Mater.* 84 75–90.
- Bouvet, C., 2019. Mécanique de la rupture des composites : délaminage et fissuration. *Systèmes Aéronautiques Spatiaux*. <https://doi.org/10.51257/a-v1-trp4043>
- Bouvet, C., 2018. Dimensionnement des structures composites ; applications à l'aéronautique.
- Bouvet, C., Castanié, B., Bizeul, M., Barrau, J.-J., 2009a. Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements. *Int. J. Solids Struct.* 46, 2809–2821. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2009.03.010>

- Bouvet, C., Castanié, B., Bizeul, M., Barrau, J.-J., 2009b. Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements. *Int. J. Solids Struct.* 46, 2809–2821. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2009.03.010>
- Bouvet, C., Rivallant, S., Barrau, J.J., 2012. Low velocity impact modeling in composite laminates capturing permanent indentation. *Compos. Sci. Technol.* 72, 1977–1988. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2012.08.019>
- Brancheriau, L., Paradis, S., 2007. Beam Identification by Non-destructive Grading.
- Buchelt, B., Wagenführ, A., 2008. The mechanical behaviour of veneer subjected to bending and tensile loads. *Holz Als Roh- Werkst.* 66, 289–294. <https://doi.org/10.1007/s00107-008-0235-7>
- Buchelt, B., Wagenführ, A., Dietzel, A., Raßbach, H., 2018. Quantification of cracks and cross-section weakening in sliced veneers. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 381–384. <https://doi.org/10.1007/s00107-017-1238-z>
- Bucur, V., 2003. Techniques for high resolution imaging of wood structure: a review. *Meas. Sci. Technol.* 14, R91–R98. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/14/12/R01>
- Burnett, M., Kahlmeyer, M., Koch, C., Winkel, A., Böhm, S., 2023. Potential of adhesive bonding technology for joining thermo-mechanically modified wood composites in automotive application. *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J. Automob. Eng.* 237, 2999–3006. <https://doi.org/10.1177/09544070231187690>
- C. F. Walker, J., 2006. *Primary Wood Processing*. Springer Netherlands. <https://doi.org/10.1007/1-4020-4393-7>
- Cai, Z., R. Dickens, J., 2004. Wood Composite Warping: Modeling and Simulation. *Wood Fiber Sci.* 36, 174–185.
- Cai, Z., Wu, Q., Han, G., Lee, J., 2007. Tensile and thickness swelling properties of strands from Southern hardwoods and Southern pine: Effect of hot-pressing and resin application. *For. Prod. J.* 57, 36–40.
- Calgaro, J.-A., Gulvanessian, H., Holicky, M., 2013. *Bases de calcul des structures selon l’Eurocode 0 : NF en 1990*. ED. DU MONITEUR, PARIS.
- Carlsson, L.A., Aronsson, C.-G., Bäcklund, J., 1989. Notch sensitivity of thermoset and thermoplastic laminates loaded in tension. *J. Mater. Sci.* 24, 1670–1682. <https://doi.org/10.1007/BF01105690>
- Castanié, B., Bouvet, C., Ginot, M., 2020. Review of composite sandwich structure in aeronautic applications. *Compos. Part C Open Access* 1, 100004. <https://doi.org/10.1016/j.jcomc.2020.100004>
- Castanié, B., Peignon, A., Marc, C., Eyma, F., Cantarel, A., Serra, J., Curti, R., Hadiji, H., Denaud, L., Girardon, S., Marcon, B., 2024. Wood and plywood as eco-materials for sustainable mobility: A review. *Compos. Struct.* 329, 117790. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117790>
- Chaibi, S., 2022. *Prévision des endommagements induits par un impact basse vitesse/basse énergie au sein de matériaux composites stratifiés carbone-epoxy de dernière génération (PhD Thesis)*. Université de Toulouse - ISAE, Toulouse.
- Chen, L., Huang, B., Wang, X., Fang, C., Zhang, X., Fei, B., 2022. Study on gluing characteristics of bamboo pith ring. *Ind. Crops Prod.* 178, 114624. <https://doi.org/10.1016/j.indcrop.2022.114624>
- Chen, Z., Ni, C., Dagenais, C., Kuan, S., 2020. Wood<sup>ST</sup>: A Temperature-Dependent Plastic-Damage Constitutive Model Used for Numerical Simulation of Wood-Based Materials and Connections. *J. Struct. Eng.* 146, 04019225. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002524](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002524)

- Chybiński, M., Polus, Ł., 2021. Experimental and numerical investigations of laminated veneer lumber panels.
- Clauß, S., Dijkstra, D.J., Gabriel, J., Kläusler, O., Matner, M., Meckel, W., Niemz, P., 2011. Influence of the chemical structure of PUR prepolymers on thermal stability. *Int. J. Adhes. Adhes.* 31, 513–523. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2011.05.005>
- Clouston, P., 2007. Characterization and strength modeling of parallel-strand lumber 61, 394–399. <https://doi.org/10.1515/HF.2007.052>
- Clouston, P.L., Lam, F., 2002. A stochastic plasticity approach to strength modeling of strand-based wood composites. *Compos. Sci. Technol.* 62, 1381–1395. [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(02\)00086-6](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(02)00086-6)
- Clouston, P.L., Lam, F., 2001. Computational Modeling of Strand-Based Wood Composites. *J. Eng. Mech.* 127, 844–851. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2001\)127:8\(844\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2001)127:8(844))
- Cornillier, C., Vial, E., 2008. L'Analyse de Cycle de Vie (ACV) appliquée aux produits bois : bilan énergétique et prise en compte du carbone biomasse. Presented at the IXème Colloque Sciences et Industrie du Bois, Talence, France, p. 16.
- CTB (Centre technique du bois), 1973. Etude du bois de peuplier. Compte rendu des essais de déroulage n°1.
- CTB (Centre technique du bois), 1971. Etude du bois de peuplier trichocarpa “SP 126”. Centre Technique du Bois (CTB), Paris.
- Curti, R., Marcon, B., Denaud, L., Collet, R., 2018. Effect of Grain Direction on Cutting Forces and Chip Geometry during Green Beech Wood Machining. *BioResources* 13, 5491–5503.
- Dahl, K.B., Malo, K.A., 2009. Nonlinear shear properties of spruce softwood: experimental results. *Wood Sci. Technol.* 43, 539–558. <https://doi.org/10.1007/s00226-009-0247-4>
- Daniel, Isaac M., Ishai, O., Daniel, Issac M., Daniel, I., 1994. Engineering mechanics of composite materials. Oxford university press New York.
- Daoui, A., Descamps, C., Marchal, R., Zerizer, A., 2011. Influence of veneer quality on beech LVL mechanical properties. *Maderas Cienc. Tecnol.* 13, 69–83. <https://doi.org/10.4067/S0718-221X2011000100007>
- Daoui, A., Descamps, C., Zerizer, A., Marchal, R., Pałubicki, B., 2014. Variation de l'épaisseur du placage de déroulage des bois et son influence sur les caractéristiques mécaniques des panneaux LVL. *MATEC Web Conf.* 11, 01041. <https://doi.org/10.1051/mateconf/20141101041>
- Daridon, L., 1993. Une Modélisation des Ponts de Fibres pour le Délaminage des Matériaux Composites (PhD Thesis). Université de Metz, Metz.
- Darmawan, W., Nandika, D., Massijaya, Y., Kabe, A., Rahayu, I., Denaud, L., Ozarska, B., 2015. Lathe check characteristics of fast growing sengon veneers and their effect on LVL glue-bond and bending strength. *J. Mater. Process. Technol.* 215, 181–188. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.08.015>
- Daval, V., Pot, G., Belkacemi, M., Meriaudeau, F., Collet, R., 2015. Automatic measurement of wood fiber orientation and knot detection using an optical system based on heating conduction. *Opt. Express* 23, 33529. <https://doi.org/10.1364/OE.23.033529>
- Davis, T.J., Claisse, P.A., 2000. Bolted joints in glulam and structural timber composites. *Constr. Build. Mater.* 14, 407–417. [https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(00\)00044-1](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(00)00044-1)

- De Melo, R.R., Del Menezzi, C.H.S., 2014. Influence of veneer thickness on the properties of LVL from Paricá (*Schizolobium amazonicum*) plantation trees. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 72, 191–198. <https://doi.org/10.1007/s00107-013-0770-8>
- Deces-Petit, C., 1996. Etude des phases transitoires au cours du déroulage de bois (PhD Thesis).
- Deer, J., 2019. 1966 Costin-Nathan. Drive. URL <https://drive-my.com/1966-costin-nathan/> (accessed 3.5.24).
- Deka, L.J., Vaidya, U.K., 2008. LS-DYNA impact simulation of composite sandwich structures with balsa wood core. Presented at the 10th International LS-DYNA® Users Conference, Detroit, USA.
- Denaud, L., Marcon, B., Rohumaa, A., Purba, C., Viguiet, J., Letourneau, R., Marchal, R., 2019. Influence of Peeling Process Parameters on Veneer Lathe Check Properties. Presented at the 24th International Wood Machining Semina, Corvallis, OR, USA.
- Dietzel, A., Raßbach, H., Krichenbauer, R., 2016. Material Testing of Decorative Veneers and Different Approaches for Structural-Mechanical Modelling: Walnut Burl Wood and Multilaminar Wood Veneer. *BioResources* 11, 7431–7450. <https://doi.org/10.15376/biores.11.3.7431-7450>
- Dinwoodie, J.M., 1978. Wood: Nature's cellular polymeric composite. *Phys. Technol.* 9, 185–191. <https://doi.org/10.1088/0305-4624/9/5/302>
- Duriot, R., 2021. Développement de produits LVL de douglas aux propriétés mécaniques optimisées par l'exploitation de la mesure en ligne de l'orientation des fibres lors du déroulage (PhD Thesis).
- Ebihara, T., 1982. The performance of composite beams with laminated-veneer lumber (LVL) flanges. *J. Jpn. Wood Res. Soc. Jpn.*
- Ebihara, T., 1981. Shear properties of laminated-veneer lumber (LVL). *J. Jpn. Wood Res. Soc. Jpn.*
- Ecoconso, 2016. L'énergie grise des matériaux de construction. écoconso.
- Ehrhart, T., Palma, P., Schubert, M., Steiger, R., Frangi, A., 2021. Predicting the strength of European beech (*Fagus sylvatica* L.) boards using image-based local fibre direction data. *Wood Sci. Technol.* 56, 123–146. <https://doi.org/10.1007/s00226-021-01347-w>
- Ehrhart, T., Steiger, R., Frangi, A., 2018. A non-contact method for the determination of fibre direction of European beech wood (*Fagus sylvatica* L.). *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 925–935. <https://doi.org/10.1007/s00107-017-1279-3>
- Ek, J., Norbäck, V., 2020. Modeling of laminated veneer lumber - A study of the material properties for thick structural elements (Master's Thesis). Chalmers University Of Technology.
- El Haouzali, H., 2009. Déroulage du peuplier : effets cultivars et stations sur la qualité des produits dérivés 215.
- El Moustaphaoui, A., Chouaf, A., Chergui, M., Kimakh, K., 2017. Caractérisation expérimentale du délaminage en mode I des panneaux de contreplaqué. Presented at the 23ème Congrès Français de Mécanique, Lille, p. 11.
- El Moustaphaoui, A., Chouaf, A., Kimakh, K., 2021a. Experimental and numerical study of the delamination of Ceiba plywood under mode I, mode II and mixed-mode (I + II) loading using the DCB, ELS and MMF tests. *Int. J. Fract.* 213, 1–20. <https://doi.org/10.1007/s10704-021-00557-4>
- El Moustaphaoui, A., Chouaf, A., Kimakh, K., Chergui, M., 2021b. Determination of the onset and propagation criteria of delamination of Ceiba plywood by an experimental and numerical analysis. *Wood Mater. Sci. Eng.* 16, 325–335. <https://doi.org/10.1080/17480272.2020.1737963>

- El Moustaphaoui, A., Chouaf, A., Kimakh, K., Chergui, M., 2019. Characterization of ceiba plywood delamination in mode I using an energetic criterion. *Wood Res.* 64, 1101–1112.
- Elhadary, M., Hamdy, A., Shaker, W., 2022. Effect of fiber bridging in composites healing. *Alex. Eng. J.* 61, 2769–2774. <https://doi.org/10.1016/j.aej.2021.08.002>
- Erdil, Y., Kasal, A., J.L., Z., Efe, H., Dizel, T., 2009. Comparison of Mechanical Properties of Solid Wood and Laminated Veneer Lumber Fabricated from Turkish Beech, Scotch Pine, and Lombardy Poplar. *For. Prod. J.* 59, 55–60.
- Eslami, H., Jayasinghe, L.B., Waldmann, D., 2021. Nonlinear three-dimensional anisotropic material model for failure analysis of timber. *Eng. Fail. Anal.* 130, 105764. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105764>
- Eurocode 5, 2005. NF EN 1995-1-1, Eurocode 5 « Calcul des structures en bois » Partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments.
- Fang, C.-H., Mariotti, N., Cloutier, A., Koubaa, A., Blanchet, P., 2012. Densification of wood veneers by compression combined with heat and steam. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 70, 155–163. <https://doi.org/10.1007/s00107-011-0524-4>
- FCBA, 2020. Mémento.
- Finnish Woodworking Industries Federation (Ed.), 2019. LVL handbook Europe. Federation of the Finnish Woodworking Industries, Helsinki.
- Fisher, R.A., 1936. Statistical methods for research workers. *Stat. Methods Res. Work.*
- Fondronnier, J., Guillerm, J., 1979. Technologie du déroulage. *Cah. Cent. Tech. Bois* ISSN 5284937, 64.
- Franke, B., Quenneville, P., 2014. Analysis of the fracture behavior of Radiata Pine timber and Laminated Veneer Lumber. *Eng. Fract. Mech.* 116, 1–12. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.12.004>
- Frayssinhes, R., 2020. Optimisation des paramètres de déroulage du douglas et modélisation des propriétés mécaniques de panneaux de LVL intégrant les données sylvicoles (PhD Thesis). Ecole doctorale n°432 : Science des Métiers de l'Ingénieur, ENSAM de Cluny.
- Frayssinhes, R., Girardon, S., Denaud, L., Collet, R., 2020. Modeling the Influence of Knots on Douglas-Fir Veneer Fiber Orientation. *Fibers* 8, 54. <https://doi.org/10.3390/fib8090054>
- Frühmann, K., Tschegg, E.K., Dai, C., Stanzl-Tschegg, S.E., 2002. Fracture behaviour of laminated veneer lumber under Mode I and III loading. *Wood Sci. Technol.* 36, 319–334. <https://doi.org/10.1007/s00226-002-0142-8>
- Furuno, T., Imamura, Y., Kajita, H., 2004. The modification of wood by treatment with low molecular weight phenol-formaldehyde resin: a properties enhancement with neutralized phenolic-resin and resin penetration into wood cell walls. *Wood Sci. Technol.* 37, 349–361. <https://doi.org/10.1007/s00226-003-0176-6>
- Gáborík, J., Káčerová, K., 2007. Bending properties of laminated wood from juvenile poplar. Presented at the 2nd International Scientific Conference Woodworking Technique, Faculty of Forestry, University of Zagreb, Zalesina, Croatia, pp. 233–240.
- Gaff, M., Gašparík, M., 2015. Influence of Densification on Bending Strength of Laminated Beech Wood. *BioResources* 10, 1506–1518. <https://doi.org/10.15376/biores.10.1.1506-1518>
- Garrington, J., 1970. *Greensted Church: A Compact History of the World's Oldest Wooden Church.* Greensted Church.
- Gavrilović-Grmuša, I., Dunky, M., Djiporović-Momčilović, M., Popović, M., Popović, J., 2016. Influence of Pressure on the Radial and Tangential Penetration of Adhesive Resin into Poplar Wood and

- on the Shear Strength of Adhesive Joints. *BioResources* 11, 2238–2255.  
<https://doi.org/10.15376/biores.11.1.2238-2255>
- Gavrilović-Grmuša, I., Dunky, M., Miljković, J., Djiporović-Momčilović, M., 2012. Influence of the degree of condensation of urea-formaldehyde adhesives on the tangential penetration into beech and fir and on the shear strength of the adhesive joints. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 70, 655–665.  
<https://doi.org/10.1007/s00107-012-0599-6>
- Gavrilovic-Grmusica, I., Dunky, M., Miljkovic, J., Djiporovic-Momcilovic, M., 2012. Influence of the viscosity of UF resins on the radial and tangential penetration into poplar wood and on the shear strength of adhesive joints. *Holzforschung* 66, 849–856. <https://doi.org/10.1515/hf-2011-0177>
- Gay, D., 2014. *Composite Materials: Design and Applications*, 3rd edition. ed. CRC Press.
- Ge, Y., Gong, X., Hurez, A., De Luycker, E., 2016. Test methods for measuring pure mode III delamination toughness of composite. *Polym. Test.* 55, 261–268.  
<https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2016.08.025>
- George, B., Simon, C., Properzi, M., Pizzi, A., Elbez, G., 2003. Comparative creep characteristics of structural glulam wood adhesives. *Holz Als Roh- Werkst.* 61, 79–80.  
<https://doi.org/10.1007/s00107-002-0348-3>
- Gérard, J., Guibal, D., Paradis, S., Vernay, M., Beauchêne, J., Brancheriau, L., Châlon, I., Daigremont, C., Détienne, P., Fouquet, D., Langbour, P., Lotte, S., Thévenon, M.-F., Méjean, C., Thibaut, A., 2011. *Tropix* 7. <https://doi.org/10.18167/74726F706978>
- Ghanem, N., 2022. *Optimisation du dimensionnement des structures en bois en fonction de l'humidité* (phdthesis). École des Ponts ParisTech.
- Gibson, L.J., Ashby, M.F., 1997. *Cellular Solids: Structure and Properties*, 2nd ed, Cambridge Solid State Science Series. Cambridge University Press, Cambridge.  
<https://doi.org/10.1017/CBO9781139878326>
- Gilbert, B.P., Bailleres, H., Zhang, H., McGavin, R.L., 2017. Strength modelling of Laminated Veneer Lumber (LVL) beams. *Constr. Build. Mater.* 149, 763–777.  
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.153>
- Gilbert, B.P., Dias-da-Costa, D., Lebée, A., Foret, G., 2020. Veneer-based timber circular hollow section beams: Behaviour, modelling and design. *Constr. Build. Mater.* 258, 120380.  
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120380>
- Gilbert, B.P., Underhill, I.D., Fernando, D., Bailleres, H., Miller, D., 2018. Structural behaviour of hardwood veneer-based circular hollow sections of different compactness. *Constr. Build. Mater.* 170, 557–569. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.105>
- Gindl, W., Gupta, H.S., 2002. Cell-wall hardness and Young's modulus of melamine-modified spruce wood by nano-indentation. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 33, 1141–1145.  
[https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(02\)00080-5](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(02)00080-5)
- Gindl, W., Gupta, H.S., Schöberl, T., Lichtenegger, H.C., Fratzl, P., 2004. Mechanical properties of spruce wood cell walls by nanoindentation. *Appl. Phys. A* 79, 2069–2073.  
<https://doi.org/10.1007/s00339-004-2864-y>
- Gindl, W., Müller, U., 2006. Shear strain distribution in PRF and PUR bonded 3-ply wood sheets by means of electronic laser speckle interferometry. *Wood Sci. Technol.* 40, 351–357.  
<https://doi.org/10.1007/s00226-005-0051-8>



- Gindl, W., Sretenovic, A., Vincenti, A., Müller, U., 2005. Direct measurement of strain distribution along a wood bond line. Part 2: Effects of adhesive penetration on strain distribution. *Holzforschung* 59, 307–310. <https://doi.org/10.1515/HF.2005.051>
- Girardon, S., Denaud, L., Pot, G., Rahayu, I., 2016. Modelling the effects of wood cambial age on the effective modulus of elasticity of poplar laminated veneer lumber. *Ann. For. Sci.* 73, 615–624. <https://doi.org/10.1007/s13595-016-0569-y>
- Gning, P.B., Liang, S., Guillaumat, L., Pui, W.J., 2011. Influence of process and test parameters on the mechanical properties of flax/epoxy composites using response surface methodology. *J. Mater. Sci.* 46, 6801–6811. <https://doi.org/10.1007/s10853-011-5639-9>
- Gómez-Royuela, J.L., Majano-Majano, A., Lara-Bocanegra, A.J., Xavier, J., de Moura, M.F.S.F., 2022. Evaluation of R-curves and cohesive law in mode I of European beech. *Theor. Appl. Fract. Mech.* 118, 103220. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2021.103220>
- Gong, Y., Chen, X., Li, W., Zhao, L., Tao, J., Zhang, J., Hu, N., 2021. Delamination in carbon fiber epoxy DCB laminates with different stacking sequences: R-curve behavior and bridging traction-separation relation. *Compos. Struct.* 262, 113605. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113605>
- Greensted Church, 2023. . Wikipedia.
- Große, T., Fischer, F., Kohl, D., Albert, T., Boese, B., Enge, J., Pellegrini, A., Bachmann, G., Schmid, M., Bausch, C., Poller, B., AG, V., GmbH, A.T.D., KG, G.B.G.& C., GmbH, R.-D., GmbH, S.M.F., Siebenwurst Werkzeugbau GmbH, Z., Universität Kassel, F.T. und F.F., *Holzforschung, F.-I. für, Fahrzeugkonzepte, I. für, SE, J.*, 2020. Verbundprojekt: Strukturbaugruppen auf Basis nachhaltiger holzbasierter Materialsysteme zur Reduzierung von Masse und Umweltauswirkungen im Straßen- und Schienenfahrzeugbau - Synonym: For(s)tschritt : Schlussbericht zum Vorhaben For(s)tschritt : Laufzeit: 01.03.2017-31.08.2020. [Wolfsburg]. <https://doi.org/10.2314/KXP:1755150091>
- Guélou, R., 2021. Caractérisation statique et dynamique de tubes en bois pour des applications de crash (PhD Thesis). Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse (INSA de Toulouse).
- Guitard, D., 1987. Mécanique du matériau bois et composites. Daniel Guitard.
- Hadiji, H., Serra, J., Curti, R., Gebrehiwot, D., Castanié, B., 2024. Characterization of mode II delamination behaviour of poplar plywood and LVL. *Theor. Appl. Fract. Mech.* 104354. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2024.104354>
- Haines, D.W., Leban, J.-M., Herbé, C., 1996. Determination of Young's modulus for spruce, fir and isotropic materials by the resonance flexure method with comparisons to static flexure and other dynamic methods. *Wood Sci. Technol.* 30, 253–263. <https://doi.org/10.1007/BF00229348>
- Hallett, S.R., Green, B.G., Jiang, W.-G., Cheung, K.H., Wisnom, M.R., 2009. The open hole tensile test: a challenge for virtual testing of composites. *Int. J. Fract.* 158, 169–181. <https://doi.org/10.1007/s10704-009-9333-8>
- Hankinson, 1921. Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. *Air Serv. Inf. Circ.* 3, 16.
- Hashemi, S., Jame Kinlock, A., Williams, J.M., 1990a. The analysis of interlaminar fracture in uniaxial fibre-polymer composites. *Proc. R. Soc. Lond. A* 427, 173–199. <https://doi.org/10.1098/rspa.1990.0007>
- Hashemi, S., Kinloch, A.J., Williams, J.G., 1990b. The Effects of Geometry, Rate and Temperature on the Mode I, Mode II and Mixed-Mode I/II Interlaminar Fracture of Carbon-Fibre/Poly(ether-

- ether ketone) Composites. *J. Compos. Mater.* 24, 918–956.  
<https://doi.org/10.1177/002199839002400902>
- Hass, P.F.S., 2012. Penetration behavior of adhesives into solid wood and micromechanics of the bondline (PhD Thesis). ETH Zurich. <https://doi.org/10.3929/ETHZ-A-007608497>
- Hillis, W.E., Rozsa, A.N., 1978. The Softening Temperatures of Wood. *Holzforschung* 32, 68–73.  
<https://doi.org/10.1515/hfsg.1978.32.2.68>
- Hindman, D.P., Lee, J.N., 2007. MODELING WOOD STRANDS AS MULTI-LAYER COMPOSITES: BENDING AND TENSION LOADS. *WOOD FIBER Sci.* 39, 12.
- H'ng, P.S., Paridah, M.T., Chin, K.L., 2010. Bending Properties of Laminated Veneer Lumber Produced from Keruing (*Dipterocarpus* sp.) Reinforced with Low Density Wood Species. *Asian J. Sci. Res.* <https://doi.org/10.3923/ajsr.2010.118.125>
- Hodgkinson, J.M., 2000. *Mechanical Testing of Advanced Fibre Composites*. Woodhead Publishing.
- Holmberg, S., Persson, K., Petersson, H., 1998. Nonlinear mechanical behaviour and analysis of wood and fibre materials. *Comput. Struct.* 72, 459–480. [https://doi.org/10.1016/s0045-7949\(98\)00331-9](https://doi.org/10.1016/s0045-7949(98)00331-9)
- Hoover, W.L., Ringe, J.M., Eckelman, C.A., Youngquist, J.A., 1987. Material design factors for hardwood laminated-veneer-lumber. *For. Prod. J.* 37, 5.
- Hosseini, M.R., Taheri-Behrooz, F., Salamat-talab, M., 2020. Mode II interlaminar fracture toughness of woven E-glass/epoxy composites in the presence of mat interleaves. *Int. J. Adhes. Adhes.* 98, 102523. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2019.102523>
- Hosseini, M.R., Taheri-Behrooz, F., Salamat-talab, M., 2019. Mode I interlaminar fracture toughness of woven glass/epoxy composites with mat layers at delamination interface. *Polym. Test.* 78, 105943. <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2019.105943>
- Huan, L., Cheng, G., Houjiang, Z., Jinhao, L., Jianhui, Z., Zhenbo, X., 2021. Determining modulus of elasticity of full-size plywood panel simply supported on two opposite sides using a vibration method. *北京林业大学学报* 43, 138–149. <https://doi.org/10.12171/j.1000-1522.20200300>
- Hunt, C.G., Frihart, C.R., Dunky, M., Rohumaa, A., 2019. Understanding Wood Bonds—Going Beyond What Meets the Eye: A Critical Review, in: Mittal, K.L. (Ed.), *Progress in Adhesion and Adhesives*. Wiley, pp. 353–419. <https://doi.org/10.1002/9781119625322.ch8>
- Hunt, M., Triche, M., McCabe, G., Hoover, W., 1989. Tensile properties of yellow-poplar veneer strands 39, 31–33.
- Hüsni Dirikolu, M., Aktaş, A., 2000. Analytical and finite element comparisons of stress intensity factors of composite materials. *Compos. Struct.* 50, 99–102. [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(00\)00083-0](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(00)00083-0)
- Hwang, S.-W., Lee, T., Kim, H., Chung, H., Choi, J.G., Yeo, H., 2022. Classification of wood knots using artificial neural networks with texture and local feature-based image descriptors. *Holzforschung* 76, 1–13. <https://doi.org/10.1515/hf-2021-0051>
- IGN, 2021. *La memento : inventaire forestier*.
- Irwin, G.R., Kies, J.A., 1954. Critical energy rate analysis of fracture strength. *Weld J.* 33 *Welding Research Supplement*, 193–198.
- ISO-3130, 1975.
- Ivanov, I.V., Sadowski, T., 2009. Numerical modelling and investigation of plywood progressive failure in CT tests. *Comput. Mater. Sci.*, *Proceedings of the 17th International Workshop on*

Computational Mechanics of Materials 45, 729–734.

<https://doi.org/10.1016/j.commat.2008.08.016>

- Ivanov, I.V., Sadowski, T., Filipiak, M., Kneć, M., 2008. Experimental and numerical investigation of plywood progressive failure in CT tests. *Bud. Archit.* 2, 079–094. <https://doi.org/10.35784/bud-arch.2313>
- Jakob, M., Czabany, I., Veigel, S., Müller, U., Gindl-Altmutter, W., 2022a. Comparing the suitability of domestic spruce, beech, and poplar wood for high-strength densified wood. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 80, 859–876. <https://doi.org/10.1007/s00107-022-01828-0>
- Jakob, M., Mahendran, A.R., Gindl-Altmutter, W., Bliem, P., Konnerth, J., Müller, U., Veigel, S., 2022b. The strength and stiffness of oriented wood and cellulose-fibre materials: A review. *Prog. Mater. Sci.* 125, 100916. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2021.100916>
- Janowiak, J.J., Hindman, D.P., Manbeck, H.B., 2001. Orthotropic Behavior of Lumber Composite Materials. *Wood Fiber Sci.* 580–594.
- Jennings, J., 1997. Investigating the Surface Energy, and Bond Performance of Compression Densified Wood (Master's Thesis). Virginia Tech, Blacksburg, Virginia.
- Jeong, G.Y., Hindman, D., Finkenbinder, D., Lee, J., Lin, Z., 2008. Effect of loading rate and thickness on the tensile properties of wood strands. *For. Prod. J.* 58, 33–37.
- Jeong, G.Y., Zink-Sharp, A., Hindman, D.P., 2010. Applying digital image correlation to wood strands: Influence of loading rate and specimen thickness. *Holzforschung* 64, 729–734. <https://doi.org/10.1515/hf.2010.110>
- Jodin, P., 1994. Le bois matériau d'ingénierie. ARBOLOR, Nancy.
- Jungmeier, G., Werner, F., Jarnehammar, A., Hohenthal, C., Richter, K., 2002a. Allocation in LCA of wood-based products experiences of cost action E9: Part I. Methodology. *Int. J. Life Cycle Assess.* 7, 290–294. <https://doi.org/10.1007/BF02978890>
- Jungmeier, G., Werner, F., Jarnehammar, A., Hohenthal, C., Richter, K., 2002b. Allocation in LCA of wood-based products experiences of cost action E9: Part II. Examples. *Int. J. Life Cycle Assess.* 7, 369–375. <https://doi.org/10.1007/BF02978686>
- Kamke, F.A., 2006. Densified Radiate Pine fir Structural Composites. *Maderas Cienc. Tecnol.* 8. <https://doi.org/10.4067/S0718-221X2006000200002>
- Kamke, F.A., Lee, J.N., 2007. Adhesive Penetration in Wood—a Review. *Wood Fiber Sci.* 205–220.
- Kassapoglou, C., 2015. Modeling the effect of damage in composite structures: simplified approaches. John Wiley & Sons.
- Khoo, P.S., H'ng, P.S., Chin, K.L., Bakar, E.S., Maminski, M., Raja-Ahmad, R.-N., Lee, C.L., Ashikin, S.N., Saharudin, M.-H., 2018. Peeling of small diameter rubber log using spindleless lathe technology: evaluation of veneer properties from outer to inner radial section of log at different veneer thicknesses. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 1335–1346. <https://doi.org/10.1007/s00107-018-1300-5>
- Kiliç, Y., Burdurlu, E., Elibol, G., Ulupinar, M., 2010. Effect of Layer Arrangement on Expansion, Bending Strength and Modulus of Elasticity of Solid Wood and Laminated Veneer Lumber (LVL) Produced from Pine and Poplar. *Gazi Univ. J. Sci.* 23, 89–96.
- Kiliç, Y., Colak, M., Baysal, E., Burdurlu, E., 2006. An investigation of some physical and mechanical properties of laminated veneer lumber manufactured from black alder (*Alnus glutinosa*) glued with polyvinyl acetate and polyurethane adhesives. *For. Prod. Soc.* 56, 5.

- Kim, B.W., Mayer, A.H., 2003. Influence of fiber direction and mixed-mode ratio on delamination fracture toughness of carbon/epoxy laminates. *Compos. Sci. Technol.* 63, 695–713. [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(02\)00258-0](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(02)00258-0)
- Kläusler, O., Clauß, S., Lübke, L., Trachsel, J., Niemz, P., 2013. Influence of moisture on stress–strain behaviour of adhesives used for structural bonding of wood. *Int. J. Adhes. Adhes.* 44, 57–65. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2013.01.015>
- Kohan, N., Via, B.K., Taylor, S., 2012. A Comparison of Geometry Effect on Tensile Testing of Wood Strands. *For. Prod. J.* 62, 167–170. <https://doi.org/10.13073/0015-7473-62.3.167>
- Kohl, D., Link, P., Böhm, S., 2016. Wood as a Technical Material for Structural Vehicle Components. *Procedia CIRP*, 13th Global Conference on Sustainable Manufacturing – Decoupling Growth from Resource Use 40, 557–561. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.01.133>
- Kollmann, F., 1951. *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe Bd. 1 [Technologie of Wood and Woodworking Material]*, Springer. ed. Berlin, Germany.
- Kollmann, F., 1934. Die Abhängigkeit der Festigkeit und der Dehnungszahl der Hölzer vom Faserverlauf. *Bauing.* 15, 198–200.
- Kollmann, F.F.P., Côté, W.A., 1968. *Principles of Wood Science and Technology: I Solid wood.* Springer-Verlag, New York.
- Kollmann, F.F.P., Kuenzi, E.W., Stamm, A.J., 1975. *Principles of Wood Science and Technology : Wood based materials.* Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-87931-9>
- Konnerth, J., Gindl, W., Harm, M., Müller, U., 2006a. Comparing dry bond strength of spruce and beech wood glued with different adhesives by means of scarf- and lap joint testing method. *Holz Als Roh- Werkst.* 64, 269–271. <https://doi.org/10.1007/s00107-006-0104-1>
- Konnerth, J., Gindl, W., Müller, U., 2007. Elastic properties of adhesive polymers. I. Polymer films by means of electronic speckle pattern interferometry. *J. Appl. Polym. Sci.* 103, 3936–3939. <https://doi.org/10.1002/app.24434>
- Konnerth, J., Jäger, A., Eberhardsteiner, J., Müller, U., Gindl, W., 2006b. Elastic properties of adhesive polymers. II. Polymer films and bond lines by means of nanoindentation. *J. Appl. Polym. Sci.* 102, 1234–1239. <https://doi.org/10.1002/app.24427>
- Konnerth, J., Valla, A., Gindl, W., Müller, U., 2006c. Measurement of strain distribution in timber finger joints. *Wood Sci. Technol.* 40, 631–636. <https://doi.org/10.1007/s00226-006-0090-9>
- Krüger, R., Buchelt, B., Wagenführ, A., 2023. Method for determination of beech veneer behavior under compressive load using the short-span compression test. *Wood Sci. Technol.* 57, 1125–1138. <https://doi.org/10.1007/s00226-023-01489-z>
- Krüger, R., Buchelt, B., Wagenführ, A., 2018. New method for determination of shear properties of wood. *Wood Sci. Technol.* 52. <https://doi.org/10.1007/s00226-018-1053-7>
- Kües, U., 2007. *Wood Production, Wood Technology, and Biotechnological Impacts.*
- Kurt, R., Cil, M., 2012. Effects of Press Pressures on Glue Line Thickness and Properties of Laminated Veneer Lumber Glued with Phenol Formaldehyde Adhesive. *BioResources* 7, 5346–5354. <https://doi.org/10.15376/biores.7.4.5346-5354>
- Kutnar, A., Kamke, F.A., Nairn, J.A., Sernek, M., 2008a. Mode II Fracture Behavior of Bonded Viscoelastic Thermal Compressed Wood 13.

- Kutnar, A., Kamke, F.A., Sernek, M., 2008b. The mechanical properties of densified VTC wood relevant for structural composites. *Holz Als Roh- Werkst.* 66, 439–446. <https://doi.org/10.1007/s00107-008-0259-z>
- Labans, E., Kalnins, K., 2013. Investigation of wood based panels with plywood and GFRP composite components. Presented at the 4th International Conference CIVIL ENGINEERING.
- Labans, E., Ozolinsh, O., Kalnins, K., 2010. Experimental and Numerical Identification of Veneers Mechanical Properties. *Constr. Sci.* 11, 7.
- Lachaud, F., 1997. Delaminage de materiaux composites a fibres de carbone et a matrices organiques : etude numerique et experimentale, suivi par emission acoustique (PhD Thesis). Université de Toulouse - ISAE, Toulouse.
- Laminated Veneer Lumber (LVL) as a Construction Material - Oklahoma State University [WWW Document], 2016. URL <https://extension.okstate.edu/fact-sheets/laminated-veneer-lumber-lvl-as-a-construction-material.html> (accessed 5.16.22).
- LCPC, 2008. Recommandations pour l'inspection détaillée des ouvrages en bois.
- Lechner, M., Dietsch, P., Winter, S., 2021. Veneer-reinforced timber – Numerical and experimental studies on a novel hybrid timber product. *Constr. Build. Mater.* 298, 123880. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123880>
- Leggate, W., McGavin, R., Bailleres, H., 2017. A guide to manufacturing rotary veneer and products from small logs, ACIAR Monograph. ed.
- Leicester, R.H., Bunker, R.C., 1969. Fracture at butt joints in laminated pine. *For. Prod. J.* 19, 59–60.
- Lekhnitskii, S.G., 1969. Anisotropic Plates (No. FTD-HT-23-608-67). Foreign Technology Division, Moskva.
- Li, W., Zhang, Z., He, S., Zhou, G., Mei, C., 2020. The effect of lathe checks on the mechanical performance of LVL. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 78, 545–554. <https://doi.org/10.1007/s00107-020-01526-9>
- Lisle, T., Bouvet, C., Hongkarnjanakul, N., Pastor, M.-L., Rivallant, S., Margueres, P., 2015. Measure of fracture toughness of compressive fiber failure in composite structures using infrared thermography. *Compos. Sci. Technol.* 112, 22–33. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2015.03.005>
- Liu, D., 1988. Impact-Induced Delamination: A View of Bending Stiffness Mismatching. *J. Compos. Mater.* 22.
- Lu, X., Chen, Yu-cong, Chen, Ying, 2002. The Prediction of Elastic Modulus Along the Grain of Poplar Veneer. *J. Nanjing For. Univ.* 45, 9. <https://doi.org/10.3969/j.jssn.1000-2006.2002.03.004>
- Maillot, T., Lapoujade, V., Gripon, E., Toson, B., Bardon, N., Pesque, J.-J., 2014. Comparative Study of Material Laws Available in LS-DYNA® to Improve the Modeling of Balsa Wood.
- Mair-Bauernfeind, C., Zimek, M., Asada, R., Bauernfeind, D., Baumgartner, R., Stern, T., 2020. Prospective sustainability assessment: the case of wood in automotive applications. *Int. J. Life Cycle Assess.* 25, 2027–2049. <https://doi.org/10.1007/s11367-020-01803-y>
- Makowski, A., 2019. Analytical Analysis of Distribution of Bending Stresses in Layers of Plywood with Numerical Verification. *Drv. Ind.* 70, 77–88. <https://doi.org/10.5552/drvid.2019.1823>
- Marc, C., Marcon, B., Denaud, L., Girardon, S., 2024a. Fmcw Thz Radar and X-Ray Analysis of Wood Properties: A Comparative Study. <https://doi.org/10.2139/ssrn.4703559>
- Marc, C., Marcon, B., Denaud, L., Girardon, S., 2024b. Non-Destructive Wood Analysis Dataset: X-Rays and Terahertz Imaging Techniques. <https://doi.org/10.2139/ssrn.4720644>

- Marjanović, M., Meschke, G., Vuksanović, D., 2016. A finite element model for propagating delamination in laminated composite plates based on the Virtual Crack Closure method. *Compos. Struct.* 150, 8–19. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.04.044>
- Marra, A.A., 1992. *Technology of wood bonding: principles in practice*. Van Nostrand Reinhold, New York.
- Martin, R.H., Davidson, B.D., 1999. Mode II fracture toughness evaluation using four point bend, end notched flexure test. *Plast. Rubber Compos.* 28, 401–406. <https://doi.org/10.1179/146580199101540565>
- Mascia, N.T., Simoni, R.A., 2013. Analysis of failure criteria applied to wood. *Eng. Fail. Anal., Special issue on ICEFA V- Part 1* 35, 703–712. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2013.07.001>
- McKenzie, W.M., 1961. *Fundamental analysis of the wood-cutting process (Thèse)*.
- Merhar, M., 2021. Application of Failure Criteria on Plywood under Bending. *Polymers* 13, 4449. <https://doi.org/10.3390/polym13244449>
- Merhar, M., 2020. Determination of Elastic Properties of Beech Plywood by Analytical, Experimental and Numerical Methods. *Forests* 11, 1221. <https://doi.org/10.3390/f11111221>
- MIL-HDBK, M., 2002. *Composite materials handbook, volume 3-polymer matrix composites materials usage, design, and analysis (US Department of Defense No. MIL-HDBK-17– 3F)*.
- Mindlin, R.D., 1951. Influence of Rotatory Inertia and Shear on Flexural Motions of Isotropic, Elastic Plates. *J. Appl. Mech.* 18, 31–38. <https://doi.org/10.1115/1.4010217>
- Miroy, F., Eymard, P., Pizzi, A., 1995. Wood hardening by methoxymethyl melamine. *Holz Als Roh-Werkst.* 53, 276–276. <https://doi.org/10.1007/s001070050089>
- Mirzaei, B., Sinha, A., Nairn, J.A., 2016a. Measuring and modeling fiber bridging: Application to wood and wood composites exposed to moisture cycling. *Compos. Sci. Technol.* 128, 65–74. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2016.03.017>
- Mirzaei, B., Sinha, A., Nairn, J.A., 2016b. Assessing the role of adhesives in durability of laminated veneer lumber (LVL) by fracture mechanics. *Holzforschung* 70, 763–771. <https://doi.org/10.1515/hf-2015-0193>
- Mothe, F., 1988. *Aptitude au déroulage du bois de Douglas: conséquences de l'hétérogénéité du bois sur la qualité des placages (Thèse)*. Vandoeuvre-les-Nancy, INPL.
- Moutee, M., 2006. *Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage (PhD Thesis)*. Université de Laval, Québec.
- Movassaghi, E., 1985. *Influence des paramètres microdensitométriques du bois sur les efforts de coupe et la qualité des placages de Douglas et de Châtaignier obtenus par déroulage (Thèse)*.
- Müller, U., Jost, T., Kurzböck, C., Stadlmann, A., Wagner, W., Kirschbichler, S., Baumann, G., Pramreiter, M., Feist, F., 2020. Crash simulation of wood and composite wood for future automotive engineering. *Wood Mater. Sci. Eng.* 15, 312–324. <https://doi.org/10.1080/17480272.2019.1665581>
- Müller, U., Sretenovic, A., Vincenti, A., Gindl, W., 2005. Direct measurement of strain distribution along a wood bond line. Part 1: Shear strain concentration in a lap joint specimen by means of electronic speckle pattern interferometry. *Holzforschung* 59, 300–306. <https://doi.org/10.1515/HF.2005.050>
- Müller, U., Veigel, S., Follrich, J., Gabriel, J., Gindl, W., 2009. Performance of One Component Polyurethane in Comparison to Other Wood Adhesives. Presented at the International Conference on Wood Adhesives, Lake Tahoe, Nevada, USA.

- Murray, Y.D., Reid, J.D., Faller, R.K., Bielenberg, B.W., Paulsen, T.J., 2005. Evaluation of LS-DYNA Wood Material Model 143. U. S. Fed. Highw. Adm.
- Myslicki, S., Vallée, T., Bletz-Mühldorfer, O., Diehl, F., Lavarec, L.C., Créac'Hcadec, R., 2019. Fracture mechanics based joint capacity prediction of glued-in rods with beech laminated veneer lumber. *J. Adhes.* 95, 405–424. <https://doi.org/10.1080/00218464.2018.1538879>
- Nabhani, M., 2007. Application d'un modèle de transfert de masse et de chaleur au séchage à haute température : détermination expérimentale des paramètres du modèle et sa validation. Université Laval, Québec.
- Nakata, K., Sugimoto, H., Inoue, M., Kawai, S., 1997. Development of compressed wood fasteners for timber construction. I. Mechanical properties of phenolic resin impregnated compressed laminated veneer lumber. *Dev. Compress. Wood Fasten. Timber Constr. Mech. Prop. Phenolic Resin Impregnated Compress. Laminated Veneer Lumber* 43, 38–45.
- Nardone, F., Di Ludovico, M., De Caso Y Basalo, F.J., Prota, A., Nanni, A., 2012. Tensile behavior of epoxy based FRP composites under extreme service conditions. *Compos. Part B Eng.* 43, 1468–1474. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.08.042>
- Nasa, 1983. Standard tests for toughened resin composites, revised edition.
- Navi, P., Girardet, F., 2000. Effects of Thermo-Hydro-Mechanical Treatment on the Structure and Properties of Wood. *Holzforschung* 54, 287–293. <https://doi.org/10.1515/HF.2000.048>
- Navi, P., Heger, F., 2005. Comportement thermo-hydromécanique du bois. Presses Polytechniques Romandes, Lausanne.
- NF B51-004, 1985.
- NF EN 338, 2016. NF EN 338.
- Nguyen, T., 2014. Approches expérimentales et numériques pour l'étude des transferts hygroscopiques dans le bois. Université de Limoges, France.
- Niemz, P., 2006. Holzphysik: (Skript zur Vorlesung). <https://doi.org/10.3929/ETHZ-A-005247440>
- Norris, C.B., Werren, F., McKinnon, P.F., 1961. The effect of veneer thickness and grain direction on the shear strength of plywood, Forest products laboratory, Madison, Wisconsin. [Govt. print. off, Washington. <https://doi.org/10.5962/bhl.title.36168>
- Okuma, M., 1976. Plywood properties influenced by the glue line. *Wood Sci. Technol.* 10, 57–68. <https://doi.org/10.1007/BF00376385>
- Olave, M., Vara, I., Usabiaga, H., Aretxabaleta, L., Lomov, S.V., Vandepitte, D., 2015. Nesting effect on the mode II fracture toughness of woven laminates. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 74, 174–181. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2015.03.020>
- Omnes, B., 2007. Modélisation micromécanique du comportement d'élastomères chargés. (PhD Thesis). Université de Bretagne-Sud, Lorient.
- Orellana, S., Hadi, K., Narain, D., Jennings, M., Subhani, M., Reiner, J., 2024. Effects of manufacturing parameters on mechanical interface properties of thin wood veneer laminates. *Int. J. Adhes. Adhes.* 130, 103614. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2023.103614>
- Ormarsson, S., Dahlblom, O., Petersson, H., 1998. A numerical study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variation. *Wood Sci. Technol.* 34, 207–219. <https://doi.org/10.1007/s002260000042>
- Oshima, S., Mamishin, A., Hojo, M., Nishikawa, M., Matsuda, N., Kanesaki, M., 2022. High-resolution in situ characterization of micromechanisms in CFRP laminates under mode II loading. *Eng. Fract. Mech.* 260, 108189. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.108189>

- Otkur, A.M., 2010. Impact Modeling and Failure Modes of Composite Plywood (Master's Thesis). Texas Tech University.
- Oudjene, M., Khelifa, M., 2009. Finite element modelling of wooden structures at large deformations and brittle failure prediction. *Mater. Des.* 30, 4081–4087. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.05.024>
- Pałubicki, B., Marchal, R., Butaud, J.-C., Denaud, L.-E., Bléron, L., Collet, R., Kowaluk, G., 2010. A Method of Lathe Checks Measurement; SMOF device and its software. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 68, 151–159. <https://doi.org/10.1007/s00107-009-0360-y>
- Passarini, L., 2015. Étude du comportement physique des bois au-dessus et au-dessous du point de saturation des fibres. Université Laval, Québec.
- Pelit, H., Budakçı, M., Sönmez, A., 2018. Density and some mechanical properties of densified and heat post-treated Uludağ fir, linden and black poplar woods. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 79–87. <https://doi.org/10.1007/s00107-017-1182-y>
- Perry, T.D., 1948. Modern plywood.
- Pluvinage, G., 1992. La rupture du bois et de ses composites, Cépaduès-éditions. ed.
- Portanova, M.A., Masters, J.E., 1995. Standard methods for filled hole tension testing of textile composites (No. NAS 1.26:198263).
- Pot, G., Denaud, L., Butaud, J.-C., Girardon, S., Collet, R., Cottin, F., 2016. Experimental study of the influence of veneer lathe checks on LVL elastic mechanical properties. Presented at the World Conference on Timber Engineering, Vienna.
- Pot, G., Denaud, L.-E., Collet, R., 2014. Numerical study of the influence of veneer lathe checks on the elastic mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made of beech. *Holzforschung* 69, 337–345. <https://doi.org/10.1515/hf-2014-0011>
- Pramreiter, M., Bodner, S.C., Keckes, J., Stadlmann, A., Feist, F., Baumann, G., Maawad, E., Müller, U., 2021a. Predicting strength of Finnish birch veneers based on three different failure criteria. *Holzforschung* 75, 847–856. <https://doi.org/10.1515/hf-2020-0209>
- Pramreiter, M., Bodner, S.C., Keckes, J., Stadlmann, A., Kumpenza, C., Müller, U., 2020a. Influence of Fiber Deviation on Strength of Thin Birch (*Betula pendula* Roth.) Veneers. *Materials* 13, 1484. <https://doi.org/10.3390/ma13071484>
- Pramreiter, M., Stadlmann, A., Huber, C., Konnerth, J., Halbauer, P., Baumann, G., Müller, U., 2021b. The Influence of Thickness on the Tensile Strength of Finnish Birch Veneers under Varying Load Angles. *Forests* 12, 87. <https://doi.org/10.3390/f12010087>
- Pramreiter, M., Stadlmann, A., Linkeseder, F., Keckes, J., Müller, U., 2020b. Non-destructive Testing of Thin Birch (*Betula pendula* Roth.) Veneers. *BioResources* 15, 1265–1281.
- Price, E.W., 1976. Determining tensile properties of sweetgum veneer flakes. *For. Prod. J.* 261050-53.
- Prombut, P., 2007. Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiées composites multidirectionnelles (PhD Thesis). Université de Toulouse III – Paul Sabatier, Toulouse.
- Purba, C.Y.C., Pot, G., Viguier, J., Ruelle, J., Denaud, L., 2019. The influence of veneer thickness and knot proportion on the mechanical properties of laminated veneer lumber (LVL) made from secondary quality hardwood. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 77, 393–404. <https://doi.org/10.1007/s00107-019-01400-3>
- Putzger, R., Haller, P., 2006. Fracture Energy in Mode I and Mode II of Textile Reinforced Wood, in: Gdoutos, E.E. (Ed.), *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 453–454. [https://doi.org/10.1007/1-4020-4972-2\\_224](https://doi.org/10.1007/1-4020-4972-2_224)



- Puuinfo, 2020. Les propriétés hygrosopiques du bois.
- Rahayu, I., Denaud, L., Marchal, R., Darmawan, W., 2015. Ten new poplar cultivars provide laminated veneer lumber for structural application. *Ann. For. Sci.* 72, 705–715.  
<https://doi.org/10.1007/s13595-014-0422-0>
- Rahman, S.A., Subhani, M., Ashraf, M., 2023. Mode-II progressive fracture of sawn timber and timber-adhesive bond: experimental evaluation of end notched flexure (ENF) testing using DIC. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 81, 1437–1453. <https://doi.org/10.1007/s00107-023-01968-x>
- Ramji, A., Xu, Y., Yasae, M., Grasso, M., Webb, P., 2020. Delamination migration in CFRP laminates under mode I loading. *Compos. Sci. Technol.* 190, 108067.  
<https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2020.108067>
- Rautkari, L., Properzi, M., Pichelin, F., Hughes, M., 2010. Properties and set-recovery of surface densified Norway spruce and European beech. *Wood Sci. Technol.* 44, 679–691.  
<https://doi.org/10.1007/s00226-009-0291-0>
- Ravenshorst, G., Gard, W., van de Kuilen, J.W., 2020. Influence of slope of grain on the mechanical properties of tropical hardwoods and the consequences for grading. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 78, 915–921. <https://doi.org/10.1007/s00107-020-01575-0>
- Rebhi, A., Coureau, J.-L., Chaplain, M., Grazide, C., 2021. Modélisation de l'endommagement d'un matériau hétérogène biosourcé: application au bois massif. Presented at the GDR 3544 « Sciences du bois », Montpellier, pp. 231–234.
- Reiner, J., Pizarro, S.O., Hadi, K., Narain, D., Zhang, P., Jennings, M., Subhani, M., 2023. Damage resistance and open-hole strength of thin veneer laminates: Adopting design and testing principles from fibre-reinforced polymers. *Eng. Fail. Anal.* 143, 106880.  
<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106880>
- Reissner, E., 1945. The Effect of Transverse Shear Deformation on the Bending of Elastic Plates. *J. Appl. Mech.* 12, A69–A77. <https://doi.org/10.1115/1.4009435>
- Renaud, M., Rueff, M., Rocaboy, A.C., 1996. Mechanical behaviour of saturated wood under compression Part 2: Behaviour of wood at low rates of strain some effects of compression on wood structure. *Wood Sci. Technol.* 30. <https://doi.org/10.1007/BF00229346>
- Rescalvo, F.J., Timbolmas, C., Bravo, R., Gallego, A., 2020. Experimental and Numerical Analysis of Mixed I-214 Poplar/Pinus Sylvestris Laminated Timber Subjected to Bending Loadings. *Materials* 13, 3134. <https://doi.org/10.3390/ma13143134>
- Reu, P., 2014. All about speckles: Speckle Size Measurement. *Exp. Tech.* 38, 1–2.  
<https://doi.org/10.1111/ext.12110>
- Rhême, M., Botsis, J., Cugnoni, J., Navi, P., 2013. Influence of the moisture content on the fracture characteristics of welded wood joint. Part 1: Mode I fracture. *Holzforschung* 67, 747–754.
- Richter, H.G., Gembruch, K., Koch, G., 2019. CITESwoodID - introduction [WWW Document]. Delta-Intkey. URL <https://www.delta-intkey.com/citeswood/en/intro.htm> (accessed 1.13.23).
- Rivallant, S., Bouvet, C., Hongkarnjanakul, N., 2013. Failure analysis of CFRP laminates subjected to Compression After Impact: FE simulation using discrete interface elements. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 55, 83–93. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2013.08.003>
- Rohumaa, A., Hunt, C.G., Hughes, M., Frihart, C.R., Logren, J., 2013. The influence of lathe check depth and orientation on the bond quality of phenol-formaldehyde – bonded birch plywood. *Holzforschung* 67, 779–786. <https://doi.org/10.1515/hf-2012-0161>

- Rohumaa, A., Viguier, J., Girardon, S., Krebs, M., Denaud, L., 2018. Lathe check development and properties: effect of log soaking temperature, compression rate, cutting radius and cutting speed during peeling process of European beech (*Fagus sylvatica* L.) veneer. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 1653–1661. <https://doi.org/10.1007/s00107-018-1341-9>
- Roignant, J., 2018. Biologie de développement du bois en réponse à des sollicitations mécaniques environnementales (PhD Thesis).
- Ross, R.J., Forest Products Laboratory USDA Forest Service, 2010. Wood handbook: wood as an engineering material (No. FPL-GTR-190). Forest Products Laboratory, Madison, WI. <https://doi.org/10.2737/FPL-GTR-190>
- Russo, A., Zuccarello, B., 2007. An accurate method to predict the stress concentration in composite laminates with a circular hole under tensile loading. *Mech. Compos. Mater.* 43, 359–376. <https://doi.org/10.1007/s11029-007-0033-z>
- Saavedra Flores, E.I., Saavedra, K., Hinojosa, J., Chandra, Y., Das, R., 2016. Multi-scale modelling of rolling shear failure in cross-laminated timber structures by homogenisation and cohesive zone models. *Int. J. Solids Struct.* 81, 219–232. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.11.027>
- Sacchetti, F., Groupe, W.J.B., Warnet, L.L., Villegas, I.F., 2018. Effect of cooling rate on the interlaminar fracture toughness of unidirectional Carbon/PPS laminates. *Eng. Fract. Mech.* 203, 126–136. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.02.022>
- Salmen, L., 1982. Temperature and Water Induced Softening Behaviour of Wood Fiber Based Materials 150.
- Sandhaas, C., Van de Kuilen, J.W., Blass, H.J., 2012. A 3D constitutive wood model using the concepts of continuum damage mechanics, in: CDROM Proceedings of the 6th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS 2012), Vienna University of Technology, Austria, ISBN. pp. 978–3.
- Sandy, D., 2018. LIBER [WWW Document]. Passionbricoover-Blogcom. URL <http://passionbrico.over-blog.com/2017/03/liber.html> (accessed 3.21.22).
- Sasaki, H., Abdullahi, A.A., 2001. Lumber: Laminated Veneer, in: Buschow, K.H.J. (Ed.), *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Elsevier, Amsterdam, pp. 4678–4680. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.01989-5>
- Schaffer, E.L., Jokerst, R.W., Moody, R.C., Peters, C.C., Tschernitz, J.L., Zahn, J.J., 1972. Feasibility of Producing a High-Yield Laminated Structural Product 23.
- Schlotzhauer, P., Wilhelms, F., Lux, C., Bollmus, S., 2018. Comparison of three systems for automatic grain angle determination on European hardwood for construction use. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 76, 911–923. <https://doi.org/10.1007/s00107-018-1286-z>
- Scoville, C.R., 2001. Characterizing the Durability of PF and pMDI Adhesive Wood Composites Through Fracture Testing (PhD Thesis). Virginia Tech, Blacksburg, Virginia.
- Sebaey, T.A., Blanco, N., Lopes, C.S., Costa, J., 2011. Numerical investigation to prevent crack jumping in Double Cantilever Beam tests of multidirectional composite laminates. *Compos. Sci. Technol.* 71, 1587–1592. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2011.07.002>
- Šebek, F., Kubík, P., Tippner, J., Brabec, M., 2021. Orthotropic elastic–plastic–damage model of beech wood based on split Hopkinson pressure and tensile bar experiments. *Int. J. Impact Eng.* 157, 103975. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2021.103975>

- Serra, J., Bouvet, C., Castanié, B., Petiot, C., 2017. Experimental and numerical analysis of Carbon Fiber Reinforced Polymer notched coupons under tensile loading. *Compos. Struct.* 181, 145–157. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.08.090>
- Serra, J., Bouvet, C., Castanié, B., Petiot, C., 2016. Scaling effect in notched composites: The Discrete Ply Model approach. *Compos. Struct.* 148, 127–143. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.03.062>
- Shams, Md.I., Yano, H., Endou, K., 2005. Compressive deformation of wood impregnated with low molecular weight phenol formaldehyde (PF) resin III: effects of sodium chlorite treatment. *J. Wood Sci.* 51, 234–238. <https://doi.org/10.1007/s10086-004-0638-y>
- Shupe, T.F., Hse, C.-Y., Choong, E.T., Groom, L.H., 1998. Effects of silvicultural practice and moisture content level on loblolly pine veneer mechanical properties. *For. Prod. J.* 47(11/12), 92–96.
- Siau, J.F., 1984. *Transport Processes in Wood*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- Siegel, C., Buchelt, B., Wagenführ, A., 2020. Application of the three-point bending test for small-sized wood and veneer samples. *Wood Mater. Sci. Eng.* 1–6. <https://doi.org/10.1080/17480272.2020.1814410>
- Silva, F.G.A., Xavier, J., Pereira, F.A.M., Morais, J.J.L., Dourado, N., Moura, M.F.S.F., 2013. Determination of cohesive laws in wood bonded joints under mode I loading using the DCB test. *Holzforschung* 67, 913–922. <https://doi.org/10.1515/hf-2013-0012>
- Sinha, A., Nairn, J.A., Gupta, R., 2012. The effect of elevated temperature exposure on the fracture toughness of solid wood and structural wood composites. *Wood Sci. Technol.* 46, 1127–1149. <https://doi.org/10.1007/s00226-012-0473-z>
- Skullestad, J.L., Bohne, R.A., Lohne, J., 2016. High-rise Timber Buildings as a Climate Change Mitigation Measure – A Comparative LCA of Structural System Alternatives. *Energy Procedia, Sustainable Built Environment Tallinn and Helsinki Conference SBE16* 96, 112–123. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2016.09.112>
- Sohrabi, A., Pourhosseinshahi, M., Mohammadi, B., 2023. Prediction of mode I fracture behavior of delaminated 0°/90 interface in cross-ply laminated composites from the SERR of classical unidirectional DCB specimen. *Compos. Struct.* 317, 117080. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117080>
- Song, J., Chen, C., Zhu, S., Zhu, M., Dai, J., Ray, U., Li, Yiju, Kuang, Y., Li, Yongfeng, Quispe, N., Yao, Y., Gong, A., Leiste, U.H., Bruck, H.A., Zhu, J.Y., Vellore, A., Li, H., Minus, M.L., Jia, Z., Martini, A., Li, T., Hu, L., 2018. Processing bulk natural wood into a high-performance structural material. *Nature* 554, 224–228. <https://doi.org/10.1038/nature25476>
- Šrajcar, J., Král, P., Čermák, M., Mazal, P., 2013. Structure Evaluation of Compressing of Spruce and Beech Plywoods Part 1: Microscopic Structure. *WOOD Res.* 58, 12.
- Stefanowski, S., Frayssinhes, R., Pinkowski, G., Denaud, L., 2020. Study on the in-process measurements of the surface roughness of Douglas fir green veneers with the use of laser profilometer. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 78, 555–564. <https://doi.org/10.1007/s00107-020-01529-6>
- Stoekel, F., Konnerth, J., Gindl-Altmutter, W., 2013. Mechanical properties of adhesives for bonding wood—A review. *Int. J. Adhes. Adhes.* 45, 32–41. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2013.03.013>

- Susainathan, J., Eyma, F., De Luycker, E., Cantarel, A., Castanié, B., 2020. Numerical modeling of impact on wood-based sandwich structures. *Mech. Adv. Mater. Struct.* 27, 1583–1598. <https://doi.org/10.1080/15376494.2018.1519619>
- Susainathan, J., Eyma, F., De Luycker, E., Cantarel, A., Castanié, B., 2017. Manufacturing and quasi-static bending behavior of wood-based sandwich structures. *Compos. Struct.* 182, 487–504. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.09.034>
- Susainathan, J.P., 2017. Development and characterization of Wood Based Eco-structure (PhD Thesis). Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse (INSA de Toulouse).
- Szekrényes, A., 2007. Delamination fracture analysis in the GII–GIII plane using prestressed transparent composite beams. *Int. J. Solids Struct.* 44, 3359–3378. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2006.09.029>
- Tabiei, A., Wu, J., 2000. Three-dimensional nonlinear orthotropic finite element material model for wood. *Compos. Struct.* 50, 143–149. [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(00\)00089-1](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(00)00089-1)
- Tamanna, K., Raman, S.N., Jamil, M., Hamid, R., 2020. Utilization of wood waste ash in construction technology: A review. *Constr. Build. Mater.* 237, 117654. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117654>
- Tan, S.-C., 1994. Stress concentrations in laminated composites. Technomic Pub. Co, Lancaster, Pa.
- Tang, S., Zhou, A., Li, J., 2021. Mechanical Properties and Strength Grading of Engineered Bamboo Composites in China. *Adv. Civ. Eng.* 2021, 1–13. <https://doi.org/10.1155/2021/6666059>
- Thibaut, B., Marchal, R., 2015. Tranchage et déroulage, in: *Mémento Du Forestier Tropical*. Quae, Versailles.
- Tinô, S., Fontes, R., De Aquino, E., 2014. Theories of failure average stress criterion and point stress criterion in notched fiber-reinforced plastic. *J. Compos. Mater.* 48, 2669–2676. <https://doi.org/10.1177/0021998313501920>
- Tinô, S.R.L., De Aquino, E.M.F., 2012. Notched GFRP: anisotropy, residual strength, and fracture characteristics. *J. Reinf. Plast. Compos.* 31, 29–40. <https://doi.org/10.1177/0731684411431121>
- Trcala, M., Suchomelová, P., Bošanský, M., Němec, I., 2024. A constitutive model considering creep damage of wood. *Mech. Time-Depend. Mater.* 28, 163–183. <https://doi.org/10.1007/s11043-024-09679-3>
- Triche, M.H., Hunt, M.O., 1993. Modeling of parallel-aligned wood strand composites. *For. Prod. J.* 43, 33.
- Trouy, M.-C., Triboulot, P., 2019. Matériau bois - Structure et caractéristiques. *Superstructures Bâtim.* <https://doi.org/10.51257/a-v4-c925>
- Tsai, S.W., 1965. *Strength Characteristics of Composite Materials*.
- Tsai, S.W., Wu, E.M., 1971. A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *J. Compos. Mater.* 5, 58–80. <https://doi.org/10.1177/002199837100500106>
- Ueda, K., 1971. Elastic Constants of Solid Wood and of Plywood. *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.* 20, 1181–1187. <https://doi.org/10.2472/jsms.20.1181>
- Vick, C.B., Okkonen, E.A., 1998. Strength and Durability of One-Part Polyurethane Adhesive Bonds to Wood. *For. Prod. J.* 48, 6.
- Viguié, J., Bourgeay, C., Rohumaa, A., Pot, G., Denaud, L., 2018. An innovative method based on grain angle measurement to sort veneer and predict mechanical properties of beech laminated veneer lumber. *Constr. Build. Mater.* 181, 146–155. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.050>

- Viguiier, J., Marcon, B., Butaud, J.C., Denaud, L., Collet, R., 2021. Panel Shear of Plywood in Structural Sizes - Assessment Improvement Using Digital Image Correlation. *Exp. Tech.* <https://doi.org/10.1007/s40799-020-00430-4>
- Vratuša, S., Kariž, M., Ayrilmis, N., Kuzman, M.K., 2017. Finite element simulations of the loading and deformation of plywood seat shells. *Eur. J. Wood Wood Prod.* 75, 729–738. <https://doi.org/10.1007/s00107-017-1160-4>
- Wallace, C.A., Saha, G.C., Afzal, M.T., Lloyd, A., 2019. Experimental and computational modeling of effective flexural/tensile properties of microwave pyrolysis biochar reinforced GFRP biocomposites. *Compos. Part B Eng.* 175, 107180. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.107180>
- Wang, B.J., 2007. Experimentation and modeling of hot pressing behaviour of veneer-based composites (PhD Thesis). University of British Columbia. <https://doi.org/10.14288/1.0074973>
- Wang, H., Ramakrishnan, K.R., Shankar, K., 2016. Experimental study of the medium velocity impact response of sandwich panels with different cores. *Mater. Des.* 99, 68–82. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.03.048>
- Wang, J., Callus, P.J., Bannister, M.K., 2004. Experimental and numerical investigation of the tension and compression strength of un-notched and notched quasi-isotropic laminates. *Compos. Struct.* 64, 297–306. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2003.08.012>
- Wang, T., Wang, Y., Crocetti, R., Wålinder, M., 2022. In-plane mechanical properties of birch plywood. *Constr. Build. Mater.* 340, 127852. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127852>
- Wang, W., 2007. Influence of wood characteristics and processing parameters on adhesive penetration and failure characteristics of glued joints. Library and Archives Canada = Bibliothèque et Archives Canada, Ottawa.
- Wang, Y.-T., Lam, F., 1998. Computational modeling of material failure for parallel-aligned strand based wood composites. *Comput. Mater. Sci.* 11, 157–165. [https://doi.org/10.1016/S0927-0256\(97\)00214-0](https://doi.org/10.1016/S0927-0256(97)00214-0)
- Wei, P., Rao, X., Wang, B.J., Dai, C., 2015. A modified theory of composite mechanics to predict tensile modulus of resinated wood. *Wood Res.* 60, 16.
- Wei, P., Wang, B.J., Wan, X., Chen, X., 2019. Modeling and prediction of modulus of elasticity of laminated veneer lumber based on laminated plate theory. *Constr. Build. Mater.* 196, 437–442. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.137>
- Whitney, J.M., Nuismer, R.J., 1974. Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. *J. Compos. Mater.* 8, 253–265. <https://doi.org/10.1177/002199837400800303>
- Wilczyński, M., Warmbier, K., 2012. Elastic moduli of veneers in pine and beech plywood. *Drew. Pr. Nauk. Doniesienia Komun.* 55, 47–57.
- Wimmers, G., 2017. Wood: a construction material for tall buildings. *Nat. Rev. Mater.* 2, 17051. <https://doi.org/10.1038/natrevmats.2017.51>
- Wu, C., Vahedi, N., Vassilopoulos, A.P., Keller, T., 2020. Mechanical properties of a balsa wood veneer structural sandwich core material. *Constr. Build. Mater.* 265, 120193. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120193>
- Wu, Q., Cai, Z., Lee, J.N., 2005. Tensile and dimensional properties of wood strands made from plantation southern pine lumber. *For. Prod. J.* 7.

- Wysmulski, P., 2023. Failure Mechanism of Tensile CFRP Composite Plates with Variable Hole Diameter. *Materials* 16, 4714. <https://doi.org/10.3390/ma16134714>
- Xavier, J., Morais, J., Dourado, N., De Moura, M.F.S.F., 2011. Measurement of Mode I and Mode II Fracture Properties of Wood-Bonded Joints. *J. Adhes. Sci. Technol.* 25, 2881–2895. <https://doi.org/10.1163/016942411X576563>
- Xavier, J., Oliveira, M., Morais, J., Pinto, T., 2009. Measurement of the shear properties of clear wood by the Arcan test 63, 217–225. <https://doi.org/10.1515/HF.2009.034>
- Xavier, J.C., Garrido, N.M., Oliveira, M., Morais, J.L., Camanho, P.P., Pierron, F., 2004. A comparison between the Iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization of Pinus Pinaster Ait. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 35, 827–840. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2004.01.013>
- Yamada, S.E., Sun, C.T., 1978. Analysis of Laminate Strength and Its Distribution. *J. Compos. Mater.* 12, 275–284. <https://doi.org/10.1177/002199837801200305>
- Yamasaki, M., Sasaki, Y., 2010. Determining Young's modulus of timber on the basis of a strength database and stress wave propagation velocity I: an estimation method for Young's modulus employing Monte Carlo simulation. *J. Wood Sci.* 56, 269–275. <https://doi.org/10.1007/s10086-010-1108-3>
- Yan, Y., Wen, W.-D., Chang, F.-K., Shyprykevich, P., 1999. Experimental study on clamping effects on the tensile strength of composite plates with a bolt-filled hole. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 30, 1215–1229. [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(99\)00002-0](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(99)00002-0)
- Ye, J., Fivet, C., 2020. The zaojing: review of a unique wooden construction typology. *Int. J. Constr. Hist. Soc.* 35, 22–49. <https://doi.org/10.5281/zenodo.3941502>
- Yoshihara H., 2011. Measurement of the In-Plane Shear Modulus of Plywood by Tension Test of  $[\pm 45]$  Off-Axis Specimen. *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. Ser. A* 77, 670–678. <https://doi.org/10.1299/kikaia.77.670>
- Yoshihara, H., 2009. Poisson's ratio of plywood measured by tension test. *Holzforschung* 63. <https://doi.org/10.1515/HF.2009.092>
- Yoshihara, H., Kawamura, T., 2006. Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 37, 2105–2113. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.12.001>
- Yoshihara, H., Kondo, H., 2013. Effect of Specimen Configuration and Lamination Construction on the Measurement of the In-plane Shear Modulus of Plywood Obtained by the Asymmetric Four-point Bending Test. *BioResources* 8, 3858–3868. <https://doi.org/10.15376/biores.8.3.3858-3868>
- Yoshihara, H., Kubojima, Y., Nagaoka, K., Ohta, M., 1998. Measurement of the shear modulus of wood by static bending tests. *J. Wood Sci.* 44, 15–20. <https://doi.org/10.1007/BF00521869>
- Young, W.C., Budynas, R.G., Roark, R.J., 2011. *Roark's formulas for stress and strain*, 7. ed., reprint. ed, McGraw-Hill international edition, General engineering series. McGraw-Hill, New York.
- Youngquist, J.A., Laufenberg, T.L., Bryant, B.S., 1984. End jointing of laminated veneer lumber for structural use. *For. Prod. J.* 34, 25–32.
- Zahedi, M., Kazemi Najafi, S., Füssl, J., Elyasi, M., 2022. Determining elastic constants of poplar wood (*Populus deltoides*) by ultrasonic waves and its application in the finite element analysis. *Wood Mater. Sci. Eng.* 17, 668–678. <https://doi.org/10.1080/17480272.2021.1925962>

- Zerbst, D., Liebold, C., Gereke, T., Haufe, A., Clauß, S., Cherif, C., 2020. Modelling Inhomogeneity of Veneer Laminates with a Finite Element Mapping Method Based on Arbitrary Grayscale Images. *Materials* 13, 2993. <https://doi.org/10.3390/ma13132993>
- Zhao, Y., Li, Z., Xu, B., 2017. Mixed-mode (I/II) interlaminar fracture of glued-laminated timber. *Mater. Des.* 131, 210–218. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.05.070>
- Zobel, B.J., Jett, J.B., 1995. The Importance of Wood Density (Specific Gravity) and Its Component Parts, in: *Genetics of Wood Production*, Springer Series in Wood Science. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 78–97. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-79514-5\\_4](https://doi.org/10.1007/978-3-642-79514-5_4)







# Annexe I : Caractéristiques du peuplier

## PEUPLIER

Page 1/4

Famille : SALICACEAE (angiosperme)  
Nom(s) scientifique(s) : Populus spp.  
Restrictions commerciales : pas de restriction commerciale  
Notes : Les PEUPLIERS sont originaires de la zone tempérée de l'hémisphère Nord. Ils ont une croissance rapide et de multiples débouchés. Ces caractéristiques les ont désignés comme bois de plantation bien au-delà de leur aire d'origine. Pour ces plantations, plusieurs cultivars sont utilisés (variétés obtenues en culture).

### DESCRIPTION DU BOIS

### DESCRIPTION DE LA GRUME

Couleur référence : blanc  
Aubier : non distinct  
Grain : fin  
Fil : droit  
Contrefil : absent  
Notes : Le bois est blanc, souvent griseâtre ou teinté brun très pâle. L'aubier est peu à non distinct suivant les espèces. Le fil est parfois légèrement ondulé.

Diamètre : de 30 à 60 cm  
Épaisseur de l'aubier :  
Flottabilité : sans objet  
Conservation en forêt : faible (doit être traité)

### PROPRIÉTÉS PHYSIQUES

### PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES ET ACOUSTIQUES

Les propriétés indiquées concernent les bois arrivés à maturité. Ces propriétés peuvent varier de façon notable selon la provenance et les conditions de croissance des bois.

	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type
Densité*	0,45		Contrainte de rupture en compression*	35 MPa
Dureté monnin*	1,3		Contrainte de rupture en flexion statique*	62 MPa
Coeff. de retrait volumique :	0,45 %		Module d'élasticité longitudinal*	9800 MPa
Retrait tangentiel total (RT) :	8,3 %			
Retrait radial total (RR) :	4,8 %			(* : à 12% d'humidité, avec 1 MPa = 1 N/mm <sup>2</sup> )
Ratio RT/RR :	1,7			
Pt de saturation des fibres :	30 %			
Stabilité en service :	moyennement stable			

### DURABILITÉ NATURELLE ET IMPRÉGNABILITÉ DU BOIS

Les résistances aux champignons et aux termites mentionnées correspondent à des utilisations sous climat tempéré. Sauf mention particulière relative à l'aubier, les caractéristiques de durabilité concernent le duramen des bois arrivés à maturité ; l'aubier doit toujours être considéré comme non durable vis-à-vis des agents de dégradation biologique du bois.

Champignons : classe 5 - non durable  
Insectes de bois sec : duramen durable mais aubier peu distinct  
Termites : classe 5 - sensible  
Imprégnabilité : classe 3 - peu imprégnable  
Classe d'emploi : classe 1 - à l'intérieur (pas de risque d'humidification)  
Essence couvrant la classe 5 : Non

Notes : Cette essence est mentionnée dans la norme NF EN 350-2 (juillet 1994).  
L'imprégnabilité du duramen est variable, celle de l'aubier est variable également mais bonne.

### NÉCESSITÉ D'UN TRAITEMENT DE PRÉSERVATION

Contre les attaques d'insectes de bois sec : ce bois nécessite un traitement de préservation adapté  
En cas d'humidification temporaire : ce bois nécessite un traitement de préservation adapté  
En cas d'humidification permanente : l'utilisation de ce bois n'est pas conseillée

**SÉCHAGE**

---

Vitesse de séchage : rapide à normale  
Risque de déformation : peu élevé  
Risque de cémentation : oui  
Risque de gerces : peu élevé  
Risque de collapse : oui

Table de séchage suggérée : 3

Humidité bois (%)	Température (°C)		Humidité air (%)
	sèche	humide	
Vert	60	56	81
30	68	58	61
20	74	60	51
15	80	61	41

Table donnée à titre indicatif pour des épaisseurs inférieures ou égales à 38 mm.  
Elle est à valider par une mise en application dans le respect des règles de l'art.  
Pour des épaisseurs comprises entre 38 et 75 mm, l'humidité relative de l'air serait à augmenter de 5% à chaque étape.  
Pour des épaisseurs supérieures à 75 mm, l'augmentation serait de 10%.

---

**SCIAGE ET USINAGE**

---

Effet désaffûtant : normal  
Denture pour le sciage : acier ordinaire ou allié  
Outils d'usinage : ordinaire  
Aptitude au déroulage : bonne  
Aptitude au tranchage : bonne

Notes : Les outils doivent être particulièrement bien affûtés sinon surfaces sciées ou usinées risquent d'être pelucheuses.

---

**ASSEMBLAGE**

---

Clouage vissage : bonne tenue  
Collage : correct

Notes : Bois peu fissile au clouage ; assez absorbant lors du collage.

---

**CLASSEMENTS COMMERCIAUX**

---

Classement d'aspect des produits sciés : Selon la norme NF EN 975-2 (Novembre 2004)  
Classements possibles pour les avivés : choix 1, choix 2, choix 3, choix 4

Classement visuel de structure : Bois présentant commercialement un marquage CE avec le classement de structure possible C18 ou C24 dans le cadre de la norme NF EN 14081 (mai 2006).

---

**RÉACTION AU FEU**

---

Classement conventionnel français : Épaisseur > 14 mm : M.3 (moyennement inflammable)  
Épaisseur < 14 mm : M.4 (facilement inflammable)

Classement selon euroclasses : D s2 d0

Ce classement par défaut concerne les bois massifs répondant aux exigences de la norme NF EN 14081-1 annexe C (mai 2006), utilisés en paroi verticale. A savoir bois de structure, classé, de densité moyenne minimale 0,35 et d'épaisseur minimale 22 mm.

---

**UTILISATIONS**

---

Intérieur de contreplaqué  
Emballage-caisserie  
Meuble courant ou éléments  
Allumettes  
Panneaux de fibre ou de particules

Face ou contreface de contreplaqué  
Charpente légère  
Moulure  
Pâte à papier

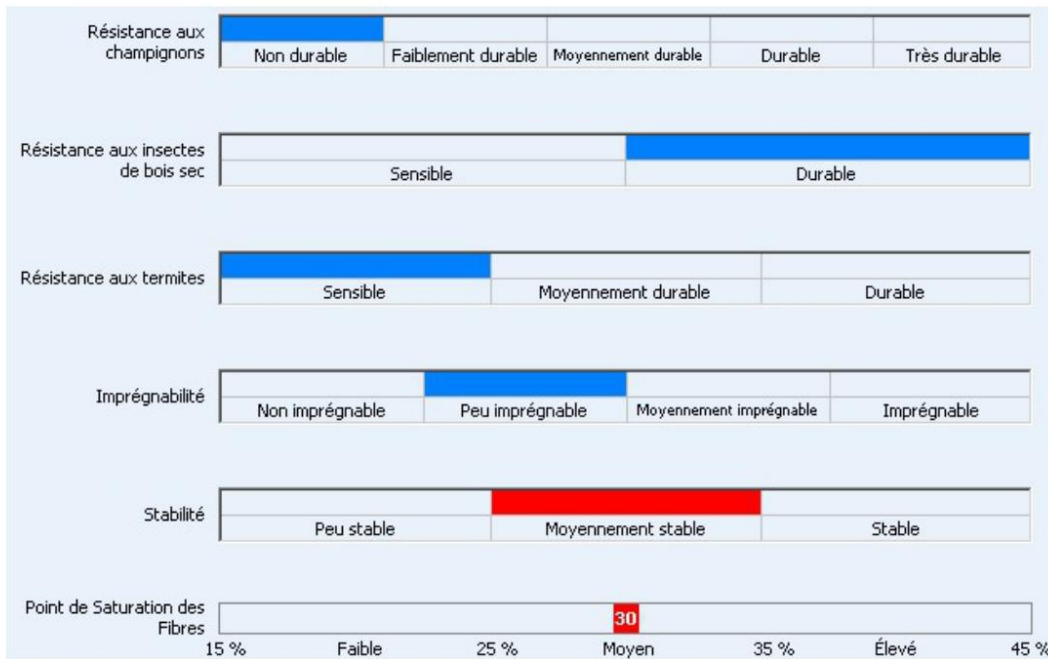
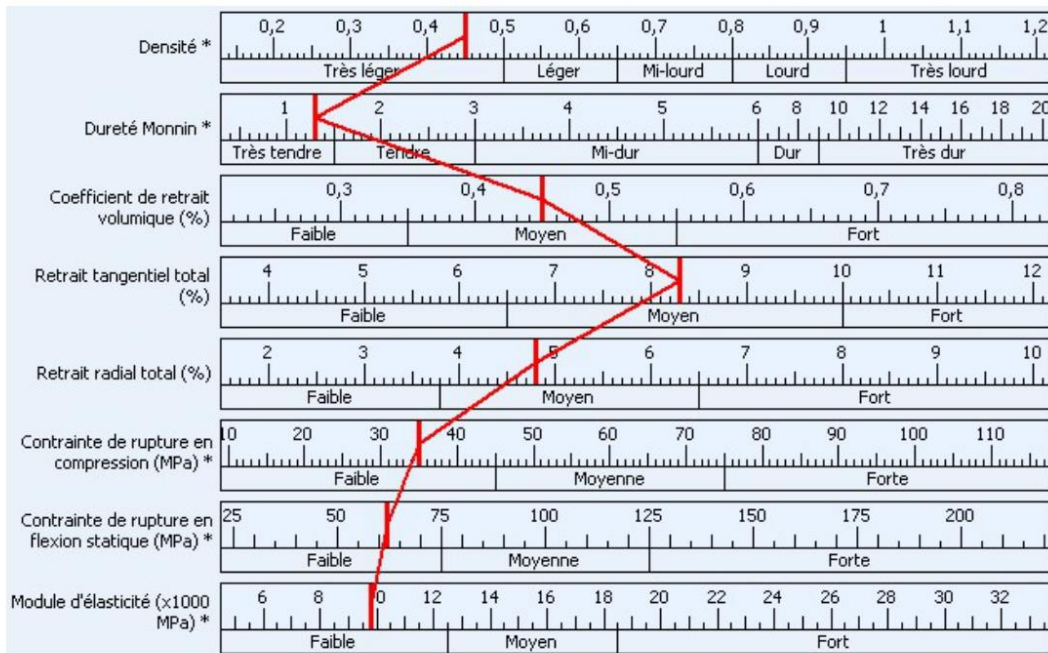
Notes : La forte tendance du PEUPLIER à pelucher rend sa finition délicate.

---

## PRINCIPALES APPELLATIONS

---

<u>Pays</u>	<u>Appellation</u>	<u>Pays</u>	<u>Appellation</u>
Allemagne (bois tempérés)	PAPPEL	Espagne (bois tempérés)	ALAMO
France (bois tempérés)	PEUPLIER	Italie (bois tempérés)	PIOPPPO
Royaume-Uni (bois tempérés)	POPLAR	États-Unis (bois tempérés)	COTTONWOOD



# Annexe II : Fiche technique de la colle

Compétence **PUR**



## Colle PUR 510.0 Fiberbond

Colle monocomposante à base de polyuréthane

### Domaine d'application

- Collage d'éléments portants en bois selon les normes DIN EN 14080 : 2013 (panneau en bois lamellé-collé) et DIN EN 15497 : 2014 (aboutage) en bois résineux (pin, sapin et épicéa)
- Fabrication d'assemblages portants en bois résineux suivant les normes en vigueur (abZ) Z-9.1-668



### Caractéristiques du collage

- Le joint de colle est très clair et discret, très résistant à la chaleur et présente de très bonnes valeurs de résistance
- Répond au groupe de colles I selon DIN EN 15425 : 2008
- Le collage répond au groupe de contraintes D4 selon DIN EN 204 (testé en usine)
- Pour une utilisation en extérieur, veiller à une protection de surface adaptée

### Caractéristiques de la colle

**Base :** polyuréthane  
**Densité :** env. 1,12 g/cm<sup>3</sup>  
**Couleur :** blanc à jaunâtre  
**Viscosité :**  
**-Brookfield RVT** env. 7.000 mPa.s  
**Consistance :** bien fluide

**Identification :** soumise à une identification selon les normes en vigueur en Union Européenne. Contient du 4,4' diphénylméthane diisocyanate (consulter notre fiche de données de sécurité).

**Indication :** uniquement à usage professionnel

### Application

#### Conditions d'application:

La température ambiante et la température des matériaux à coller doit être de min. + 20 °C. Pour les collages portants, l'humidité du bois doit se situer entre 8 % et 15 %. Respecter les normes pour les produits de construction en vigueur. Pour les collages non portants, l'humidité du bois doit se situer entre minimum 6 % et maximum 15%.

Les surfaces à encoller doivent être propres, exemptes de graisse et d'anti-adhérent.

#### Méthodes d'application:

- Spatule ou un rouleau manuel
- Encolleuse automatique

Veiller à ce que le système soit hermétique sur toute sa longueur, afin de protéger la colle contre l'humidité.

#### Application de la colle:

Une simple enduction est suffisante

**Grammage :** minimum 200 à 300 g/m<sup>2</sup> en fonction de la nature du support.

Lors du pressage, la colle doit légèrement perler, indice d'un grammage suffisant.

#### Temps ouvert: env. 60 mn à 20°C

Ce temps est réduit si la température ambiante, l'humidité de l'air ou l'apport en humidité augmente. Veiller à ce que le pouvoir adhésif de la colle soit encore suffisant au moment du pressage.

#### Durcissement:

Par réaction avec l'humidité (contenue dans l'air ou le matériau), la colle durcit, en moussant légèrement, en une pellicule mi-dure résistant à l'eau.

#### Pressage des pièces:

Avant la mise en œuvre de la colle, nettoyer toutes les pièces de machine entrant en contact avec la colle avec notre anti-adhérent KLEIBERIT 885.0.

Le processus de réticulation de la colle doit s'effectuer à une pression qui garantisse un contact suffisant des surfaces à encoller.

La pression nécessaire dépend du type et de la taille des pièces à usiner. Elle ne doit pas être inférieure à 0,6 N/mm<sup>2</sup>. Veiller à un bon ajustement des joints (épaisseur max. des joints 0,3 mm).



## Colle PUR 510.0 Fiberbond

### Temps de pressage:

Ces temps dépendent fortement de la température, de l'apport d'humidité et de l'épaisseur du joint. La durée de pressage minimum pour des pièces droites à une humidité du bois moyenne de 12 % et un climat ambiant de 20°C et 65 % d'humidité relative est de 4,5 heures.

Les durées de pressage exactes doivent être déterminées en fonction des applications, des conditions de travail et en accord avec nos conseillers techniques.

### Temps de prise après pressage

Après le pressage les pièces doivent encore être stockées pendant 1 à 2 jours à 20°C environ. Elles ont alors atteint leur résistance finale.

### Remarque

Pour garantir une qualité de collage très élevée, nous recommandons l'installation d'un système de contrôle approprié. Pour la fabrication d'éléments de construction selon les normes pour l'harmonisation européenne des produits de construction en vigueur, un système de contrôle approprié doit répondre à la norme de produit correspondante.

Pour le collage d'éléments de construction selon abZ Z-9.1-668 respecter les directives de l'agrément.

### Nettoyage

Les restes de colle PUR non durcis peuvent être éliminés avec le nettoyant KLEIBERIT 820.0 sans toluène. Les restes de colle PUR durcis sur les machines ou les outils ne peuvent être éliminés que par grattage mécanique.

### Conditionnement

#### KLEIBERIT 510.0

Carton de 6 bouteilles doseuses de	0,8 kg net
Jerrycan métallique de	5 kg net
Seau métallique de	8 kg net
Bidon métallique de	30 kg net
Fût métallique de	210 kg net

#### KLEIBERIT Nettoyant 820.0 sans toluène :

Bidon métallique de	22 kg net
---------------------	-----------

#### KLEIBERIT anti-adhérent 885.0:

Seau en matière plastique de	5 kg net
------------------------------	----------

Autres conditionnements sur demande

### Stockage

KLEIBERIT 510.0 peut être stockée dans son emballage d'origine fermé hermétiquement pendant env. 3 mois à une température de 20°C.

La colle doit être stockée dans un endroit frais et sec, à l'abri de toute humidité.

Ne craint pas le gel à des températures supérieures à -20°C.

Avant l'application, porter la colle KLEIBERIT 510.0 à température ambiante.

Tout emballage entamé doit être utilisé assez rapidement.

TC 28.08.2018 ; remplace les versions précédentes.

#### Élimination des déchets

Les déchets de colle et les emballages doivent être éliminés ou évacués selon les prescriptions des autorités nationales et locales. Nos emballages sont recyclables.

#### Service

Notre Service Technique se tient à votre entière disposition pour résoudre vos problèmes de collage. Les indications données ci-dessus se fondent sur nos expériences actuelles et sont à considérer comme informations sans engagement de notre part. Nous vous recommandons de procéder à des essais pour vérifier si notre produit convient à vos besoins. Notre garantie n'exécède pas la valeur de notre produit et ne peut résulter des indications précédentes. Ceci vaut également pour les informations données gratuitement et sans engagement par notre Service Technique.

---

# Annexe III : Mise en œuvre des plaques de LVL et des éprouvettes

---

Cette annexe présente l'ensemble des étapes relatives à la mise en œuvre des éprouvettes caractérisées lors de cette thèse. Ces éprouvettes sont toutes fabriquées à partir des placages de bois de peuplier Koster (*Populus × canadensis*), d'une épaisseur de 1 mm, fournis par le laboratoire LaBoMaP de Cluny.

Afin de concevoir les différentes éprouvettes d'essais en partant des placages, il est nécessaire de fabriquer divers panneaux de LVL. Ces LVL seront, par la suite, découpés pour fabriquer les éprouvettes à caractériser. Les différentes phases de fabrication seront détaillées dans cette annexe. La Figure 170 illustre la différence entre un placage, un LVL (ensemble de placages assemblés par collage) et une éprouvette (découpée dans un LVL) (Figure 170).

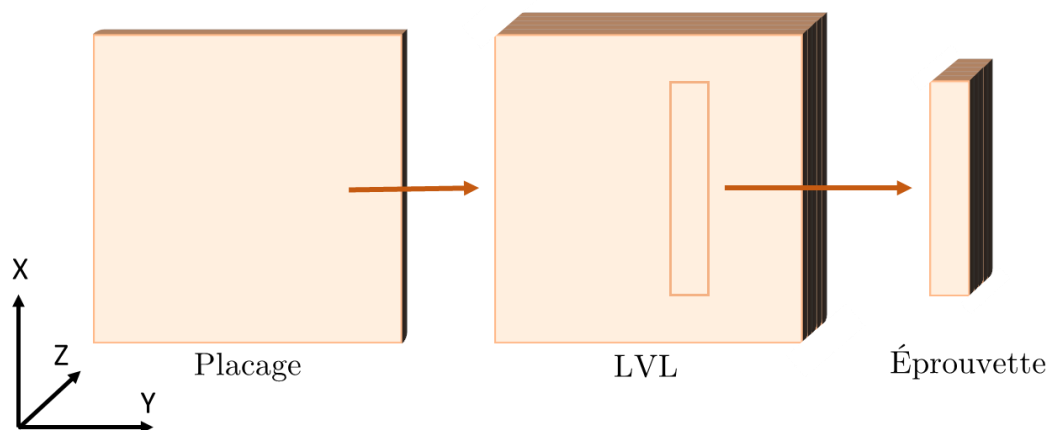
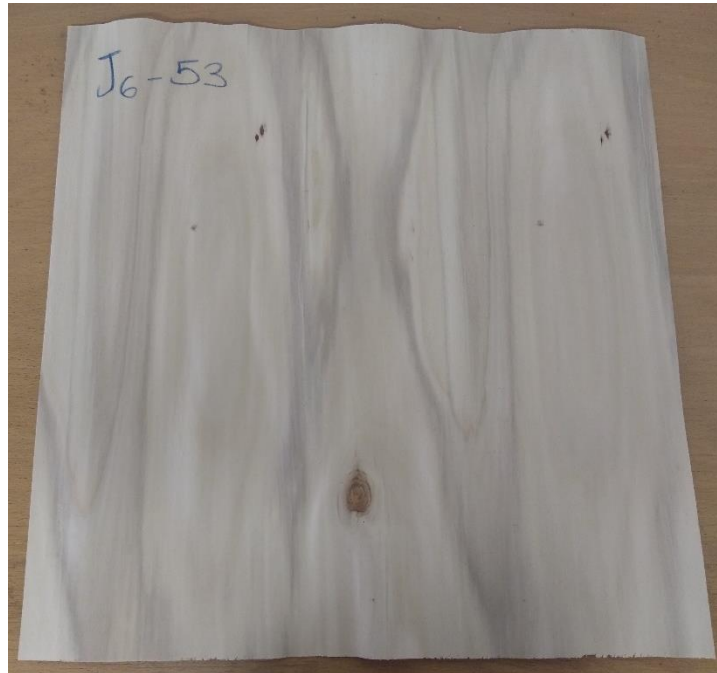


Figure 170 – Représentation d'un placage, d'un LVL et d'un spécimen

## 1. Préparation des placages

Afin de fabriquer des LVL, les placages utilisés sont choisis de manière aléatoire, en essayant d'avoir des placages de différentes provenances afin de ne pas caractériser un seul billon, mais plutôt de caractériser le comportement moyen de notre ressource. Les placages contenant du bois juvénile sont toutefois écartés, en effet, les propriétés du bois juvénile ne sont pas identiques à celle du bois mature (Figure 171). Les placages endommagés, fissurés ou trop ondulés sont aussi écartés.





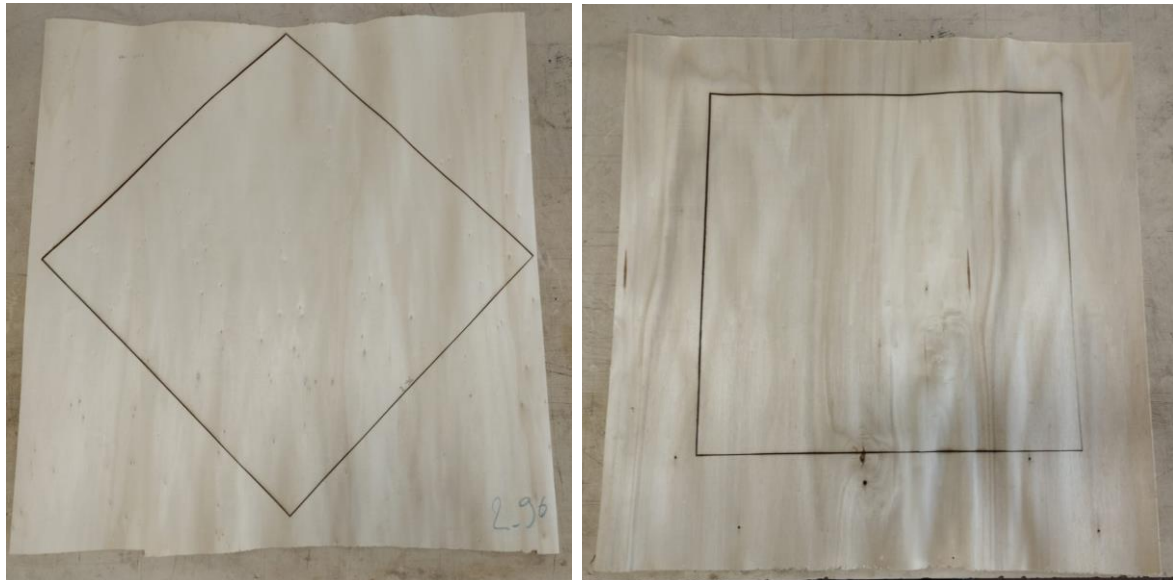
**Figure 171 – Placage présentant du bois juvénile (bois de couleur gris)**

Dans le cas où le LVL à fabriquer contient des plis à  $\pm 45^\circ$ , une étape de préparation supplémentaire est nécessaire. En effet, pour la fabrication de LVL n'ayant que des plis à  $0^\circ$  ou  $90^\circ$ , il est facile de positionner et d'aligner les bords des différents plis. Cependant, la présence de plis à  $\pm 45^\circ$  complexifie la mise en position de ces derniers. Le choix est donc fait redécouper, grâce à une machine de découpe laser CO<sub>2</sub> GBOS Série D (Figure 171), des plis carrés de  $410 \times 410 \text{ mm}^2$  (Figure 173).



**Figure 172 – Machine de découpe laser CO<sub>2</sub> GBOS Série D**

Ces « sous-placages » découpés aux angles souhaités, dans les placages fournis par le LaBoMaP, permettront par la suite de positionner plus facilement les différents plis, en fonction de l'orientation souhaitée, pour la fabrication des LVL.



**Figure 173 – Placages découpés au laser**

Une fois les placages préparés, ils sont regroupés par lots pour chaque plaque de LVL qui doit être fabriquée. Les placages sont aussi pesés et mesurés, afin de connaître leur densité.

## **2. Fabrication des LVL**

Une fois les placages sélectionnés et préparés, le LVL peut être fabriqué. La colle à bois utilisée pour fabriquer ces LVL est la Kleiberit PUR 510 FIBERBOND (Annexe II) : une colle monocomposante à base de polyuréthane qui durcit par réaction avec l'humidité. La quantité de colle utilisée (préconisée par le fabricant) est de 250 g/m<sup>2</sup>. La colle est étalée avec une spatule, cette dernière permet de mieux répartir la colle pour homogénéiser sa mise en place (Figure 174). Lors de chaque étape de fabrication des LVL, des placages témoins sont pesés, ces derniers seront ensuite passés à l'état anhydre et serviront de référence pour connaître l'humidité des placages utilisés pour la fabrication des LVL au moment du collage. En effet, d'après les recommandations du fabricant de colle, il faut que l'humidité des placages se trouve entre 8% et 15%. Un placage trop sec ne se collera pas bien avec la colle PUR.



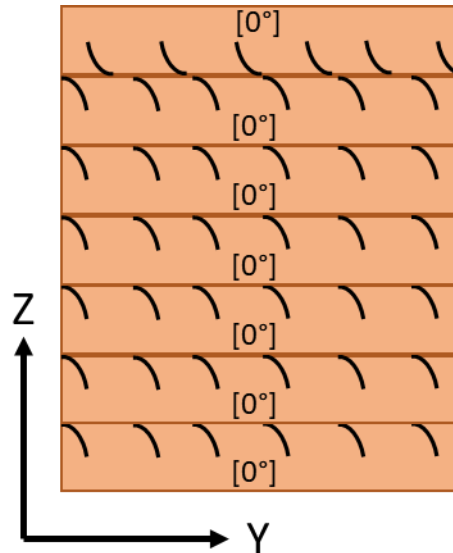
**Figure 174 – Homogénéisation de la répartition de la colle à l'aide d'une spatule crantée**

Les placages encollés sont ensuite emballés dans un film séparateur. Ce dernier permet de sortir facilement la plaque de la presse, afin que la colle n'adhère pas aux plaques en acier. Les plaques en acier sont mises de part et d'autre des placages encollés pour que l'on ne soit pas en contact direct avec la presse. Les placages sont ensuite pressés à 10 bars et à 25°C pendant 5 heures, grâce à une presse MIB Hydraulique PA 200, pour obtenir le LVL (recommandations fournies sur la fiche technique de la colle) (Figure 175).



**Figure 175 – Presse hydraulique MIB Hydraulique PA 200 présente à l'ICA**

Lors de l'empilage, les faces présentant des fissures de déroulage sont placées sur des faces saines, à l'exception des plis extérieurs dont les faces fissurées sont orientées vers l'intérieur du LVL. Cet empilement est appelé « tight side out and loose side in ». C'est généralement ce montage qui est utilisé dans l'industrie pour la fabrication des contreplaqués (Leggate et al., 2017). La Figure 176 illustre l'empilement utilisé pour un LVL [0°]<sub>7</sub>.



**Figure 176 – Empilement des placages pour les éprouvettes  $[0^\circ]_7$**

Une fois les plaques finalisées, les LVL sont pesés. Cette dernière pesée permet, en connaissant les masses des placages utilisés pour la conception, de remonter à la quantité de colle réellement utilisée. Cela nous permet de valider que la quantité de colle utilisée est bien de  $250 \text{ g/m}^2$ . Les plaques sont ensuite découpées afin d'obtenir les éprouvettes que l'on souhaite caractériser.

### **3. Fabrication des éprouvettes**

Afin d'obtenir les éprouvettes à caractériser, les LVL ont été découpés soit avec une machine de découpe laser soit une scie circulaire Paolini P150 (Figure 177).



**Figure 177 – Scie circulaire Paolini P150**

Pour chaque plaque, on veille à garder une marge de 40 mm à chaque extrémité de la plaque pour éviter les effets de bords. La Figure 178 illustre une plaque de LVL (QI\_4) avant qu'elle ne soit découpée. La Figure 179 illustre cette même plaque après découpe, ainsi que les 11 éprouvettes fabriquées à partir de cette plaque.

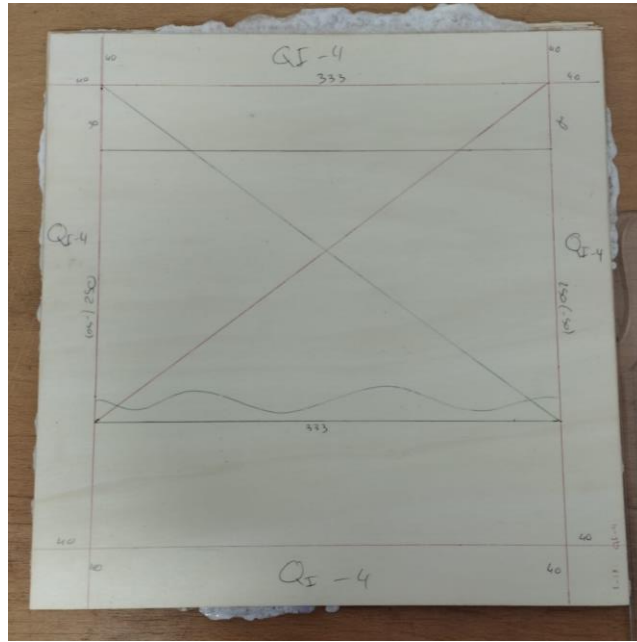


Figure 178 – LVL avant la découpe à la scie circulaire

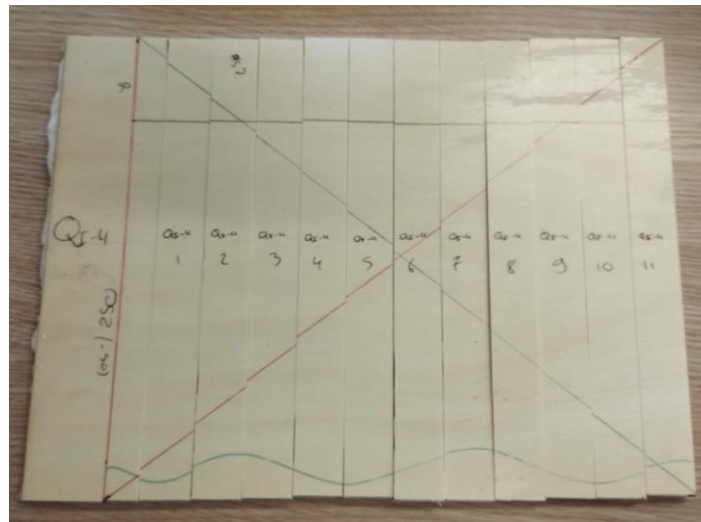


Figure 179 – LVL après la découpe à la scie circulaire

La Figure 180 illustre un LVL découpé grâce à une machine de découpe au laser.



Figure 180 – LVL après la découpe au laser

### 3.1. Éprouvette d'essais de traction

Une fois les éprouvettes découpées, dans le cas d'éprouvettes de traction, des talons de 50mm de long sont ajoutés à chaque extrémité de sorte à limiter les concentrations de contrainte, et donc la rupture, dans les mors de la machine d'essai. Pour des éprouvettes de moins de 5 mm, les talons sont des talons en bois de 1mm d'épaisseur ; pour les éprouvettes de plus de 5mm, les talons sont des talons en aluminium de 1mm d'épaisseur. Pour la fabrication d'éprouvettes trouées, le trou est réalisé avant la pose des talons à l'aide d'une perceuse à colonne.

Pour le collage des talons en bois, on utilise la colle Kleiberit PUR 510 FIBERBOND comme pour la fabrication des LVL. Pour le collage des talons en aluminium, on utilise une colle époxy bi-composante, la résine Sicomin SR7300 et son durcisseur Sicomin SD7303. Des serre-joints sont placés pour que les talons ne bougent pas pendant le séchage. L'ensemble est laissé pour séchage pendant au moins 6h. Un montage a été confectionné pour permettre de coller plusieurs éprouvettes avec deux serre-joints, en isolant les éprouvettes les unes des autres avec un film antiadhésif (Figure 181).



Figure 181 – Collage des talons sur des éprouvettes de traction

### 3.2. Eprouvettes d'essai DCB

Dans le cas des essais DCB, pour caractériser la propagation de fissure en mode I, il faut établir la solution technologique qui va permettre de relier les éprouvettes à la machine d'essais. Dans ces travaux le choix est fait d'utiliser des blocs de fixation (Figure 182).

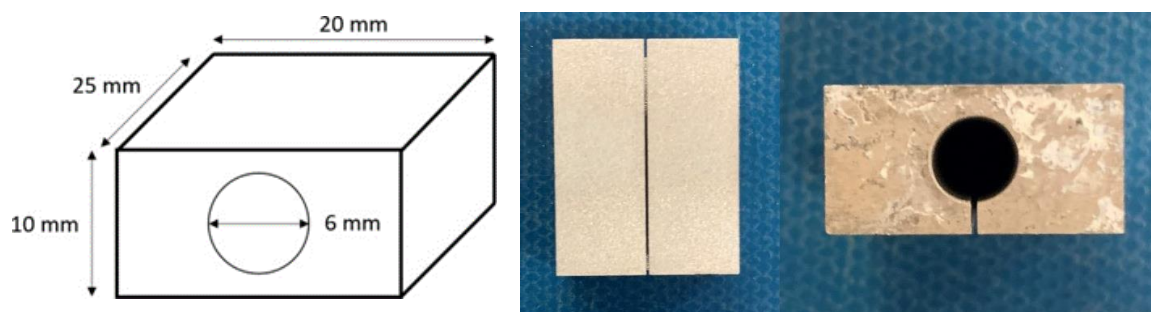


Figure 182 – Bloc de fixation pour les essais DCB

Ces blocs en aluminium sont usinés puis collés aux éprouvettes grâce à la résine époxy bi-composante multiusage Araldite 2011, qui est adaptée au collage entre l'aluminium et le

bois. Une différence subsiste entre le bloc usiné et celui illustré (Figure 182). En effet, pour réduire le nombre d'opérations lors de l'usinage par électroérosion, on réalise une rainure sur la face collée du bloc. Cela ne doit pas avoir d'influence sur la qualité de l'essai.

Les blocs de fixation sont ensuite placés sur l'éprouvette. L'ensemble, éprouvettes et blocs de fixation, est placé sur une cornière où un agent démoulant a été appliqué. L'éprouvette est placée de sorte que la face utile pour la corrélation d'image soit contre la cornière, afin d'avoir une face la plus plane possible entre les talons et les éprouvettes. Des pinces ou serre-joints sont placés pour que les talons ne bougent pas pendant le séchage. L'ensemble est laissé pour séchage pendant 24h (Figure 183).

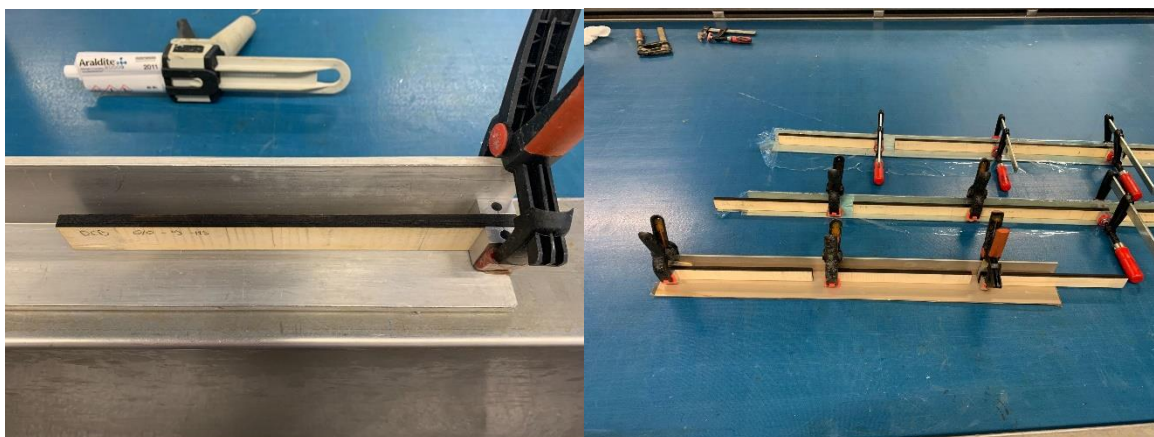


Figure 183 – Collage des blocs de fixation sur des éprouvettes DCB

#### 4. Préparation des éprouvettes

Afin d'utiliser de la corrélation d'image ou de la stéréo-corrélation d'image, il est nécessaire de réaliser un mouchetis sur les éprouvettes. Pour ce faire, le mouchetis est réalisé à la bombe de peinture noire mate directement sur nos éprouvettes (Figure 184).



Figure 184 – Mouchetis sur des éprouvettes de traction trouées

Pour réaliser les mouchetis, on se place à bonne distance, en ne dirigeant pas directement le spray sur les éprouvettes. De cette manière, seules les petites gouttes de peintures se déposent sur les éprouvettes et on obtient un mouchetis régulier. Dans le cas où

le mouchetis ne ressort pas suffisamment, une première couche de peinture blanche peut être appliquée pour faire en sorte que le mouchetis noir contraste plus (Figure 185).



**Figure 185 – Mouchetis sur des éprouvettes DCB**

Dans le cas des essais DCB, on réalise également un mouchetis sur le montage d'essai qui permettra de fixer les éprouvettes à la machine de traction (Figure 186). L'objectif est de comparer le déplacement machine fourni par la machine de traction et le déplacement réel des éprouvettes DCB. Dans tous les cas, le mouchetis est fait de sorte que la taille des taches de peinture soit de l'ordre de 3 pixels sur nos caméras (Reu, 2014).



**Figure 186 – Mouchetis sur le montage d'essais**

De plus, uniquement pour les essais DCB, une des tranches de chaque éprouvette est peinte en noir pour l'utilisation de la caméra IR. La peinture noire mate permet d'avoir une émissivité constante et maximale, et donc une meilleure mesure des variations de température via la caméra IR. Cela favorise donc la visualisation des dégagements d'énergie provoqués par l'avancée de la fissure.

Les éprouvettes, DCB ou d'essai de traction, sont maintenant prêtes à être caractérisées.



---

# Annexe IV : Modèle Non-Linéaire du LVL – UMAT Abaqus

---

Cette annexe présente le code UMAT permettant de modéliser le comportement non-linéaire proposé dans ces travaux de thèse. Puis, dans une seconde partie, une étude de sensibilité sera présentée pour les deux stratifications étudiées dans ces travaux, à savoir :

- $[90^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ]_s$  pour la configuration QI (Quasi-Isotrope)
- $[90^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ]_{1/2s}$  pour la configuration CP (Contreplaqué).

## 1. Code Fortran – UMAT Abaqus

```
C-----
C-----
C Start of Base code, DO NOT change
C-----
C-----

      SUBROUTINE UMAT (STRESS, STATEV, DDSdde, SSE, SPD, SCD,
1  RPL, DDSDDT, DRPLDE, DRPLDT,
2  STRAN, DSTRAN, TIME, DTIME, TEMP, DTEMP, PREDEF, DPRED, CMNAME,
3  NDI, NSHR, NTENS, NSTATV, PROPS, NPROPS, COORDS, DROT, PNEWDT,
4  CELENT, DFGRD0, DFGRD1, NOEL, NPT, LAYER, KSPT, JSTEP, KINC)
      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
      CHARACTER*80 CMNAME
      DIMENSION STRESS (NTENS), STATEV (NSTATV),
1  DDSdde (NTENS, NTENS), DDSDDT (NTENS), DRPLDE (NTENS),
2  STRAN (NTENS), DSTRAN (NTENS), TIME (2), PREDEF (1), DPRED (1),
3  PROPS (NPROPS), COORDS (3), DROT (3, 3), DFGRD0 (3, 3), DFGRD1 (3, 3),
4  JSTEP (4)
C
      PARAMETER (ZERO = 0.0D0, ONE=1.0D0, TWO=2.0D0)
C-----
C-----
C
C*****
**
C
C          Proprietes materiau fournies par l'inp
C*****
**
C
C-----
--
C
C-----
--
      DOUBLE PRECISION      E11, E22, E33, Ez, Glt, NU12,
*          NU13, NU23, G13, G23, BETA11, BETA22, BETA12,
*          G12, NU21, NU31, DELTA, TSTRAIN
      REAL DDSDDENL (NTENS, NTENS)

      E11 = PROPS (1) !module longitudinal initial en traction (N/mm2)
      E22 = PROPS (2) !module transverse initiale en traction (N/mm2)
```

```

E33 = PROPS(3) !module radiale initiale en traction (N/mm2)
NU12 = PROPS(4)      !coefficient de Poisson
NU13 = PROPS(5)      !coefficient de Poisson
NU23 = PROPS(6)      !coefficient de Poisson
G12 = PROPS(7)      !module de cisaillement (N/mm2)
G13 = PROPS(8)      !module de cisaillement (N/mm2)
G23 = PROPS(9)      !module de cisaillement (N/mm2)
BETA11 = PROPS(10)   !Coef de non-linéarité
BETA22 = PROPS(11)   !Coef de non-linéarité
BETA12 = PROPS(12)   !Coef de non-linéarité

NU21 = (E22*NU12)/E11

NU31 = (E33*NU13)/E11
DELTA = (ONE)/(ONE-NU12*NU21)
C
DO I=1,NTENS
  DO J=1,NTENS
    DDSDDE(I,J) = ZERO
  ENDDO
ENDDO
C
DDSDDE(1,1) = (E11*DELTA)
DDSDDE(1,2) = (E22*DELTA*NU12)
DDSDDE(2,1) = (E22*DELTA*NU12)
DDSDDE(2,2) = (E22*DELTA)
DDSDDE(3,3) = G12

DO I=1,NTENS
  DO J=1,NTENS
    DDSDDENL(I,J) = ZERO
  ENDDO
ENDDO

DDSDDENL(1,1) = (BETA11*DELTA)
DDSDDENL(1,2) = (BETA22*DELTA*NU12)
DDSDDENL(2,1) = (BETA11*DELTA*NU21)
DDSDDENL(2,2) = (BETA22*DELTA)
DDSDDENL(3,3) = BETA12

DO I=1, NTENS
  DO J=1, NTENS
    STRESS(J) = 0
  END DO
END DO

DO I=1, NTENS
  DO J=1, NTENS
    STRESS(J) = STRESS(J) + DDSDDE(J, I)*(DSTRAN(I)+STRAN(I))
    STRESS(J) = STRESS(J) - abs(DDSDDENL(J,
I)*(DSTRAN(I)+STRAN(I)))*(DSTRAN(I)+STRAN(I)) ! UPDATING STRESS TENSOR
  END DO
END DO

STATEV = 0
STATEV(1) = E11
STATEV(2) = E22
STATEV(3) = G12
STATEV(4) = STRAN(1)
STATEV(5) = STRAN(2)
STATEV(6) = STRAN(3)
C
RETURN
END

```

## 2. Étude de sensibilité

Une étude de sensibilité a été effectuée en utilisant le modèle précédemment introduit. Cette étude de sensibilité permet d'évaluer l'influence de chaque paramètre sur le comportement du modèle lors d'un essai de traction uniaxiale, et ainsi de justifier et de prioriser les essais de caractérisation permettant d'identifier les paramètres nécessaires à la mise en place du modèle proposé. Cette étude de sensibilité est faite sur les deux stratifications étudiées.

### 2.1. Étude de sensibilité CP

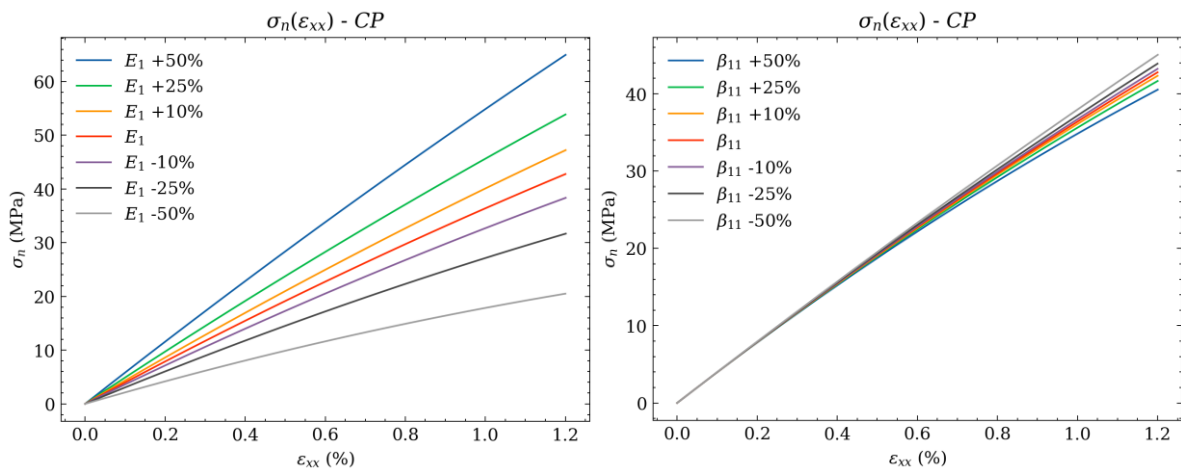


Figure 187 – Effet des propriétés mécaniques longitudinales

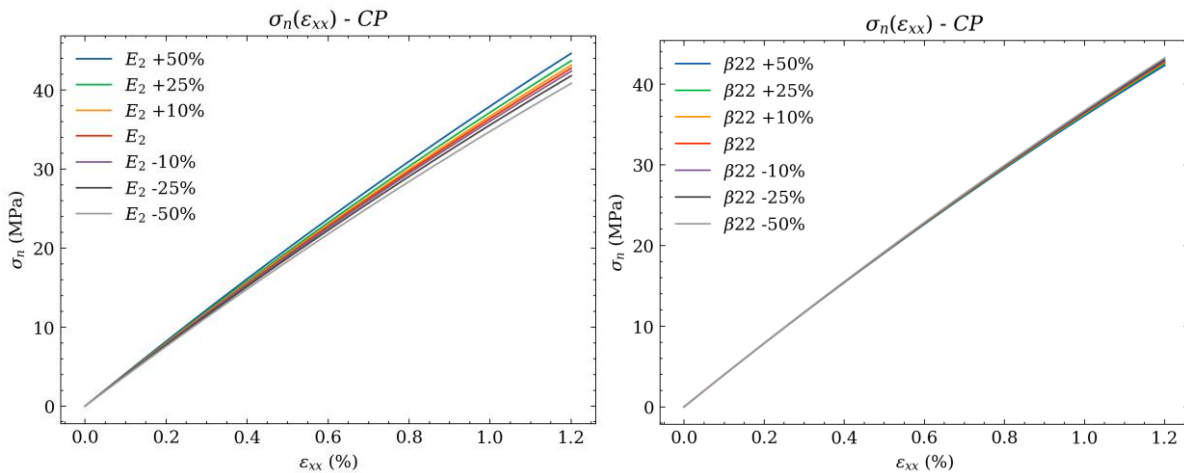


Figure 188 – Effet des propriétés mécaniques transverses

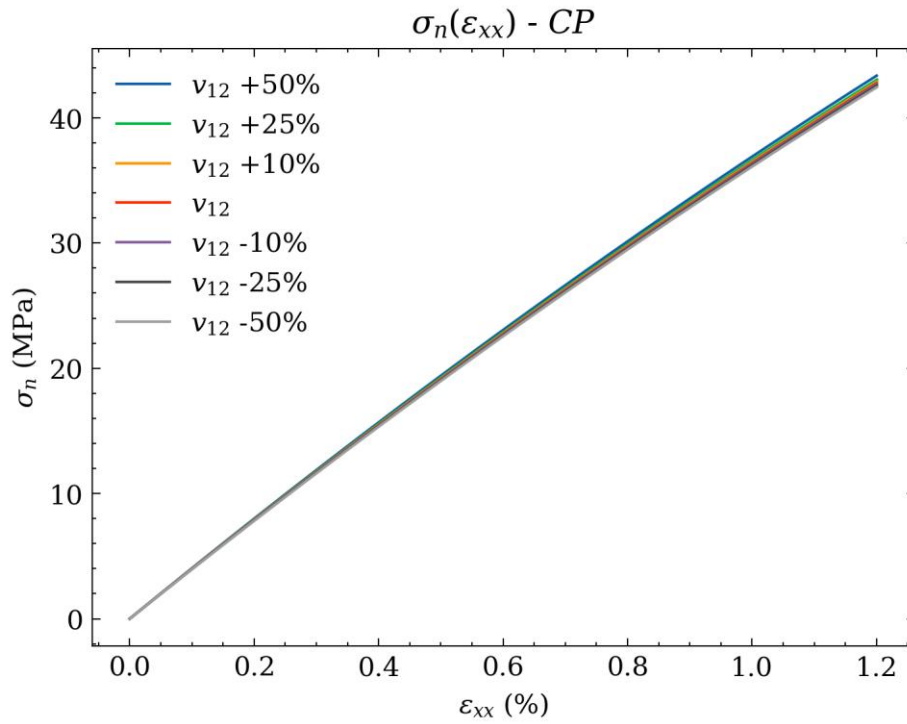


Figure 189 – Effet du coefficient de Poisson

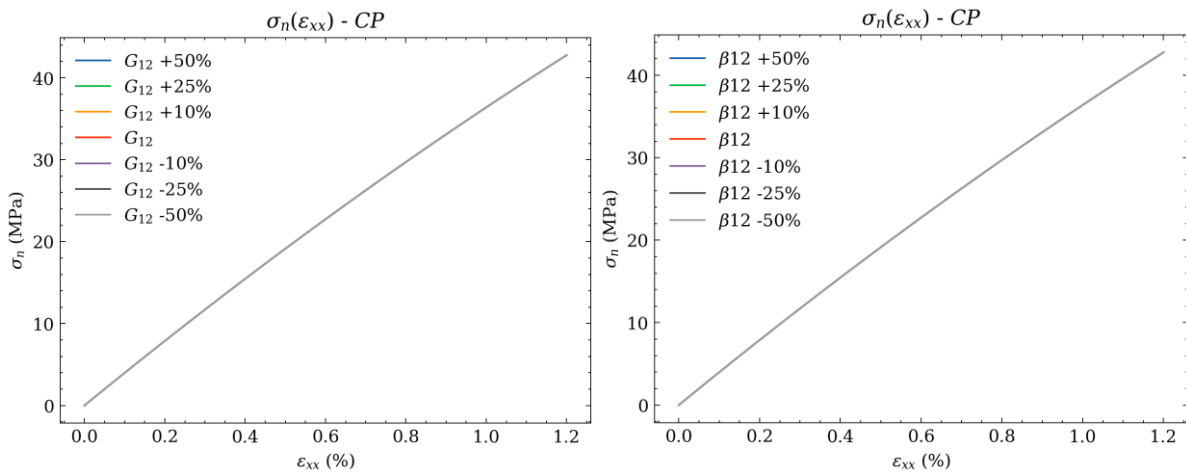


Figure 190 – Effet des propriétés mécaniques de cisaillement

Dans le cas des éprouvettes CP, on constate que les propriétés longitudinales sont celles qui ont le plus d'effet sur les courbes contraintes-déformations. Les propriétés de cisaillement n'ont aucun effet sur le modèle. Les propriétés élastiques transverses ont un léger effet sur la modélisation du CP tandis que le coefficient de Poisson et la non-linéarité transverse n'ont qu'un effet limité sur la modélisation du CP.

## 2.2. Étude de sensibilité QI

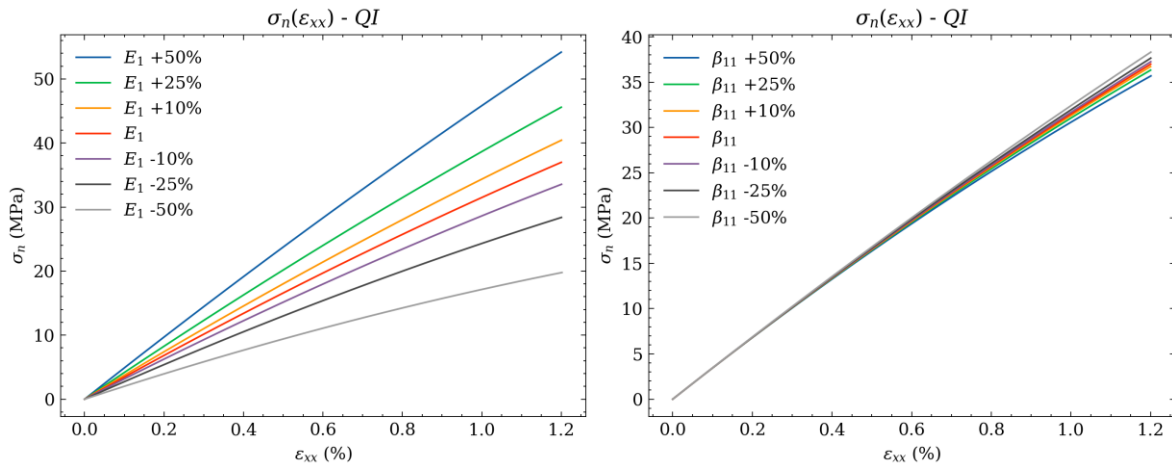


Figure 191 – Effet des propriétés mécaniques longitudinales

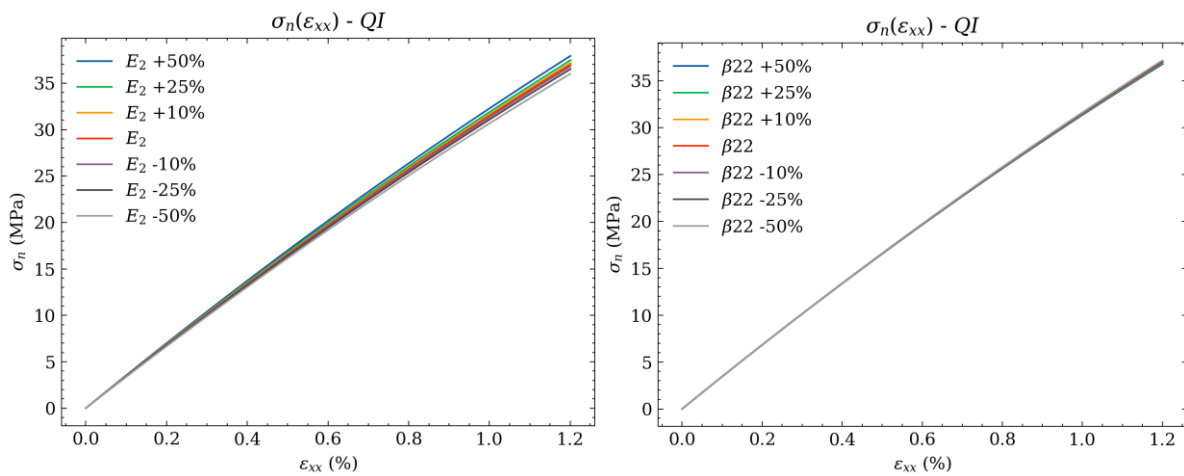


Figure 192 – Effet des propriétés mécaniques transverses

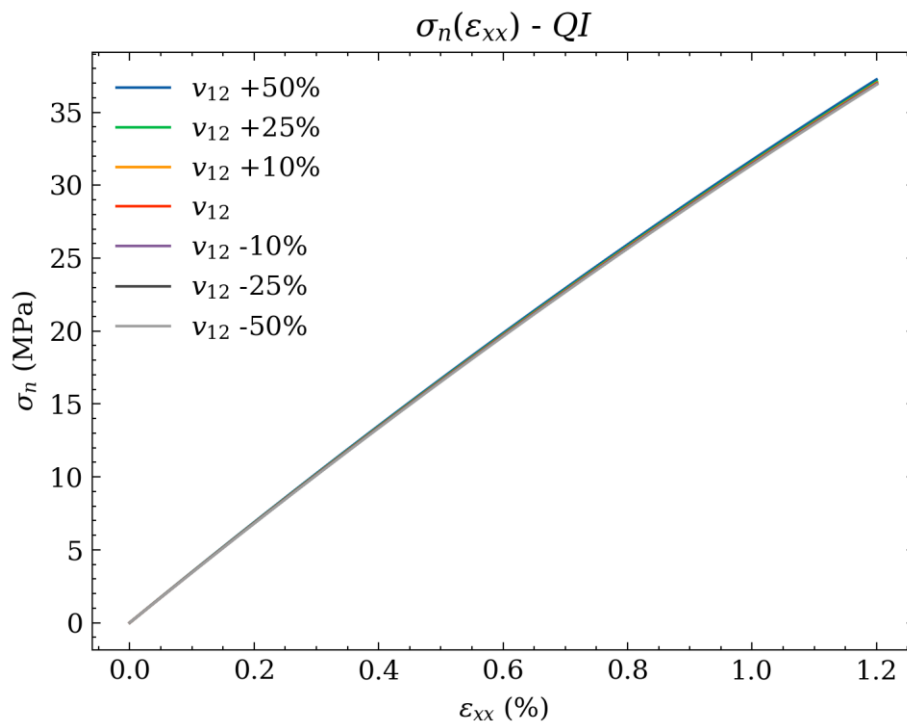
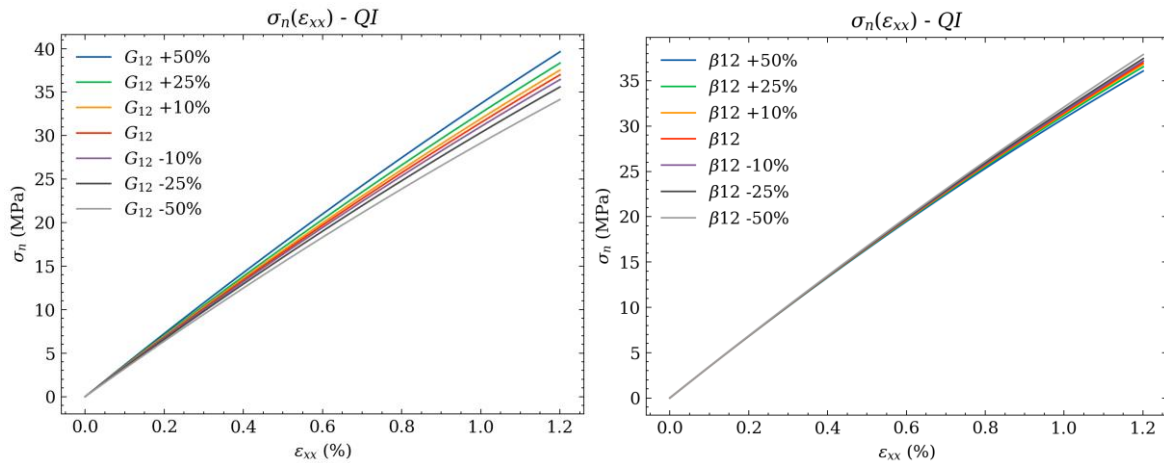


Figure 193 – Effet du coefficient de Poisson



**Figure 194 – Effet des propriétés mécaniques de cisaillement**

Dans le cas des éprouvettes QI, on constate que les propriétés longitudinales sont celles qui ont le plus d'effet sur les courbes contraintes-déformations. Les propriétés de cisaillement ont aussi un effet non négligeable sur le modèle. Les propriétés élastiques transverses ont un léger effet sur la modélisation du QI tandis que le coefficient de Poisson et la non-linéarité transverse n'ont qu'un effet négligeable sur la modélisation du QI.







**Titre :** Contribution au développement de méthodes de caractérisation et de modélisation de LVL de peuplier en vue de leur usage dans la mobilité

**Mots clés :** Bois, Lamibois (LVL), Placage, Caractérisation Mécaniques, Essai troué, Essai Double Cantilever Beam (DCB)

**Résumé :** Cette thèse s'inscrit dans le projet « BOOST » (acronyme de « le BOis pOur les STRuctures des véhicules ») financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR). Il s'agit d'un Projet de Recherche Collaboratif entre l'ICA (Institut Clément Ader) à Toulouse et le LaBoMaP (LaBoratoire des Matériaux et Procédés) à Cluny.

Le bois est une ressource locale, à très faible empreinte carbone et renouvelable. Largement utilisé dans l'aéronautique, mais aussi dans l'automobile en tant que structure travaillante dans le passé, son réemploi devient aujourd'hui un enjeu de la bioéconomie (Mair-Bauernfeind et al., 2020; Skullestad et al., 2016). Dans ce domaine, des travaux récents montrent que le bois est un matériau « crédible » pour la substitution de matériaux métalliques dans les structures de véhicules (Baumann et al., 2020).

Les résultats antérieurs de l'Institut Clément Ader démontrent les très bonnes qualités mécaniques du bois, et notamment du contreplaqué associé à des peaux métalliques ou composites en statique, impact et crash (Guélou, 2021; Susainathan, 2017). Le LaBoMaP a pour sa part développé une méthode d'identification optique de l'orientation des fibres de chaque pli déroulé composant le contreplaqué (Duriot, 2021; Viguier et al., 2018). L'objectif scientifique de cette thèse est donc de :

- Caractériser des LVL de peuplier, tout en caractérisant l'effet de la pente de fil, l'influence du nombre de plis et d'autres caractéristiques propres au LVL ;

- Caractériser les interfaces collées dans le LVL en étudiant l'influence de l'orientation des plis à cette même interface ;

- Étudier l'effet de la présence d'un trou sur le comportement mécanique des LVL, première étape pour définir une méthode de dimensionnement des jonctions dans les LVL.

En effet, dans la perspective de démontrer l'intérêt des structures bois pour les moyens de transport, il n'est pas possible de se limiter à la caractérisation de matériaux élémentaires et à une stratégie de modélisation éprouvée au niveau du coupon seul. Comme pour la certification des structures aéronautiques, une démarche multinationale de type « pyramide des essais » semble pertinente. Aussi, il est primordial de caractériser au mieux le comportement du LVL. Les essais sur éprouvettes trouées ont été choisis, car ils sont utilisés dans de nombreux domaines et n'ont pratiquement pas été étudiés dans les contreplaqués. De plus, ils sont un premier pas vers la caractérisation de jonctions boulonnées et d'assemblages plus complexes. Au travers de ces essais, de nombreuses similitudes, mais aussi des différences significatives ont été observées entre le LVL et les matériaux composites synthétiques. Des modèles numériques élémentaires, s'inspirant de modèles de matériaux composites, ont aussi été proposés dans ces travaux pour appréhender le comportement mécanique spécifique du LVL.

**Title:** Contribution to the development of characterization and modeling methods of poplar LVL for their use in transports

**Key words:** Wood, Laminated Veneer Lumber (LVL), Veneer, Mechanical Characterization, Open Hole Specimens, Double Cantilever Beam (DCB) test

**Abstract:** This thesis is part of the "BOOST" project (an acronym for "le BOis pOur les STRuctures des véhicules") funded by the French National Research Agency (ANR). This is a Collaborative Research Project between ICA (Institut Clément Ader) in Toulouse and LaBoMaP (LaBoratoire des Matériaux et Procédés) in Cluny.

Wood is a local, renewable resource with a very low carbon footprint. Widely used in aeronautics but also in automobiles as a working structure in the past, its reuse today is becoming a challenge for the bioeconomy (Mair-Bauernfeind et al., 2020; Skullestad et al., 2016). In this field, recent work shows that wood is a "credible" material for the substitution of metallic materials in vehicle structures (Baumann et al., 2020).

Previous results from the Institut Clément Ader demonstrate excellent mechanical qualities of wood, and in particular plywood combined with metal or composite skins in static, impact, and crash tests (Guélou, 2021; Susainathan, 2017). For its part, LaBoMaP has developed a method for optically identifying the fiber orientation of each peeled ply making up plywood (Duriot, 2021; Viguier et al., 2018). The scientific objective of this thesis is therefore to:

- Characterize poplar LVLs, while characterizing the effect of yarn slopes, the influence of the number of plies, and other LVL-specific characteristics;

- Characterize bonded interfaces in LVL, studying the influence of ply orientation at the same interface;

- Study the effect of the presence of a hole in the mechanical behavior of LVLs, the first step towards defining a method for dimensioning junctions in LVLs.

Indeed, to demonstrate the value of wood structures for the transport industry, it is not possible to limit ourselves to elementary material characterization and elementary modeling strategy. As with the certification of aeronautical structures, a multi-level "test pyramid" approach seems appropriate. It is therefore essential to characterize LVL behavior as accurately as possible. Testing on open-hole specimens was chosen because it is used in many fields and has hardly been studied in plywood or LVL. In addition, they are a first step towards characterizing bolted joints and more complex assemblies. Through these tests, many similarities and significant differences were observed between LVL and synthetic composite materials. Elementary numerical models, inspired by composite material models, were also proposed in this work to apprehend the specific mechanical behavior of LVL.