



HAL
open science

Comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert : approches expérimentale et numérique

Boris Clouet

► **To cite this version:**

Boris Clouet. Comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert : approches expérimentale et numérique. Mécanique [physics]. Université de Bordeaux, 2014. Français. NNT : 2014BORD0036 . tel-01127351

HAL Id: tel-01127351

<https://theses.hal.science/tel-01127351>

Submitted on 7 Mar 2015

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

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

THÈSE PRÉSENTÉE
POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR
SPÉCIALITÉ : Mécanique

Par Boris CLOUET
Ingénieur diplômé de l'Université de Technologie de Troyes

**COMPORTEMENT HYDROMECHANIQUE D'ASSEMBLAGES
BOIS COLLÉS À L'ÉTAT VERT**
Approches expérimentale et numérique

Sous la direction de : Michel DANIS

Soutenue le 26 Mai 2014

Membres du jury :

M. DUBOIS, Frédéric	Professeur, Université de Limoges	Rapporteur
M. ORTEU, Jean-José	Professeur, École des Mines d'Albi	Rapporteur
M. GRIL, Joseph	Directeur de Recherche au CNRS, Montpellier	Président du jury
M. DANIS, Michel	Professeur, Université de Bordeaux	Directeur de thèse
M. POMMIER, Régis	Chercheur sous contrat, Université de Bordeaux	Encadrant
M. MINDEGUIA, J-C	Maître de Conférences, Université de Bordeaux	Encadrant
M. VIERGE, Gérard	Responsable R&D, Beynel-Manustock - Groupe PGS	Invité

Titre : Comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert

Résumé : La formulation de nouveaux adhésifs durant les dernières décennies a permis de développer des procédés de collage innovants pour l'industrie du bois. Dans cette optique, le collage du bois à l'état vert permet de créer une chaîne d'élaboration de matériaux techniques, sans ruptures de charges dans le processus industriel grâce à un séchage en fin de cycle. Or le collage implique un retrait empêché des assemblages au cours du séchage, induisant un développement de contraintes. À ce jour, de nombreuses études numériques portant sur le comportement du bois collé soumis à des variations hydriques ont été effectuées, sans pour autant avoir été mises en relation avec des études expérimentales. L'extension récente des techniques de corrélation d'images permet d'effectuer des mesures de champs sans contact, particulièrement adaptées à un matériau hygroscopique tel que le bois. L'objectif de la thèse est d'appréhender par des approches expérimentale et numérique les contraintes hydromécaniques qui peuvent survenir dans des assemblages contrecollés. Une expérimentation, permettant de mesurer les champs durant le séchage a été mise en place. Le modèle numérique retenu est un modèle élastique orthotrope, permettant de prendre en compte la morphologie du matériau bois. Nous pouvons identifier les paramètres gouvernant les mécanismes d'endommagement du joint de colle et proposer des conditions de mise en oeuvre optimisant la tenue de l'assemblage au séchage.

Mots clés : Bois, Collage à l'état vert, Séchage, Corrélation d'images numériques, Modélisation numérique, Éléments finis.

Title : Hydromechanical behavior of green-glued laminated timbers

Abstract : The development of new adhesives during the last decades has implied radically changes in the sawmill industry. The gluing of unseasoned wood, called green gluing, allows a new order in the process of engineered wood products, thanks to the final position of the drying step. Nevertheless, the jointing prevents the free shrinkage of wood during the mass transfer, involving a stress development. Nowadays, numerous drying models have been developed to predict the deformations and stresses of wood, but few have been confirmed by experimental tests. For an organic material such as wood, the measurement of hygromechanical properties will be more efficient if there is no interaction between the material and the measurement system. One of the most promising experimental techniques for this kind of issue is noncontact optical measurement based on Digital Image Correlation principles. The objective of this study is to evaluate by experimental and numerical solutions the stress development in green-glued wood laminated timber subjected to drying conditions. An experimental method has been set up and the results allow to validate a numerical finite elements model. The model which has been chosen is an orthotropic elastic model, able to describe the morphology of the wood material. This study allows to identify the parameters governing the damage of the interface. This approach leads to suggest some preconizations in order to optimize the behavior of product during the drying procedure.

Keywords : Wood, Green gluing, Drying, Digital Image Correlation, Numerical modeling, Finite elements.

Remerciements

Je tenais à remercier toutes les personnes qui m'ont guidé tout au long de cette expérience de thèse.

Cette thèse s'est effectuée par le biais d'une convention CIFRE entre l'entreprise Beynel-Manustock (Groupe PGS) et le laboratoire I2M, départements Génie Civil et Environnemental et Matériaux Procédés et Interactions. Je voudrais donc remercier leurs responsables : M. Jean Louis LOUVEL, PDG du Groupe PGS ainsi que M. Denys BREYSSE, responsable du département GCE et M. Olivier CAHUC, responsable du département MPI pour leur accueil et pour m'avoir donné les moyens d'effectuer ce travail.

Je suis également reconnaissant envers Gérard VIERGE, responsable R&D de l'entreprise Beynel-Manustock pour m'avoir donné les outils pour comprendre les attentes et problématiques industrielles associées à ce projet.

Je voudrais exprimer ma gratitude envers les responsables scientifiques qui m'ont conduit au terme de ce travail : Michel DANIS, Régis POMMIER et Jean-Christophe MINDEGUIA pour leurs conseils scientifiques avisés lors du déroulement de cette thèse.

Je remercie toutes les entreprises partenaires du cluster ABOVE sans qui ce travail n'aurait pas existé, techniquement et financièrement.

Mes remerciements vont également aux membres du jury : Pr. Jean-José ORTEU et au Pr. Frédéric DUBOIS pour avoir rapporté mes travaux ainsi qu'au Pr. Joseph GRIL pour avoir présidé le jury.

J'exprime ma reconnaissance envers Guillaume GARBAY, Gérard ELBEZ, Bernard SOLBES, Philippe TARIS et Sylvain MATEO pour leurs conseils et assistances techniques qui m'ont permis de réaliser les expérimentations effectuées pendant ces trois années.

J'aimerais également remercier les doctorants Julie, Alex, Coraya, Cécile, Phan, Huyen, Marie et Anne, mais aussi les stagiaires : Tanguy, Guilhem, Paul et Thibault. Ces personnes là m'ont vraiment fait passer de bons moments pendant ces années et des bonnes parties de rigolade :-).

Je remercie également les autres membres du laboratoire qui vont se sentir faibles sans moi lors des prochains foots : Jean-Luc, Alain, JC, Régis, Coraya, Guillaume, Fifi, Jean-Marc et Sylvain. Malgré les coups reçus j'en garde quand même un excellent souvenir !

Ma gratitude va également aux autres personnes que j'ai eu le plaisir de rencontrer pendant ces années ; Corinne, Michel, Jeff, Stéphane, Galim, Olivier, Didier, Christophe L, Christophe F, Franck, Christine, Jacqueline, Mehdi et Myriam.

Un très gros merci à mes potes qui m'ont entouré pendant mes années d'études : Ricain, Chouk, Coraya, Monk, Max, Émilie, Victoria, Flora, pour avoir passé d'excellents moments à Bordeaux ; Poney, Google, Fluxx, Gazon, Rafou, Lisa, Flo, Rémi, Marie, Poup, Léo pour les excellents moments passés à l'UTT et à Bordeaux ou Paris lors de retrouvailles festives ; Le Kenyan Blanc pour sa bonne humeur toujours présente et son envie d'apéro constante ; Gwan

pour ses talents de DJ. Ces gens là m'ont permis de passer 8 ans de bon fun :-).

Je voudrais aussi remercier ma famille qui m'a accompagné depuis mon plus jeune âge, et qui a encore beaucoup à m'apporter. Ce travail vous est dédié.

Enfin, merci à toi pour les bons moments que l'on a vécu ensemble, et pour ceux que l'on passera dans le futur. Tu m'as apporté beaucoup de soutien, sans toi je n'aurais pas pu effectuer un travail dans de si bonnes conditions.

Table des matières

Introduction générale	1
1 Synthèse bibliographique	5
1.1 Rhéologie du matériau bois	5
1.1.1 Structure anatomique du matériau bois	5
1.1.2 L'eau présente dans le bois	6
1.1.3 Propriétés mécaniques du bois	12
1.2 Le collage du bois	18
1.2.1 Principes généraux du collage	18
1.2.2 Adhésifs du bois	19
1.2.3 Problématiques de l'adhésion sur le substrat bois	21
1.3 Etat des lieux de la connaissance du bois lamellé collé	23
1.3.1 Normes et état des lieux de la technologie	23
1.3.2 Comportement hydro-mécanique du bois	26
1.3.3 Comportement hydromécanique du bois collé	34
1.4 Conclusion et stratégie de recherche	37
2 Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique de bilames contrecollés	39
2.1 Étude de faisabilité du collage à plat à l'état vert	39
2.1.1 Éprouvettes	39
2.1.2 Méthodes	40
2.1.3 Résultats	41
2.2 Caractérisation du comportement sous sollicitation hydrique	43
2.2.1 Matériaux étudiés	44
2.2.2 Principes généraux de la méthode de mesure	46
2.2.3 Étude préliminaire	50
2.2.4 Étude des déformations dans le domaine hygroscopique	59
2.3 Conclusion sur les études expérimentales	70
3 Modélisation numérique du comportement hydromécanique de bilames contre- collés	71
3.1 Construction du modèle	71
3.1.1 Transferts hydriques	71
3.1.2 Méthode d'identification des coefficients de diffusion D_{P_v} et d'échange sur- facique h_m	77
3.1.3 Modèle mécanique	78

3.2	Validation du modèle	83
3.2.1	Évolution de la teneur en eau	83
3.2.2	Champs de déformations	84
3.3	Exploitation du modèle	93
3.3.1	Estimations des contraintes induites dans le bilame 1	93
3.3.2	Modélisation numérique prenant en compte l'interface adhésive entre les substrats	103
3.3.3	Extension du modèle à un plan d'expérience numérique	105
3.3.4	Extension du modèle à une section de lamellé-collé	113
3.4	Conclusions sur la modélisation numérique	123
	Conclusion générale et perspectives	125
	Références bibliographiques	129
	Annexes	137
	Annexe 1 : Champs de déformations mesurés pour le bilame 2 et le bilame 3	139
	Annexe 2 : Méthode de détermination des coefficients de diffusion et d'échange surfacique	143
	Annexe 3 : Propriétés élastiques utilisées pour les bilames 2 et 3	149
	Annexe 4 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour les bilames 2 et 3	151
	Annexe 5 : Table de Snedecor pour $p = 0,95$	165

Introduction générale

Les enjeux environnementaux actuels génèrent un regain d'intérêt pour l'utilisation du bois en construction. Actuellement, le collage est utilisé pour la réalisation de structures composées de plusieurs éléments, mono ou multi matériaux (bois/bois, bois/béton, bois/plastique). Les pays nordiques (Allemagne, Suède, Finlande...) sont leaders dans la production d'éléments de structure destinés à la construction bois. Dans ce contexte, ce travail s'articule autour de la volonté de créer des produits structurels performants obtenus à partir d'essences locales afin de consolider la filière bois en Aquitaine tout en suscitant une démarche de développement durable.

La société Beynel Manustock est une entreprise leader sur le marché de la palette, elle a constamment développé de nouvelles technologies afin de maîtriser ses coûts et la qualité de ses produits. Par exemple, elle a été la première entreprise à choisir de sécher les palettes finies et diminuer ainsi considérablement le coût de production. La volonté de l'entreprise de mieux valoriser ses sciages, l'a poussée vers une étude de fond sur le collage du bois à l'état vert depuis près de dix ans, en collaboration avec le laboratoire US2B (aujourd'hui I2M - Département GCE). Elle a coordonné le projet ABOVE[®] (Aboutage BOis VErt - FUI 2006/2010), qui permet de produire du bois homogène et de grande longueur à partir de Pin maritime.

Le collage du bois effectué à l'état vert (au-dessus du point de saturation des fibres) présente plusieurs intérêts en comparaison aux technologies de collage classique (à sec). Au niveau industriel, cette technique permet un gain énergétique et un rendement matière plus important. Les technologies de collages classiques nécessitent un séchage jusqu'à atteindre une teneur en eau comprise entre 8% et 16% avant encollage. Lors de ce séchage préalable, des déformations importantes se produisent sur les éléments et un usinage est nécessaire pour obtenir une surface de collage lisse et propre. Le collage du bois à l'état vert permet d'éviter ce séchage avant encollage, ainsi seulement une fine préparation de surface sera nécessaire, réduisant la perte de matière première. Les gains énergétiques sont apportés par le procédé de séchage final des éléments, qui est effectué afin d'atteindre l'hygrométrie d'équilibre des éléments en utilisation. Ceci permet d'optimiser le séchage et de réduire les coûts dus au séchage.

Ce projet a débouché sur de nombreux résultats, répertoriés lors d'un comité scientifique et technique européen (COST E34, 2005). Les travaux se sont tous centrés sur l'aboutage du bois vert qui a pour intérêt, par rapport au bois sec, de créer une liaison forte et stable entre deux coursons de bois. Associé à une connaissance en amont des qualités des bois d'un sciage, il permet d'obtenir un matériau homogène, de grande longueur et performant pour des usages en structure.

Par sa recherche et développement, le groupe a souhaité augmenter sa productivité et continuer à investir. Ainsi, l'entreprise coordonne actuellement le projet ABOVE+2 (FUI 2011/2015), pour développer le bois abouté à l'état vert sous forme industrielle et rechercher la faisabilité d'une fabrication de produits finis (BMR : bois massif reconstitué, BLC : bois lamellé collé,

EVP : Engineering Veneer Product, etc.), collés à l'état vert avant l'étape de séchage. Elle a pour objectif de formaliser un procédé complet de fabrication de bois lamellé, autrement appelé Green Wood Process (figure i). L'enjeu de ce procédé innovant est de pouvoir créer une chaîne d'élaboration de matériaux techniques bois, sans ruptures de charges dans le processus industriel grâce à un séchage en fin de cycle.

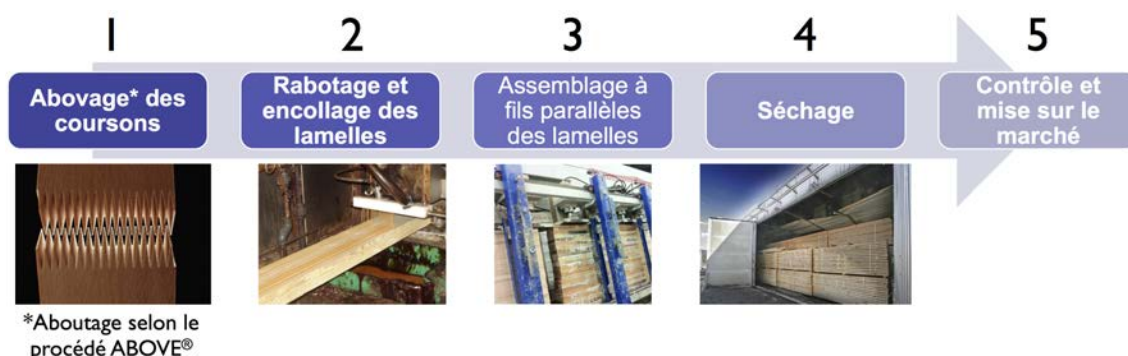


Figure i – Green Wood Process

Le projet ABOVE+2 se concentre surtout sur le développement de collages à plat, les premiers résultats issus du projet ABOVE® ayant démontré que l'aboutage à l'état vert était possible. Des poutres BMR et BLC planes et cintrés (couches épaisses, issues du sciage) ont été consécutivement mises en œuvre (figure ii).



Figure ii – Produits ABOVE+2

Les premières observations sur ces produits ont montré des endommagements de l'interface adhésive après séchage (figure iii).



Figure iii – Décollements de l'interface adhésive

La recherche de performances accrues s'accompagne inévitablement d'optimisations sur le choix des matériaux et sur les géométries des éléments. Des travaux ont été effectués partout

dans le monde sur le collage à plat (collage sec) de lamelles avec des dimensions et des orientations de cernes définies. Il a été démontré que certaines configurations d'assemblage (orientations de cernes, positions par rapport au nœud et pente de fil des lamelles) étaient particulièrement favorables à la stabilité dimensionnelle des poutres lors de fortes variations d'humidité de celles-ci. Or, la plupart des études réalisées à ce jour sont essentiellement numériques et s'accompagnent rarement d'observations expérimentales. La caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique du bois est en effet délicate dès lors que l'on utilise des techniques d'expérimentation avec contact. L'essor des technologies numériques au cours de ces 15 dernières années a permis de développer et de rendre accessibles des outils de caractérisation sans contact.

L'objet de ce travail est de proposer une démarche permettant l'étude à la fois expérimentale, mais aussi numérique du comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert. Cette étude permettra d'identifier les paramètres pouvant gouverner les mécanismes d'endommagement du joint de colle et de proposer des conditions de mise en oeuvre optimisant la tenue de l'assemblage au séchage.

Pour mener à bien cette étude, une synthèse bibliographique est présentée dans le chapitre 1. Elle détaille les particularités du matériau bois et son comportement mécanique sous sollicitation hydrique. Son utilisation dans le domaine de la construction sous forme de bois lamellé-collé y est ensuite explicitée, ainsi que les propriétés des adhésifs utilisés. Puis une attention particulière est portée sur les dernières études et recherches concernant le comportement du bois collé sous sollicitation hydrique.

Le chapitre 2 est consacré à l'étude expérimentale du comportement de bois contrecollés à l'état vert. Il présente la démarche expérimentale mise en place pour l'étude du comportement hydromécanique de l'assemblage. La mise au point des essais et les résultats expérimentaux sont présentés. L'approche expérimentale est basée sur la technique de corrélation d'images numériques. Cette technique permet une mesure de champs sans contact sur le matériau bois. Le champ de déplacements est obtenu, puis transformé ensuite en champ de déformations par tenseur de Lagrange (hypothèse de petites déformations).

Enfin, le dernier chapitre présente le développement d'un modèle numérique aux éléments finis. Ce modèle est directement associé aux résultats expérimentaux, ce qui permet une validation par confrontation des champs de déformations. Le modèle est ensuite exploité pour définir les conditions de mise en oeuvre de ces assemblages. Le comportement d'une section de poutre lamellée collée au séchage est finalement simulé.

Un développement plus large est envisagé en conclusion générale.

Chapitre 1

Synthèse bibliographique

Le bois est un matériau naturel d'une grande complexité. Il présente une forte hétérogénéité et des caractéristiques variables, plus ou moins marquées en fonction de son utilisation. Depuis de nombreuses décennies, l'industrie du bois cherche à contrôler ces particularités dans le but de mieux le valoriser. Ce chapitre propose une synthèse des connaissances sur le matériau bois et sur les techniques de valorisation par le collage. Dans une dernière partie, les objectifs de l'étude et le contour des travaux à mener sont définis, en précisant les moyens mis en oeuvre pour y répondre.

1.1 Rhéologie du matériau bois

Par définition, la rhéologie est *la science, l'étude des phénomènes qui conditionnent l'écoulement et la déformation de la matière (plasticité, viscosité, élasticité)* [Portail lexical CNRS - www.cnrtl.fr]. Dans cette partie nous allons donc présenter une synthèse des connaissances sur la structure et la composition du matériau bois, et exposer l'influence de différents paramètres sur ses propriétés mécaniques.

1.1.1 Structure anatomique du matériau bois

Le bois est un matériau composite naturel, hétérogène et anisotrope. Son hétérogénéité résulte des différents éléments qui le constituent. Lorsque l'on considère le bois à l'échelle microscopique (figure 1.1 (b)), le bois est un solide cellulaire. La plupart des cellules, appelées trachéides, sont construites longitudinalement et constituent ainsi une sorte de structure en nid d'abeille. La paroi cellulaire (figure 1.1 (c)) est un composite fibreux naturel comprenant une structure multi-couches complexe. Dans chaque couche, les molécules de cellulose sont regroupées dans de longs filaments appelés microfibrilles, séparés par une matrice constituée d'hémicelluloses et de lignine. La lignine et les hémicelluloses sont des polymères amorphes, tandis que les molécules de cellulose forment un polymère semi-cristallin. Ainsi, le bois peut être considéré comme un composite naturel constitué de trois biopolymères présentant des caractéristiques différentes.

L'anisotropie du bois est décrite lorsqu'on le considère d'un point de vue macroscopique (figure 1.1 (a)). Le matériau bois présente trois directions privilégiées, distinctes et perpendiculaires entre elles :

- la direction longitudinale, notée L, correspond au sens des fibres et est parallèle à l'axe de l'arbre,

- la direction radiale, notée R, correspond à la direction de croissance diamétrale et est perpendiculaire aux cernes d'accroissement,
- la direction tangentielle, notée T, est tangente aux cernes annuels et est orthogonale aux deux directions précédentes.

Dans ce repère orthotropique, trois plans sont générés (LT, LR, TR). Le plan orthogonal à la direction longitudinale (RT) est appelé plan transverse. Cette orthotropie a un impact direct sur les propriétés physico-mécaniques du bois. Le matériau est plus rigide et plus résistant dans la direction longitudinale que dans les directions radiale et tangentielle. Ces différences sont dues à l'organisation cellulaire et à la structure de la paroi cellulaire.

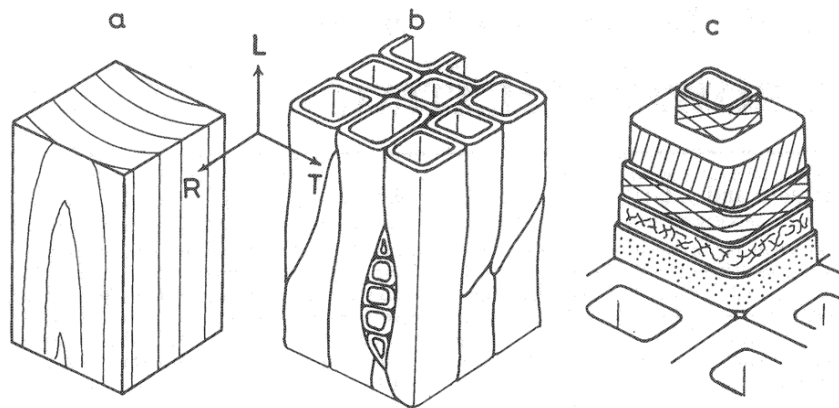


Figure 1.1 – Schématisation de la structure du bois : a) directions principales, b) structure en nid d'abeille, c) structure multi-couches de la paroi cellulaire [1]

1.1.2 L'eau présente dans le bois

Le bois est un matériau naturellement hygroscopique, la proportion d'eau dans le bois dépend de sa structure, mais surtout de l'environnement dans lequel il se situe. Dans cette partie, nous allons définir quelques propriétés nécessaires à la compréhension de ces phénomènes.

a) L'état de l'eau dans le bois

L'eau existe dans le bois sous trois formes. L'eau de constitution entre dans la composition des molécules du squelette du matériau. Elle fait partie intégrante des fibres et ne peut être extraite sans dégrader ces cellules. L'eau liée est adsorbée sur les parois cellulaires par leurs chaînes cellulosiques. Les constituants prépondérants de la paroi cellulaire (cellulose et hémicelluloses) sont très hydrophiles. Les groupes hydroxyles (-OH) de ces constituants adsorbent les molécules d'eau par un mécanisme de liaison appelé pont hydrogène. Enfin, l'eau libre est retenue par des forces capillaires dans les cavités cellulaires. Sa quantité est limitée par la porosité du bois. La figure 1.2 représente les modes de stockage de l'eau dans les fibres du bois.

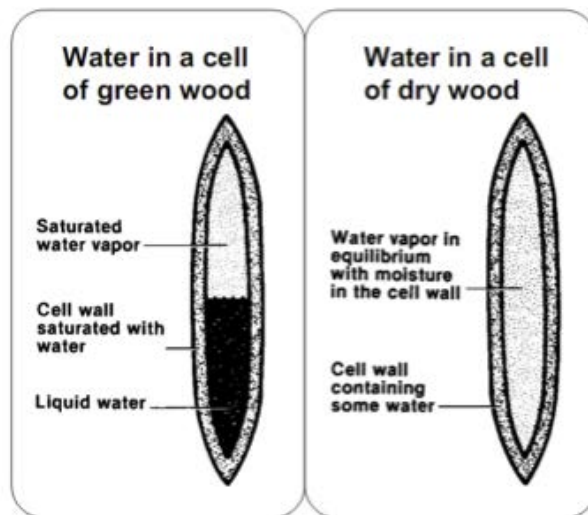


Figure 1.2 – Modes de stockage de l'eau contenue dans les fibres du bois [2]

b) La teneur en eau du bois

La quantité d'eau présente dans le bois est appelée teneur en eau (W). Elle est définie comme le rapport entre la masse d'eau présente dans un échantillon sur la masse anhydre de ce même échantillon (équation (1.1)). Elle est exprimée en pourcentage de la masse anhydre. Le bois est qualifié d'anhydre lorsqu'il a été vidé de toute son eau liée et de son eau libre et que seulement l'eau de constitution reste présente. La masse anhydre correspond à la masse obtenue lorsque le bois a été séché à 103°C , jusqu'à ce que la différence de masse entre deux pesées successives effectuées à deux heures d'intervalle soit inférieure à $0,1\%$ [3].

$$W = \frac{m_{\text{eau}}}{m_{\text{anhydre}}} \quad (1.1)$$

c) Théorie de la sorption de l'eau dans le bois

Isothermes de sorption

Lorsque le bois est placé dans une ambiance à température T et humidité relative h constantes, il atteint un certain équilibre hygroscopique. Cet équilibre est dû au fait que la pression partielle de vapeur à l'intérieur du matériau est égale à la pression de vapeur de l'air l'environnant. Une teneur en eau d'équilibre (EMC) est alors atteinte. Nous verrons plus tard que la teneur en eau du bois affecte de manière significative son comportement et ses performances mécaniques.

A température constante, des isothermes de sorption peuvent être tracés (figure 1.3). Nous pouvons remarquer que l'humidité relative de l'ambiance a une très forte influence sur l'EMC du bois. Lorsque les fibres sont saturées, c'est-à-dire que les sites de sorption sont saturés en eau liée, le point de saturation des fibre (PSF, $W \approx 30\%$) est atteint. Lorsque la teneur en eau est supérieure au PSF, le bois est qualifié de vert. Il contient alors à la fois de l'eau de constitution, de l'eau liée et de l'eau libre. L'eau libre se place dans les vides cellulaires et sa quantité maximale dépend de la porosité du bois. Au moment de l'abattage de l'arbre, la teneur en eau du bois peut atteindre 200% .

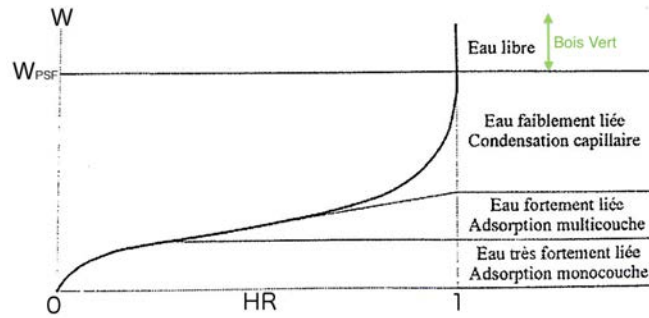


Figure 1.3 – Courbe typique d’isotherme de sorption du bois et modes de liaison de l’eau (d’après [4])

Lors de son cycle de vie, le bois va être situé dans différents environnements. La proportion d’eau dans le bois va varier suivant ces conditions climatiques, c’est le phénomène d’hygroscopie. Ainsi, sa teneur en eau va soit augmenter (phase d’adsorption), soit diminuer (phase de désorption). L’étude des cycles d’adsorption et de désorption du bois nous permet de remarquer que les courbes correspondant à ces deux cycles ne sont pas les mêmes pour une température identique (figure 1.4) : le comportement de sorption du bois est lié à l’historique du matériau. En effet, nous pouvons schématiser cet historique selon trois principaux isothermes de sorption :

- l’isotherme initial de désorption (à partir de l’état « vert » du bois)
- l’isotherme d’adsorption (à partir de bois anhydre)
- l’isotherme secondaire de désorption (à partir de bois anhydre puis réhydraté)

L’isotherme initial de désorption (1) va se situer plus haut que les isothermes d’adsorption (2) et de désorption secondaire (3). L’isotherme de désorption secondaire se place aussi au-dessus de l’isotherme d’adsorption, ceci étant vraisemblablement dû à une réhydratation incomplète des sites de sorption lors de la phase d’adsorption. La différence de comportement entre l’adsorption et la désorption crée une hystérésis.

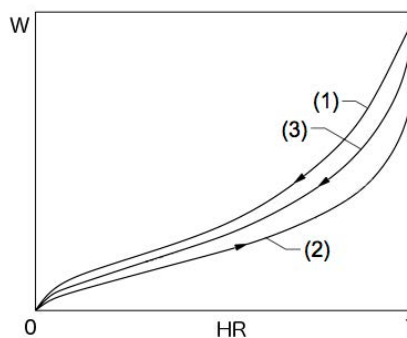


Figure 1.4 – Schématisation de différents isothermes de sorption du bois (d’après [5])

Un rapport entre les teneurs en eau obtenues en adsorption ou en désorption est obtenu pour les mêmes humidités relatives. Lorsqu’on se situe dans l’état anhydre ou saturé, l’hystérésis se referme. En moyenne, le rapport entre l’EMC du bois en phase d’adsorption et l’EMC du bois en phase de désorption se situe entre 0,75 et 0,85 [6]. Ce rapport varie suivant les essences de bois et selon les phénomènes suivants [7] :

- la réhydratation ou déshydratation incomplète lors des phases d’adsorption ou de désorption. Il faut en effet attendre très longtemps avant d’atteindre l’équilibre (voir figure 1.5),

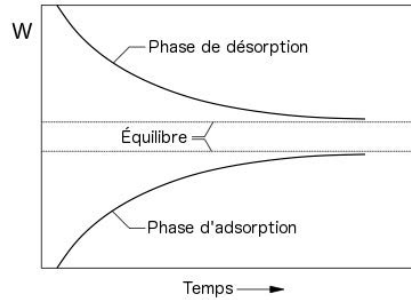


Figure 1.5 – Courbes hypothétiques présentant la mise en équilibre en phases d’adsorption et de désorption en fonction du temps (d’après [5])

- la température, l’hystérésis diminue lorsque la température augmente et peut même disparaître pour des températures entre 75°C et 100°C,
- la méthode d’hydratation ou de déshydratation (mono étape ou multi étapes). La méthode mono étape consiste à atteindre un équilibre à partir de l’état saturé ou anhydre. La méthode multi étapes consiste à atteindre une succession d’équilibres dans les phases d’adsorption ou de désorption.

Modélisation des comportements de sorption de l’eau dans le bois

Les lois de modélisation mathématique permettant de décrire la sorption de l’eau dans le bois sont nombreuses. La plupart d’entre elles ont été développées en se basant sur deux concepts distincts. Le premier concept, dit de multicouches, consiste à définir la sorption de l’eau dans le bois comme étant induite par la sorption surfacique. Les molécules d’eau sont ainsi adsorbées par les sites -OH présents à la surface, formant des couches multimoléculaires. Le deuxième concept consiste à supposer le bois comme un matériau polymérique. Ce matériau est considéré formé de polymères de cellulose, d’hémicelluloses et de lignine, et la sorption de l’eau dans ce matériau est due à la sorption volumique. Dans le travail exposé, nous nous intéresserons seulement au concept de la sorption surfacique. Cette théorie est issue du modèle de Dent [8], qui a été développé à partir du modèle de Bruner-Emmet-Teller [9]. Cette théorie est basée sur le concept de l’adsorption surfacique. La sorption de l’eau dans le bois permet la formation de couches de molécules d’eau (figure 1.6).

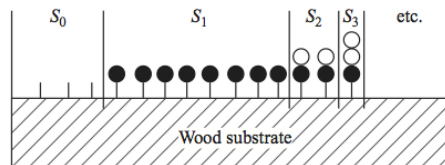


Figure 1.6 – Représentation schématique des couches de molécules d’eau [10]

Dans cette approche, une première couche de molécules appelés molécules primaires (cercles noirs) est adsorbée directement sur des sites intrinsèques au matériau (S_0). Ces molécules primaires ont une énergie de liaison forte avec les groupes hydroxyles (-OH) des chaînes de cellulose. La surface créée par ces molécules forme un autre site de sorption (S_1) pour des molécules « se-

conduites », (cercles blancs), qui représentent la deuxième couche de molécules. La force de liaison entre les molécules primaires et secondaires est inférieure à la force de liaison liant les molécules primaires aux sites de sorption intrinsèques au matériau. Différentes couches vont ensuite venir s'ajouter sur les différents sites créés ($S_2, S_3, \dots S_N$). Il est à noter que la force de liaison entre ces différentes couches sera identique à celle entre la couche primaire et secondaire, mais inférieure à celle entre la couche primaire et le substrat adsorbant [10]. La figure 1.3 permet de visualiser ces modes de liaison suivant la situation dans l'isotherme de sorption.

Cette théorie admet que la surface interne du bois a une aire totale S disponible pour la sorption de molécules d'eau. À une teneur en eau donnée, il y a donc un grand nombre représentatif de sites d'adsorption N , répartis sur des portions de l'aire totale S :

- une portion S_0 de l'aire totale est libre de molécules,
- une portion S_1 de l'aire totale contient une monocouche de molécules,
- une portion S_2 de l'aire totale contient deux couches de molécules,
- ...

Lorsque le bois est en équilibre avec le milieu environnant, les proportions $\frac{S_0}{N}, \frac{S_1}{N}, \frac{S_2}{N}, \dots$ sont constantes. La constance de ces ratios ne signifie pas qu'il n'y ait plus de mouvement moléculaire, mais traduit uniquement un équilibre dynamique entre les différentes couches. L'équilibre dynamique de la couche S_0 est défini par la compensation du détachement d'une molécule de S_1 (figure 1.7 (a)) par l'adsorption d'une molécule sur S_0 (figure 1.7 (b)). Un site S_1 devient donc un site S_0 et vice versa, d'où la constance de ces proportions.

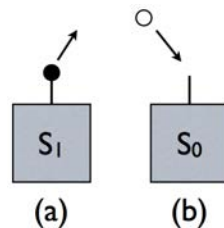


Figure 1.7 – Schématisation des mécanismes d'équilibre dynamique de la couche S_0 (d'après [11])

L'équilibre dynamique de la couche S_1 est plus complexe à définir. Il fait intervenir quatre mécanismes qui sont représentés sur la figure 1.8 :

- la désorption d'une molécule d'eau de la surface S_1 (a),
- l'adsorption d'une molécule d'eau par la surface S_0 (b),
- la désorption d'une molécule d'eau de la surface S_2 (c),
- et l'adsorption d'une molécule d'eau par la surface S_1 (d).

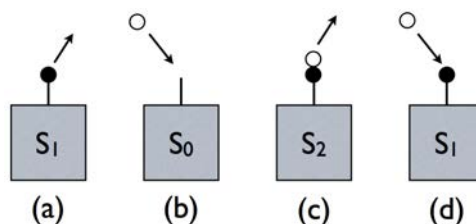


Figure 1.8 – Schématisation des mécanismes d'équilibre dynamique de la couche S_1 (d'après [11])

La théorie développée par Dent a permis d'établir une relation entre l'humidité relative et la

teneur en eau d'équilibre (équation (1.2)) :

$$W = \frac{m_0 b_1 h}{(1 - b_2 h + b_1 h)(1 - b_2 h)} \quad (1.2)$$

avec :

- h correspondant à l'humidité relative ($= \frac{P_{vapeur}}{P_{vapeur_{saturante}}}$),
- W correspondant à la teneur en eau,
- b_1 et b_2 correspondant à des constantes qui dépendent de la température,
- m_0 correspondant à la masse d'eau adsorbée comme monocouche par l'aire totale S telle que $S = (S_0 + S_1 + S_2 + S_3 + \dots + S_N)$.

Cette relation est valable à température constante. Or les paramètres b_1 , b_2 et m_0 varient en fonction de la température. Navi et Heger [11] proposent des relations (équation (1.3)) permettant de faire varier ces paramètres en fonction de la température. Elles sont applicables entre 20°C et 140°C :

$$m_0(T) = c_1 e^{c_2/RT}, \quad b_1(T) = c_3 e^{c_4/RT}, \quad b_2(T) = c_5 e^{c_6/RT} \quad (1.3)$$

Les équations 1.3 permettent de reformuler l'équation (1.2) de la manière suivante :

$$W = \frac{c_1 c_3 h e^{(c_2 + c_4)/RT}}{[1 + h(c_3 e^{c_4/RT} - c_5 e^{c_6/RT})] (1 - h c_5 e^{c_6/RT})} \quad (1.4)$$

avec :

- R correspondant à la constante des gaz parfaits = 8,314 J.K⁻¹.mol⁻¹,
- T correspondant à la température en Kelvin (K),
- $c_1 = 4,023.10^{-3}$, $c_2 = 6,703.10^3$, $c_3 = 4,057.10^{-1}$, $c_4 = 7,819.10^3$, $c_5 = 9,756.10^{-1}$ et $c_6 = -4,816.10^2$.

Les valeurs des constantes c_1 , c_2 , c_3 , c_4 , c_5 et c_6 ont été déterminées à partir de valeurs expérimentales obtenues par Kröll et Hersfeld [12]. L'équation (1.4) permet facilement de déduire la teneur en eau du bois en fonction des conditions climatiques dans lesquelles il se trouve.

d) Influence de l'eau sur la physique du matériau bois

La nature hygroscopique du matériau bois influe sur son comportement physique. Par exemple, lors d'une adsorption ou désorption d'eau pour des niveaux en dessous du PSF, le bois gonfle ou se rétracte. Ces variations dimensionnelles ne sont pas négligeables et doivent être prises en compte lors de l'étude du comportement du bois au séchage. En revanche, la perte d'eau libre (c'est-à-dire au-dessus du PSF) n'a aucune influence sur les variations dimensionnelles du bois [11]. Notre étude portera donc uniquement sur les variations hydriques dans le domaine hygroscopique du bois (c'est-à-dire en dessous du PSF).

Nous avons vu auparavant que le bois est un matériau orthotrope cylindrique. Cette orthotropie a une influence sur les variations dimensionnelles du bois. Selon le mode de débit de la

pièce de bois dans la grume, les retraits ou gonflements ne seront pas les mêmes. En effet, les variations dimensionnelles dépendent des directions radiale, tangentielle ou longitudinale. En général, le retrait dans la direction longitudinale est très faible. Les retraits les plus importants ont lieu dans les directions radiale et tangentielle. Il existe donc une relation entre la teneur en eau du bois et sa variation dimensionnelle (équation (1.5)) :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \end{pmatrix} = \delta w \begin{pmatrix} \alpha_L & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_R & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_T \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (1.5)$$

avec :

- ε_L , ε_R et ε_T correspondant respectivement aux valeurs des déformations dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle induites par un changement de teneur en eau,
- δw correspondant à la variation de teneur en eau (%),
- α_L , α_R et α_T correspondant aux coefficients de retrait dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle. Généralement, le retrait dans la direction tangentielle (α_T) est une fois et demi à deux fois plus important que dans la direction radiale (α_R). La valeur du retrait dans la direction radiale est d'environ 0,13% par perte de 1% de teneur en eau, et d'environ 0,26% par perte de 1% de teneur en eau dans la direction tangentielle [13]. Le retrait dans la direction longitudinale α_L est, quant à lui, supposé nul.

La figure 1.9 montre les déformations habituelles que l'on rencontre selon le débit d'une pièce de bois. Il est donc primordial d'apporter la plus grande attention au mode de débit lors de la conception d'une structure. En effet, les distortions engendrées par les variations hydriques au sein du bois peuvent être importantes et être à l'origine de certains sinistres ou détériorations de la structure.

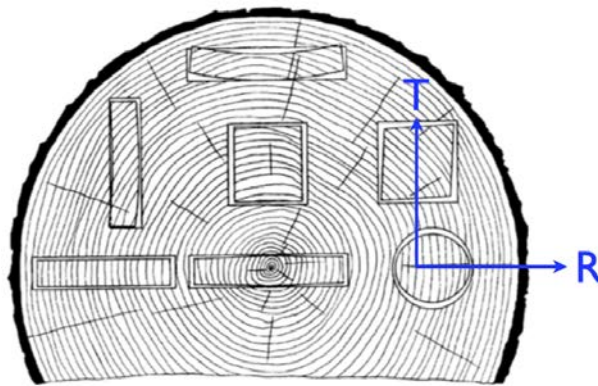


Figure 1.9 – Retraits et déformations caractéristiques du bois au cours du séchage

1.1.3 Propriétés mécaniques du bois

Les propriétés mécaniques du bois caractérisent la rigidité et la résistance du bois face aux sollicitations mécaniques. Dans cette partie, nous allons définir les propriétés thermo-hydro-mécaniques du bois, c'est-à-dire son comportement sous sollicitation mécanique et thermo-hydrique.

a) Propriétés élastiques

Sous l'action de forces extérieures, le matériau bois a la capacité de se déformer. La loi de comportement du bois est définie par un domaine élastique en début de chargement, dans lequel les déformations sont réversibles et proportionnelles à la charge. Le module d'élasticité E traduit cette corrélation. En outre, lorsque le bois est soumis à du cisaillement, le module de cisaillement G est utilisé pour relier la contrainte de cisaillement et le glissement.

Les trois directions d'orthotropie du bois génèrent une symétrie cylindrique qui se retrouve dans la plupart de ses propriétés mécaniques [14]. Il est alors considéré comme un matériau orthotrope cylindrique, en admettant que pour tout point les plans de symétrie sont les plans LR et RT. Les directions d'orthotropie sont les directions naturelles locales R, T, et L. Il en résulte que la caractérisation complète du bois, au sens de la mécanique, repose sur la détermination de trois modules d'élasticité, trois modules de cisaillement et six coefficients de Poisson. L'expression mathématique du comportement élastique du bois se réduit à une matrice symétrique possédant neuf constantes élastiques. La loi de Hooke se généralise aux axes L, R et T et la matrice de complaisance élastique est donnée par l'équation (1.6) :

$$\begin{bmatrix} \epsilon_L \\ \epsilon_R \\ \epsilon_T \\ \gamma_{RT} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{RT} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \end{bmatrix} \quad (1.6)$$

avec :

- $\epsilon_L, \epsilon_R, \epsilon_T$ correspondant aux déformations élastiques selon les trois directions,
- $\gamma_{RT}, \gamma_{LT}, \gamma_{LR}$ correspondant aux glissements selon les trois plans de cisaillement,
- E_L, E_R, E_T correspondant aux modules d'élasticité selon les trois directions,
- G_{RT}, G_{LT}, G_{LR} correspondant aux modules de cisaillement selon les trois plans,
- $\nu_{LR}, \nu_{RL}, \nu_{TL}, \nu_{LT}, \nu_{RT}, \nu_{TR}$ correspondant aux coefficients de Poisson,
- $\sigma_L, \sigma_R, \sigma_T$ correspondant aux contraintes normales selon les trois directions,
- $\tau_{RT}, \tau_{LT}, \tau_{LR}$ correspondant aux contraintes de cisaillement selon les trois plans.

Pour un matériau orthotrope, la matrice de complaisance élastique est symétrique. Nous pouvons donc établir que les constantes élastiques vérifient l'équation (1.7) :

$$\frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T}, \quad \frac{\nu_{RL}}{E_R} = \frac{\nu_{LR}}{E_L}, \quad \text{et} \quad \frac{\nu_{TL}}{E_T} = \frac{\nu_{LT}}{E_L} \quad (1.7)$$

Des ordres de grandeurs des propriétés élastiques du Pin Maritime peuvent être trouvés dans la littérature [13, 15, 16] et sont exposés dans le tableau 1.1.

	E_L (MPa)	E_R (MPa)	E_T (MPa)	ν_{TL}	ν_{LR}	ν_{RT}	G_{LT} (MPa)	G_{RT} (MPa)	G_{LR} (MPa)
[13]	11369	944	703	0,03	0,32	0,58	1615	200	1350
[15, 16]	15133	1912	1010	0,051	0,47	0,59	1042	286	1115

TABLEAU 1.1 – Propriétés élastiques du Pin Maritime

Il apparaît clairement que ces valeurs, pour une même essence, varient fortement du fait de l'hétérogénéité du matériau bois.

b) Hétérogénéité du matériau bois

Une autre particularité du bois réside dans la variabilité de ses propriétés mécaniques intra-arbre. En effet, il a été montré dans de précédentes recherches [17, 18, 19] que plusieurs caractéristiques du bois varient selon la position de prélèvement dans la grume. Pour exemple, le module d'élasticité d'essences résineuses augmente significativement du coeur de l'arbre vers l'extérieur de la grume. Les travaux d'Ormarsson [20] révèlent des résultats similaires sur une section de poutre (figure 1.10). Le module d'élasticité longitudinal augmente d'autant plus que l'on s'éloigne du centre de la moelle.

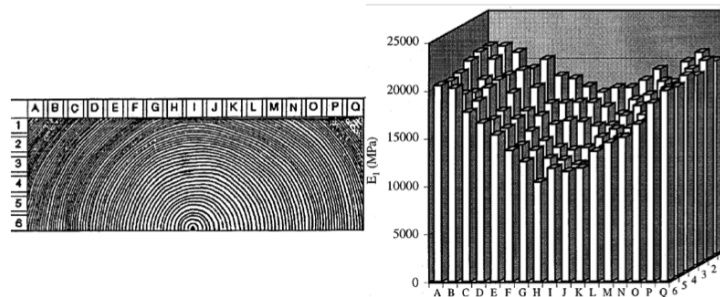


Figure 1.10 – Variation du module élastique longitudinal dans une section de poutre [20]

La distance au coeur n'est pas le seul paramètre à avoir une influence sur les qualités mécaniques du bois. Moreau [21] a montré que la hauteur à laquelle est prélevé le bois dans la grume a aussi une influence sur ses propriétés mécaniques. La figure 1.11 décrit l'évolution du module d'élasticité en flexion en fonction de la position de prélèvement du bois dans un résineux standard à l'âge adulte. Le module d'élasticité est d'autant plus bas que la hauteur de prélèvement augmente. Il est donc primordial de connaître la provenance de la matière première avant de réaliser tout produit industriel.

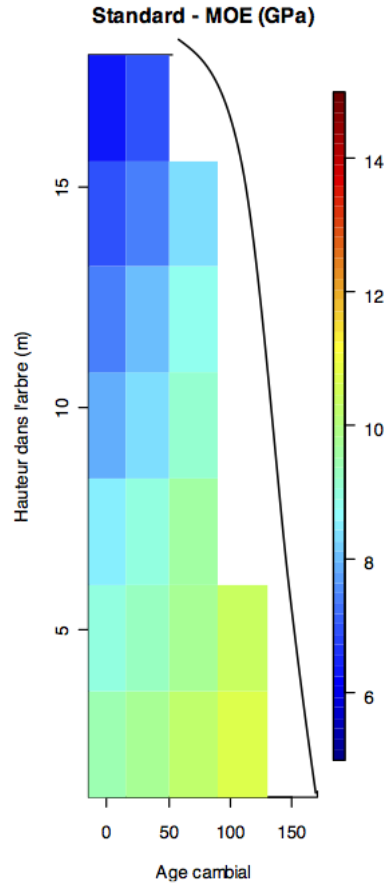


Figure 1.11 – Représentation schématique du module d'élasticité en flexion suivant la position dans l'arbre [21]

La présence de singularités dans le bois joue également un rôle primordial dans la qualité du bois. Ces singularités peuvent être les noeuds, les poches de résine ou encore le sens du fil, et de nombreux moyens sont mis en oeuvre afin de quantifier leur influence sur la performance globale d'un produit [22].

Le bois étant un matériau présentant une forte hétérogénéité, il n'est donc pas souhaitable de prendre directement et aléatoirement les valeurs des propriétés élastiques dans la littérature. Des modèles prévisionnels ont été mis en place par Guitard [14] et sont toujours utilisés pour évaluer les propriétés élastiques des essences feuillues et résineuses en fonction de leur masse volumique (ρ). Le modèle de prédiction des propriétés élastiques des résineux est présenté dans les équations (1.8).

$$\left\{ \begin{array}{l} E_L = 13100 + 41700 * (\rho - 0,45) \\ E_R = 1000 + 2370 * (\rho - 0,45) \\ E_T = 636 + 1910 * (\rho - 0,45) \end{array} \right. \quad \text{et} \quad \left\{ \begin{array}{l} \frac{E_R}{\nu_{RT}} = 2050 + 5280 * (\rho - 0,45) \\ \frac{E_L}{\nu_{LR}} = 34200 + 117000 * (\rho - 0,45) \\ \frac{E_T}{\nu_{LT}} = 30800 + 101000 * (\rho - 0,45) \end{array} \right. \quad (1.8)$$

$$\text{et} \quad \left\{ \begin{array}{l} G_{RT} = 83,6 + 228 * (\rho - 0,45) \\ G_{LT} = 745 + 989 * (\rho - 0,45) \\ G_{LR} = 861 + 2080 * (\rho - 0,45) \end{array} \right.$$

c) Effet de la teneur en eau

Nous avons mentionné au paragraphe 1.1.2 que le bois est un matériau hygroscopique, ce caractère affectant les propriétés élastiques du matériau. Dans le paragraphe 1.1.1 nous avons également signalé que le bois est un composite naturel, essentiellement constitué de trois biopolymères. Comme tous les polymères, ils ont une température de transition vitreuse, caractérisant le passage d'un état vitreux d'un polymère amorphe à un état caoutchoutique. Cette transition s'accompagne d'une diminution des constantes élastiques du matériau. Guitard [14] a étudié les transitions vitreuses des constituants du bois et il a montré qu'à l'état anhydre ces températures sont plus élevées qu'à l'état « vert ». Lors de l'augmentation de la teneur en eau, une plastification des constituants a lieu et la température de transition vitreuse s'abaisse. Les trois biopolymères constituant le bois réagissent différemment à cette variation de teneur en eau :

- hémicelluloses : une quantité suffisante d'eau adsorbée abaisse la température de transition vitreuse jusqu'à la température ambiante,
- lignine : une très faible quantité d'eau adsorbée abaisse radicalement la température de transition vitreuse qui se stabilise à 115°C lorsque la teneur en eau continue d'augmenter,
- cellulose : seule la phase amorphe peut adsorber de l'eau. Par conséquent, plus le taux de cristallinité sera élevé, moins le ramollissement sera important. Une teneur en eau de 20% est susceptible d'abaisser la température de transition vitreuse de la cellulose amorphe jusqu'à la température ambiante.

Le comportement de ces polymères explique l'influence de la teneur en eau du bois sur les constantes élastiques. Gerhards [23] propose un état de l'art de l'effet de la teneur en eau sur les propriétés mécaniques du bois (modules élastiques longitudinaux, transversaux, et de cisaillement, ainsi que résistances en traction, en compression et en cisaillement). Il révèle ainsi que les modules d'élasticité connaissent des variations de l'ordre de 15% à 20% lorsque la teneur en eau passe de 12% à 20%, et que les résistances peuvent fluctuer de 40% lors de cette même augmentation de teneur en eau.

La figure 1.12 illustre l'évolution du module d'élasticité longitudinal en fonction de la teneur en eau pour deux essences de bois [14].

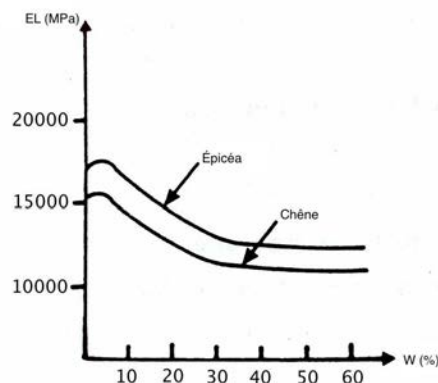


Figure 1.12 – Évolution de E_L en fonction de la teneur en eau du bois (d'après [14])

Entre 0% et 6% de teneur en eau, les modules d'élasticité présentent un palier ou une légère augmentation, alors qu'entre 6% et 20% de teneur en eau, ils diminuent linéairement, puis se

stabilisent une fois le PSF atteint. Les valeurs de référence des propriétés élastiques du bois sont souvent données pour une teneur en eau de 12%. Or, les différentes conditions climatiques, que le bois rencontre au cours de son cycle de vie, ont un impact sur sa teneur en eau.

Afin de tenir compte de la teneur en eau lors de calculs mécaniques sur des structures en bois, Guitard [14] a établi des coefficients correctifs qui peuvent être appliqués lorsque la teneur en eau se situe entre 6% et 20%. Ces corrections, par rapport aux caractéristiques à 12% de teneur en eau, sont présentées dans les équations (1.9).

$$\left\{ \begin{array}{l} E_L^W = E_L^{12} * [1 - 0,015 * (W - 12)] \\ E_R^W = E_R^{12} * [1 - 0,030 * (W - 12)] \\ E_T^W = E_T^{12} * [1 - 0,030 * (W - 12)] \end{array} \right. \quad \text{et} \quad \left\{ \begin{array}{l} G_{RT}^W = G_{RT}^{12} * [1 - 0,030 * (W - 12)] \\ G_{TL}^W = G_{TL}^{12} * [1 - 0,030 * (W - 12)] \\ G_{LR}^W = G_{LR}^{12} * [1 - 0,030 * (W - 12)] \end{array} \right. \quad (1.9)$$

L'influence de la teneur en eau du bois sur ses constantes élastiques induit des comportements mécaniques très différents selon l'usage du matériau. La baisse des modules pour des augmentations de teneur en eau présente des avantages dans la mise en oeuvre des matériaux, et plus particulièrement au niveau de leur mise en forme. Il sera ainsi plus facile de courber le bois vert que le bois sec lors de réalisation de certaines pièces. Une récente étude [24] a démontré qu'à épaisseur égale, une planche de bois vert voit son rayon de courbure minimale divisé par 2. Ainsi, les déformations et les contraintes induites par le séchage d'un matériau collé à l'état vert pourront avoir moins d'incidence sur une éventuelle fissuration du matériau.

d) Effet de la température

Hormis l'effet de la teneur en eau du bois, l'influence de la température est aussi significative. La température est un paramètre physique qui conditionne le comportement mécanique du bois. Thunel [25] a publié des résultats qui montrent que le module d'élasticité diminue quand la température augmente entre 20°C et 50°C. Certains auteurs proposent des relations empiriques entre le module d'élasticité et la température. Par exemple, Sulzberger [26] propose de relier le module d'élasticité à la température par le coefficient de dilatation thermique comme dans l'équation (1.10) :

$$E_2 = E_1 * [1 - \alpha(T_2 - T_1)] \quad (1.10)$$

avec :

- E_1 et E_2 correspondant aux modules d'élasticité pour les températures T_1 et T_2 respectivement,
- α étant le coefficient de dilatation thermique.

e) Valeurs limites de résistance

Des valeurs moyennes de résistance en traction dans les directions d'orthotropie (σ_L^{ult} , σ_R^{ult} , σ_T^{ult}) sont présentées dans le tableau 1.2.

σ_L^{ult} (MPa)	σ_R^{ult} (MPa)	σ_T^{ult} (MPa)
97,5	4,2	7,93

TABLEAU 1.2 – Valeurs moyennes de résistance suivant les directions d’orthotropie du bois [27]

Des valeurs moyennes de résistance en cisaillement pour l’apparition de la première fissure (σ^{1f}) et pour la ruine totale (σ^{ult}) dans les différents plans d’orthotropie pour le pin maritime sont mentionnées dans le tableau 1.3.

Plan LR		Plan LT		Plan RT	
σ_{LR}^{1f} (MPa)	σ_{LR}^{ult} (MPa)	σ_{LT}^{1f} (MPa)	σ_{LT}^{ult} (MPa)	σ_{RT}^{1f} (MPa)	σ_{RT}^{ult} (MPa)
15,9	16,9	15,9	18,1	2,38	4,35

TABLEAU 1.3 – Valeurs moyennes de résistance en cisaillement pour le pin maritime [15]

Dans le paragraphe 1.1, nous avons fait une revue succincte des différents paramètres influant sur les propriétés mécaniques du bois. Cependant, ils peuvent être contrôlés lors de la mise en oeuvre de produits d’ingénierie issus du bois. Un simple contrôle de la matière première permet de sélectionner des éléments présentant des caractéristiques analogues (essence, provenance, âge). Ensuite, le choix du débit de la grume donne des indications sur le comportement à court et à long termes des éléments débités (positionnement de la poutre dans la grume, orientation des cernes, ...). L’objectif principal des produits d’ingénierie issus du bois est d’homogénéiser ce composite naturel, qui à l’origine présente une forte hétérogénéité. Ainsi, le comportement de notre structure finale pourra être mieux appréhendé. Cette évaluation pourra être effectuée par une traçabilité de la matière première tout au long de son cycle de production. L’homogénéisation du produit peut aussi être améliorée par l’élimination des défauts présents dans le bois à l’état brut. Les produits d’ingénierie du bois doivent être homogènes, ce qui peut être obtenu en assemblant des produits hétérogènes à une échelle différente, et notamment par collage.

1.2 Le collage du bois

L’assemblage par collage est une technique qui permet d’homogénéiser le matériau bois en créant des produits à une échelle différente et/ou sans défauts. Dans cette partie, nous allons exposer le collage du bois, les adhésifs et de quelles façons on peut coller un substrat hygroscopique. Ensuite, nous verrons quelles solutions s’adaptent au mieux à notre problématique.

1.2.1 Principes généraux du collage

Par définition, le collage consiste à mettre en contact deux surfaces de façon durable. L’ensemble collé doit résister aux sollicitations mécaniques et physiques auxquelles il sera soumis pendant sa durée de vie [28]. La pénétration de l’adhésif dans les pores du matériau induit un phénomène d’ancrage mécanique. D’autre part, des liaisons chimiques, physiques, ou physico-chimiques se produisent à l’interface substrat-adhésif. Un vocabulaire précis est utilisé pour définir la notion du collage :

- le *substrat* est l’élément destiné à être collé sur lequel l’adhésif est déposé.

- l'*adhésif* est la composition capable de maintenir ensemble des matériaux par adhérence.
- l'*interface* est la surface entre le substrat et le joint où a lieu le phénomène d'adhésion.
- la *cohésion* est l'ensemble des forces résultant des liaisons multiples qui tendent à associer entre elles les différentes parties d'un liquide ou d'un solide. Elle caractérise les propriétés mécaniques et l'intégrité du joint (figure 1.13).
- l'*adhésion* caractérise la tenue de la liaison interfaciale entre le joint et le substrat. C'est le phénomène chimique, physique ou physico-chimique produisant l'adhérence (figure 1.13).

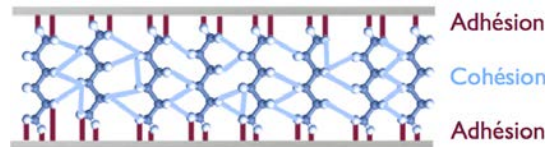


Figure 1.13 – Schématisation d'un joint de colle

La durabilité d'un assemblage collé ainsi que sa tenue dépendront essentiellement des caractéristiques mécaniques de la colle et de ses propriétés d'adhésion. Il existe de nombreux types d'adhésifs. Ils sont tous constitués de polymères organiques. Ils se présentent sous la forme mono, bi, et multi-composants. Les bi-composants se composent d'une résine et d'un durcisseur (par exemple) et les multi-composants se composent de résine, de durcisseur et de charges techniques. Tous ces adhésifs peuvent être regroupés dans les deux grandes catégories suivantes :

- les adhésifs *thermodurcissables* se distinguent par leur capacité à être des produits totalement infusibles et insolubles. Ils peuvent être traités par des rayonnements (chaleur, radiations) ou d'autres moyens (catalyseurs, durcisseurs). Lorsqu'ils sont stabilisés, ils sont impossibles à liquéfier.
- les adhésifs *thermoplastiques* sont susceptibles d'être transformés de manière répétée par chauffage et durcissent par refroidissement.

1.2.2 Adhésifs du bois

Plusieurs types d'adhésifs sont utilisés lorsque les produits d'ingénierie issus du bois sont mis en oeuvre. Ces adhésifs sont choisis suivant la destination du produit, autrement dit en fonction de l'usage du produit final et des caractéristiques nécessaires pour l'obtention d'un produit durable dans sa fonction ; tout au long de son cycle de vie. La plupart des adhésifs utilisés de nos jours sont des adhésifs à mise en oeuvre chimique, pour lesquels le durcissement s'effectue par réaction de polymérisation [29].

Deux types d'adhésifs sont utilisés dans la seconde transformation du bois. Les adhésifs structuraux sont destinés à mettre en oeuvre des produits portant des charges (charpentes, poteaux). Ils conduisent à une forte résistance mécanique de l'assemblage, acceptée comme étant supérieure à celle du substrat bois. Les adhésifs non-structuraux, quant à eux présentent des propriétés plus modestes pour des matériaux d'agencement. Dans cette étude nous nous intéresserons seulement aux adhésifs structuraux.

Un collage structural doit conférer à l'assemblage considéré une résistance mécanique suffisante (au minimum du même ordre de grandeur que celle des matériaux constituant la structure)

dans les conditions environnementales de service [30]. L'adhésif devient alors partie intégrante de la structure et doit assurer le transfert de charges entre les deux substrats. Dans le génie civil, on utilise quatre grandes familles de résines : les époxydes, les polyuréthanes, les composés acryliques et les phénoliques [31].

a) Les différents types d'adhésifs

Les adhésifs époxydes

Les adhésifs époxydes se présentent sous la forme de mono-composant ou de bi-composants. Les époxydes mono-composant réticulent sous l'action de la température. En revanche, dans le cas d'époxydes bi-composants, un durcisseur agit sur le précurseur époxyde pour former un réseau tri-dimensionnel et ainsi obtenir la polymérisation de l'adhésif. Ils possèdent une faculté d'adhésion sur divers matériaux, une résistance élevée aux contraintes d'arrachement, une excellente tenue à l'eau et aux produits chimiques, un très faible retrait lors du durcissement et une bonne tenue à la fatigue [32]. Leurs excellentes propriétés physiques sont adaptées à des applications de pointe dans les transports et le génie civil.

Les adhésifs polyuréthanes

Les adhésifs polyuréthanes résultent de la condensation entre un monomère isocyanate et un monomère hydroxyde ou polyol [33]. Ces adhésifs sont soit mono-composant, soit bi-composants. Leur bonne tenue à la déchirure et au pelage en font de bons adhésifs pour des assemblages multi-matériaux (souple-rigide). Ce sont des adhésifs souples possédant une bonne résistance aux phénomènes de vieillissement. Leurs souplesses en font des produits semi-structuraux bien adaptés dès qu'il s'agit d'associer à de bonnes performances la capacité à travailler en souplesse à des températures pouvant descendre jusqu'à -50°C [29]. Ainsi, ils sont souvent utilisés pour des assemblages soumis à la dilatation thermique ou hydrique comme le bois lamellé-collé. Ils sont aussi résistants aux chocs et aux vibrations.

Les composés acryliques

Les composés acryliques sont formés à partir d'un polymère acrylique thermoplastique. Leur adhésion est forte et durable à température standard. Leur résistance mécanique est élevée (notamment au cisaillement et au pelage), mais ils résistent peu aux chocs. Ils présentent également une bonne tenue aux solvants. Cependant à température élevée, leurs propriétés mécaniques sont médiocres. Ils sont surtout employés pour coller les matériaux poreux ou encore les matériaux aux surfaces polaires comme le verre ou le nylon. Outre le génie civil, ils sont principalement utilisés dans l'industrie de précision et le collage de petites pièces.

Les adhésifs phénoliques

Les adhésifs phénoliques sont essentiellement utilisés dans l'industrie du bois (pour la réalisation de panneaux de particules, de contreplaqués, ou encore de lamellés-collés). Parmi les variétés d'adhésifs rentrant dans cette famille, nous pouvons rencontrer les colles urée-formol, phénolique-formol, résorcine-formol ou encore mélamine-formol. Ils présentent une bonne résistance au cisaillement et de bonnes caractéristiques au fluage.

b) Classement des adhésifs (type I, type II)

Les adhésifs structuraux du génie civil bois sont classés suivant leurs propriétés et leur domaine d'application [34]. En effet, suivant leur utilisation, les adhésifs n'auront pas la nécessité d'avoir les mêmes propriétés de durabilité et de résistance mécanique (tableau 1.4).

Température	Équivalence climatique	Exemples	Type d'adhésif
>50°C	Non spécifiée	Exposition prolongée à une température élevée	I
≤50°C	> 85% HR à 20°C	Pleine exposition aux intempéries	I
	≤85% HR à 20°C	Bâtiment chauffé et ventilé A l'extérieur, protégé des intempéries Courtes périodes d'exposition aux intempéries	II

TABLEAU 1.4 – Classification des adhésifs en types I et II selon les conditions climatiques d'emploi (d'après [34])

1.2.3 Problématiques de l'adhésion sur le substrat bois

a) Le collage traditionnel

Habituellement, le collage du bois s'effectue à des teneurs en eau comprises entre 8% et 16%. Lors d'une mise en oeuvre d'un produit collé, plusieurs facteurs peuvent avoir une influence déterminante sur les caractéristiques finales de l'assemblage, comme le montre le tableau 1.5.

COMPORTEMENT MÉCANIQUE		
<i>Procédé de collage</i>	<i>Adhésif</i>	<i>Propriétés du substrat</i>
Temps d'assemblage	Type	Rugosité de surface
Temps de polymérisation	Viscosité	Porosité
Temps de pressage	Type de polymérisation	Composition chimique
Pression de serrage	Propriétés de mouillage	Orientation des cernes d'accroissement
Conditions climatiques	Quantité	Essence de bois
		Teneur en eau du bois

TABLEAU 1.5 – Classification des paramètres conditionnant la performance des assemblages [35]

Tous ces facteurs agissent et interagissent lors de la polymérisation de la colle et influent sur les propriétés mécaniques finales de l'assemblage telles que la résistance, la raideur, le type de rupture, l'énergie de rupture et les propriétés de durabilité.

b) Le collage du bois vert

Comme nous l'avons vu, les procédés classiques de collage sont applicables pour des teneurs en eau comprises entre 8% et 16%. Il y a une quinzaine d'années, seuls quelques adhésifs polyuré-

thanes étaient aptes au collage du bois jusqu'à une teneur en eau de 18%. Néanmoins, plusieurs études [36] ont depuis été menées et ont montré qu'il était possible de coller du bois au-dessus de 18% de teneur en eau, ceci avec plusieurs types d'adhésifs. En France, Pommier [37, 38] a exposé l'intérêt du collage du bois vert en utilisant un adhésif polyuréthane mono-composant développé et breveté [39]. En Europe, de récents travaux [40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47], effectués avec un autre adhésif polyuréthane, ont aussi montré la possibilité d'utiliser ce procédé de collage. De nombreux autres travaux menés dans le monde [48, 49] démontrent l'intérêt des communautés scientifiques et industrielles envers le collage du bois vert.

La plupart des facteurs influençant les propriétés d'un collage de bois « vert » sont similaires à ceux affectant la qualité d'un collage de bois sec. Néanmoins, un certain nombre d'entre eux sont différents dans le cas du collage de bois vert [45, 44, 46]. En effet, le bois fraîchement scié n'est pas déformé et la préparation de l'état de surface peut se faire par un léger rabotage. La teneur en eau du bois vert est au-dessus du point de saturation des fibres et varie entre les pièces. L'eau libre est présente dans les pores plus ouverts, ce qui permet une pénétration de l'adhésif plus importante. L'auteur de ces travaux a analysé l'influence de différents facteurs sur la qualité du collage. Ainsi, il a exposé que la valeur de la pression appliquée lors du collage devait être optimisée : elle doit être suffisamment élevée pour permettre l'obtention d'un joint mince ($0,1 \text{ mm} < e < 0,3 \text{ mm}$) tout en évitant d'être trop élevée et de provoquer une « chasse » de l'eau et de l'adhésif. Néanmoins ce facteur s'est montré être moins influençant que le temps de pression. La résistance du joint de colle au cisaillement est d'autant plus élevée que le temps de pression est long.

De plus, une analyse des joint testés directement après le pressage, présente des valeurs de résistances au cisaillement de 50% à 75% plus faibles que pour des joints testés après séchage, ce qui montre que la polymérisation de la colle se poursuit lors du séchage, principalement à l'aide de l'apport de chaleur. En outre, l'auteur a attesté qu'un bois plus dense et qu'une quantité de colle plus élevée (jusqu'à 250 g/m^2), induisent une meilleure tenue mécanique au cisaillement. L'auteur a mentionné qu'une combinaison d'un bois de faible densité avec une teneur en eau importante, une pression de serrage trop élevée et un temps de pression trop court résulte en des faibles performances mécaniques du collage. Enfin, l'influence du séchage du bois collé vert affecte la polymérisation de la colle et pourra engendrer un développement de contraintes et déformations pouvant être favorables ou défavorables aux propriétés de l'assemblage. Plus récemment, Lavalette [50] a exposé des résultats montrant qu'une teneur en eau comprise entre 30% et 60% était favorable à l'obtention de bonnes propriétés mécaniques des joints de colle lors de la fabrication de panneaux contreplaqués collés à l'état vert. Une teneur en eau inférieure à 30% induit une trop forte imprégnation de l'adhésif, menant à un joint maigre. Une teneur en eau trop élevée ($> 60\%$) engendre une polymérisation trop importante en surface des substrats et une pénétration de l'adhésif trop faible, diminuant l'ancrage mécanique.

Tous ces éléments doivent être étudiés et pris en compte lors du procédé du collage du bois « vert ». Dans la présente étude, un grammage de colle de 250 g/m^2 est choisi, et une pression de serrage de $0,8 \text{ MPa}$ est appliquée pendant une durée de huit heures environ.

1.3 Etat des lieux de la connaissance du bois lamellé collé

Les dimensions du bois de structure scié sont naturellement limitées. Pour s'en affranchir, les planches peuvent être collées ensemble afin de former des produits permettant la fabrication de pièces de grandes dimensions ou de formes particulières. D'autre part, une amélioration de la résistance mécanique par rapport à une pièce de bois massif peut être obtenue grâce au triage du bois en amont et à la purge des défauts. Ces produits ont la désignation de bois lamellé collé (BLC). Un exemple de ce type charpente est montré dans la figure 1.14.



Figure 1.14 – Exemple de charpente BLC (Anneau olympique de Richmond, Canada, 2008)

1.3.1 Normes et état des lieux de la technologie

En principe, toutes les essences de bois peuvent être utilisées pour la fabrication de bois lamellé collé. Néanmoins, on préférera utiliser des bois résineux qui sont plus aisés à mettre en oeuvre. Aucune norme ne régit l'utilisation de bois feuillus pour la fabrication de poutres BLC. Les lamelles de bois massif d'une certaine épaisseur sont généralement sciées puis séchées avant d'être classées mécaniquement par des essais suivant la norme EN 14080 [51]. La base de classement s'effectue selon les règles de calcul des constructions en bois unifiées au niveau européen selon la norme EN 338 [52].

Le tableau 1.6 présente les classes de résistance des bois résineux en fonction de leurs caractéristiques. La lettre C signifie qu'il s'agit de bois résineux, et le nombre à deux chiffres correspond à la résistance caractéristique en flexion longitudinale du matériau considéré. La gamme d'utilisation des bois massifs est très étendue (du bois d'emballage classé C14 au bois à haute performance classé C30 ou C40). Le bois de charpente ordinaire est situé dans les classes C18 à C24.

Classe du bois massif		C14	C18	C24	C30	C40
Caractéristique	Symbole	Propriétés de résistance (MPa)				
Flexion	$f_{m,k11}$	14	18	24	30	40
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	8	11	14	18	24
Traction perpendiculaire	$f_{t,90,k}$	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	16	18	21	23	26
Compression perpendiculaire	$f_{c,90,k}$	2	2,2	2,5	2,7	2,9
Cisaillement	$f_{v,k}$	1,7	2	2,5	3	3,8
Propriétés élastiques (GPa)						
Module moyen d'élasticité axial	$E_{0,mean}$	7	9	11	12	14
Module d'élasticité axial au fractile à 5%	$E_{0,05}$	4,7	6	7,4	8	9,4
Module moyen d'élasticité transversal	$E_{90,mean}$	0,23	0,3	0,37	0,4	0,47
Module moyen de cisaillement	G_{mean}	0,44	0,56	0,69	0,75	0,88
Masse volumique (kg/m ³)						
Masse volumique au fractile à 5%	ρ_k	290	320	350	380	420
Masse volumique moyenne	ρ_{mean}	350	380	420	460	500

TABLEAU 1.6 – Exemples de propriétés caractéristiques de résistance pour les bois massifs résineux (d'après [51])

L'évaluation des caractéristiques mécaniques du bois, par le biais de moyens de contrôle destructifs (EN 14080 [53]) ou non-destructifs (méthode vibratoire ou ultrasonore [54]), permet de fabriquer une poutre BLC contenant des lamelles d'une résistance relativement homogène (BLC homogène). Il est aussi possible de fabriquer une poutre contenant des lamelles externes de résistances plus élevées (BLC panaché ou combiné). Ainsi, lors de la réalisation d'une poutre BLC, sa composition devra être effectuée en fonction de la classe de résistance visée (tableau 1.7).

Classe du bois lamellé-collé	GL24	GL28	GL32	GL36
<i>Bois des lamelles de lamellé-collé homogène</i>	C24	C30	C35	C40
<i>Bois des lamelles de lamellé-collé panaché ou combiné</i>				
Bois des lamelles extérieures	C24	C30	C40	-
Bois des lamelles intérieures sur deux tiers de la hauteur	C18	C24	C30	-

TABLEAU 1.7 – Classement des lamelles constituant les poutres BLC (d'après [51])

Lorsque le bois constituant les poutres BLC n'est pas préalablement classé, elle doivent satisfaire elles-mêmes à des valeurs mécaniques caractéristiques pour l'usage en structure. Le tableau 1.8 montre les relations entre les classes de résistances des poutres et les caractéristiques mécaniques à satisfaire pour le domaine structural. Les lettres h et c correspondent respectivement à *homogène* et *panaché*.

Classe du bois lamellé-collé	Symbole	BLC homogènes		BLC panachés	
		GL24h	GL28h	GL24c	GL28c
Caractéristique	Symbole	Propriétés de résistance (MPa)			
Flexion	$f_{m,g,k}$	24	28	24	28
Traction axiale	$f_{t,0,g,k}$	19,2	22,3	17	19,5
Traction perpendiculaire	$f_{t,90,g,k}$	0,5	0,5	0,5	0,5
Compression axiale	$f_{c,0,g,k}$	24	26	21,5	24
Compression perpendiculaire	$f_{c,90,g,k}$	2,5	3,5	2,5	2,5
Cisaillement	$f_{v,g,k}$	3,5	3,5	3,5	3,5
Propriétés élastiques (GPa)					
Module moyen d'élasticité axial	$E_{0,g,mean}$	11,5	12,6	11	12,5
Module d'élasticité axial au fractile à 5%	$E_{0,g,05}$	9,6	10,5	9,1	10,4
Module moyen d'élasticité transversal	$E_{90,g,mean}$	0,3	0,3	0,3	0,3
Module moyen de cisaillement	$G_{g,mean}$	0,65	0,65	0,65	0,65
Masse volumique (kg/m³)					
Masse volumique au fractile à 5%	$\rho_{g,k}$	385	425	365	390

TABLEAU 1.8 – Exemples de propriétés caractéristiques de résistance pour les BLC (d'après [51])

Les poutres BLC sont donc obtenues à partir de lamelles de bois classées, puis mises à longueur. Elles sont ensuite jointes dans la longueur par des aboutages. L'aboutage permet de fabriquer des produits de grandes longueurs et/ou d'éliminer les défauts présents dans le bois tels que les noeuds. Les lamelles aboutées sont ensuite encollées dans le sens de la longueur entre elles. Le procédé de fabrication est présenté dans la figure 1.15.

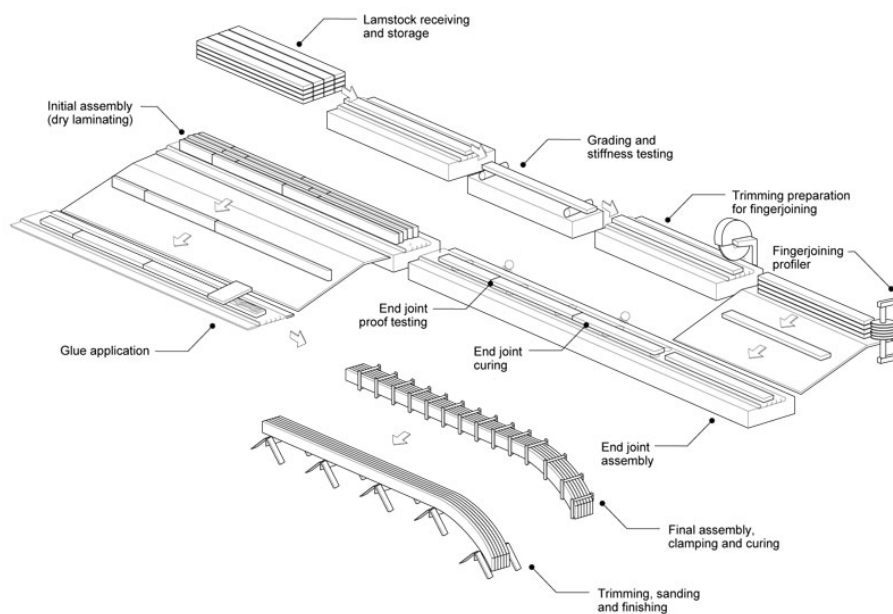


Figure 1.15 – Procédé de fabrication du BLC [Canadian Wood Council]

Les poutres BLC sont utilisées en structure. Elles sont donc soumises à différentes conditions hygro-thermiques lors de leur cycle de vie, regroupées selon des classes de services (tableau 1.9).

Classes de service	1	2	3
Emplacement	Local chauffé	Sous abri	Extérieur
W_{bois}	$W_{bois} < 13\%$	$13\% < W_{bois} < 20\%$	$W_{bois} > 20\%$

TABLEAU 1.9 – Classes de service du bois de structure [51]

Afin de réduire les contraintes internes pouvant se développer dans une poutre BLC lors de son usage, les lamelles doivent être orientées de façon judicieuse. Ainsi, suivant la classe de service de la poutre, deux orientations seront envisagées. Si la poutre est destinée à être employée en classe de service 1 ou 2, toutes les lamelles pourront avoir la même orientation. Autrement dit, les coeurs seront tous tournés dans le même sens (figure 1.16 a)). En revanche, si la poutre est destinée à être utilisée en classe de service 3, toutes les lamelles devront avoir la même orientation, mais les deux lamelles extérieures devront avoir le coeur tourné vers l’extérieur (figure 1.16 b)). Tous ces éléments sont définis aujourd’hui dans différents textes normatifs tels que l’Eurocode 5 [55] ou la norme EN 14080 [51].

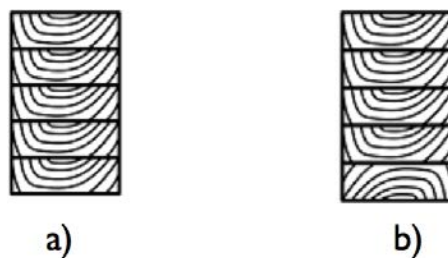


Figure 1.16 – Orientation des lamelles dans un BLC suivant les classes de service 1 ou 2 (a) ou la classe de service 3 (b)

1.3.2 Comportement hydro-mécanique du bois

Nous avons vu auparavant que les poutres BLC pouvaient, selon leur classe de service, être employées dans des environnements à température et hygrométrie variables. Nous allons montrer dans ce paragraphe quel est l’impact de ces conditions sur les structures BLC.

a) Transferts hydriques dans le bois

Nous avons exposé dans le paragraphe 1.1.2 la théorie de la sorption de l’eau dans le bois. Nous allons voir dans ce paragraphe comment elle peut être appliquée à notre problématique d’une manière simple. En effet, la multitude des lois de modélisation mathématique des transferts de masse d’eau dans le bois, implique la nécessité d’effectuer une revue bibliographique avant de choisir la théorie la plus adaptée. Les premières études scientifiques concernant ce sujet ont proposé une analyse physique du séchage, qui distingue à la fois le lieu d’évaporation du liquide à l’intérieur ou à la surface du matériau, et l’importance relative de la résistance au transfert interne par rapport au transfert externe [56]. Sherwood a été le pionnier dans la description de cette théorie à l’aide d’une écriture purement diffusive et d’un coefficient de diffusion constant [57]. Cette écriture est simple et reste d’actualité mais de nouvelles études ont démontré qu’elle était réservée au domaine hygroscopique [58]. Deux types de modèles peuvent être établis à partir

de ces premières études [4] :

- Les modèles traduisant une approche physique. Ils sont établis à partir d'expériences destinées à identifier les paramètres décrivant les équations précises de la physique. Ces paramètres servent à alimenter le modèle et des expériences complémentaires permettent de valider le jeu d'équations retenues.
- Les modèles traduisant une approche macroscopique du problème. Les paramètres sont identifiés directement à partir des expériences menées. Ils permettent une compréhension directe du comportement lié à une cinétique. Cette approche conduit à une simplification des équations traduisant le transfert de masse.

Le choix du modèle s'effectue selon les besoins et la finalité du travail. Il faut toutefois être conscient qu'un modèle traduisant une approche physique permettra d'obtenir de plus amples informations et d'être plus précis qu'un modèle traduisant une approche macroscopique. Cependant, il faut juger de la pertinence ou non de l'utilisation d'un modèle traduisant une approche physique lors de son application. Dans notre cas, nous cherchons à déterminer le développement de contraintes lors de variations hydriques de séchage sur un bois collé à l'état « vert ». L'approche physique complète du séchage n'est donc pas ici nécessaire car les équations de transfert hydrique dans le domaine hygroscopique nous seront suffisantes. De plus, elles permettront de pouvoir comparer le modèle à des expérimentations ne pouvant être menées que dans ce domaine. Le choix retenu pour la modélisation des transferts hydriques dans notre étude sera donc un *modèle d'approche macroscopique* basé sur une *écriture diffusive*, dont les paramètres seront directement identifiés lors de l'expérimentation par *méthode d'optimisation*. Nous reviendrons sur cette écriture dans le chapitre 3.

b) Processus du séchage du bois

Le procédé de séchage du bois a pour objectif de diminuer le plus rapidement possible la teneur en eau du bois, tout en limitant au minimum les pertes éventuelles de qualité (apparition de gerces, tuilage, voilement). L'industrie de la transformation du bois en France utilise des séchoirs en convection forcée, en contrôlant la température et l'humidité relative de l'air à l'intérieur du séchoir (figure 1.17). L'eau présente dans le bois est évaporée par circulation d'air, qui permet d'évacuer la vapeur d'eau, qui s'échappe à la surface des pièces. Un séchage optimal est défini par la nécessité de maintenir la température de l'air la plus élevée possible et son humidité relative la plus basse possible, afin d'accélérer le processus de diffusion de la vapeur d'eau dans le bois. Généralement, les températures présentes au sein d'un séchoir convectif sont de l'ordre de 80°C, avec une humidité relative de l'air variable. Des séchoirs basses températures (30/40°C) peuvent aussi être utilisés et procurent un séchage doux, ils permettent d'éviter des gradients de teneur en eau trop importants au sein de la pièce de bois. En effet, ces gradients engendrent des retraits différentiels indésirables pouvant causer des contraintes excessives et une détérioration de la pièce de bois. Des programmes de séchage permettent d'optimiser le processus (tableau 1.10).

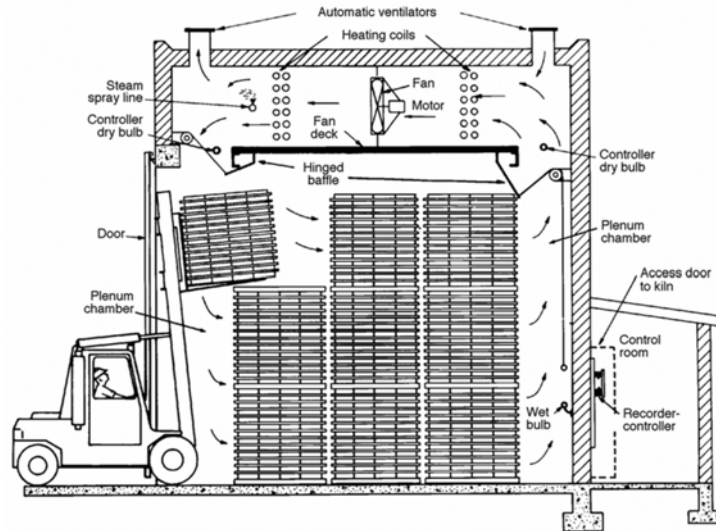


Figure 1.17 – Séchoir à bois traditionnel [59]

Temps (heures)	Température (°C)		HR (%)	EMC (%)
	Bulbe sec	Bulbe humide		
0 à 12	76,5	73,5	86	14,1
12 à 24	76,5	71	78	11,4
24 à 48	79,5	71	69	9,1
48 à 72	82,2	71	62	7,7
72 à 96 ou jusqu'à sec	82,2	60	36	4,5

TABLEAU 1.10 – Exemple de programme de séchage pour du bois de Douglas de 25 à 50 mm d'épaisseur (d'après [59])

c) Modélisation du comportement mécanique du bois au séchage

Au cours du séchage, les variables influençant les déformations du bois sont la température (dilatation thermique) et la teneur en eau (retraits/gonflements). La variable la plus importante est la teneur en eau, particulièrement pour les valeurs comprises entre l'état anhydre et le point de saturation des fibres. Elle a un effet plus important sur les caractéristiques élastiques du bois, et c'est dans cette zone que les variations de teneur en eau induisent des variations dimensionnelles. C'est dans cette optique qu'Ugolev [60] a suggéré de négliger la déformation due aux variations de température lors de la modélisation du comportement du bois au séchage. Cette simplification doit cependant n'être prise en compte que lorsque le séchage n'est pas trop intensif, c'est-à-dire lorsque la variation de température lors du séchage n'est pas trop importante. En outre, il a été montré que l'influence de la température est faible lorsque celle-ci est inférieure à 40°C, mais devient importante lorsqu'elle est supérieure à 60°C [61]. Dans notre étude, seule l'influence des transferts hydriques dans le bois sur son comportement mécanique au séchage sera prise en compte. En effet, nous nous concentrerons sur les transferts hydriques isothermes à basse température (40°C).

Différents modèles mécaniques peuvent être utilisés pour simuler le comportement du bois au séchage ; les modèles élastique, visco-élastique ou encore élasto-viscoplastique sont les plus couramment utilisés.

Modèle élastique

Le modèle mécanique élastique est le plus simple à utiliser. En effet, les paramètres élastiques du bois sont relativement bien connus à ce jour. Ce modèle a été le plus fréquemment utilisé pour décrire le comportement du bois au séchage et plusieurs modèles ont été construits à partir du modèle élastique [62, 63]. Toutefois ce modèle, bien que simple, ne restitue qu'en partie les observations expérimentales du comportement du bois lors du séchage [64]. Salin a comparé des résultats obtenus à l'aide d'un modèle élastique avec ceux obtenus avec un modèle visco-élastique. Le modèle élastique donne des résultats de contraintes en traction jusqu'à deux fois plus importants que ceux obtenus avec le modèle visco-élastique. La modélisation élastique indique donc des ruptures en traction alors qu'en réalité aucune rupture n'était apparue lors du séchage. Il a également montré que ce modèle ne permet pas de simuler l'inversion des contraintes pendant le séchage. Il a été conclu que le modèle élastique n'est pas approprié pour prédire la distribution des contraintes dans le bois au cours du séchage. D'autres auteurs ont également montré l'insuffisance du modèle élastique pour la prédiction des contraintes de séchage [65, 66]. La modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage peut être améliorée en prenant en compte la plasticité et la viscosité.

Modèle visco-élastique

Le bois présente des phénomènes dissipatifs associés à l'élasticité que l'on peut généralement traduire par de la viscosité. Ainsi, plusieurs auteurs [67, 68, 69, 70, 71] ont révélé qu'un modèle visco-élastique est le plus adapté à l'étude du séchage du bois. Néanmoins, les limites de ce modèle résident dans la difficulté d'identification des paramètres de viscosité. En effet, bien que les définitions des 9 composantes de la complaisance visco-élastique soient simples, leur caractérisation n'est pas toujours évidente et très peu de résultats sont disponibles dans la littérature. En effet, il n'existe pas d'essais normalisés pour la détermination des propriétés visco-élastiques. Une étude de l'évolution des complaisances visco-élastiques du Pin Maritime en fonction de la teneur en eau a été effectuée par Cariou [13].

Malgré ces difficultés d'identification des propriétés de viscosité, ce modèle de comportement est en général plus réaliste et plus utilisé que le modèle élastique pour décrire le comportement mécanique du bois lors du processus de séchage à température constante. Il présente cependant quelques limites. Outre la difficulté de détermination des composantes, il ne prend pas en considération les effets d'une sollicitation très élevée sur le bois, faisant ainsi apparaître un comportement visco-plastique plus important que la visco-élasticité.

Modèle elasto-viscoplastique

Dans le cas de matériaux visqueux subissant des sollicitations élevées (bois au cours du séchage par exemple), un modèle viscoplastique est le plus approprié. Ce modèle est assez complexe car il fait intervenir plusieurs paramètres. En effet, le caractère anisotrope du bois et la dépendance de la viscoplasticité vis à vis de la teneur en eau et de la température rendent difficile l'identification des paramètres. Les informations présentes dans la littérature à leur sujet restent généralement confuses ou inexistantes. Plusieurs études ont tout de même utilisé ce modèle pour simuler la distribution de contraintes dans le bois lors du processus de séchage [72, 73, 74, 75, 76, 77].

d) Comportement mécanique du bois au séchage

Le bois étant un matériau naturellement hygroscopique, il subit des variations dimensionnelles (retraits ou gonflements) lorsque sa teneur en eau fluctue au-dessous du point de saturation des fibres. Lors du processus de séchage, il est évident que la surface d'une pièce de bois sèche plus vite que le centre. La surface atteint donc le PSF plus rapidement que le coeur de la pièce, un gradient de teneur en eau s'installe donc dans l'épaisseur du matériau (figure 1.18).

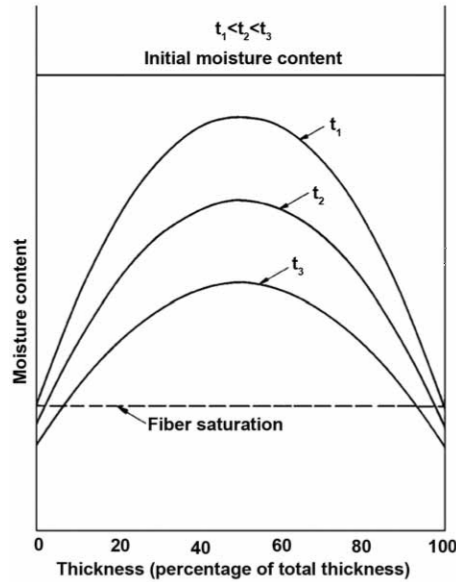


Figure 1.18 – Gradients de teneur en eau typiques lors du séchage d'une pièce de bois [59]

Ces gradients de teneurs en eau impliquent un retrait non-uniforme du bois dans l'épaisseur de la pièce. Ces retraits sont la cause principale des contraintes internes apparaissant au séchage. En effet, dès que la teneur en eau de surface descend en dessous du PSF, la partie en surface de la pièce tend à se rétrécir. Cependant, le coeur étant encore vert et dans un état non déformé, il va empêcher le retrait de ces couches et des contraintes de traction vont se produire à la surface de la pièce, tandis que des contraintes de compression se développent au centre de celle-ci (figure 1.19 (a)). Si les contraintes de traction dans les couches externes sont supérieures à la contrainte à rupture du bois, elles engendrent l'apparition de gerces de surfaces. Le retrait du bois lors de cette première phase de séchage tend vers un état de déformation permanente par plastification. Ainsi, lorsque le coeur va à son tour sécher, un phénomène d'inversion des contraintes va se produire. Les couches proches de la surface vont donc se mettre en compression, tandis que les contraintes au coeur vont devenir des contraintes de traction (figure 1.19 (b)). Cet état de contraintes persiste jusqu'à la fin du séchage, même après la disparition des gradients de teneur en humidité. Une phase de conditionnement est généralement nécessaire afin de relâcher ces contraintes résiduelles. Pour cela, la pièce de bois est placée dans une enceinte de conditionnement aux conditions thermo-hydriques contrôlées et régulées.

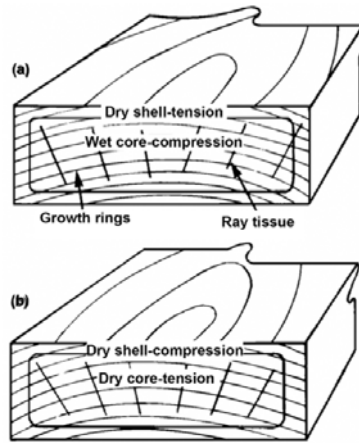


Figure 1.19 – Vue de la section d’une pièce de bois dans laquelle apparaissent des contraintes de séchage au début du processus (a) et plus tard dans le processus (b) [59]

Les gradients de contraintes tout au long du processus sont la cause d’apparition de défauts de séchage tels que gerces de surface ou des fendillements internes (figure 1.20).



Figure 1.20 – Apparition de gerces et de fendillements internes lors du séchage du bois

L’hétérogénéité du bois provoque aussi des défauts de déformation de la pièce, dus à la différence interne des retraits (paragraphe 1.1.2). La figure 1.21 illustre les déformations pouvant être obtenues lors du séchage d’une planche. Le voilement est essentiellement dû à la présence de singularités dans la direction longitudinale, alors que les autres déformations sont dues à la morphologie et à la présence de singularités dans les trois directions.

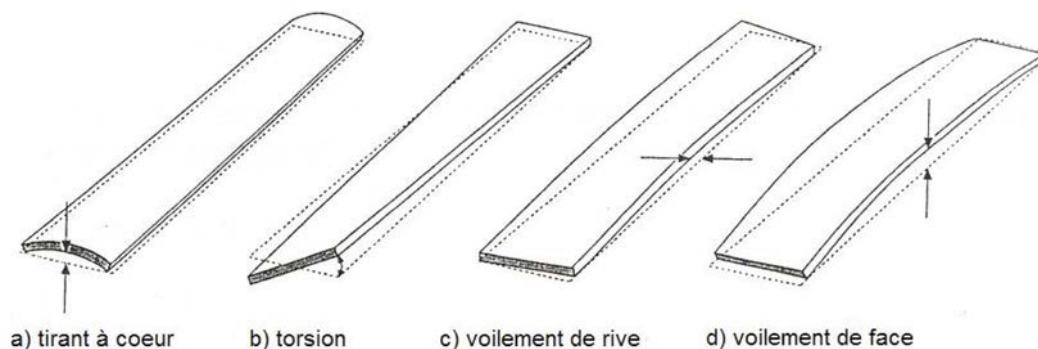


Figure 1.21 – Différents types de déformations dues au séchage du bois [20]

Ormarsson [20] a modélisé numériquement les distorsions du bois d'oeuvre dues aux transferts hydriques. Il s'est intéressé aux distorsions de poutres suivant leur provenance dans la grume. Son étude est articulée suivant 4 plans de sciages. Les deux modèles qu'il utilise présentent des résultats proches en terme de déformation. Les figures 1.22 et 1.23 exposent les résultats obtenus.

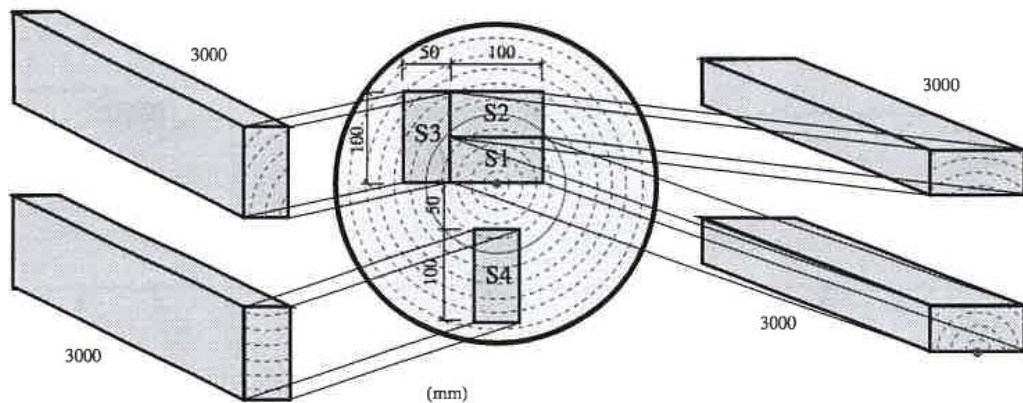


Figure 1.22 – Géométries et positions des planches étudiées par Ormarsson [20]

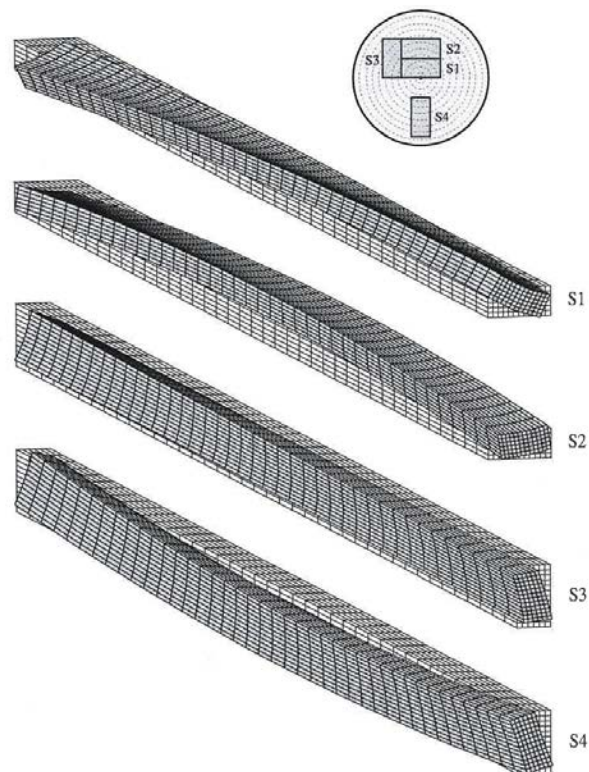


Figure 1.23 – Déformations des planches étudiées par Ormarsson [20]

Le développement des contraintes de séchage dans une planche est décrit dans la figure 1.24. Au début du séchage des contraintes de traction importantes apparaissent à la surface et à la fin du séchage ces contraintes sont devenues contraintes de compression. Après un jour, ces contraintes se changent en contraintes de compression qui vont augmenter durant le processus. Le retrait à la surface du début de séchage induit des contraintes de compression au centre de la planche. Quand la planche commence à sécher au centre, ces contraintes se changent en contraintes de traction et augmentent tout au long du séchage. Cela signifie que le plus grand

risque d'initiation de fissures à la surface a lieu au début du séchage.

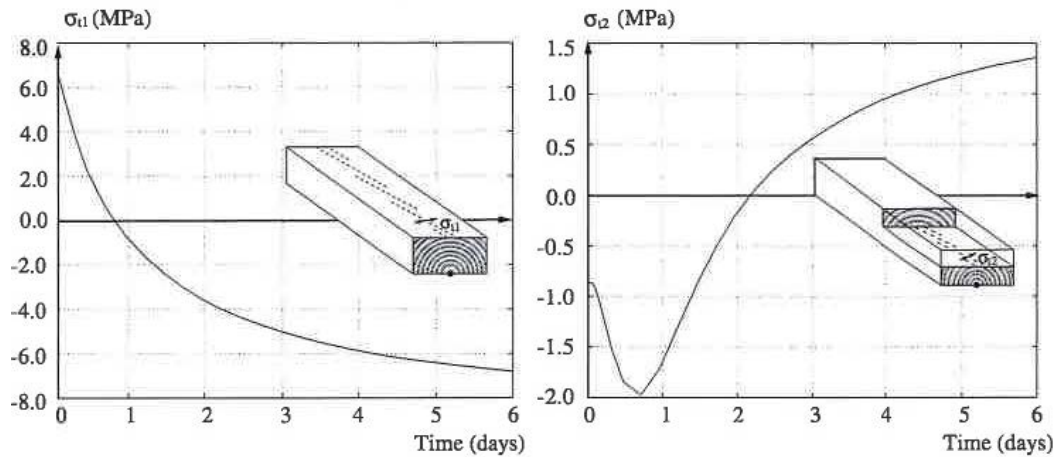


Figure 1.24 – Développement de contraintes tangentielles durant le processus de séchage du bois pour deux positions dans la planche [20]

Les paramètres mécaniques varient dans la direction radiale, il vont aussi fluctuer dans la direction longitudinale. La conicité de la grume, ainsi que sa non symétrie due à l'hétérogénéité du bois, apportent la plupart du temps des sciages non symétriques et non rectilignes par rapport à la moelle. Cette hétérogénéité longitudinale influence les déformations ainsi que le développement de contraintes internes. Ormarsson a donc étudié l'influence de la « rectitude » de la moelle. Deux planches ont été comparées : une d'entre elles contient la moelle à son centre, tandis que l'autre montre une moelle déviant de telle façon qu'elle soit sur la face supérieure à une extrémité et sur la face intérieure à l'autre extrémité. La figure 1.25 représente la position des planches étudiées.

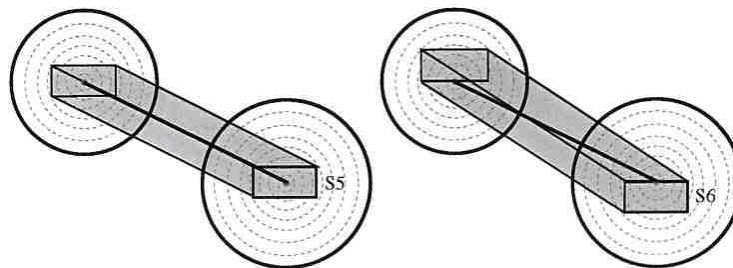


Figure 1.25 – Géométries et position de la moelle dans les planches étudiées par Ormarsson [20]

Les déformations des planches et les contraintes tangentielles associées après 30 minutes et après 6 jours de séchage sont présentées sur la figure 1.26. La planche ne montrant pas de déviation de moelle (S5) présente une torsion importante, un tirant à coeur très faible et aucune autre déformation. La torsion est due aux courbures des fibres de bois importantes autour de la moelle. La moelle étant centrée dans la pièce, cela implique le faible tirant à coeur et l'inexistence d'autres déformations. La pièce présentant une déviation de moelle (S6) se comporte différemment au séchage. Ses plus grandes déformations sont la torsion et le tirant à coeur. La déviation de moelle engendre un tirant à coeur plus important aux extrémités qu'au milieu de la planche, ce tirant à coeur se développant dans des directions différentes aux extrémités. Il existe un faible voilement de face. Un voilement de rive est présent et est dû à la combinaison de la torsion et du voilement de face. Les contraintes tangentielles varient dans la direction longitudinale pour la

planche comportant une déviation de moelle, tandis qu'elles restent constantes pour la planche ne présentant pas de déviation de moelle. Les contraintes les plus élevées se sont développées aux extrémités de la planche. Elles sont plus élevées dans la planche présentant une déviation de moelle, ce qui augmente le risque d'initiation de fissures.

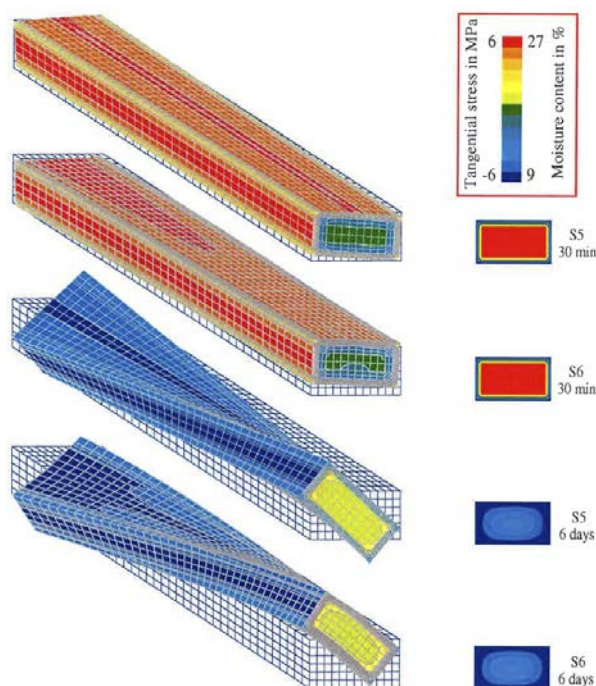


Figure 1.26 – Déformations et contraintes dans les planches étudiées par Ormarsson [20]

Cette étude numérique est très complète et montre que la localisation d'une pièce de bois lors de son débit influe de manière non négligeable sur son comportement au séchage. Lors du séchage de bois collé, ces considérations devront être prises en compte afin de permettre aux éléments d'être stables dimensionnellement dans le temps. De plus, il y aura un risque sur la tenue de l'assemblage. Il est donc primordial de prendre en compte tous ces facteurs afin de prévenir les risques de déformations excessives lors de la fabrication d'éléments collés à l'état vert.

1.3.3 Comportement hydromécanique du bois collé

Les poutres BLC utilisées en structures sont soumises à des variations de conditions thermo-hydriques. Le comportement du bois étant fortement dépendant de ces conditions, il est indispensable d'étudier l'influence des déformations du bois sur l'intégrité d'une poutre collée. En effet, les planches collées ne pourront se déformer librement et l'apparition de contraintes aura lieu dans le matériau. Ormarsson [20], a également simulé la stabilité dimensionnelle de produits en bois collés sous sollicitations hydriques (figure 1.27). On peut y voir que la position originelle des planches dans la grume à l'origine et la façon de les coller ont une forte influence sur leur stabilité dimensionnelle, la meilleure stabilité étant pour un produit contrecollé (S12).



Figure 1.27 – Géométrie des poutres collées étudiées par Ormarsson [20]

Aucune analyse des contraintes apparaissant au niveau du joint de colle et dans le bois n'a été mentionnée dans cette partie de l'étude. Or, une bonne stabilité dimensionnelle d'un bois collé doit s'accompagner d'une bonne tenue du joint de colle le constituant. Dans cette optique, Lasserre [78] a étudié le comportement au vieillissement de joints collés de poutres BLC en dimensions d'emploi. Son étude numérique permet l'accès aux états locaux de contraintes et de déformations induits par les mouvements d'eau au sein du matériau. Son étude portait sur des poutres BLC composées de quatre lamelles soumises à des variations hydriques. Il a étudié différentes configurations (figure 1.28) et a montré que les configurations tr et t12 étaient les plus préjudiciables en terme de contraintes pouvant amener des fissurations dans le matériau.

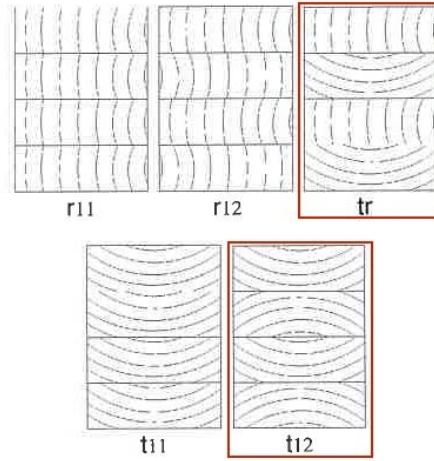


Figure 1.28 – Configurations des BLC étudiées par Lasserre [78]

Dans une étude numérique récente [79], Nguyen a étudié les contraintes internes dans des éléments de bois collés soumis à des variations d’humidité. Les contraintes dans le plan de collage des éléments ont été étudiées pour deux configurations de DUO (figure 1.29) et une de TRIO. Il a montré en étudiant les profils de contraintes du cas DUO que la configuration (b) donne des contraintes maximales inférieures à la configuration (a). Dans le cas DUO, aucune contrainte de cisaillement n’est présente, ceci étant dû à la parfaite symétrie des éléments. Dans le cas TRIO, une faible contrainte de cisaillement apparaît et les contraintes normales au joint de colle sont semblables à celles présentes dans le cas DUO.

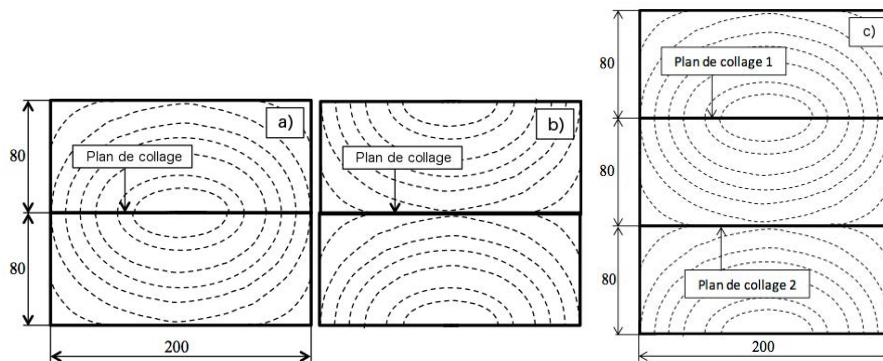


Figure 1.29 – Configurations DUO (a), DUO (b) et TRIO (c) étudiées par Nguyen (d’après [79])

Sterley [45] n’a pas étudié le séchage en particulier, mais son travail expérimental a permis de montrer que le séchage n’avait pas eu d’influence sur la qualité des joints. La majorité des résultats ont montré des résistances similaires ou supérieures pour le bois collé vert par rapport au bois collé sec. Un des facteurs en relation avec le développement et la distribution des contraintes de séchage est la pénétration de l’adhésif dans les parois cellulaires, qui permettrait une transition plus douce des contraintes à travers le joint. Les propriétés matérielles du bois imprégné de l’adhésif étant différentes de celles du bois seul, ceci pourrait cependant avoir un impact sur la création de fissures au séchage. Une étude des transports d’eau à travers le joint de colle a dévoilé un transport à travers l’adhésif mais une diffusion moins importante que dans le bois.

Des résultats expérimentaux, ont récemment été publiés [80, 81, 82] sur le comportement mécanique d’éléments contrecollés à l’état vert lors du processus de séchage. La technique expérimentale permet une visualisation des champs de déplacements et déformations dans la section

d'un élément contrecollé lors de son séchage. Elle sera développée de façon plus approfondie dans le chapitre 2.

1.4 Conclusion et stratégie de recherche

Les études et recherches portant sur le comportement du bois collé soumis à des variations hydriques sont très nombreuses. Nous avons mentionné dans ce premier chapitre des modèles étudiant ce comportement. Il s'avère que très peu d'entre eux ont été validés par expérimentations [83, 84]. Le collage du bois vert, avec un séchage après collage, nécessite une connaissance accrue de ces comportements. En effet, le bois étant collé avant séchage, il est primordial de connaître les conséquences de cette étape sur la qualité du produit fini. Cette connaissance nécessite d'être intégrée au procédé de fabrication, la provenance du bois et son hétérogénéité ayant une influence importante sur sa déformation au séchage.

L'objectif principal du travail est de proposer une méthode de caractérisation et de quantification des phénomènes mécaniques se produisant lors du séchage d'éléments de bois, collés à plat à l'état vert. Pour cela, une étude numérique pouvant directement être associée au mode de débit est effectuée. Cette modélisation numérique prend en compte l'influence des transferts hydriques sur la déformation d'un bilame de bois collé à l'état vert. Le modèle de comportement retenu est un modèle élastique orthotrope. Seul un chargement hydrique est imposé. Les coefficients de transferts hydriques sont déterminés conjointement aux mesures de perte de masse obtenues expérimentalement et une méthode d'optimisation permet leur identification.

Cette étude numérique est réalisée parallèlement à une caractérisation expérimentale des comportements au séchage. La stéréo-corrélation d'images numériques est utilisée afin d'effectuer une comparaison qualitative et quantitative des champs de déformations obtenus expérimentalement et numériquement. Malgré une structure microscopique complexe et la présence de défauts macroscopiques, il est possible d'étudier le bois comme un matériau homogène, à la condition que les expérimentations soient menées à l'échelle du « bois parfait ». Les essais sont donc effectués avec un matériau ne présentant aucun défaut majeur. Cette considération permet de se rapprocher au mieux des propriétés matérielles implantées dans le modèle.

Le résultat de cette étude permet d'établir des règles professionnelles qui permettent d'informer le fabricant sur l'influence du choix de la matière première sur le produit fini.

Chapitre 2

Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique de bilames contrecollés

Différentes campagnes expérimentales ont été menées dans le chapitre : tout d'abord, l'investigation du collage à plat du bois à l'état « vert », réalisée dans le cadre du projet industriel ABOVE+2; puis le comportement au séchage d'éléments de bois collés à l'état « vert », ont permis de mettre en place une méthodologie expérimentale de laboratoire comme industrielle. Le matériau sélectionné est le pin maritime (*pinus pinaster*) issu de la forêt des Landes. Les éprouvettes ont été prélevées dans des planches sciées par une scierie industrielle (Beynel Manu-stock - Groupe PGS). Le bois a été choisi sans noeuds ni défauts. La colle utilisée est un adhésif polyuréthane mono composant produit par l'entreprise Collano de référence RP2544. Cet adhésif permet le collage du bois au-dessus du point de saturation des fibres.

2.1 Étude de faisabilité du collage à plat à l'état vert

Nous avons mentionné dans le chapitre 1 l'influence des paramètres de collage sur la qualité finale de l'assemblage. Dans cette optique, l'étude de l'influence de la teneur en eau de collage a été menée dans le cadre du projet ABOVE+2 portant sur la lamellation du bois à l'état vert.

2.1.1 Éprouvettes

Le collage a été effectué sur divers éléments contrecollés. Certains ont été collés secs, d'autres ont vu leur surface séchée par un dispositif de chauffe infrarouge (IR) avant le collage à l'état sec (figure 2.1). Les troisièmes ont été collés à l'état vert. L'objectif de la chauffe infrarouge est de sécher et chauffer la surface (1 mm de profondeur environ) de l'échantillon avant le collage, dans le but d'obtenir des teneurs en eau de collage plus homogènes entre les différentes éprouvettes. Le but de cette étude est de déterminer si les différentes teneurs en eau du bois ont une influence sur la performance et la qualité finale de l'assemblage.



Figure 2.1 – Exemple d’une chauffe d’une planche par panneaux radiants infrarouges

Les éprouvettes testées en cisaillement sont extraites d’éléments de bois contrecollés suivant les différents protocoles cités précédemment (figure 2.2). Les lamelles constituant l’assemblage ont comme section 140 mm * 18 mm pour une longueur de 500 mm. Ces éléments sont ensuite placés dans une salle conditionnée à 20°C et 60% d’humidité relative, afin que les teneurs en eau finales atteignent des valeurs comprises entre 12 et 14%.

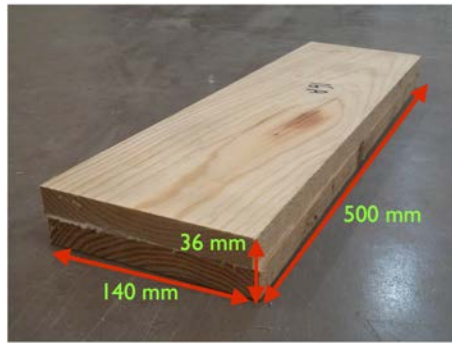


Figure 2.2 – Assemblages destinés à la fabrication des éprouvettes de cisaillement

Les éprouvettes sont extraites de ces assemblages à l’aide d’une fraise de carottage, permettant d’obtenir des carottes de diamètre de 32 mm. Un total de 119 éprouvettes a été retenu pour l’étude, dont 68 collées à l’état vert, 42 collées après un séchage de surface par IR et 9 collées à l’état sec.

2.1.2 Méthodes

Des tests de cisaillement sont réalisés afin de contrôler si le joint est conforme ou non à la norme en vigueur [51]. Il est important de noter que ces essais sont effectués dans le cadre du projet industriel. Nous avons donc préféré ici une démarche d’essais de type « contrôle de production ». Pour cela un montage de cisaillement par compression est utilisé, dans lequel on vient glisser les éprouvettes préalablement fabriquées (figure 2.3).

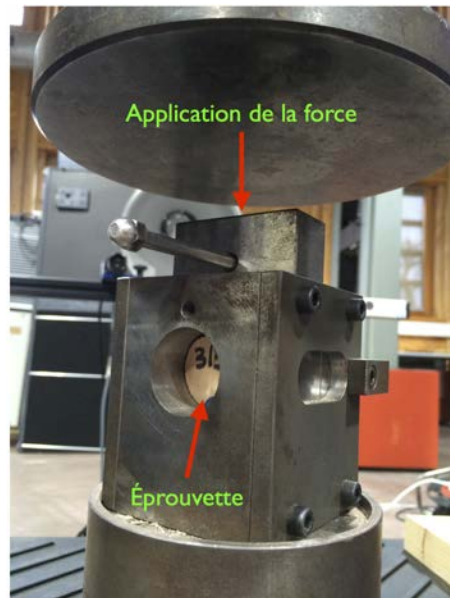


Figure 2.3 – Dispositif utilisé pour les essais de cisaillement

2.1.3 Résultats

Les essais de cisaillement se traduisent par 2 résultats. Un capteur mesure la force nécessaire à la rupture du joint de colle et une observation visuelle permet de contrôler l'adhérence du bois à la colle. La contrainte de cisaillement est donnée par l'équation (2.1) [51] :

$$f_v = (0,78 + 0,0044 * h) * \frac{F}{A} \quad (2.1)$$

avec :

- f_v correspondant à la contrainte de cisaillement,
- h correspondant à la hauteur de la zone de cisaillement en millimètres (ici 32 mm),
- F correspondant à la force nécessaire à la rupture du joint en Newtons,
- A correspondant à l'aire de cisaillement en millimètre carrés.

Un échantillon est considéré comme conforme lorsque les conditions suivantes sont validées :

- $f_v \geq 6MPa$
- Adhérence (%) > TRB (%)

Avec :

- f_v correspondant à la contrainte de cisaillement en MPa
- L'adhérence du bois correspondant au pourcentage de fibres de bois arrachées après cisaillement. Elle est quantifiée à la loupe, des profils d'adhérence de 100%, 50% et 0% sont illustrés dans la figure 2.4.
- Le taux de rupture du bois (TRB) calculé par l'équation (2.2) :

$$\begin{aligned} \text{si } 153,3 - 13,3 * f_v < 20 \text{ alors } TRB &= 20\% \\ \text{sinon : } TRB(\%) &= 153,3 - 13,3 * f_v \end{aligned} \quad (2.2)$$

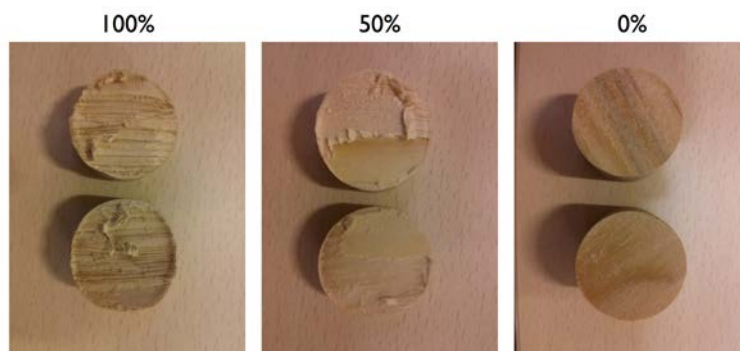


Figure 2.4 – Profils de rupture présentant des adhérences de 100%, 50% et 0%

Les résultats sont présentés dans la figure 2.5. En première observation nous pouvons dire que toutes les contraintes de cisaillement sont supérieures à 6 MPa. L'étude se focalise donc ici sur la comparaison des adhérences avec le taux de rupture du bois. Sur la figure 2.5 nous avons tracé en rouge la limite normative. Les résultats situés au-dessus sont considérés conformes, et ceux situés en dessous ne sont pas conformes.

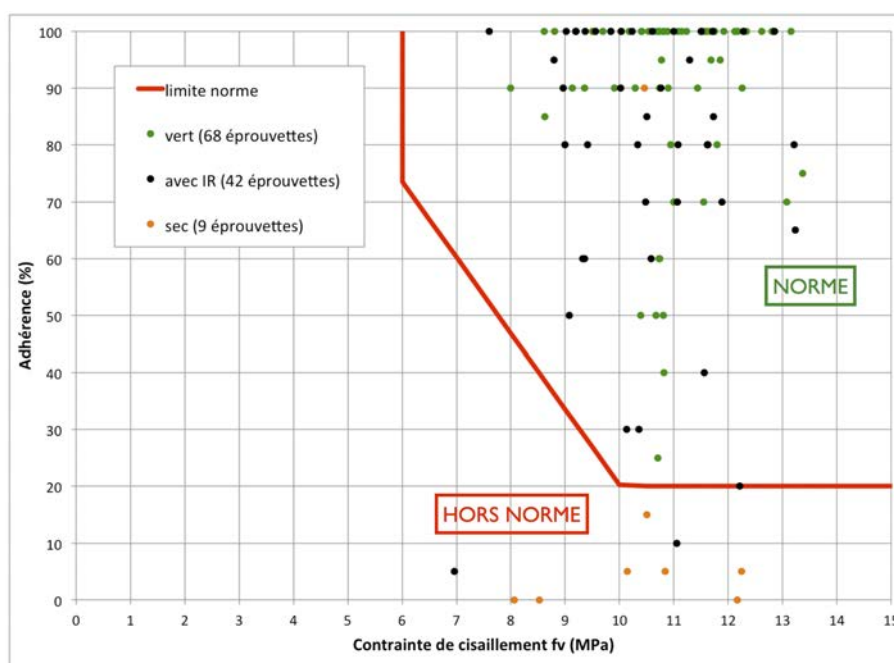


Figure 2.5 – Résultats des essais de cisaillement

Nous constatons que la plupart des collages (109 éprouvettes) satisfont aux exigences de la norme. Toutes les éprouvettes préparées à partir de collages au-dessus du point de saturation des fibres présentent des très hautes performances. En effet, 62% d'entre elles présentent des adhérences de 100%, et 97% d'entre elles ont des adhérences supérieures ou égales à 50%. Quasi-aucune éprouvette collée à l'état sec ne satisfait aux exigences. Enfin, les collages effectués après un séchage de surface montrent des résultats acceptables avec cependant 2 éprouvettes non conformes, 33% seulement présentant des adhérences de 100% et 86% ayant des adhérences supérieures ou égales à 50%.

Les valeurs des adhérences sont répertoriées dans la figure 2.6. On y voit une plus grande dispersion et une plus faible moyenne concernant les adhérences pour les éléments traités par IR avant le collage et pour les éléments collés à l'état sec.

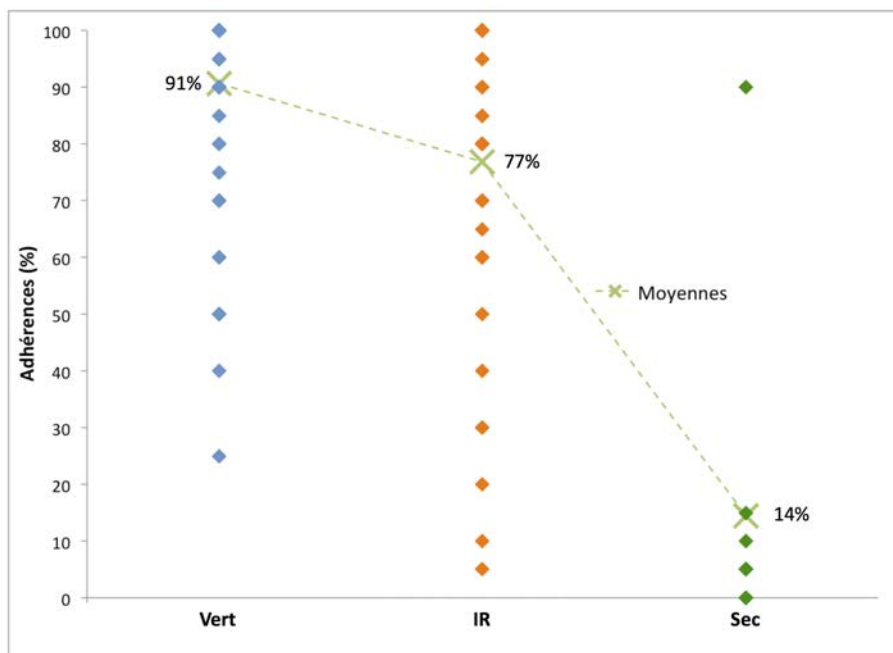


Figure 2.6 – Comparaison des adhérences des éprouvettes testées en cisaillement

Ces résultats confirment que l'adhésif utilisé est spécialement conçu pour réagir avec l'humidité contenue dans le bois. Nous pouvons affirmer que le collage à plat du bois vert est possible. Dans les parties d'études suivantes, nous choisirons donc de coller le bois vert sans séchage de surface préalable afin de se situer dans les conditions qui ont permis d'obtenir les meilleures performances.

2.2 Caractérisation du comportement sous sollicitation hydrique

Nous avons mentionné que très peu de modèles de comportement du bois soumis à une variation d'humidité avaient été validés par le biais de moyens expérimentaux. La caractérisation expérimentale du comportement au séchage du bois peut s'effectuer en utilisant des essais semi-destructifs ou non-destructifs. Les essais semi-destructifs ou non-destructifs consistent à permettre le relâchement des contraintes tout en mesurant les déformations résultantes du solide. Les méthodes les plus connues sont :

- la méthode des lamelles (semi-destructif) [85],
- la méthode de la fourchette (semi-destructif) [86],
- l'émission acoustique (non-destructif) [87].

Néanmoins, ces méthodes ne permettent pas une quantification directe et continue des déformations d'une section de bois durant son séchage. Pour un matériau naturel hygroscopique tel que le bois, la mesure de propriétés hydromécaniques est plus pertinente lorsqu'aucune interaction entre le matériau et le système de mesure n'a lieu. Une méthode de mesure sans contact apparaît donc préférable.

Une des techniques les plus prometteuses permettant l'étude de ce comportement est la méthode de mesure sans contact basée sur les principes de la corrélation d'images numériques (DIC pour Digital Image Correlation) [88, 89, 90]. Depuis la fin des années 80 [91, 92, 93], elle est développée et utilisée pour évaluer les déplacements et déformations des matériaux sous

différentes sollicitations mécaniques. Cette technique permet la mesure de déplacements locaux à la surface d'un matériau à différentes échelles, de façon simple et polyvalente. Zink [94] a été l'un des premiers à mesurer les déformations du bois en utilisant la DIC. Plus récemment, Muszynski [95] a appliqué cette technique afin d'étudier les déformations dues aux variations hydriques dans le bois et l'influence des conditions thermo-hydriques sur le fluage du bois [96]. Kang a établi [97, 98] que les champs de déformations procuraient des informations pertinentes sur l'étude des déformations, concentrations de contraintes et apparition de gerces et fentes lors du séchage du bois. Ces informations peuvent être facilement utilisées pour la validation d'un modèle numérique de comportement du bois au séchage. Elles ont été confirmées lors d'une étude récente du séchage du bois collé à l'état vert [81]. Plus récemment, Loulou [99] a utilisé la stéréocorrélation d'images numériques afin d'étudier la durabilité d'un assemblage mixte bois-béton collé sous chargement hydrique [99]. Elle a utilisé les valeurs issues de la mesure de champs de déplacements afin de valider un modèle numérique de ce comportement. Dans notre étude expérimentale, les déformations au séchage d'éléments de bois collés à l'état vert seront analysées par la DIC (Vic 3D[®], ANR10-EQPX-16 Xyloforest). Les résultats seront ensuite confrontés à des résultats obtenus à l'aide d'un outil numérique.

2.2.1 Matériaux étudiés

Nous présentons dans cette section des essais réalisés sur des petits corps d'épreuve (échelle décimétrique) dont l'objectif est d'évaluer les déplacements, déformations et endommagements potentiels lors du séchage d'un élément de bois contrecollé à l'état vert. Les transferts hydriques sont unidirectionnels, afin de mieux maîtriser les phénomènes mis en jeu et permettre une analyse plus aisée (figure 2.7). De plus, le blocage des transferts hydriques dans la direction longitudinale permet d'éviter un séchage de la surface observée, et de simuler le séchage d'une section située à l'intérieur d'une poutre. Nous avons donc 4 parois imperméables et 2 parois perméables sur les éprouvettes.

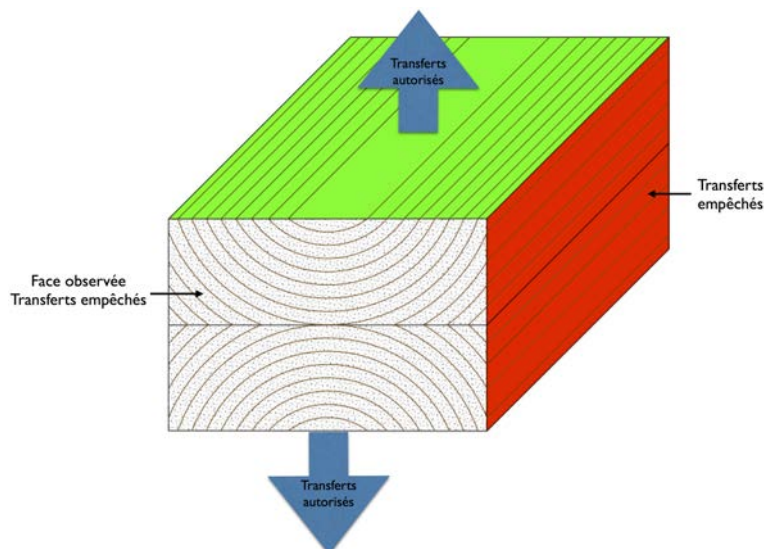


Figure 2.7 – Schématisation des transferts sur les éprouvettes

Ces conditions aux limites expérimentales nous permettent aussi de simuler l'effet de poutres accolées dans une pile de bois et séparées par des liteaux. En effet, la majeure partie de la convection se situe sur les faces exposées (en vert). Un exemple de pile de bois dans un séchoir

convectif est présenté dans la figure 2.8.

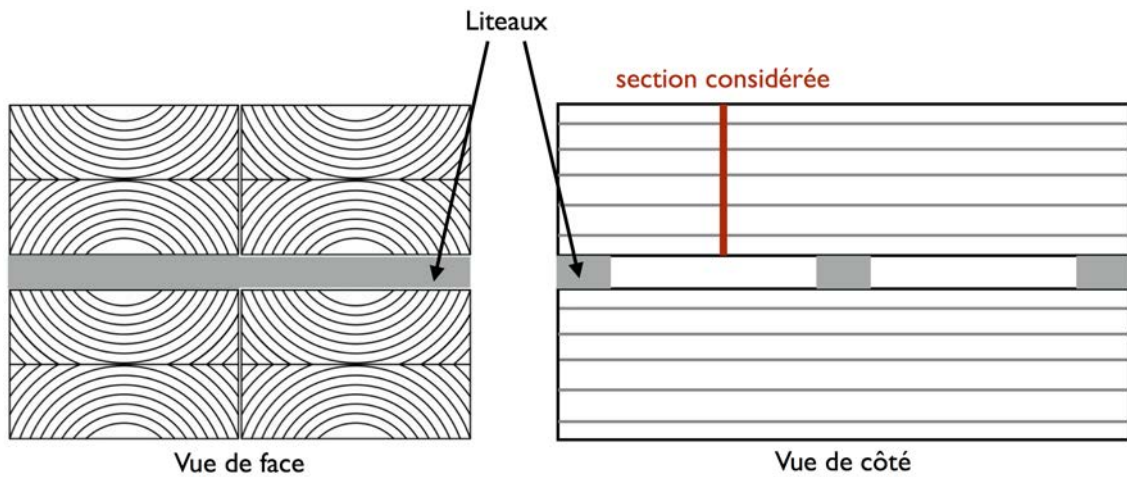


Figure 2.8 – Schématisation d'une pile de bois dans le séchoir

Les transferts hydriques sont effectués en condition isotherme et humidité relative constante à l'intérieur de l'enceinte. Nous avons mentionné dans les précédents chapitres l'influence de la teneur en eau du bois sur son comportement mécanique au séchage. Cette forte hygroscopie, couplée à l'orthotropie cylindrique du bois, engendre de fortes déformations dans les directions radiale et tangentielle aux cernes du bois. Une étude préliminaire consiste à étudier les déformations engendrées dans un bilame lors de son séchage de l'état vert jusqu'à sa teneur en eau d'usage. Puis ces essais seront ensuite réalisés dans le domaine hygroscopique, dans le but de valider un modèle de comportement développé dans cette plage.

Les lamelles de bois ont été collées pour former des bilames. La géométrie finale est présentée sur la figure 2.9.

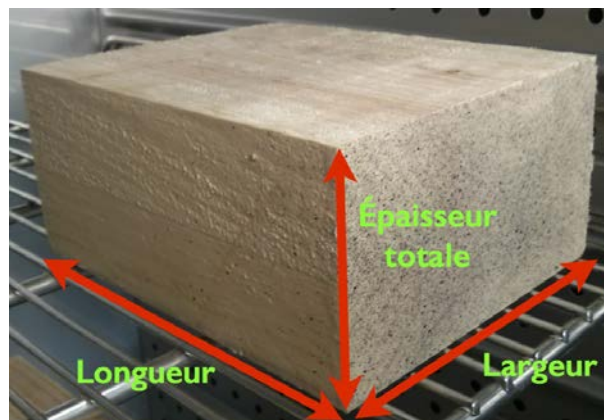


Figure 2.9 – Géométrie des éprouvettes

La teneur en eau du bois au collage est supérieure au PSF. Les lamelles ont été contrecollées, c'est-à-dire que les coeurs ont été orientés vers l'extérieur (figure 2.10). Cette disposition permet une bonne stabilité dimensionnelle au séchage, mais confère un état de contraintes important sur le joint de colle lors du séchage [78].



Figure 2.10 – Orientation des lamelles retenue pour l'étude

Pour assurer l'étanchéité (figure 2.7), les bords ont été recouverts d'un adhésif suffisamment élastique pour permettre le mouvement du bois et étanche pour éviter les transferts d'eau. Un adhésif EPI (Emulsion Polymer Isocyanate) de marque Kleiberit a été retenu. Cet adhésif bi-composant, est compatible avec l'eau du bois. La figure 2.11 montre l'application de l'étanchéifiant.



Figure 2.11 – Étanchéification des bords des éprouvettes

2.2.2 Principes généraux de la méthode de mesure

Un système de mesure sans contact par stéréo-corrélation d'images numériques (DIC) est utilisé. Ce système permet une mesure des champs de déplacements sur la surface de la section de l'éprouvette étudiée tout du long de l'essai de séchage. Cette technique est principalement utilisée pour l'acquisition des résultats de cette étude. Elle permet d'observer localement le comportement d'éléments collés à l'état vert lors de leur séchage. L'exploitation des résultats sert ensuite à la validation d'un modèle numérique de comportement. Le choix s'est porté ici sur la stéréo-corrélation pour simplifier l'utilisation. En effet la corrélation d'images numériques effectuée avec une caméra nécessite aux éprouvettes d'être bien alignées à la caméra. Ici l'utilisation de deux caméras permet de s'affranchir de ce problème.

a) Principe

Le principe de la DIC est de retrouver les points de l'image dite de référence à l'instant t_0 (état initial) dans une séquence d'images déformées, prise à un temps t (état déformé), au cours de la sollicitation (figure 2.12). Pour cela, deux caméras synchrones sont orientées vers la surface de l'éprouvette à étudier. L'utilisation de deux caméras permet d'obtenir une visualisation en 3 dimensions des déplacements associés à la surface étudiée (U , V , W), correspondant respectivement aux directions X , Y et Z . Un mouchetis est appliqué à la surface de l'échantillon afin de créer un contraste permettant la reconnaissance des pixels. Ce mouchetis n'est pas nécessaire

lorsque nous étudions un matériau ayant une surface contrastée. Malgré l'hétérogénéité du bois qui lui confère un certain contraste, les premiers essais, effectués sans mouchetis, se sont révélés non concluants. En effet des difficultés au niveau de la corrélation apparaissaient. Le choix d'une peinture noire mate a donc été retenu pour créer un contraste facilitant la corrélation.

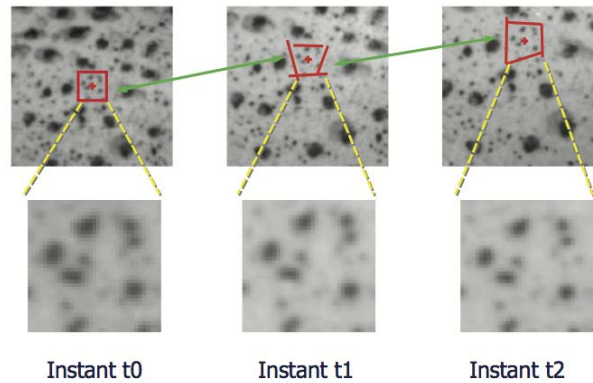


Figure 2.12 – Reconnaissance des ensembles de pixels lors de l'utilisation de la technique DIC

Le logiciel que nous avons utilisé, Vic3D[®], permet de choisir sur l'image de référence une zone d'intérêt pour notre étude. Cette zone d'intérêt est divisée en plusieurs fenêtres de corrélation, dont la taille est choisie par l'utilisateur (figure 2.13). Elles correspondent aux zones qui seront reconnues par le logiciel pour leur suivi au cours de l'essai.

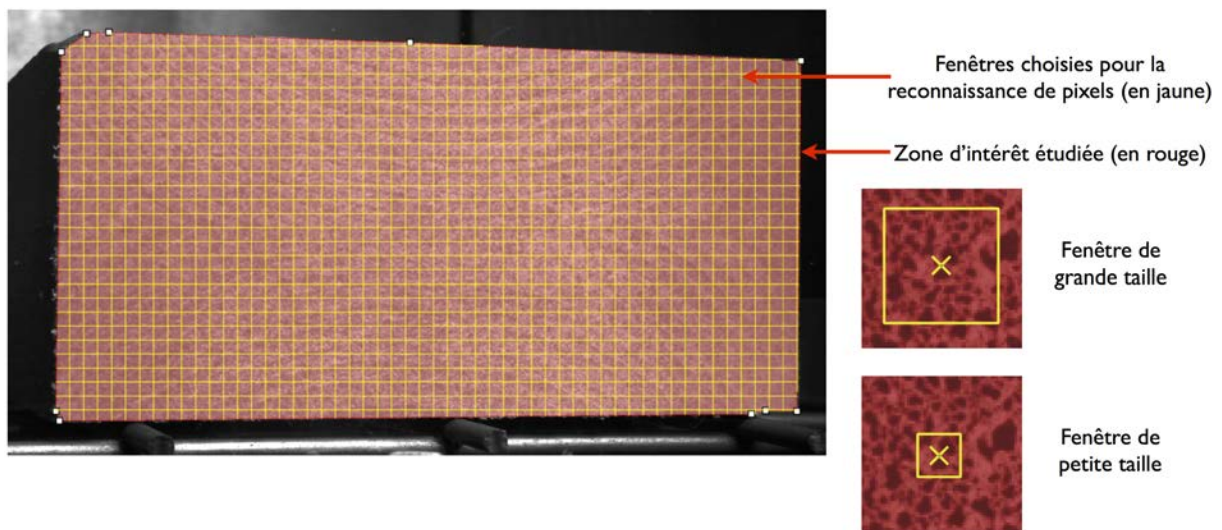


Figure 2.13 – Zone d'intérêt et fenêtres de corrélation choisies pour la reconnaissance de pixels

Le choix de la taille de fenêtre de corrélation est très important. En effet une fenêtre de grande taille induira une faible résolution spatiale, mais l'incertitude de la mesure sera diminué. Au contraire, une fenêtre de petite taille induira une meilleure résolution de mesure, mais le bruit aléatoire de la mesure sera plus important et des pertes d'informations pourront être induites. Un exemple est montré dans la figure 2.14.

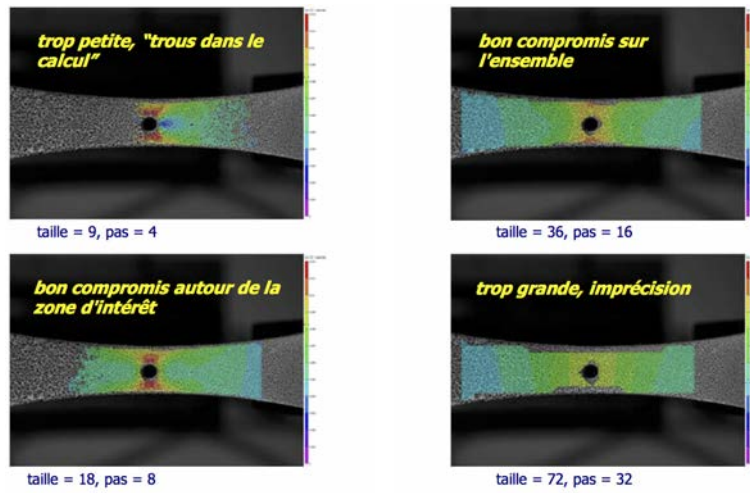


Figure 2.14 – Influence de la taille de fenêtre de corrélation [Techniques de corrélation d’images ©2009-2011 kilonewton sarl]

Il est aussi nécessaire de choisir le pas de décalage de chaque fenêtre. Il correspond à la taille de l’incrément entre chaque fenêtre suivie dans la zone d’intérêt : si le pas est égal à la dimension de la fenêtre, il n’y a aucun chevauchement entre fenêtre, s’il est inférieur il y a un chevauchement. Augmenter le pas permet de supprimer le bruit de la mesure, cependant des pertes de donnée pourront être induites et la précision de la mesure peut être affectée. Baisser le pas permet d’affiner la mesure mais augmente significativement le temps de calcul de la corrélation, avec des risques de redondance de mesure (trop de chevauchements). Habituellement, le pas a une taille inférieure à la taille des fenêtres, ce qui permet un chevauchement des fenêtres lors du calcul de corrélation. Un exemple est montré dans la figure 2.15. Plusieurs configurations de calcul doivent donc être effectuées afin d’optimiser le temps de calcul, tout en obtenant une précision et une résolution convenables pour notre étude.

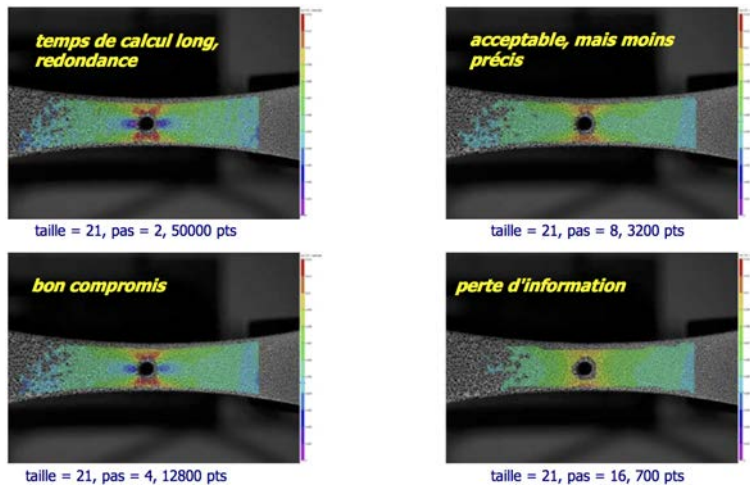


Figure 2.15 – Influence de la taille du pas [Techniques de corrélation d’images ©2009-2011 kilonewton sarl]

La procédure consiste ensuite à capter des images à différents instants, t_0 , t_1 , t_2 , etc..., puis à reconnaître les ensembles de pixels (imagettes) issus du découpage de l’image. Le déplacement de chaque fenêtre est ensuite mesuré. On obtient donc un champ de déplacements sur la zone d’intérêt de l’éprouvette sélectionnée pour la mesure. Le logiciel d’exploitation de ces images (Vic3D[®]) calcule ensuite les champs de déformations associés à ce champ de déplacement par

dérivation discrète (tenseur de type Lagrangien, hypothèse de petites déformations).

b) Résolution et précision du système de mesure

Nous présentons ici une méthode de détermination de la résolution et de la précision de notre système de mesure. La taille des capteurs des caméras utilisées est de 4 megapixels (2048 pixels * 2048 pixels). L'acquisition des images dans cette étude préliminaire a été effectuée à travers une vitre en polycarbonate, ce qui nous a amené à calibrer le système à travers cette vitre. La calibration a seulement été effectuée au début de la mesure. La résolution locale de mesure de déplacement annoncée par le constructeur est de l'ordre de 0,01 pixel. La résolution locale de déformation associée, annoncée par le constructeur, est approximativement de 0,01%. Nous présentons ici un exemple de détermination de la résolution locale de mesure de déplacement. Étant donné la distance caméra-échantillon que nous nous sommes fixées, la taille sur l'échantillon d'un pixel est de 80µm : la résolution locale de mesure de déplacement est donc de l'ordre de 0,8 µm.

Afin de connaître le bruit associé à notre mesure, nous avons évalué le bruit ambiant en analysant des images d'objet sans mouvement. Une corrélation est ensuite effectuée sur ces images prises lorsque aucun déplacement n'a eu lieu.

Les déviations absolues D_u et D_v , respectivement associées aux déplacements U (horizontal) et V (vertical), par rapport à l'image de référence sont calculées pour chacune des images capturées. Elles correspondent aux valeurs absolues maximales de déplacements mesurés pour des déplacements devant être nuls. Ces valeurs sont considérées ici comme étant la précision de notre mesure. Un exemple pour une taille de fenêtre de taille 29 pixels est montré dans le tableau 2.1. Cette taille de fenêtre nous permet d'avoir un minimum de pertes de données.

# Photo	$D_{u_{max}}$ (mm)	$D_{u_{min}}$ (mm)	$D_{v_{max}}$ (mm)	$D_{v_{min}}$ (mm)	\bar{D}_u (mm)	\bar{D}_v (mm)
1	$2,4 \cdot 10^{-3}$	$3,8 \cdot 10^{-9}$	$2,7 \cdot 10^{-3}$	$4,0 \cdot 10^{-8}$	$3,9 \cdot 10^{-4}$	$6,5 \cdot 10^{-4}$
2	$2,4 \cdot 10^{-3}$	$4,9 \cdot 10^{-8}$	$2,2 \cdot 10^{-3}$	$1,6 \cdot 10^{-7}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$5,6 \cdot 10^{-4}$
3	$3,2 \cdot 10^{-3}$	$7,9 \cdot 10^{-7}$	$3,0 \cdot 10^{-3}$	$5,0 \cdot 10^{-8}$	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$4,9 \cdot 10^{-4}$

TABLEAU 2.1 – Bruit du système de mesure

Ici, pour un facteur d'échelle de 12,5 px/mm, nous avons une résolution spatiale de 2,32 mm. Nous utiliserons dans le paragraphe 2.2.4 une méthode plus aboutie de la détermination de l'incertitude de mesure.

Nous pouvons aussi calculer la taille de la jauge optique (ou résolution spatiale en déformations) par l'équation (2.3) :

$$j = \frac{(n_c - 1) * p}{g} \quad (2.3)$$

avec :

- j correspondant à la taille de la jauge optique en mm,
- n_c correspondant à la taille du filtre en nombre de points corrélés,
- p correspondant pas de la grille de calcul en pixels,
- et g correspondant au facteur d'échelle en px/mm.

Nous avons donc dans cette étude préliminaire une taille de jauge optique de 7,84 mm. Nous avons ici choisi la taille de filtre par défaut du logiciel, d'une valeur de 15 points corrélés.

Notre mesure se focalise sur les déplacements dans la section, en effet le retrait longitudinal (hors plan) peut être négligé, nous pouvons dire que notre expérimentation présente une précision de mesure de l'ordre de 3 micromètres. Pour évaluer si la qualité de nos mesures est suffisante, nous allons considérer la déformation que subirait une section de 120 mm*80 mm, lorsque la teneur en eau passe de 30% à 16%. Lorsqu'on se situe en dessous du point de saturation des fibres (30%), le retrait radial est de 0,13% pour 1% de perte de teneur en eau et le retrait tangentiel est de 0,26% pour 1% de teneur en eau. Pour une perte de 18% de teneur en eau, cela équivaut à 2,34% de retrait radial et 4,68% de retrait tangentiel. Si l'on se place dans le cas d'un échantillon présentant des cernes parallèles au joint (distance au coeur de l'arbre très élevée), les dimensions finales seraient de 114,38 mm*78,13 mm. On peut donc considérer qu'une précision en mesure dans le plan de l'ordre de quelques microns est acceptable pour les déplacements attendus qui sont de l'ordre de plusieurs millimètres.

Les éprouvettes ont ici été déplacées afin de mesurer leur perte de masse, nous n'avons pas effectué d'étude de sensibilité à ce mouvement d'éprouvettes lors de l'acquisition d'images car nous avons considéré que les mouvements de corps rigide n'avaient pas d'influence sur la détermination des déformations associées à la sollicitation hydrique.

2.2.3 Étude préliminaire

Nous montrons ici les résultats d'une étude préliminaire, qui a été effectuée afin de démontrer la faisabilité de la méthode pour caractériser le comportement hydromécanique du bois collé à l'état vert lors du séchage. Une éprouvette, dont les caractéristiques sont données dans le tableau 2.2, a été séchée et les déplacements associés à ce séchage ont été mesurés. Les déformations ont ensuite été calculées par le logiciel.

Longueur (mm)	100
Largeur (mm)	120
Épaisseur lamelles (mm)	30
Épaisseur totale (mm)	60
W% au collage	61

TABLEAU 2.2 – Caractéristiques de l'échantillon étudié

a) Conditions de séchage

L'éprouvette est placée dans une enceinte régulée en température (50°C). L'humidité relative de l'enceinte a été enregistrée pendant les essais. Afin de la tenir relativement constante, un récipient rempli de solution saline (NaCl : HR = 75% à 50°C) a été placé en dessous de l'éprouvette. La figure 2.16 présente l'enregistrement de la température et de l'humidité relative dans l'enceinte au cours de l'essai. Nous pouvons remarquer que l'humidité relative n'était pas constante. La non régulation automatique produit des diminutions ponctuelles d'humidité relative lorsque la porte de l'enceinte est ouverte. Elle demeure à un niveau suffisamment élevé pour ne pas sécher la surface du matériau trop vite et éviter de la détériorer.

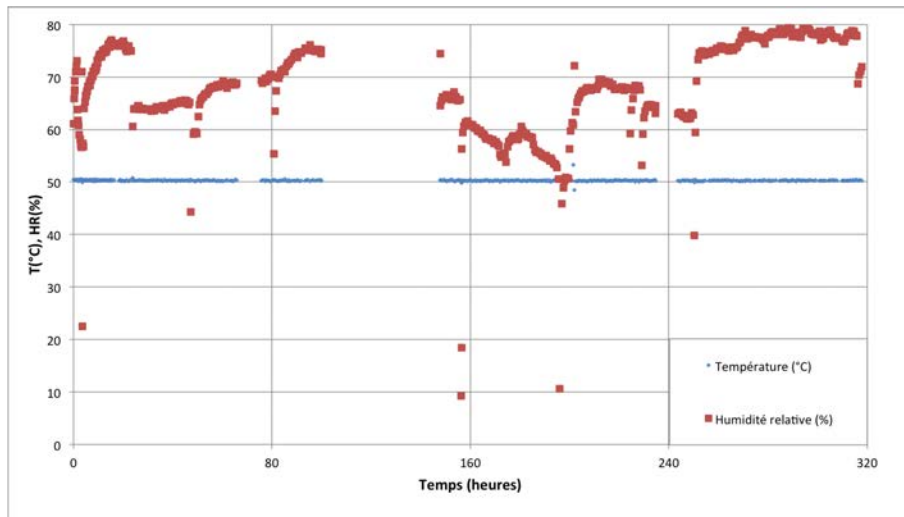


Figure 2.16 – Enregistrement de la température et de l’humidité relative à l’intérieur de l’enceinte

La figure 2.17 représente le dispositif expérimental mis en oeuvre. Les caméras sont placées face à la section de l’éprouvette. L’accès visuel est assuré grâce à une vitre en polycarbonate. La résolution et la précision de la mesure ont été vues au 2.2.2. L’éprouvette est posée sur une grille, et sans chargement, afin de laisser libre les flux et les déplacements de l’éprouvette.

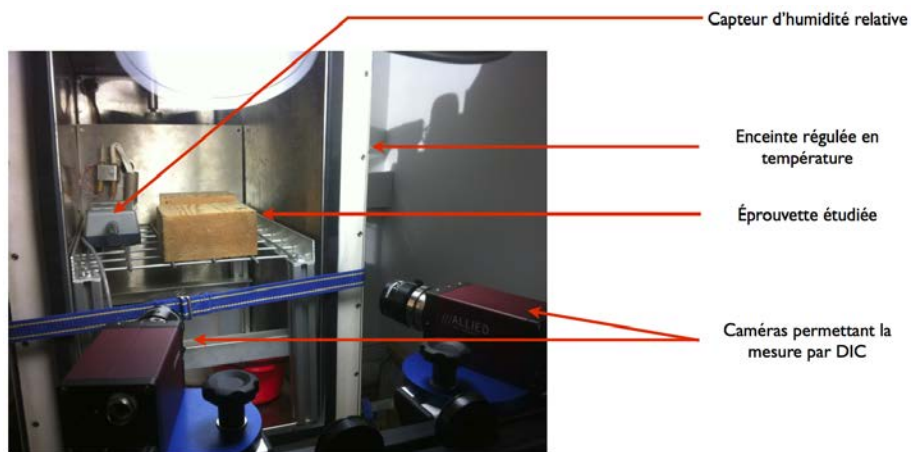


Figure 2.17 – Dispositif expérimental permettant la mesure de champs de déplacement lors du séchage

Les conditions thermo-hydriques à l’intérieur de l’enceinte avaient été choisies afin d’atteindre une teneur en eau finale proche de 12%. Cependant, la mesure de la teneur en eau finale nous a donné un résultat de 16% (figure 2.18). Cette différence vient probablement d’une mauvaise évaluation de l’isotherme de sorption. Issu de l’état vert, une énergie de désorption est nécessaire et les humidités d’équilibre réelles sont toujours supérieures à celle des abaques (chapitre 1). Néanmoins, l’étude des déformations associées à ce séchage demeure pertinente, d’autant que cette étude préliminaire doit permettre de tester les procédures.

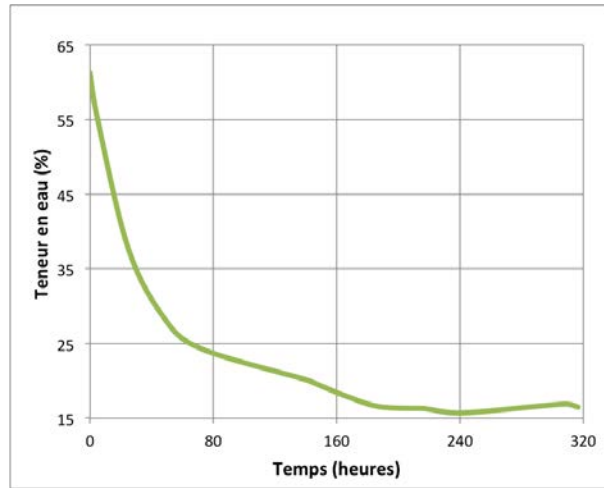


Figure 2.18 – Évolution de la teneur en eau lors du séchage

b) Directions principales

Le logiciel Vic3D[®] nous indique toutes les composantes des déplacements locaux et des déformations locales à la surface du matériau. Ceci permet une inspection visuelle et une analyse quantitative de ces composantes. En outre, on obtient les déformations selon les directions principales calculées et déduites par le logiciel. Kang et al. [98] ont montré que ces directions principales (appelées ε_1 et ε_2) correspondaient respectivement aux directions radiales et tangentielles. La figure 2.19, nous montre les repères locaux représentant les directions principales. Il est clair que ces directions correspondent aux directions d'orthotropie.

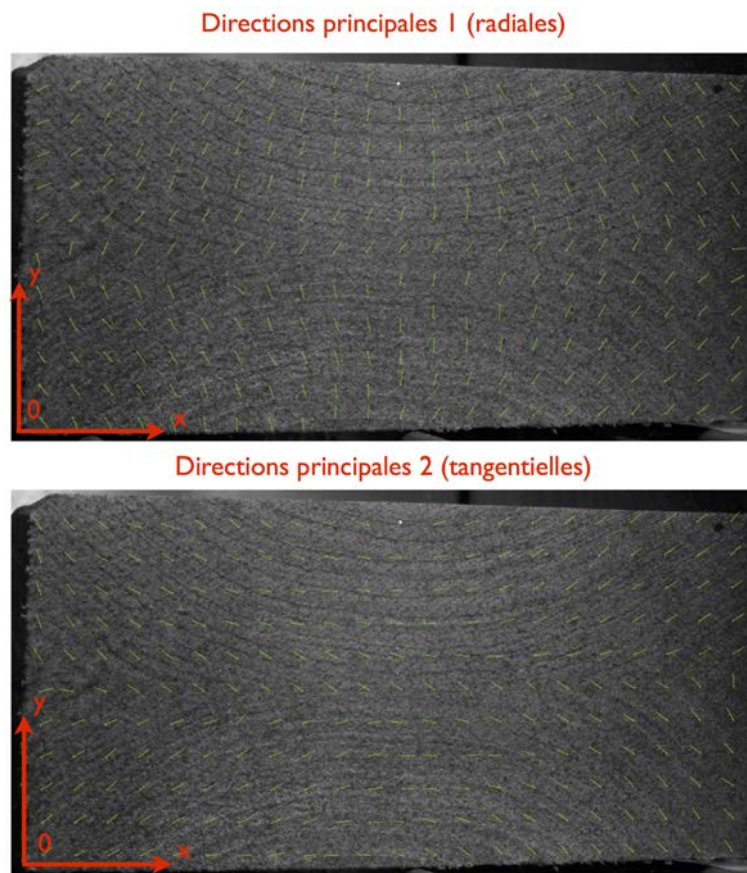


Figure 2.19 – Représentation par Vic3D[®] des directions principales à la fin du séchage

Les directions principales majeures ε_1 calculées par le logiciel correspondent approximativement aux directions radiales. Les directions principales mineures ε_2 calculées par le logiciel correspondent approximativement aux directions tangentielles. Néanmoins, il faut préciser que ces repères locaux sont recalculés pour chaque image. Suivant où l'on se place dans la section, les repères principaux vont évoluer. En effet le gradient de teneur en eau va aussi induire un gradient de déformations. Il faut donc analyser à partir de quel moment du séchage les directions principales calculées par le logiciel correspondent aux directions d'orthotropie.

Pour ce faire, une analyse plus fine des déformations est effectuée dans la lamelle supérieure. Afin de se placer dans un endroit où la comparaison entre les déformations selon les directions principales et les déformations selon le repère cartésien de l'échantillon est fiable, une analyse dans une fine bande verticale d'environ 3 mm de large au centre de la lamelle supérieure est effectuée. Cette bande se situe dans une zone où les cernes sont parallèles ou quasi-parallèles au joint de colle. La déformation ε_{xx} peut correspondre à la déformation tangentielle ε_2 et la déformation ε_{yy} peut correspondre à celle de la déformation radiale ε_1 . Cette bande est découpée en trois zones comme montré dans la figure 2.20 et les moyennes des déformations sont calculées pour chaque zone, et pour la bande entière.

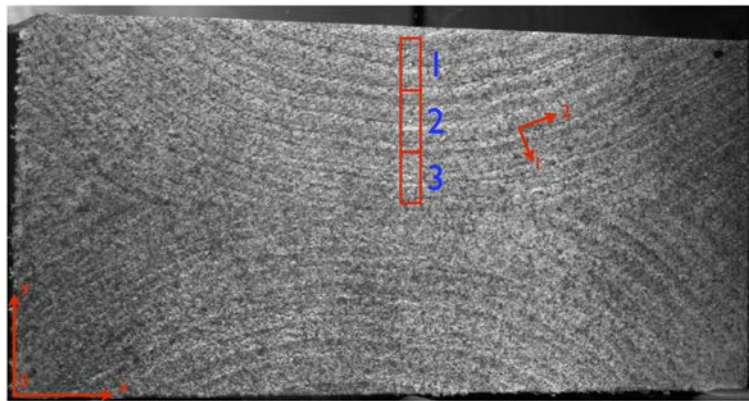


Figure 2.20 – Zones d'étude des déformations principales

La moyenne des déformations ε_{xx} , ε_{yy} , ε_1 et ε_2 est calculée dans les 3 zones et sur la zone englobant les 3 zones. Les évolutions de ces déformations tout au long du séchage, c'est-à-dire entre $W=60\%$ et $W=16\%$ sont présentées dans la figure 2.21.

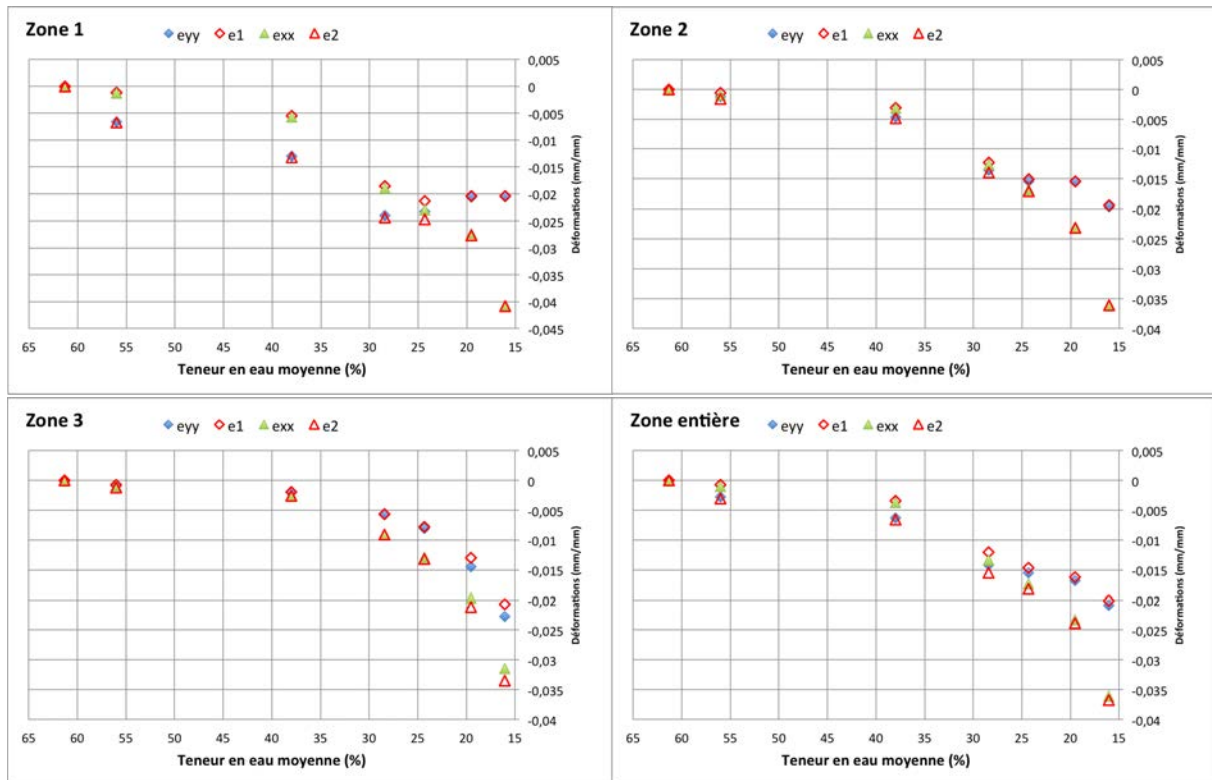


Figure 2.21 – Évolutions des déformations ε_{xx} , ε_{yy} , ε_1 et ε_2 au cours du séchage dans les différentes zones d'études

Afin de clarifier cette analyse, il faut comprendre que les losanges bleus et les losanges rouges doivent être superposés lorsqu'il y a correspondance entre ε_{yy} et ε_1 . De la même façon, les triangles verts et les triangles rouges doivent se superposer s'il y a correspondance entre ε_{xx} et ε_2 . Nous pouvons remarquer que si l'on considère l'ensemble de la zone, les déformations ε_{xx} et ε_{yy} correspondent respectivement et assez bien aux déformations ε_2 et ε_1 . Néanmoins, ceci n'est pas valable dans toutes les zones au long du processus de séchage. La zone 3 semble présenter la meilleure correspondance entre les déformations (les valeurs de ε_{xx} correspondent aux valeurs de ε_2 et les valeurs de ε_{yy} correspondent aux valeurs de ε_1), même si un léger décalage apparaît. À cet endroit, les déformations apparaissent plus tard lors du processus de séchage. Le décalage peut être dû à une orientation de cerne pas tout à fait parallèle au joint de colle. La zone 1 présente la moins bonne correspondance, mais à la fin du séchage la correspondance s'améliore. La zone 2 est meilleure que la zone 1, mais cette relation reste valable pour les déformations mesurées lors des 3 derniers points de mesure. Cette analyse nous indique que lors du processus de séchage les déformations principales suivent approximativement les directions préférentielles de retrait du bois dans le domaine hygroscopique ($W \leq 30\%$). En outre, l'effet mémoire sur les parties déjà séchées (contraintes de traction puis compression) a un impact sur l'interprétation des déformations associées. Si l'on recherche une lecture finale des déformations dans ces directions, cette analogie peut néanmoins être utilisée.

c) Étude des déformations

Champs de déformations ε_{xx}

La figure 2.22 représente les champs de déformations ε_{xx} calculés par le logiciel durant le séchage. La teneur en eau indiquée est une teneur en eau moyenne. En première observation, nous pouvons voir que la déformation mesurée à l'issue du séchage, c'est-à-dire pour $W=16\%$,

est négative ce qui indique un retrait de l'éprouvette au séchage. Ce retrait dans la direction horizontale est plus important dans les zones où les cernes sont parallèles au joint. Ceci s'explique par la déformation tangentielle plus importante que la déformation radiale : dans ces zones, la déformation en ε_{xx} correspond approximativement au retrait tangentiel. Réciproquement, elles seront moins élevées dans les régions situées aux bords de l'éprouvette.

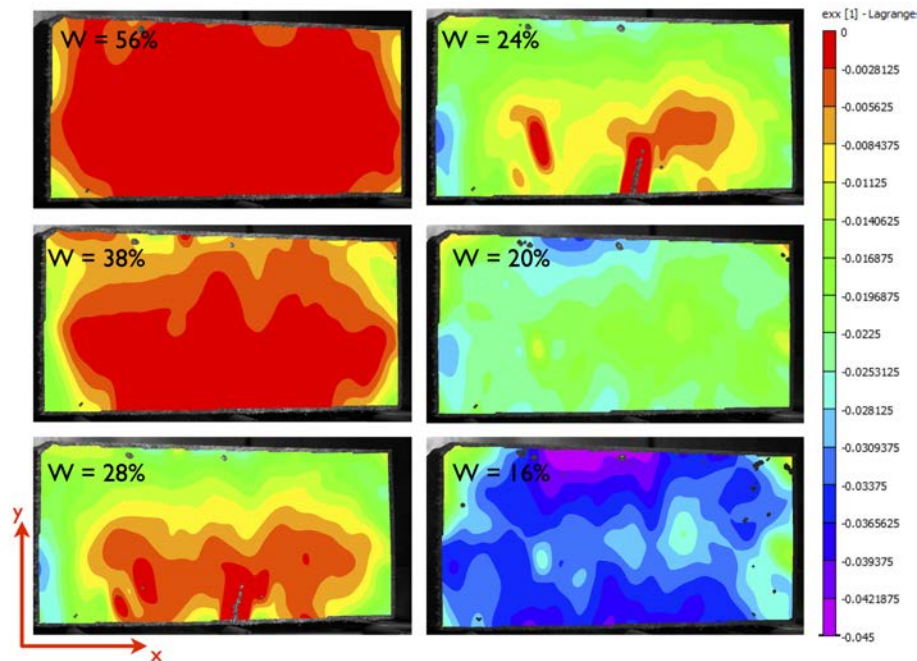


Figure 2.22 – Champs de déformations ε_{xx} à différentes teneurs en eau moyennes

Il est important de mentionner l'apparition d'une fissure lors du séchage ($W = 28\%$). Une concentration de déformations ε_{xx} nous permet de l'identifier. L'hypothèse la plus probable concernant l'apparition de cette fissure est un gradient de teneur en eau trop important, comme mentionné dans le chapitre 1. Cette fissure disparaît ensuite car la zone fissurée passe en compression. Nous ne pouvons pas étudier quantitativement cette apparition de fissure car les états hydriques locaux ne sont pas connus. L'analyse de ce champ de déformations nous montre que la partie supérieure (lamelle supérieure) de l'échantillon se comprime plus rapidement que la partie inférieure au début du séchage. De plus, nous pouvons remarquer que les côtés de l'échantillon, correspondant aux bords étanchéifiés, ne se rétractent pas dès le début du séchage. Notre méthode d'étanchéification semble donc être efficace.

Champs de déformations ε_{yy}

La figure 2.23 représente les champs de déformations ε_{yy} calculés par le logiciel durant le séchage. Comme vu lors de l'étude des déformations ε_{xx} , le séchage semble unidirectionnel. En effet, il apparaît clairement que le gradient de déformations, dans les premières phases de séchage, ne se développe que selon une direction. On peut aussi distinguer une déformation dans la direction verticale plus importante dans les zones où les cernes ne sont pas parallèles au joint. Ceci s'explique de la même manière que pour les déformations ε_{xx} . Les déformations ε_{yy} correspondent approximativement aux retraits tangentiels dans les zones de bords. Et vice-versa, elles seront moins importantes dans les zones centrales.

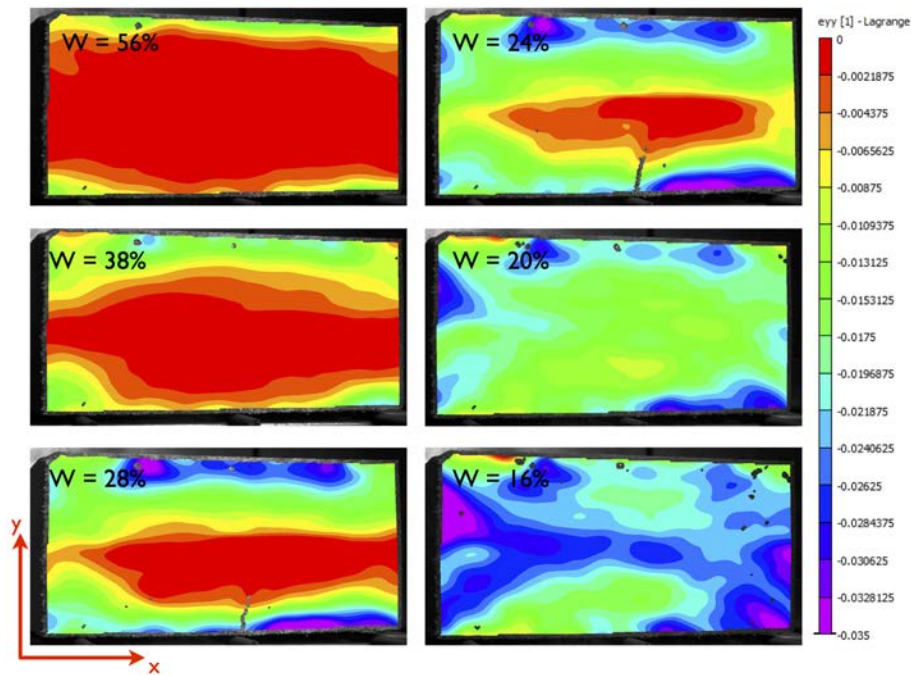


Figure 2.23 – Champs de déformations ε_{yy} à différentes teneurs en eau moyennes

Champs de glissements γ_{xy}

La figure 2.24 représente les champs de déformations γ_{xy} calculés par le logiciel durant le séchage. La visualisation de ces déformations nous indique un cisaillement dans le plan de collage. En théorie, avec une parfaite symétrie entre les lamelles aucun cisaillement n'aurait du apparaître. Il est nécessaire d'analyser la morphologie des lamelles afin d'expliquer ce phénomène de cisaillement, car il peut être préjudiciable.

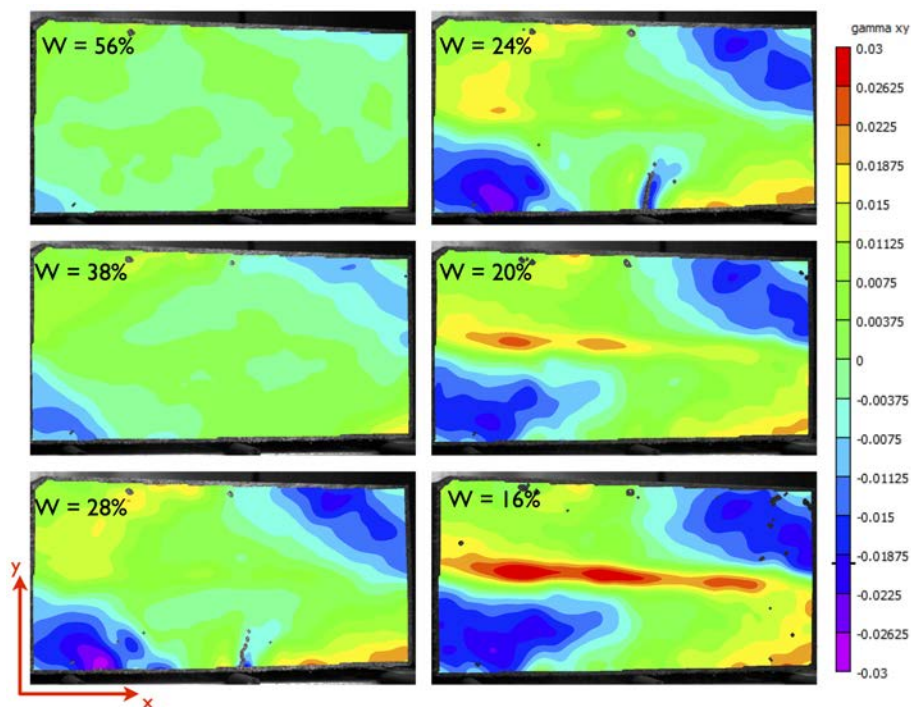


Figure 2.24 – Champs de déformations γ_{xy} à différentes teneurs en eau moyennes

Les positions des centres des cernes d'accroissement ont été mesurées à l'aide d'un logiciel d'analyse d'image (Fiji®). Elles sont exprimées par rapport à l'origine (voir figures 2.19 et 2.25)

et sont données dans le tableau 2.3. Il est confirmé que les lamelles constituant l'éprouvette ne sont pas collées exactement symétriquement. Les lamelles ne présentent pas non plus la même morphologie de cernes, ceci engendre des différences de déformations entre les substrats, induisant un cisaillement lors de leurs retraits respectifs.

	x_{haut} (mm)	y_{haut} (mm)	x_{bas} (mm)	y_{bas} (mm)
Coordonnées des centres	59,2	89,1	55,5	-48,9

TABLEAU 2.3 – Positions des centres des cernes d'accroissement

Les angles de 5 cernes ont été mesurés dans 4 zones de l'éprouvette. Les angles correspondent aux angles entre le plan de collage et les cernes. Les 4 zones sont présentées dans la figure 2.25. Ces zones correspondent aux endroits où les cernes ne sont pas considérés parallèles au plan de collage. Ce sont les zones non symétriques qui se déformeront en induisant un cisaillement.

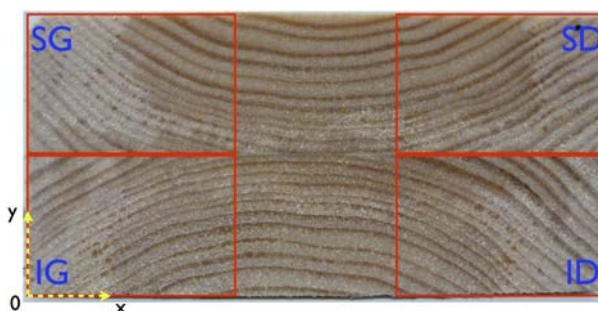


Figure 2.25 – Zones de mesure des angles de cernes

Les valeurs des angles et les moyennes pour chacune des zones sont montrées dans le tableau 2.4.

#cerne	SG	SD	IG	ID
1	45°	36,9°	25,5°	40,2°
2	45°	33,7°	29,5°	40,6°
3	42,4°	31,8°	28°	44,6°
4	42,1°	29°	25,8°	42,7°
5	41,1°	26,7°	26,1°	39,2°
Moyenne	42,1°	31,6°	27°	41,5°

TABLEAU 2.4 – Angles de cernes dans les zones d'étude. SG : supérieure gauche, SD : supérieure droite, IG : inférieure gauche, ID : inférieure droite

On remarque très facilement la différence entre la lamelle supérieure et inférieure. En effet, entre les zones SG et IG, nous notons une différence d'environ 15° et entre les zones SD et ID nous notons une différence de 10°. Cette différence d'angle non négligeable induira une déformation différente de chacune des lamelles, pouvant être à l'origine de contraintes de cisaillement sur les bords du plan de collage.

Par ailleurs, l'hypothèse la plus probable pouvant expliquer l'apparition de cette concentration de déformation au niveau de l'adhésif pourrait être la polymérisation de la colle. En effet, lorsque l'échantillon a été placé dans l'atmosphère à 50°C, la température de la colle n'excédait

pas 20°C. Une augmentation de la température de la colle a pu lui permettre de poursuivre la polymérisation et déformer l'adhésif alors que le retrait du bois en contact n'était pas amorcé.

Déformations finales

L'évolution globale des déformations sur la section (moyenne sur l'ensemble de la section) a également été calculée. La figure 2.26 présente cette évolution. Les valeurs finales des déformations dans les directions radiales (ε_1) et tangentielles (ε_2) sont d'environ 2% en contraction pour les déformations dans le sens radial, et 3,7% environ pour les déformations dans le sens tangential (tableau 2.5). Nous nous attendions à des valeurs de déformations de 1,8 % dans le sens radial et 3,6 % dans le sens tangential, il y a bien correspondance entre les valeurs mesurées et les valeurs théoriques.

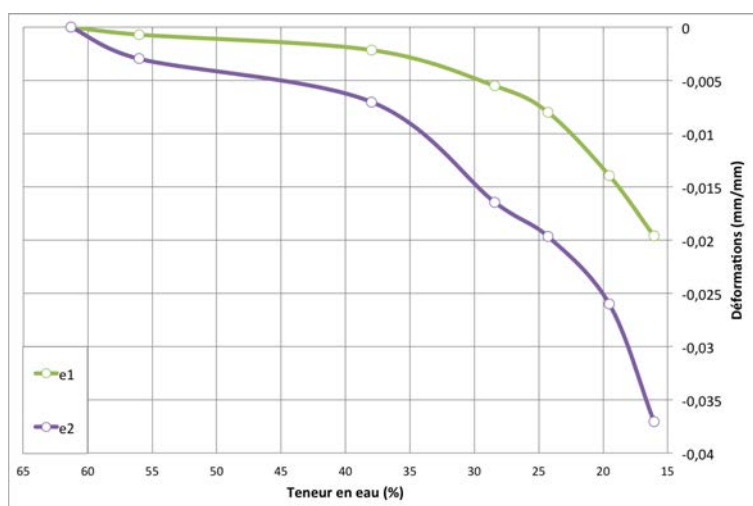


Figure 2.26 – Évolutions des valeurs moyennes des déformations sur la section étudiée

W (%)	ε_1 (mm/mm)	ε_2 (mm/mm)
16	-0,02	-0,037

TABLEAU 2.5 – Valeurs des déformations finales après séchage du bilame 1

d) Synthèse et critique de l'étude

Cette première étude nous a permis de mettre en place un dispositif de mesure adapté aux conditions d'épreuve et aux éprouvettes. Il permet d'obtenir des champs de déplacements et déformations qui pourront être directement comparables avec des résultats numériques. Néanmoins, le manque de connaissances sur les états hydriques locaux des éprouvettes apporte des limitations à l'étude expérimentale, qui demeure seulement qualitative dans les états intermédiaires. En outre, l'enceinte de conditionnement utilisée n'étant pas programmable en humidité relative, il était difficile d'établir des conditions reproductibles lors des essais. Les conditions initiales et aux limites n'étant pas bien définies, il est difficile d'utiliser ces essais comme base d'une simulation numérique. Enfin, l'apparition d'une fissure au cours de l'essai est problématique, les conditions environnantes devront donc être améliorées.

Seules les valeurs des déformations finales nous permettent d'admettre que la mesure concorde avec des valeurs théoriques présumées. Afin de mieux contrôler notre expérimentation, nous avons fait le choix de modifier la méthode expérimentale. L'étude sera accomplie dans le domaine

hygroscopique en effectuant les mesures à partir d'un état hydrique initial homogène vers un état hydrique final homogène. Pour cela, l'acquisition par le laboratoire d'une nouvelle enceinte de conditionnement (ANR10-EQPX-16 Xyloforest) a permis de réaliser une étude mieux contrôlée.

2.2.4 Étude des déformations dans le domaine hygroscopique

Une approche prédictive rationnelle des contraintes induites par les retraits préférentiels du bois au séchage ne peut être formalisée que si les données expérimentales sont aisément intégrables dans leur confrontation avec des résultats numériques. Des états limites doivent être renseignés dans le modèle et répétables expérimentalement. Cette étude effectuée dans le domaine hygroscopique permet d'estimer les états hydriques limites et intermédiaires apparaissant dans le matériau.

Trois éprouvettes ont été fabriquées suivant le protocole de l'étude précédente. Le collage a été effectué avec des lamelles de dimensions suivant le tableau 2.6 puis séchées lentement à une teneur en eau proche du PSF sans traitement d'étanchéité (6 faces exposées).

	Bilame 1	Bilame 2	Bilame 3
Longueur (mm)	200	200	200
Largeur (mm)	125	125	125
Épaisseur (mm)	2 * 40	2*40	2*40
Pression de serrage (MPa)	0,8	0,8	0,8
Quantité de colle (g/m ²)	250	250	250
Teneur en eau au collage (%)	43,44	66,56	53,12

TABLEAU 2.6 – Paramètres de collage des différentes éprouvettes

Les éprouvettes sont placées dans une enceinte régulée en température et humidité relative. Une des conditions de cette étude consiste à imposer des transferts hydriques sous conditions isothermes. Il est donc nécessaire d'effectuer le préséchage des éprouvettes à la même température que celle utilisée lors de son séchage jusqu'à teneur en eau d'usage. Le choix de cette température doit aussi permettre de négliger les déformations dues à la température [60, 61]. Ainsi, une température de 40°C a été retenue. L'isotherme présentée dans la figure 2.27 permet de se rendre compte des teneurs en eau attendues en phase de sorption et de désorption avec cette température, pour un ratio $\frac{EMC_{sorption}}{EMC_{désorption}}$ théorique de 0,8.

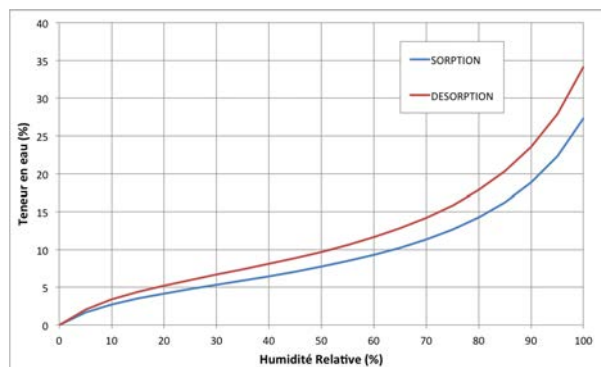


Figure 2.27 – Isothermes de sorption et de désorption théorique à $T = 40^{\circ}\text{C}$

L'humidité relative retenue pour le préséchage des éprouvettes est de 90%, c'est le maximum autorisé par l'enceinte climatique. Ces conditions thermo-hydriques au sein de l'enceinte nous permettent de viser une teneur en eau d'équilibre de 23,6%, permettant de minimiser les gradients de séchage au maximum. La figure 2.28 montre l'évolution de la teneur en eau des 3 éprouvettes lors du préséchage. Il est important de noter que la teneur en eau de départ est un peu plus faible que la teneur en eau de collage. Ceci est dû à un faible séchage des corps d'épreuves lors du maintien en pression au collage (environ 8h).

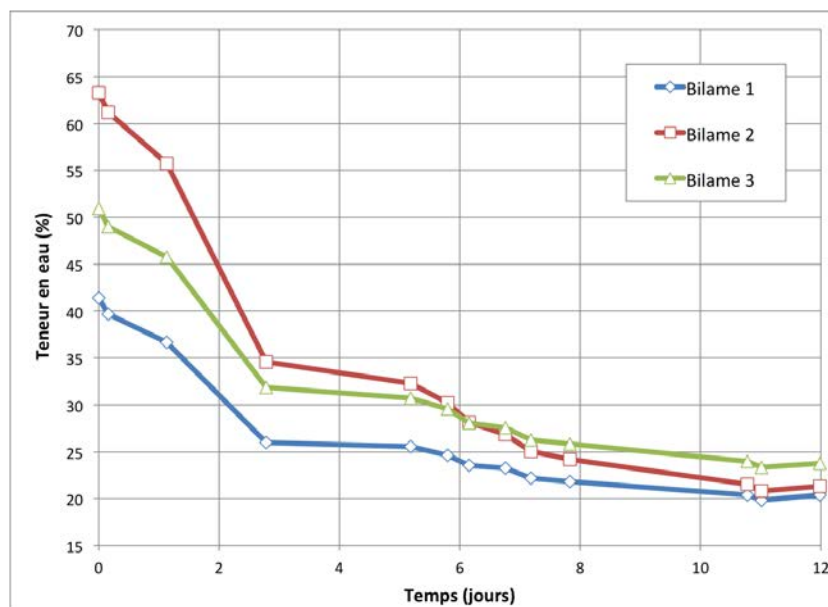


Figure 2.28 – Évolutions des teneurs en eau lors du préséchage

Après cette homogénéisation, nous avons redimensionné par usinage les éprouvettes afin d'obtenir des corps d'épreuves parallélépipédiques et adéquats à la mesure. Les dimensions des éprouvettes destinées à la mesure de champs sont énumérées dans le tableau 2.7. Puis on traite les faces à imperméabiliser.

		Bilame 1	Bilame 2	Bilame 3
Dimensions	Longueur (mm)	150	150	150
	Largeur (mm)	120	120	120
	Épaisseur des lamelles (mm)	39	39	35
	Épaisseur totale (mm)	78	78	70

TABLEAU 2.7 – Dimensions des éprouvettes séchées dans le domaine hygroscopique

Les bilames ont été élaborés en respectant seulement l'orientation des coeurs vers l'extérieur, mais la symétrie n'est pas parfaitement respectée, ni l'alignement des centres des cernes. Ainsi nous pouvons voir l'influence du décentrage et de la distance de la moelle sur les déformations induites au séchage. Les sections des différentes éprouvettes sont présentées sur la figure 2.29. Sur cette figure, nous avons représenté les axes Ox et Oy qui sont à la fois utilisés dans le logiciel de mesure et lors de la simulation numérique.

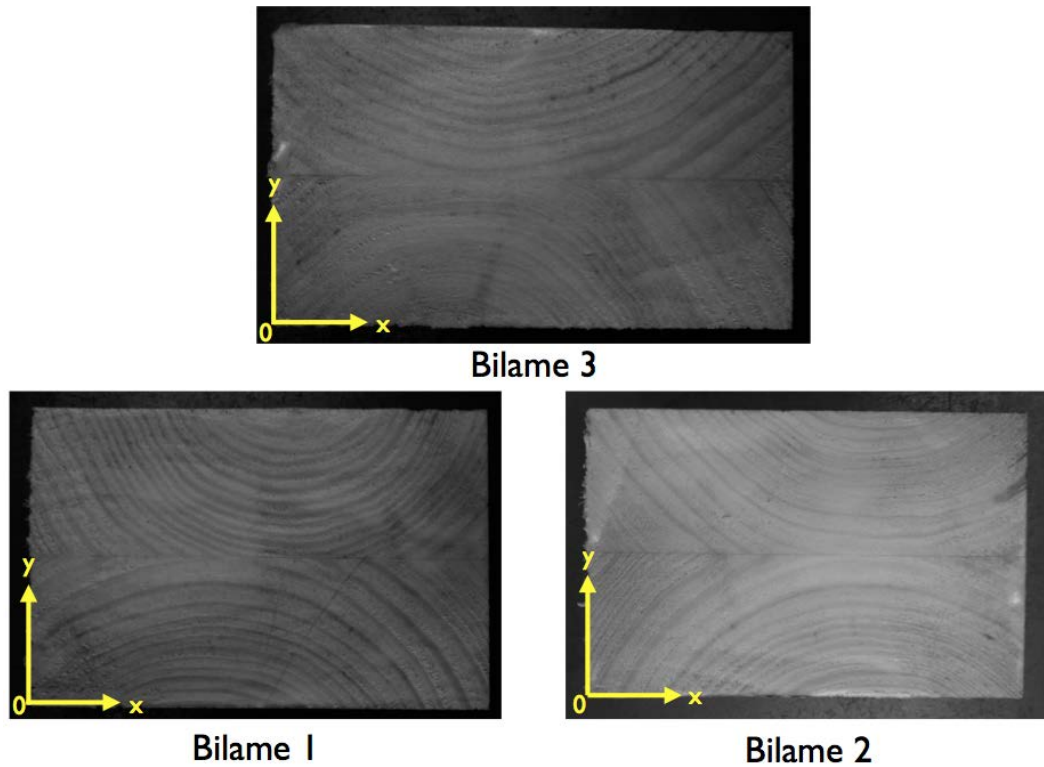


Figure 2.29 – Sections des éprouvettes étudiées

Le tableau 2.8 indique les positions des centres des cernes d'accroissement pour chacune des éprouvettes, en donnant, outre les coordonnées des centres, la distance par rapport au plan du joint.

	$x_{\text{haut}}(\text{mm})$	$y_{\text{haut}}(\text{mm})$	$x_{\text{bas}}(\text{mm})$	$y_{\text{bas}}(\text{mm})$	Distance coeur _{haut} /joint (mm)	Distance coeur _{bas} /joint (mm)
Bilame 1	67,3	89,2	51,7	-36,4	50,2	75,4
Bilame 2	70,5	146,5	72,2	-33,6	107,5	72,6
Bilame 3	55,6	95,3	42,4	-18	56,3	57

TABLEAU 2.8 – Positions du centre des cernes d'accroissement

Une fois les éprouvettes stabilisées en teneur en eau, le chargement hydrique est imposé. Une valeur d'humidité relative de 60% a été choisie. Ces conditions thermo-hydriques, associées à l'historique du matériau (chapitre 1) permettent de viser une teneur en eau d'équilibre (EMC) de 11,64%. Le tableau 2.9 résume les valeurs théoriques des EMC pouvant être obtenues avec ces conditions, pour un ratio $\frac{EMC_{\text{sorption}}}{EMC_{\text{désorption}}}$ théorique de 0,8.

Humidité Relative (%)	EMC _{sorption} (%)	EMC _{désorption} (%)
60	9,31	11,64
65	10,25	12,81
70	11,35	14,19
75	12,67	15,83
80	14,26	17,83
85	16,26	20,33
90	18,85	23,56

TABLEAU 2.9 – Valeurs des EMC attendues à température $T = 40^{\circ}\text{C}$

En ce qui concerne les éprouvettes, comme vu au paragraphe 2.2.1, les transferts hydriques ont été limités aux faces supérieure et inférieure. Les champs de déplacements dans les sections des échantillons sont mesurés à l'aide d'un système DIC (figure 2.30) sur une section représentative de l'intérieur d'une poutre. Un mouchetis est appliqué sur les surfaces étudiées. Des photos sont prises régulièrement, conjointement à une mesure de masse. Dans cette seconde étude, il n'y a pas de vitre de présente entre les caméras et les éprouvettes. Les éprouvettes sont déplacées afin de mesurer leur masse. Les caméras sont aussi déplacées afin de pouvoir ouvrir la porte de l'enceinte, mais ce déplacement est imposé à l'ensemble (pied + caméras) et nous avons fait attention à ne pas changer l'angle entre les caméras. Comme dans l'étude préliminaire, les mouvements de corps rigides sont pris en compte par le logiciel et leur influence sur l'étude des déformations est considérée nulle. La calibration du système a été effectuée une seule fois avant les mesures.

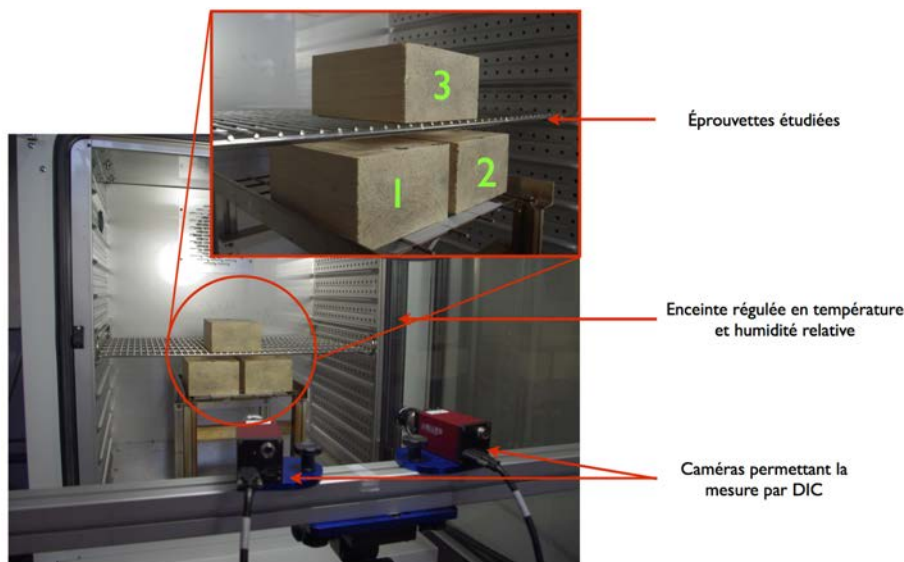


Figure 2.30 – Dispositif expérimental permettant la mesure de champs de déplacement dans le domaine hygroscopique

La fréquence de prises de photo est plus élevée au début du séchage (plusieurs par jours) qu'à la fin, car la perte de masse et les déformations y sont plus importantes. La résolution et précision de notre système ont été estimées avec la même méthode que lors de l'étude précédente. La résolution locale de mesure de déplacement associée à notre dispositif est présentée dans le tableau 2.10. Son ordre de grandeur est satisfaisant au vu des déplacements à mesurer (plusieurs millimètres).

	Taille d'un pixel (μm)	Résolution de mesure (μm)
Bilame 1	147	1,47
Bilame 2	158	1,58
Bilame 3	151	1,51

TABLEAU 2.10 – Résolution locale de la mesure de déplacement

a) Détermination de l'incertitude de mesure

Pour cette expérimentation, nous avons basé notre méthode d'évaluation de l'incertitude sur une méthode d'analyse du bruit ambiant sur des objets sans mouvement proposée par Robert [100]. L'auteur propose ici d'analyser l'influence de la taille de la fenêtre de corrélation sur l'erreur systématique de mesure (ou biais). Cette valeur correspond à la valeur moyenne des déplacements mesurés sur la section d'une éprouvette sans mouvement. La figure 2.31 présente les résultats obtenus pour le bilame 1. La taille de fenêtre de corrélation ne semble pas avoir d'influence sur le biais mais pour une taille de fenêtre inférieure à 29 pixels, nous avons constaté une perte de données.

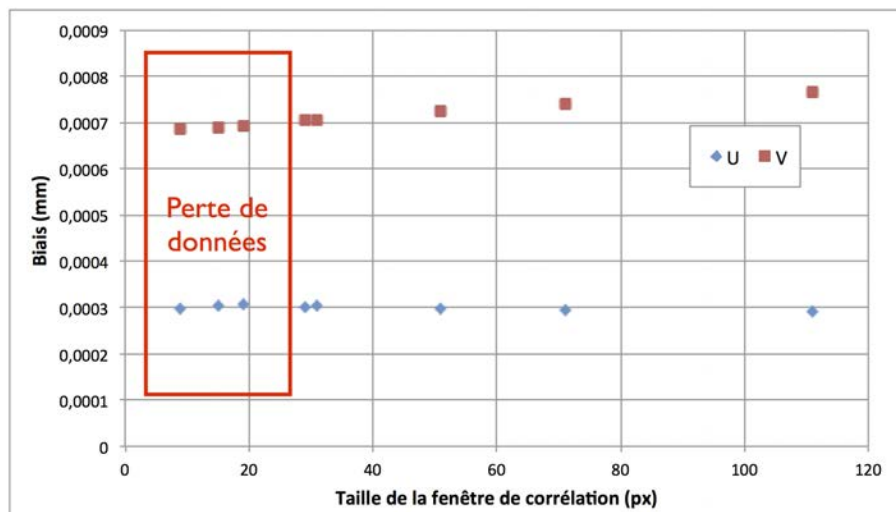


Figure 2.31 – Erreur systématique de mesure (biais) en fonction de la taille de fenêtre de corrélation

L'erreur aléatoire de mesure est aussi analysée, elle correspond à l'écart-type correspondant à cette moyenne de déplacements mesurés. La figure 2.32 présente les résultats obtenus.

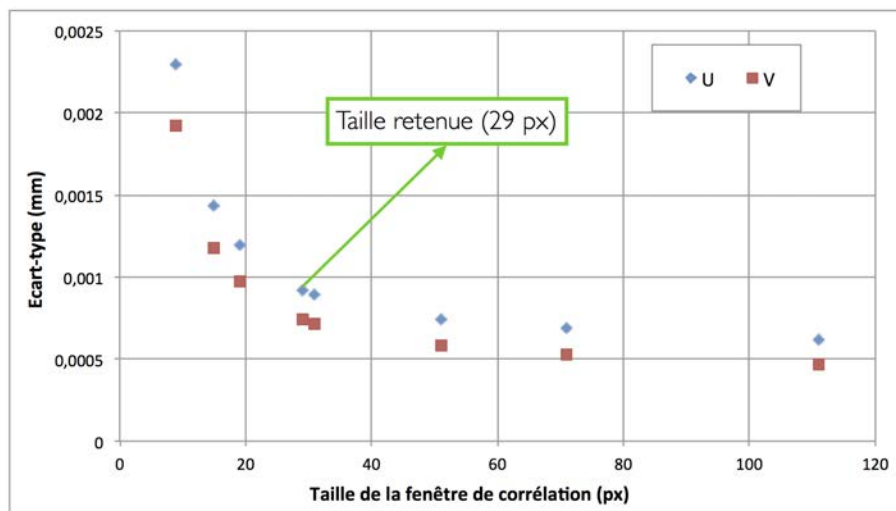


Figure 2.32 – Erreur aléatoire de mesure (écart-type) en fonction de la taille de fenêtre de corrélation

Nous avons retenu suite à cette étude une taille de fenêtre de corrélation de 29 pixels, afin de s’assurer une erreur aléatoire de mesure inférieure à 1 μm . Cette valeur correspond à l’incertitude minimale de notre système de mesure. En effet la quantification de l’incertitude sur l’ensemble de la chaîne de mesure n’a pas été effectuée. Pour un facteur d’échelle de 6,67 px/mm, nous obtenons donc une résolution spatiale de 4,35 mm. La taille du pas de grille de calcul de 7 pixels.

Nous avons ensuite étudié l’influence de la taille de la jauge optique sur les valeurs des déformations calculées par le logiciel. L’analyse est effectuée sur le biais (figure 2.33) et sur l’écart-type (figure 2.34).

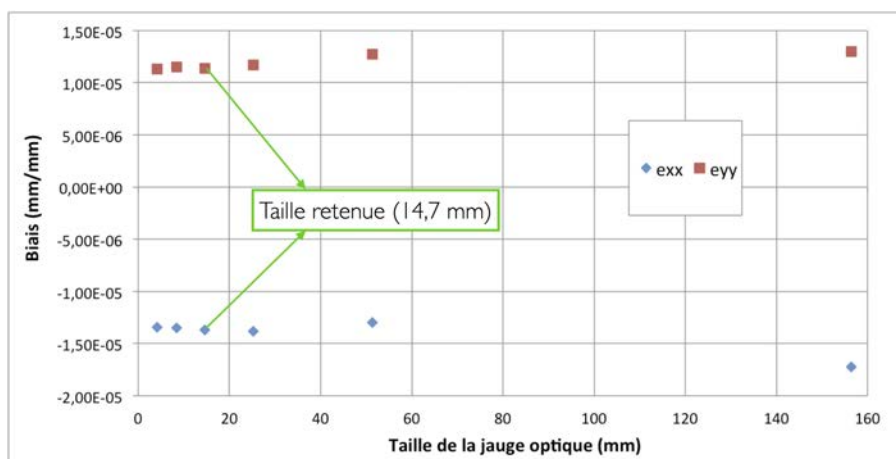


Figure 2.33 – Erreur systématique de mesure (biais) en fonction de la taille de filtre

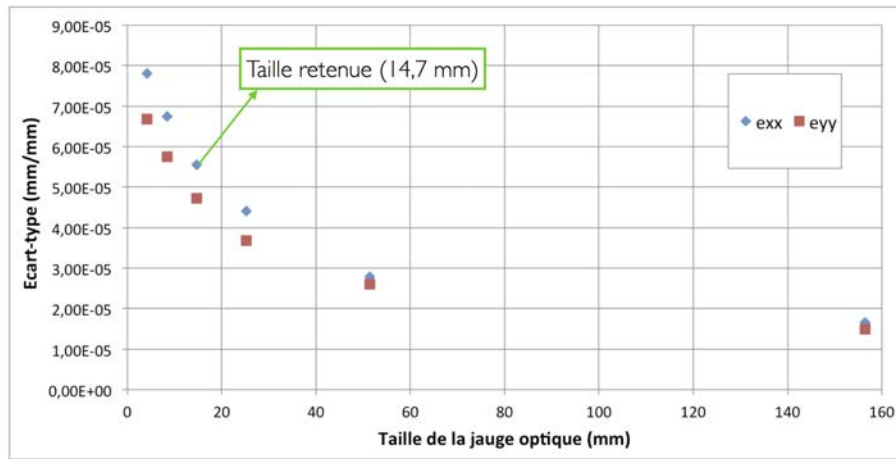


Figure 2.34 – Erreur aléatoire de mesure (écart-type) en fonction de la taille de filtre

La taille de la jauge optique n'a pas d'influence sur le biais. Par contre elle a une influence sur l'écart-type. Ici nous avons pris la valeur par défaut du filtre fourni par le logiciel lors de la détermination des déformations (15 points corrélés). Elle correspond à une taille de jauge optique de 14,7 mm et nous donne une incertitude sur les déformations inférieure à 60 µdef.

b) Analyse des résultats et conclusions

Cinétique de séchage

La figure 2.35 représente les évolutions de teneurs en eau des 3 échantillons lors du séchage. Les valeurs observées sont proches des valeurs théoriques présentées précédemment (tableau 2.9).

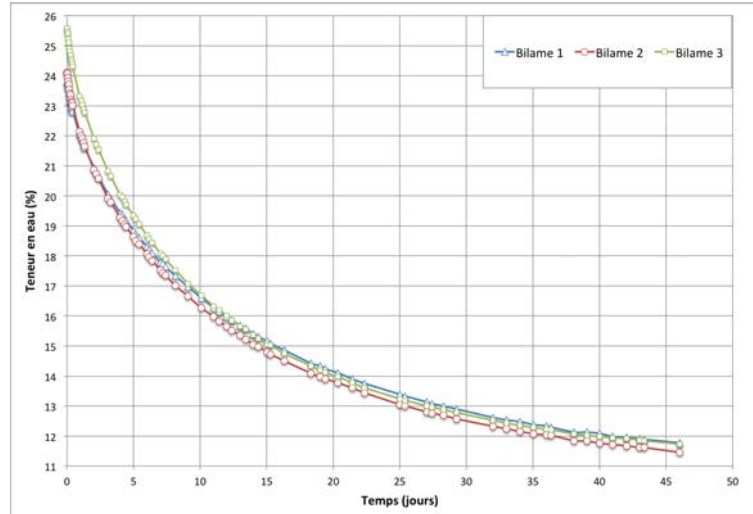


Figure 2.35 – Évolutions des teneurs en eau lors du séchage

Le tableau 2.11 représente les teneurs en eau initiales et finales des éprouvettes, ainsi que les ratios $\frac{EMC_{sorption}}{EMC_{désorption}}$ déduits des mesures. Nous n'avons pas été jusqu'à l'équilibre déterminé par le calcul car la faible évolution de masse durant les 5 derniers jours de séchage nous faisait atteindre les limites de résolution de la balance. Les teneurs en eau lors de la fin de l'expérimentation sont quasi homogènes et inférieures à 12%, les ratios $\frac{EMC_{sorption}}{EMC_{désorption}}$ calculés à l'aide de la teneur en eau finale sont proches de 0,8.

Éprouvette	Bilame 1	Bilame 2	Bilame 3
W_{initiale} (%)	23,79	24,11	25,57
W_{finale} (%)	11,78	11,46	11,73
Ratio $\frac{EMC_{\text{sorption}}}{EMC_{\text{désorption}}}$	0,79	0,78	0,74

TABLEAU 2.11 – Valeurs des teneurs en eau initiales et finales de 3 éprouvettes étudiées

Dans cette présente étude, seuls les résultats pour le bilame 1 sont présentés. Les autres résultats sont tout à fait similaires et reportés en Annexe 1.

Déformations ε_{xx}

Les champs de déformations suivant la direction \vec{x} sont exposés dans la figure 2.36. Nous retrouvons des valeurs de déformations plus élevées dans les zones où les cernes sont globalement parallèles au joint de colle (déformations tangentielles équivalentes aux déformations selon la direction \vec{x}) et nous observons de la compression sur l'ensemble de l'éprouvette. Le séchage semble symétrique, conformément aux attentes d'un transfert unidirectionnel.

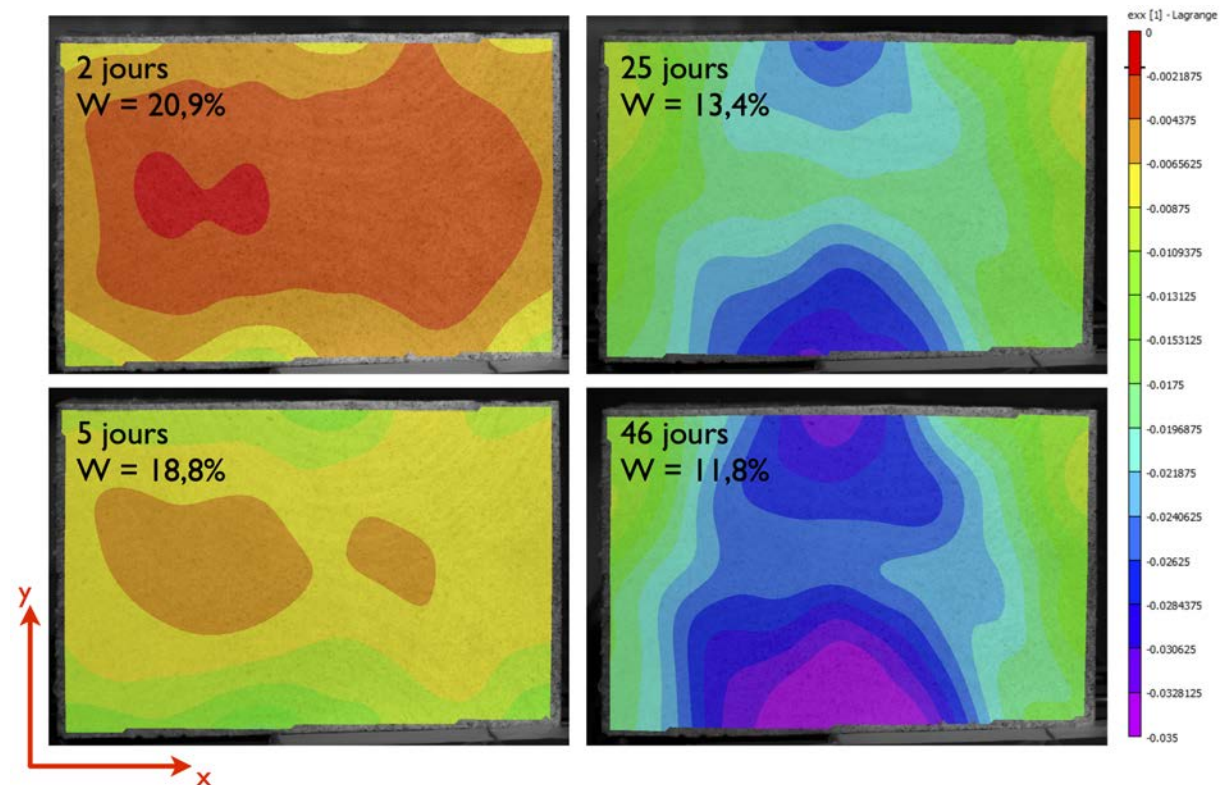


Figure 2.36 – Champs de déformations ε_{xx}

Les champs de déformations représentent de manière assez significative la morphologie de notre matériau. Or, lorsque nous nous intéressons aux valeurs sur les bords des matériaux, nous pouvons observer un léger décalage des champs locaux de déformations par rapport à la position des cernes annuels (figure 2.37). Ces artefacts de mesures nous permettent d'anticiper un éventuel décalage avec des données numériques.

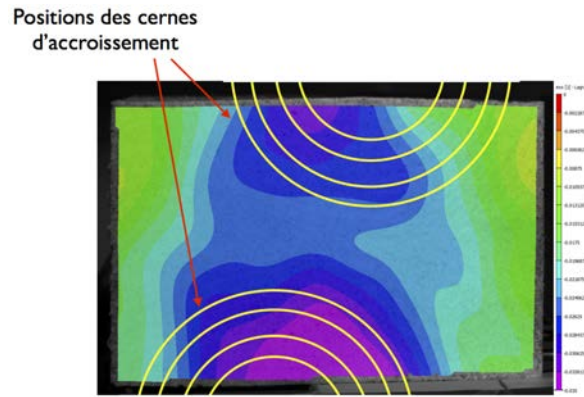


Figure 2.37 – Positions des cernes d'accroissement par rapport aux déformations ε_{xx} obtenues expérimentalement

Déformations ε_{yy}

Les champs de déformations ε_{yy} sont représentés dans la figure 2.38. Ces champs de déformations démontrent que notre séchage est à tendance unidirectionnelle. En effet il n'y a pas de retrait suivant la direction verticale sur les bords du matériau au début du séchage. Seules les surfaces supérieures et inférieures se déforment. Inversement aux déformations dans la direction horizontale, les déformations les plus importantes se situent dans les zones où les cernes sont les plus verticaux.

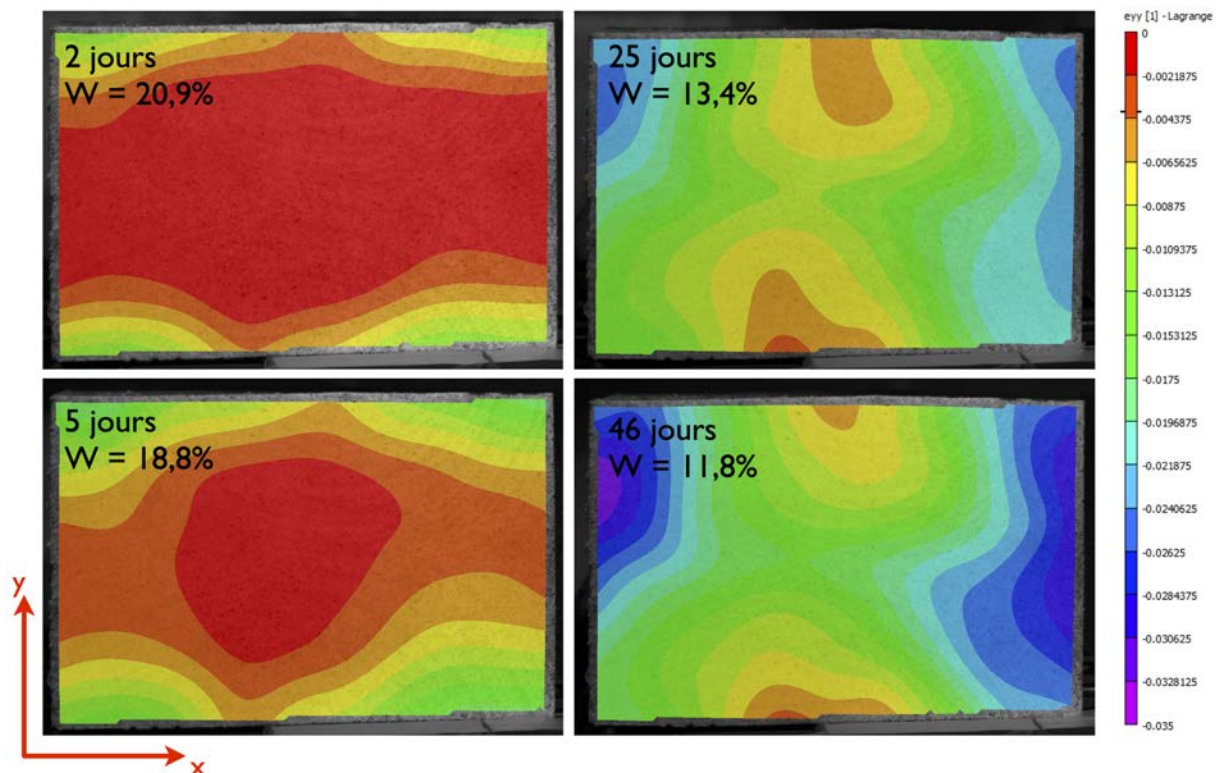


Figure 2.38 – Champs de déformations ε_{yy}

Glissement

Les champs de glissement sont montrés dans la figure 2.39. La morphologie de notre échantillon est bien retrouvée grâce à la visualisation de ces glissements. Il n'y a pas d'apparition d'une concentration de déformation de cisaillement au niveau du joint de colle comme dans la précédente

étude. Ce comportement est expliqué par la stabilisation préalable des éprouvettes à une teneur en eau proche du PSF avant de commencer réellement le séchage. Lors de ce préséchage doux, la colle s'est polymérisée avant que l'échantillon ne se déforme trop. Dans l'étude précédente, la colle a continué de polymériser pendant un retrait important du bois dans les couches supérieures du bilame, apportant une rigidification importante de la zone englobant le joint de colle.

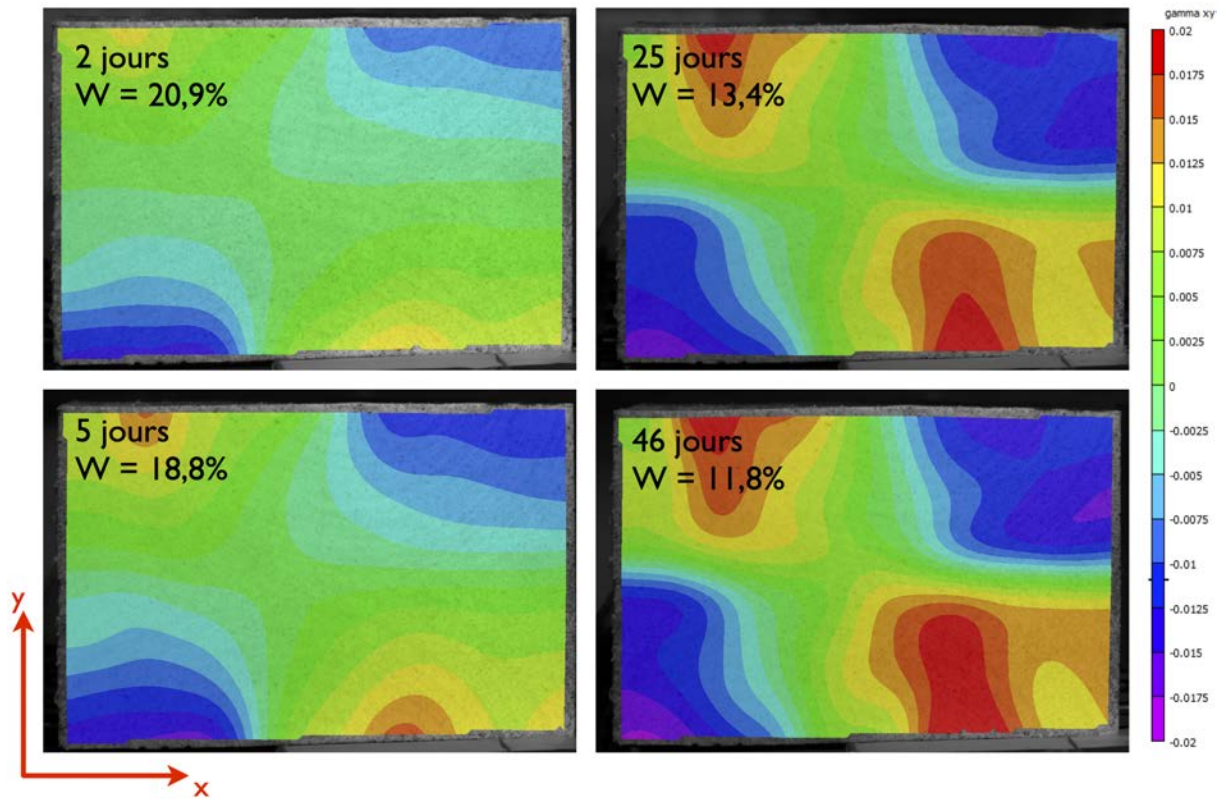
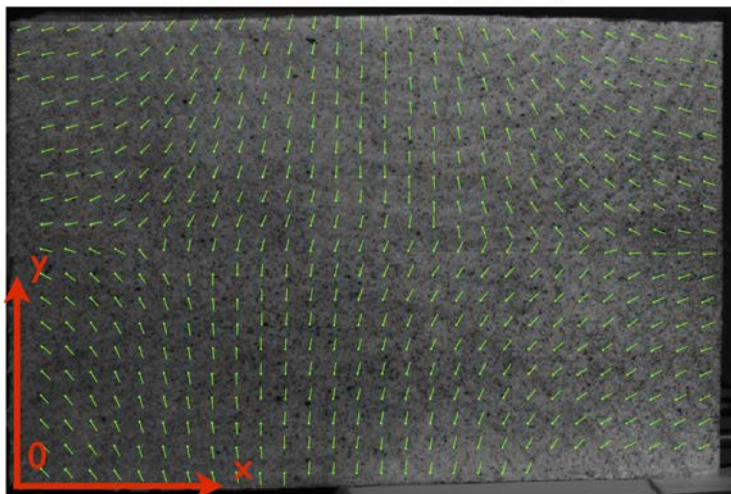


Figure 2.39 – Champs de déformations γ_{xy}

Déformations dans les directions principales

Les directions principales déterminées par le logiciel à la fin du séchage sont illustrées dans la figure 2.40. Elles correspondent assez bien aux directions radiales et tangentielles. Il est important de noter que cette correspondance a lieu dès les premiers temps du séchage.

Directions principales 1 (radiales)



Directions principales 2 (tangentes)

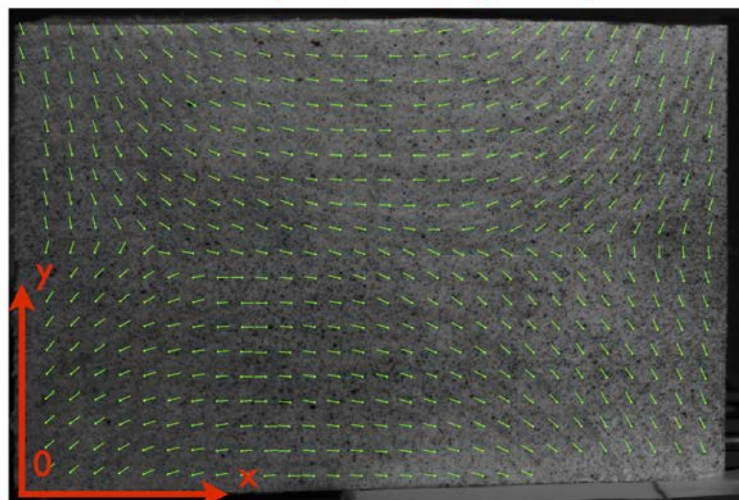


Figure 2.40 – Directions principales calculées par le logiciel Vic3D®

L'évolution de la moyenne des déformations principales au cours du séchage est exposée dans la figure 2.41. Les déformations théoriques dans les directions radiales et tangentielles calculées par rapport à la perte de teneur en eau sont aussi affichées. Bien que les directions principales ε_1 et ε_2 calculées par le logiciel semblent correspondre respectivement aux directions radiales et tangentielles, il apparaît que les valeurs obtenues lors de la mesure ne correspondent pas tout à fait aux valeurs théoriques aussi présentées dans le graphique. En effet, ici nous avons tracé la moyenne des déformations. Lors de la présence d'un gradient de teneur en eau, tout l'échantillon n'est pas déformé de la même manière, alors que les valeurs théoriques correspondent aux valeurs de retraits attendues pour des états homogènes de teneur en eau. Les seuls points comparables ici sont donc les états initial et final. Un possible relâchement de contraintes et déformations dû à la viscoélasticité du bois peut également se produire.

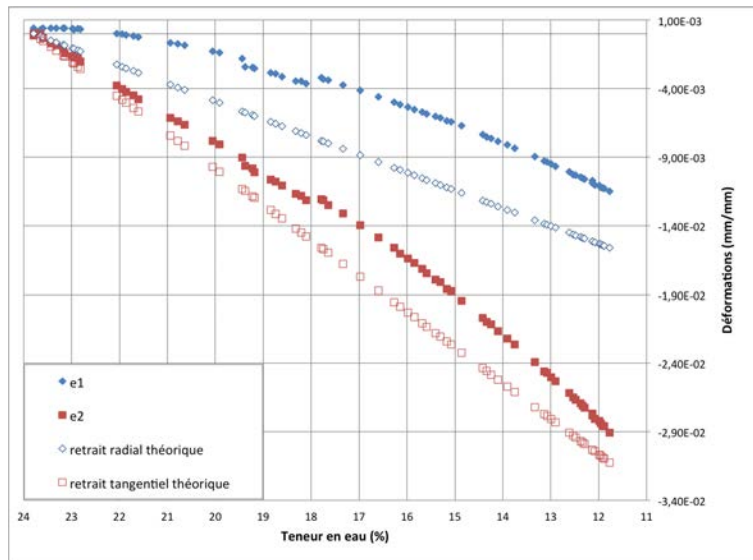


Figure 2.41 – Évolution des valeurs de déformations principales calculées par le logiciel et des déformations théoriques dans les directions radiales et tangentielles

2.3 Conclusion sur les études expérimentales

Les études expérimentales ont permis de mettre en place une méthode de mesure permettant l'analyse des déformations du bois au séchage. Cette mesure de champ permet d'être couplée à l'observation de défauts et de la morphologie des éprouvettes. Il a été montré que les conditions environnementales de séchage ($T^{\circ}\text{C}$ / HR%) sont très importantes lorsque l'on veut relier de manière cohérente les résultats aux chargements appliqués. Les conditions expérimentales choisies dans la deuxième étude ne semblent pas avoir un effet néfaste sur la tenue de notre matériau. Il semblerait donc que le séchage d'éléments collés à l'état vert doit se rapprocher des techniques de séchage avancées, disponibles de nos jours pour le séchage du bois massif. Ces techniques utilisent un séchage doux à basse température, couplée à une réhumidification de l'air ambiant au début du séchage. Ces techniques permettent de limiter les gradients de teneur en eau dans les éléments, et donc d'éviter des endommagements du matériau.

Cependant, il existe un état de contraintes résiduelles nécessitant d'être évalué. L'étape suivante de l'étude consiste à développer un modèle numérique par éléments finis pour simuler le comportement hydromécanique d'un assemblage contrecollé à l'état vert. Les champs de déformations obtenus par corrélation d'images numériques sont utilisés pour valider la pertinence du modèle numérique par comparaison des résultats expérimentaux et numériques. Une fois le modèle validé, il est possible d'évaluer et de quantifier les état de contraintes induites par les chargement hydriques à l'interface et dans le matériau.

Par ailleurs, du fait des hétérogénéités du bois, du protocole expérimental (incertitudes de mesures, effet du polymère bouchant les pores, etc.), les résultats expérimentaux peuvent être sujets à discussion. Dans ce sens, même si l'ensemble de nos résultats a permis d'identifier de manière cohérente les déformations préférentielles des éléments au séchage, la modélisation numérique, correspondant à des cas idéalisés, permettra de comprendre les résultats expérimentaux et de discuter plus précisément des mécanismes pouvant endommager le matériau. Le but de cette démarche est d'optimiser le collage à l'état vert et de définir un protocole de production afin de choisir les bonnes configurations de collage permettant d'éviter tout endommagement au séchage et de limiter les contraintes résiduelles pouvant être préjudiciables.

Chapitre 3

Modélisation numérique du comportement hydromécanique de bilames contrecollés

La modélisation numérique du comportement d'un élément contrecollé à l'état vert lors d'un chargement hydrique fait l'objet de ce chapitre. Elle permet d'établir des relations entre la position et la morphologie des éléments et leur impact sur l'état mécanique après chargement hydrique. Elle représente uniquement le séchage dans la zone hygroscopique. Nous pourrons ensuite déterminer en termes de dimensions et d'orientations de cernes quels sont les cas les plus favorables, ou défavorables, lors de la fabrication des produits contrecollés et lamellés collés.

3.1 Construction du modèle

Notre étude se concentre sur le comportement mécanique d'un bilame collé à l'état vert lors de variations hydriques de séchage. Les variations hydriques dans notre matériau sont le résultat de conditions thermo-hydriques stables dans lesquelles est placé l'élément. La température imposée lors de ce séchage est assez faible (40°C) et ne varie pas : il a donc été considéré que seules les variations hydriques engendreraient des déformations du matériau. Les transferts d'eau servent de terme moteur au modèle dont la finalité est l'évaluation du développement de contraintes. Une théorie simplifiée peut donc être utilisée afin de décrire les mouvements d'eau dans nos échantillons. Le modèle mécanique utilisé est un modèle élastique orthotrope. L'utilisation de ce modèle va estimer des contraintes plus élevées que la réalité. Nous allons utiliser un modèle de comportement traduisant une approche macroscopique du problème. Les cinétiques de transfert, champs de déplacement et champs de déformations calculés numériquement seront comparés aux valeurs expérimentales obtenues dans des conditions similaires.

3.1.1 Transferts hydriques

On retrouve différentes approches concernant les transferts hydriques dans le bois qui sont toutes basées sur les lois de diffusion de Fick. La diffusion hydrique est un phénomène de transport de l'eau dans le bois des zones les plus humides vers les zones les plus sèches. En d'autres termes, et plus spécialement dans le cas du bois, la diffusion est un transport d'eau sous l'effet d'un gradient de teneur en eau. Pour décrire les transferts hydriques dans le bois, nous avons considéré la diffusion dans le domaine hygroscopique. De manière générale, le processus de diffusion est

déterminé en considérant le flux d'humidité (1^{ère} loi de Fick) et la conservation de la masse (2^{nde} loi de Fick). Siau [101] précise que les calculs de transports d'humidité en conditions isothermes peuvent être effectués en utilisant différents termes moteurs d'une équation simple de diffusion, menant aux mêmes résultats :

- la concentration,
- la teneur en eau,
- ou encore la pression partielle de vapeur.

a) Équation constitutive

L'objectif de cette étude étant la constitution d'un modèle simple, mais néanmoins en accord avec les hypothèses de travail, nous avons opté pour une modélisation basée sur une équation de type diffusif. Concrètement, nous utilisons une relation entre le gradient de teneur en eau et le flux induit suivant la 1^{ère} loi de Fick (équation (3.1)) :

$$\vec{J} = -\lambda_w \vec{\nabla} W \quad (3.1)$$

avec :

- \vec{J} correspondant au flux de masse en $\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$,
- λ_w désignant le coefficient de diffusion dans le bois en $\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$,
- W désignant la teneur en eau dans le matériau en kg.kg^{-1} .

Considérons la conservation de masse décrite par la 2^{nde} loi de Fick, dans un volume V quelconque délimité par une surface fermée Γ (figure 3.1).

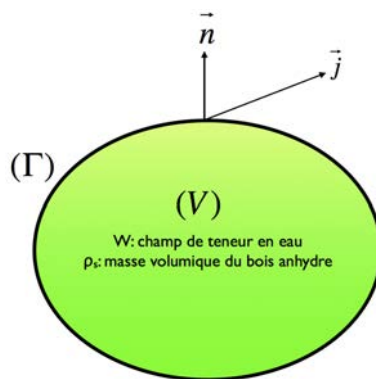


Figure 3.1 – Représentation schématique de la loi de conservation (d'après [102])

La loi de conservation stipule que la somme des flux massiques entrant et sortant du volume V est égale au taux de variation de la quantité de matière présente dans le volume (V) selon l'équation (3.2) :

$$-\int_{\Gamma} \vec{J} \cdot \vec{n} \cdot d\Gamma = -\frac{dm}{dt} \quad (3.2)$$

avec \vec{n} correspondant à la normale à la surface. La quantité d'eau m présente dans le volume (V) est évaluée de la façon suivante, avec ρ_s correspondant à la masse volumique du bois anhydre :

$$m = \int_V \rho_s \cdot W \cdot dV \quad (3.3)$$

L'équation (3.2) peut être réécrite en utilisant le théorème de Green-Ostrogradski, et en y insérant l'équation (3.3) :

$$\int_V \operatorname{div} \vec{J} . dV = -\frac{d}{dt} \int_V \rho_s . W . dV \quad (3.4)$$

L'équation (3.4) présente la 2^{nde} loi de Fick quel que soit le volume choisi. Elle peut être écrite en formulation locale de la façon suivante :

$$\operatorname{div} \vec{J} = -\frac{d(\rho_s . W)}{dt} \quad (3.5)$$

En appliquant l'opérateur de divergence à l'équation (3.1) et en sortant la masse volumique (constante) de l'équation (3.5), nous obtenons :

$$\operatorname{div} \vec{J} = -\operatorname{div}(\lambda_w \vec{\nabla} W) = -\rho_s . \frac{dW}{dt} \quad (3.6)$$

Nous pouvons donc écrire l'équation finale (3.7) de diffusion :

$$\frac{dW}{dt} = \operatorname{div}(D \vec{\nabla} W) \quad (3.7)$$

avec :

- D correspondant à un coefficient de diffusion $\left(\frac{\lambda_w}{\rho_s}\right)$ en $m^2 . s^{-1}$.

Nous avons auparavant vu que le terme moteur de l'équation de diffusion décrivant le transfert de masse pouvait être soit la teneur en eau, soit la concentration, soit la pression partielle de vapeur d'eau. Le raisonnement effectué sur la loi de diffusion peut être construit en utilisant la pression partielle de vapeur d'eau. Il faut cependant être rigoureux lors la lecture de résultats issus de la littérature : en effet, les valeurs ou mesures des coefficients de diffusion sont différentes selon les type de variables utilisées dans les équations. L'approche présentée dans cette étude repose sur la prise en compte de la pression de vapeur d'eau comme force motrice. Ici, l'équation constitutive que nous allons utiliser prendra en compte la diffusion de la pression partielle de vapeur d'eau P_v . La teneur en eau du bois étant directement liée à l'humidité relative dans l'échantillon, et donc à la pression de vapeur (équation (1.4)), la variable P_v est celle qui nous semble la plus judicieuse à utiliser. L'équation (3.7) devient donc l'équation (3.9) :

$$\frac{dP_v}{dt} = \vec{\nabla}(D_{P_v} \vec{\nabla} P_v) \quad (3.8)$$

avec D_{P_v} correspondant au coefficient de diffusion de vapeur d'eau.

La pression partielle de vapeur d'eau P_v est fonction de la pression de vapeur saturante $P_{v_{sat}}$ et de l'humidité relative h (équation (3.9)) :

$$\frac{P_v}{P_{v_{sat}}} = h \quad (3.9)$$

avec :

- P_v correspondant à la pression partielle de vapeur en Pa,
- h correspondant à l'humidité relative,
- $P_{v_{sat}}$ correspondant à la pression de vapeur saturante en Pa.

La pression de vapeur saturante Pv_{sat} est uniquement fonction de la température et est calculée à l'aide de l'équation (3.10) définie par Navi et Heger [11] :

$$\ln(Pv_{sat}) = 26 - \frac{5353,3}{T} \quad (3.10)$$

avec :

- Pv_{sat} correspondant à la pression de vapeur saturante en Pa,
- T la température en Kelvin.

b) Conditions aux limites

Les échanges entre le bois et le milieu extérieur au bois s'effectuent au travers d'une interface d'échange (ou couche limite) où se produit la convection hydrique. L'équilibre hygroscopique qui règne sur cette interface conditionne l'équilibre final dans le coeur de l'échantillon. Les flux hydriques qui traversent cette interface s'établissent de deux façons :

- si la pression de vapeur d'eau dans le milieu environnant est supérieure à la pression de vapeur dans le bois, les molécules d'eau s'accrochent aux sites de sorption en surface du bois,
- si la pression de vapeur d'eau dans le milieu environnant est inférieure à la pression de vapeur d'eau dans le bois, l'eau liée à la surface du bois s'évapore pour augmenter l'humidité de l'air ambiant.

Le flux de masse d'eau échangé avec le milieu extérieur est appelé Q_m . Il se calcule via un coefficient qui établit une proportionnalité entre la pression partielle de vapeur en surface et la pression partielle de vapeur de l'air ambiant. Il augmente si la différence entre la pression partielle de vapeur en surface du bois et la pression de vapeur correspondant à l'humidité relative de l'air ambiant augmente. Il est décrit par analogie avec les transferts thermiques par convection dans l'équation (3.11) :

$$Q_m = h_m * (Pv_{ext} - Pv_{surf}) \quad (3.11)$$

avec :

- Q_m le flux de vapeur surfacique en Pa.m.s⁻¹,
- Pv_{surf} et Pv_{ext} désignant respectivement les pressions partielles de vapeur à la surface du bois et à l'extérieur de la couche limite en Pa,
- h_m désignant le coefficient d'échange surfacique en m.s⁻¹. L'évaluation de ce coefficient est explicitée dans un paragraphe suivant.

La figure 3.2 décrit l'hypothèse de la couche limite qui permet d'expliciter Q_m à l'aide du coefficient de transfert de masse surfacique h_m . Dans le cas d'une surface imperméable, Q_m est nul.

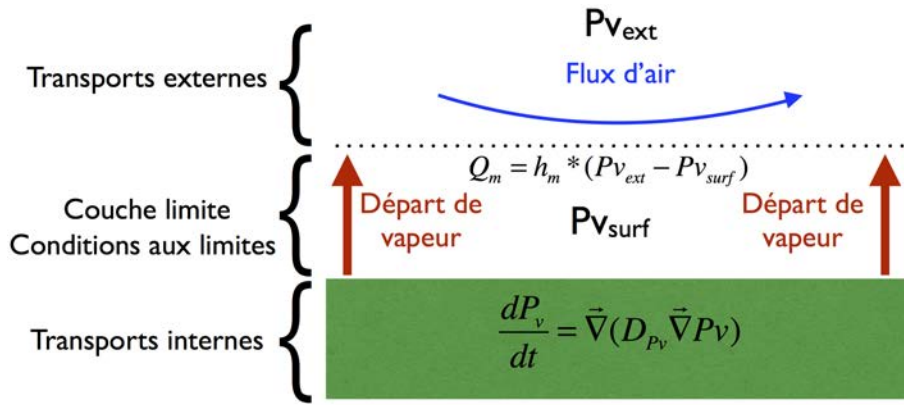


Figure 3.2 – Conditions limites à la surface (d’après [4])

La condition aux limites associée à l’équation de diffusion de masse équation (3.1) est décrite par le seul phénomène de sorption et s’écrit littéralement de la manière suivante :

$$D_{P_v} \vec{\nabla} P_v = Q_m \quad (3.12)$$

Dans notre problématique, le coefficient de diffusion est considéré comme isotrope, et les conditions initiales et aux limites impliquent donc que le transfert d’eau est unidirectionnel et symétrique par rapport à $x = 0$ (figure 3.3).

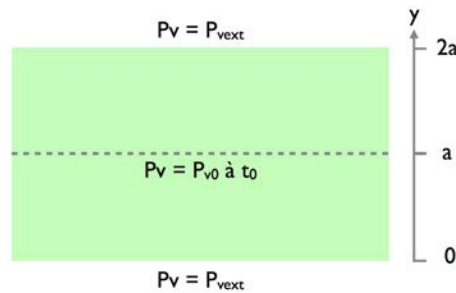


Figure 3.3 – Représentation schématique de la diffusion unidirectionnelle en régime transitoire (d’après [102])

La loi de diffusion associée à la diffusion unidirectionnelle, avec un coefficient de diffusion isotrope est donc donnée par l’équation (3.13) :

$$\frac{dP_v}{dt} = D_{P_v} \frac{d^2 P_v}{dy^2} \quad (3.13)$$

avec :

- P_v correspondant à la pression partielle de vapeur en Pa,
- D_{P_v} correspondant au coefficient de diffusion hydrique,
- y correspondant à l’ordonnée du point considéré mesuré par rapport au centre de l’échantillon de bois.

Étant donné la symétrie, on peut considérer le demi domaine $0 \leq y \leq a$, la condition initiale est donnée par l’équation (3.14), avec P_{v_0} étant le champ uniforme initial de pression de vapeur dans le bois :

$$P_v = P_{v_0} \quad (0 \leq y \leq a, t = 0) \quad (3.14)$$

Les conditions aux limites associées à la diffusion unidirectionnelle s'écrivent par les équations 3.15 :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dPv}{dy} = 0 \quad (y = a, t \geq 0) \\ D_{Pv} \frac{dPv}{dy} = h_m(Pv_{surf} - Pv_{ext}) \quad (y = 0, t > 0) \end{array} \right. \quad (3.15)$$

Ces équations décrivent le cas d'un transfert unidirectionnel mais dans la pratique nous avons effectué les calculs en domaine bidimensionnel, ce qui permet un couplage avec la partie mécanique. À la fin de ce chapitre, des transferts bidirectionnels seront pris en compte dans le cas de la simulation d'éléments constitués de plusieurs lamelles. L'équation constitutive (3.8) ainsi que la condition aux limites associée (3.12) définissent les systèmes décrivant les transferts de masse du bois dans le domaine hygroscopique seulement.

c) Implantation dans le code de calcul Cast3m [103]

Le code de calcul Cast3m comporte une procédure de calcul non linéaire de transferts thermiques exprimés par l'équation de chaleur. Cette procédure a été utilisée afin d'effectuer les calculs. Pour cela, une analogie entre les paramètres définissant les transferts thermique et ceux définissant les transferts hydriques a été effectuée.

L'équation de transfert de chaleur est définie dans l'équation (3.16) :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \vec{\nabla}(k \vec{\nabla} T) \quad (3.16)$$

avec :

- ρ correspondant à la masse volumique en kg.m^{-3} ,
- C_p correspondant à la chaleur spécifique en $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$,
- k correspondant à la conductivité thermique en $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$.

Par analogie, nous pouvons donc relier les équation (3.8) et (3.16) dans l'équation (3.17) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \Leftrightarrow \frac{\partial Pv}{\partial t} \\ \vec{\nabla}(k \vec{\nabla} T) \Leftrightarrow \vec{\nabla}(D_{Pv} \vec{\nabla} Pv) \end{array} \right. \quad (3.17)$$

Le code de calcul Cast3m demande de rentrer des valeurs pour k , ρ et C_p . Par analogie, la valeur de k a été remplacée par la valeur du coefficient de diffusion D_{Pv} . En ce qui concerne ρ , elle est restée inchangée. Par contre C_p a été définie pour vérifier l'égalité $\rho C_p = 1$.

Cette analogie s'effectue aussi aux conditions aux limites ; dans le cas du transfert de chaleur par convection la condition aux limites est définie dans l'équation (3.18) :

$$Q_t = h_t * (T_{ext} - T_{surf}) \quad (3.18)$$

avec :

- Q_t correspondant au flux de chaleur à la surface en W.m^{-2} ,
- h_t correspondant au coefficient d'échange par convection en $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$,
- T_{surf} et T_{ext} correspondant respectivement aux températures à la surface et à l'extérieur du matériau.

Les relations des conditions aux limites se relient donc par analogie dans l'équation (3.19) :

$$\left\{ \begin{array}{l} Q_t \Leftrightarrow Q_m \\ h_t \Leftrightarrow h_m \\ T_{surf} - T_{ext} \Leftrightarrow Pv_{surf} - Pv_{ext} \end{array} \right. \quad (3.19)$$

La valeur rentrée à la place de h_t dans le code de calcul Cast3m correspond à la valeur déterminée de h_m . Les conditions de températures aux limites sont remplacées par des conditions de pression de vapeur.

3.1.2 Méthode d'identification des coefficients de diffusion D_{Pv} et d'échange surfacique h_m

De nombreux auteurs se sont intéressés à la détermination des coefficients de diffusion de l'eau D_{Pv} dans le bois [104, 105, 106, 107, 108]. Les valeurs de D_{Pv} trouvées dans la littérature sont fonction des essences et varient énormément. Il est donc délicat d'employer une valeur plutôt qu'une autre lors de la simulation d'un transfert hydrique. En ce qui concerne la valeur du coefficient d'échange surfacique h_m , il dépend fortement des conditions de séchage et de convection. Il vaut mieux alors essayer de la déterminer expérimentalement, ce qui est effectué par une méthode d'optimisation expliquée dans ce paragraphe. Elle est effectuée en même temps que l'essai de séchage en lui même. Les valeurs déterminées seront ensuite utilisées dans le code de calcul, afin de simuler les mêmes cinétiques que celles obtenues expérimentalement.

Plusieurs méthodes d'optimisation, destinées à l'identification de fonctions non linéaires, sont utilisées dans le domaine des sciences et technologies. Les plus connues sont les méthodes utilisant les algorithmes de Gauss-Newton [109], de Levenberg-Marquardt [110, 111], et de Nelder-Mead [112]. Les méthodes de Gauss-Newton et de Levenberg-Marquardt se basent sur le calcul de dérivées, ce qui peut vite devenir complexe et présenter des temps de calcul longs. Ici, la méthode la plus simple et la plus rapide est la méthode d'optimisation non-linéaire par l'algorithme de Nelder-Mead. Cette technique d'optimisation directe peut être mise en oeuvre en utilisant l'algorithme Simplex [113]. Nous décrivons cette méthode sur un système à deux variables correspondant à notre problème dans l'Annexe 2. Le tableau 3.1 présente des valeurs issues de la littérature pour h_m et D_{Pv} .

Auteur	Direction	Essence	h_m (m.s ⁻¹)	D_{Pv} (m ² .s ⁻¹)
Nguyen [114]	L	Douglas	$4,73.10^{-8}$	$3,27.10^{-9}$
Siau [115]	$\overline{R+T}$	Pin		$2,11.10^{-11}$
Bramhall [116, 117]	?	Sapin		$4,97.10^{-10}$
Lasserre [4]	$\overline{R+T}$	Epicéa	$1,4.10^{-4}$	1 à 6.10^{-11}
Agoua [118]	$\overline{R+T}$	Pin Sylvestre		$3,58.10^{-10}$
Schellen [119]	$\overline{R+T+L}$	Tilia	$1,5.10^{-6}$	3,7 à 5.10^{-12}
Mouchot [120]	$\overline{R+T}$	Epicéa	1.10^{-4}	$1,5.10^{-8}$

TABLEAU 3.1 – Valeurs des coefficients d'échange surfacique h_m et de diffusion D_w donnés par différents auteurs pour différentes essences. R : Direction radiale ; T : Direction tangentielle ; L : Direction longitudinale.

Les résultats des calculs d'optimisation effectués pour chacun des bilames sont listés dans le tableau 3.2. Ils correspondent assez bien aux valeurs issues de la littérature. La faible valeur

du coefficient d'échange surfacique est due au fait que nous nous plaçons ici dans une enceinte fermée. Le flux d'air n'est pas très important à la surface du matériau.

	D_{Pv} (m ² .s ⁻¹)	h_m (m.s ⁻¹)
Bilame 1	5,841.10 ⁻¹⁰	7,195.10 ⁻⁸
Bilame 2	7,469.10 ⁻¹⁰	7,8.10 ⁻⁸
Bilame 3	9,475.10 ⁻¹⁰	6,275.10 ⁻⁸

TABLEAU 3.2 – Coefficients de diffusion D_{Pv} et d'échange surfacique h_m déterminés par la méthode de Nelder-Mead

3.1.3 Modèle mécanique

a) Comportement mécanique

Dans le cas présent, du fait des hypothèses de chargement (séchage sans cycles), de la durée des essais, et des faibles contraintes de chargement (poids propre de l'échantillon), les effets différés (visco-élasticité) ne sont pas considérés. Le tenseur total de déformation peut être additivement décomposé en deux parties comme indiqué dans l'équation (3.20) :

$$\underline{\varepsilon}^{tot} = \underline{\varepsilon}^{el} + \underline{\varepsilon}^{hy} \quad (3.20)$$

avec :

- $\underline{\varepsilon}^{tot}$ correspondant au tenseur total de déformations,
- $\underline{\varepsilon}^{el}$ correspondant au tenseur de déformations élastiques,
- $\underline{\varepsilon}^{hy}$ correspondant au tenseur de déformations hydriques.

Pour rappel, le comportement élastique du bois est orthotrope cylindrique. De fait, la composante élastique de la déformation est donnée par l'équation (3.21).

$$\begin{bmatrix} \epsilon_L^{el} \\ \epsilon_R^{el} \\ \epsilon_T^{el} \\ \gamma_{RT}^{el} \\ \gamma_{LT}^{el} \\ \gamma_{LR}^{el} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{RT} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

La dépendance à la teneur en eau des modules sera prise en compte, en utilisant les relations établies par Guitard [14] et présentées dans l'équation 1.9 (page 17).

Par ailleurs, la déformation hydrique est déterminée par la relation donnée dans le chapitre 1. Les valeurs retenues sont issues de Cariou [13].

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L^{hy} \\ \varepsilon_R^{hy} \\ \varepsilon_T^{hy} \end{pmatrix} = \delta w \begin{pmatrix} \alpha_L & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_R & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_T \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (3.22)$$

avec :

- ε_L , ε_R et ε_T correspondant respectivement aux valeurs des déformations dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle induites par un changement de teneur en eau
- δw correspondant à la perte de teneur en eau (%)
- α_L , α_R et α_T correspondant aux coefficients de retrait dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle. Généralement, le retrait dans la direction tangentielle (α_T) est une fois et demi à deux fois plus important que dans la direction radiale (α_R). La valeur du retrait dans la direction radiale est d'environ 0,13% par perte de 1% de teneur en eau et d'environ 0,26% par perte de 1% de teneur en eau dans la direction tangentielle [13]. Le retrait dans la direction longitudinale α_L , quant à lui, est quasiment nul.

Géométrie et maillage

Le calcul est effectué en deux dimensions, l'étude restant à l'échelle de la section d'un bilame. La figure 3.4 présente le maillage ainsi que les conditions aux limites et de chargement hydrique rentrées dans le code de calcul. L'origine P0 du repère est situé dans le coin en bas à gauche.

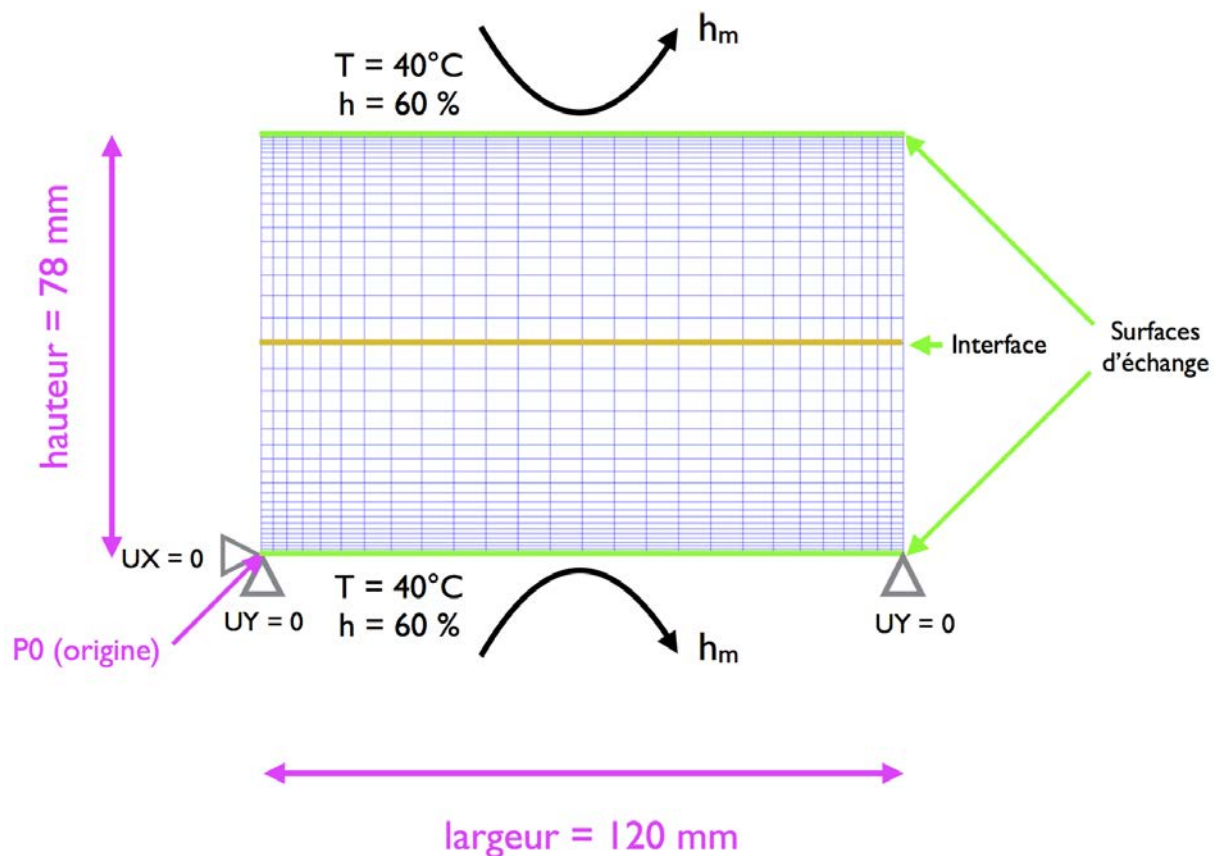


Figure 3.4 – Conditions aux limites et de chargement hydrique imposées dans le calcul

Ce choix a été effectué car les coefficients de retrait sont négligeables dans la direction longitudinale. De plus, les extrémités des échantillons sont étanchéifiées. Ceci permet de représenter le séchage traditionnel d'un bilame de grande longueur. On suppose ici le bois comme un matériau élastique orthotrope. On précise donc dans le code de calcul la position du centre d'orthotropie pour chaque lamelle de bois. L'interface est dans un premier temps considérée parfaite ; une étude prenant en compte le joint a ensuite été abordée.

Le maillage est défini par des éléments quadrangles à 4 noeuds, les zones à proximité des surfaces d'échanges ayant une densité de maillage plus élevée que le reste du matériau. Une étude de la sensibilité au maillage a été effectuée afin d'optimiser les temps de calculs. Pour

ce faire, le profil de teneur en eau sur les premiers millimètres de la section a été comparé, pour différentes densités de maillage (figure 3.5). Un maillage grossier implique une interpolation des résultats pour une description du champ : la densité de maillage retenue pour le calcul de transferts hydriques est une densité faisant apparaître 1040 éléments.

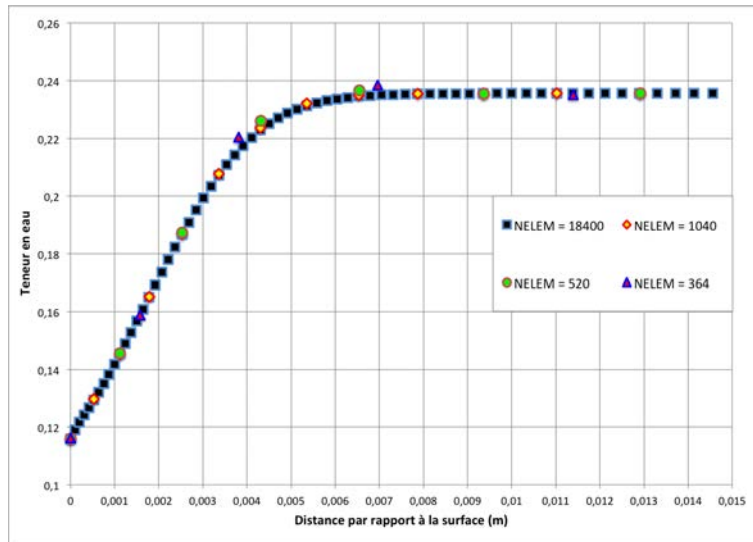


Figure 3.5 – Test de sensibilité au maillage du calcul de transferts hydriques (nombre d’éléments : 364, 520, 1040, 18400)

Une fois l’étude sur la densité de maillage effectuée, une étude de sensibilité par rapport au pas de temps de calcul a été mise en oeuvre. En effet, un pas de temps plus petit permet une meilleure précision de calcul, mais implique un temps de calcul plus long. La figure 3.6 représente l’évolution de la masse calculée en fonction du temps, pour différents pas de calcul.

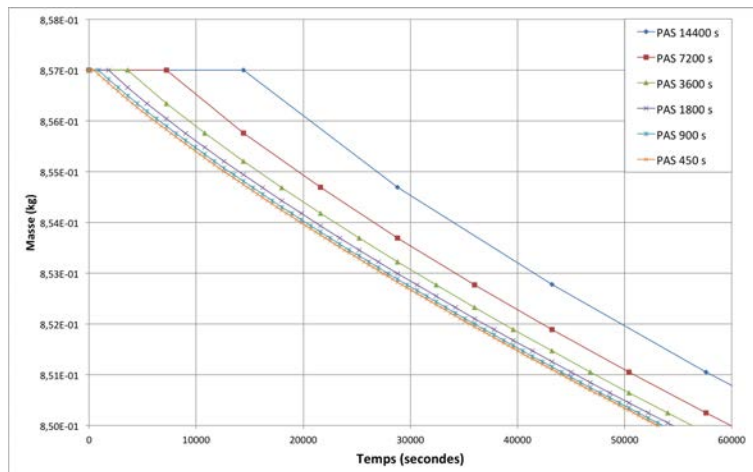


Figure 3.6 – Test de sensibilité au pas de calcul de transferts hydriques

Le pas de calcul choisi est de 900 secondes ; il permet un calcul relativement rapide et l’écart des résultats avec un pas de 450 secondes est assez faible. Le couplage mécanique avec ces calculs de transferts hydriques va venir allonger le temps de calcul, il est donc judicieux de ne pas choisir un pas de calcul trop petit. Suite à cela, un test de sensibilité au maillage pour le calcul hydro-mécanique a été renouvelé. L’énergie élastique de déformation de l’ensemble de l’échantillon a été calculée pour 2 densités de maillages différentes. Un test sur un changement d’éléments (de quadrangles à 4 noeuds à quadrangles à 8 noeuds) a aussi été effectué. Il s’avère que pour une

densité de 1040 éléments, les éléments quadrangles à 8 noeuds délivrent les mêmes valeurs que pour une densité de 12792 éléments quadrangles à 4 noeuds, tout en raccourcissant le temps de calcul de façon considérable (figure 3.7). Pour le reste de l'étude, une densité de maillage présentant 1040 éléments quadrangles à 8 noeuds est retenue.

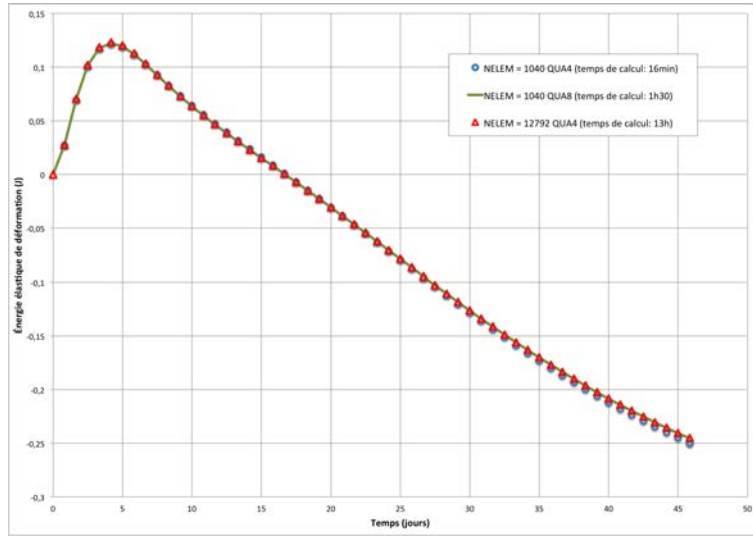


Figure 3.7 – Test de sensibilité au maillage pour le calcul mécanique

Tous les calculs ont été effectués en déformations planes car les sollicitations sont essentiellement exercées dans le plan de la section. De plus, on considère que la dimension longitudinale est grande comparée aux dimensions de la section étudiée.

Conditions aux limites

Les échantillons sont initialement conditionnés à $T = 40^{\circ}\text{C}$ et $h = 90\%$, ce qui leur procure une teneur en eau d'équilibre théorique de départ de 23,6%. Puis ils sont soumis à un chargement à $T = 40^{\circ}\text{C}$ et $h = 60\%$ pour atteindre une teneur en eau d'équilibre de 11,6%. Ces valeurs sont calculées à l'aide de l'équation 3.23 de Navi [11] présentée dans le chapitre 1.

$$W = \frac{c_1 c_3 h e^{(c_2 + c_4)/RT}}{\chi_W [1 + h(c_3 e^{c_4/RT} - c_5 e^{c_6/RT})] (1 - h c_5 e^{c_6/RT})} \quad (3.23)$$

avec :

- h correspondant à l'humidité relative
- χ_W correspondant au ratio sorption/désorption obtenu à partir des expérimentations (ici 0,79),
- R correspondant à la constante des gaz parfaits = $8,314 \text{ J.K}^{-1}.\text{mol}^{-1}$,
- T correspondant à la température en Kelvin (K),
- $c_1 = 4,023.10^3$, $c_2 = 6,703.10^3$, $c_3 = 4,057.10^{-1}$, $c_4 = 7,819.10^3$, $c_5 = 9,756.10^{-1}$ et $c_6 = -4,816.10^2$.

Propriétés des matériaux

Les propriétés des matériaux ont été établies soit à partir des relations issues de la littérature

pour les modules [14] et les coefficients de retraits [13], soit identifiées en parallèle de l'expérimentation pour les coefficients de diffusion D_w et de transfert surfacique h_m (paragraphe 3.1.2).

Les propriétés élastiques à $W = 12\%$ obtenues à l'aide des relations de Guitard [14] sont présentées dans le tableau 3.4. Elles sont calculées pour le bilame 1 en fonction de sa masse volumique. Les propriétés élastiques calculées pour les autres bilames sont données en Annexe 3.

E_R (MPa)	E_t (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
1284	865	18090	111	570

TABLEAU 3.3 – Propriétés élastiques à $W = 12\%$ prises en compte pour la modélisation du bilame 1

La masse volumique à 12% est calculée par l'équation (3.24). La masse volumique anhydre étant celle obtenue lors de nos essais. Le retrait volumique n'a pas ici été considéré lors de l'évaluation de cette masse volumique.

$$\rho_{W_{12\%}} = \rho_{W_{0\%}} * (1 + 0,12) \quad (3.24)$$

Une autre équation proposée par Kollman et Côté [121] peut être aussi utilisée (équation (3.25)) si l'on veut prendre en compte la variation de volume :

$$\rho_{W_{12\%}} = \rho_{W_{0\%}} * \frac{1 + W}{1 + \alpha_{vW}} \quad (3.25)$$

avec :

- $\rho_{W_{12\%}}$ correspondant à la masse volumique à 12%,
- $\rho_{W_{0\%}}$ correspondant à la masse volumique anhydre,
- W correspondant à la teneur en eau,
- α_{vW} correspondant au coefficient de retrait/gonflement volumique.

Les valeurs des modules rentrés dans le code de calcul en fonction de la pression de vapeur pour le bilame 1 sont listés dans le tableau 3.4.

Pv (Pa)	W (%)	E_R (MPa)	E_T (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
4421,22	11,75	1293	871	18157	112	568
4789,66	12,94	1247	840	17834	108	574
5158,10	14,33	1194	804	17457	103	582
5526,53	15,99	1130	761	17007	98	590
5894,97	18,01	1052	709	16460	91	600
6263,40	20,53	955	643	15775	83	613
6631,84	23,79	829	559	14890	72	630

TABLEAU 3.4 – Propriétés élastiques utilisées dans le modèle pour le bilame 1

Les coefficients de Poisson sont considérés constants et la valeur retenue quelle que soit la teneur en eau du bois est celle pour 12% [14] : leurs valeurs sont données dans le tableau 3.5.

ν_{TL}	ν_{RL}	ν_{RT}
0,02	0,03	0,51

TABLEAU 3.5 – Coefficients de Poisson utilisés dans le modèle

Les coefficients de retrait longitudinal α_L , radial α_R et tangentiel α_T sont issus de la littérature [13]. Ils sont réexprimés dans le tableau 3.6 en Pa^{-1} . Le coefficient de retrait longitudinal est supposé nul.

α_L (Pa^{-1})	α_R (Pa^{-1})	α_T (Pa^{-1})
0	$7,08 \cdot 10^{-6}$	$1,42 \cdot 10^{-5}$

TABLEAU 3.6 – Coefficients de retrait utilisés dans le modèle

3.2 Validation du modèle

La validation du modèle s’effectue ici par comparaison de la cinétique de séchage et des champs de déformation. La comparaison des champs est effectuée à différentes étapes du séchage, afin de valider l’effet transitoire des transferts sur les déformations. Ainsi, la validation s’effectue sur les états à 2 jours, 5 jours, 25 jours et 46 jours (fin).

3.2.1 Évolution de la teneur en eau

La figure 3.8 présente les évolutions des teneurs en eau obtenues expérimentalement et numériquement. Le calage de la cinétique est très correct. Étant donné une mesure de masse plus rapprochée sur les premiers instants de séchage, les valeurs coïncident plus dans les premiers instants du transfert. Les profils de teneurs en eau associés à ce calcul transitoire ne sont cependant pas forcément représentatifs du comportement réel du bilame car aucune mesure de gradient de teneur en eau n’a été effectuée. La comparaison des états transitoires des déformations constituera une validation expérimentale. Les résultats pour les bilames 2 et 3 sont présentés en Annexe 2.

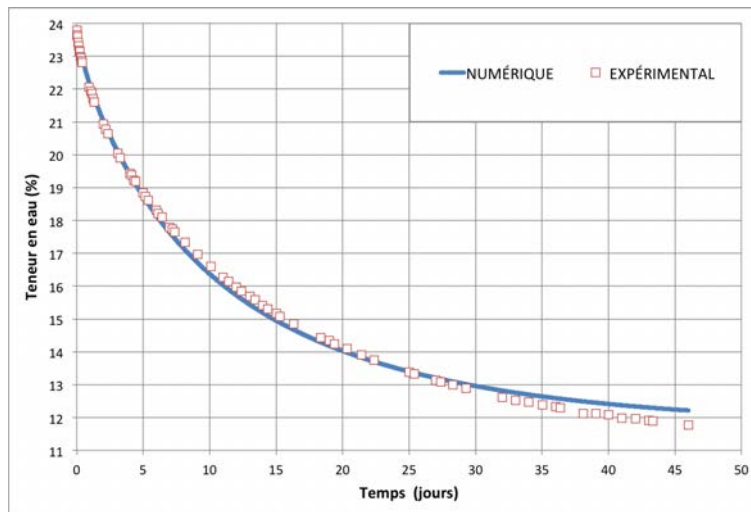


Figure 3.8 – Comparaison des teneurs en eau numériques et expérimentales

3.2.2 Champs de déformations

Les champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} obtenus numériquement et expérimentalement sont comparés dans les figures 3.9 à 3.12.

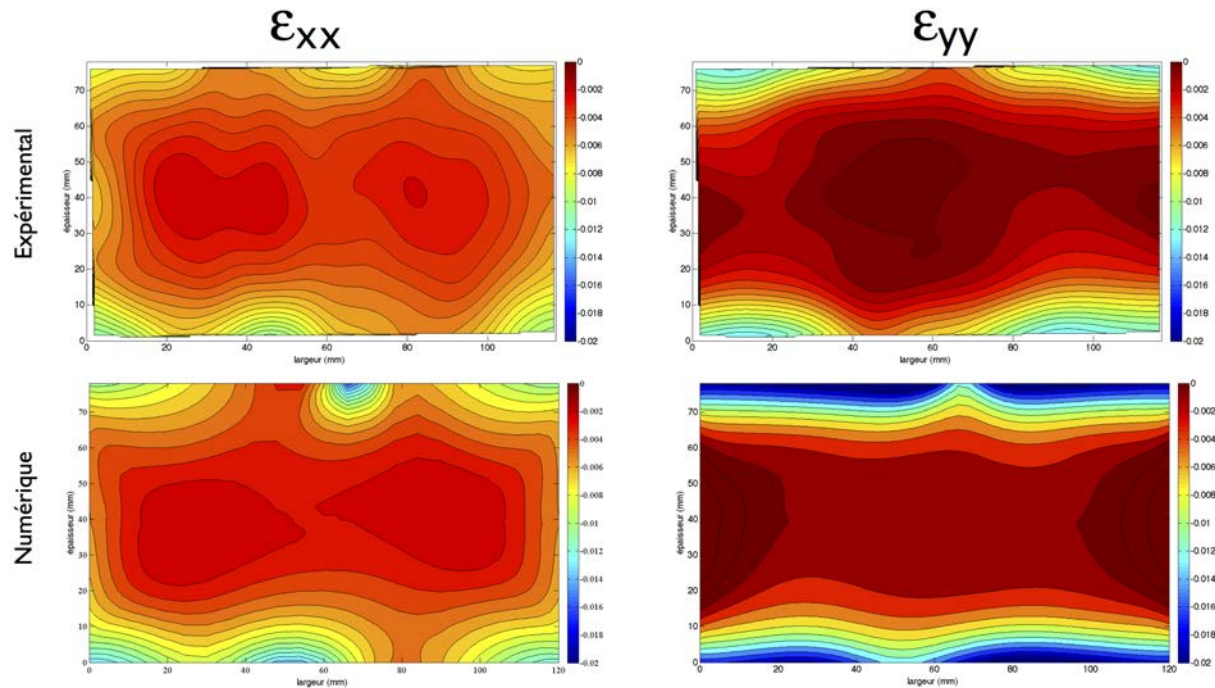


Figure 3.9 – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 2$ jours

Nous remarquons à $t = 2$ jours une bonne corrélation pour les déformations ε_{xx} . Le calcul numérique nous donne une morphologie de déformations ε_{xx} proche des valeurs expérimentales. En revanche, les déformations ε_{yy} semblent être surévaluées dans le calcul numérique. Nous nous situons ici au début du séchage, il existe donc un gradient de teneur en eau dans le matériau, avec des valeurs plus élevées au coeur qu'en surface. Les premiers millimètres du matériau sont essentiellement composés de cernes verticaux. Une déformation ε_{yy} correspond donc à une déformation dans la direction tangentielle. Les déformations dans le sens tangentiel étant de nature plus importante que dans le sens radial, il est clair qu'un écart de teneur en eau par rapport à la réalité augmente de manière plus considérable les déformations. C'est ce qui peut expliquer l'écart plus important pour les déformations ε_{yy} ici, les déformations ε_{xx} étant moins impactées par le gradient de teneur en eau dans les zones de surface.

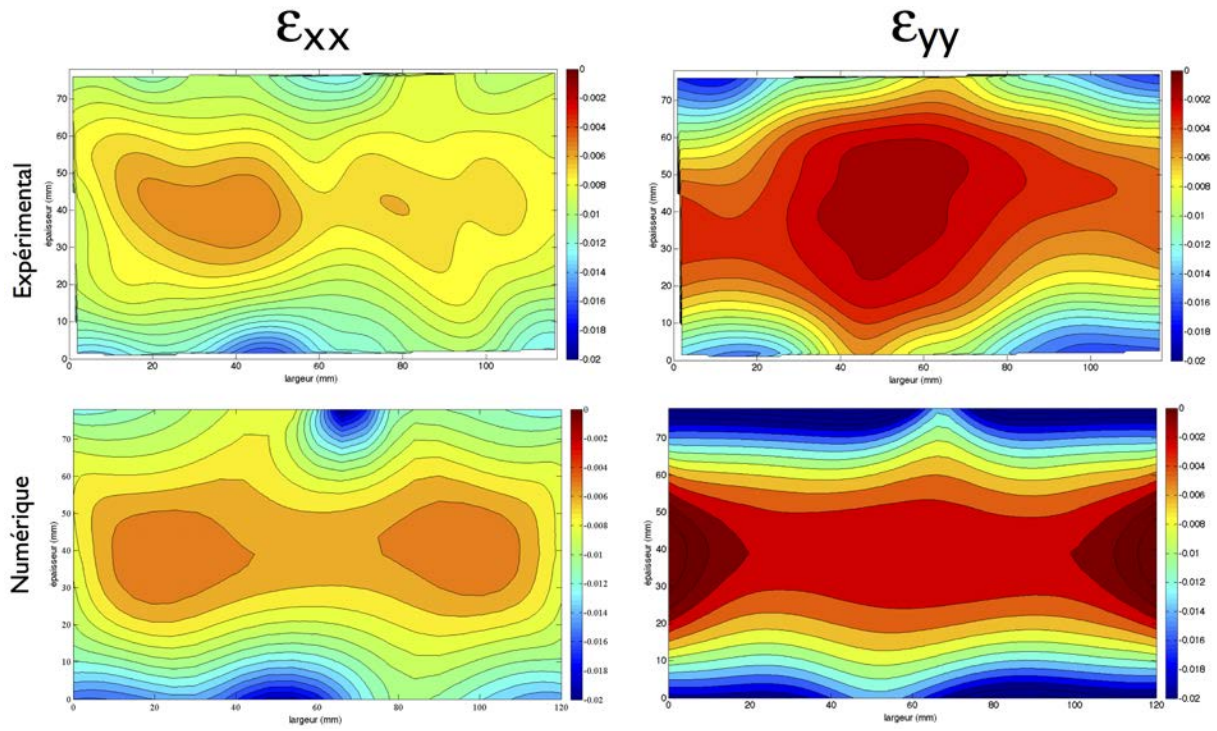


Figure 3.10 – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 5$ jours

À $t = 5$ jours et $t = 25$ jours, nous pouvons faire les mêmes remarques qu'à $t = 2$ jours. L'écart entre les ε_{yy} expérimentales et numériques augmente un petit peu. Ceci est dû à l'avancée du gradient du séchage. Les cartographies de déformations calculées sont cependant assez proches.

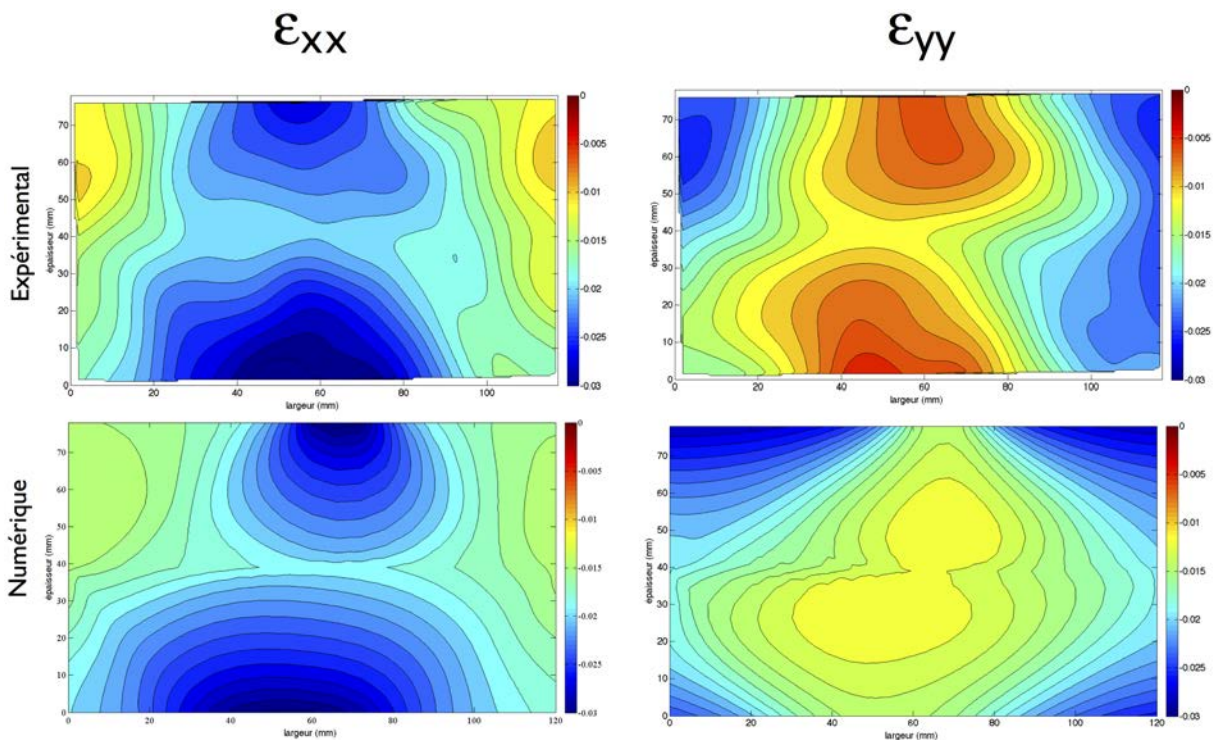


Figure 3.11 – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 25$ jours

À la fin du séchage, nous remarquons que les cartographies de déformations ε_{yy} sont mieux accordées entre les valeurs expérimentales et numériques, avec cependant des valeurs numériques toujours surévaluées. Nous observons toujours une bonne corrélation pour ε_{xx} .

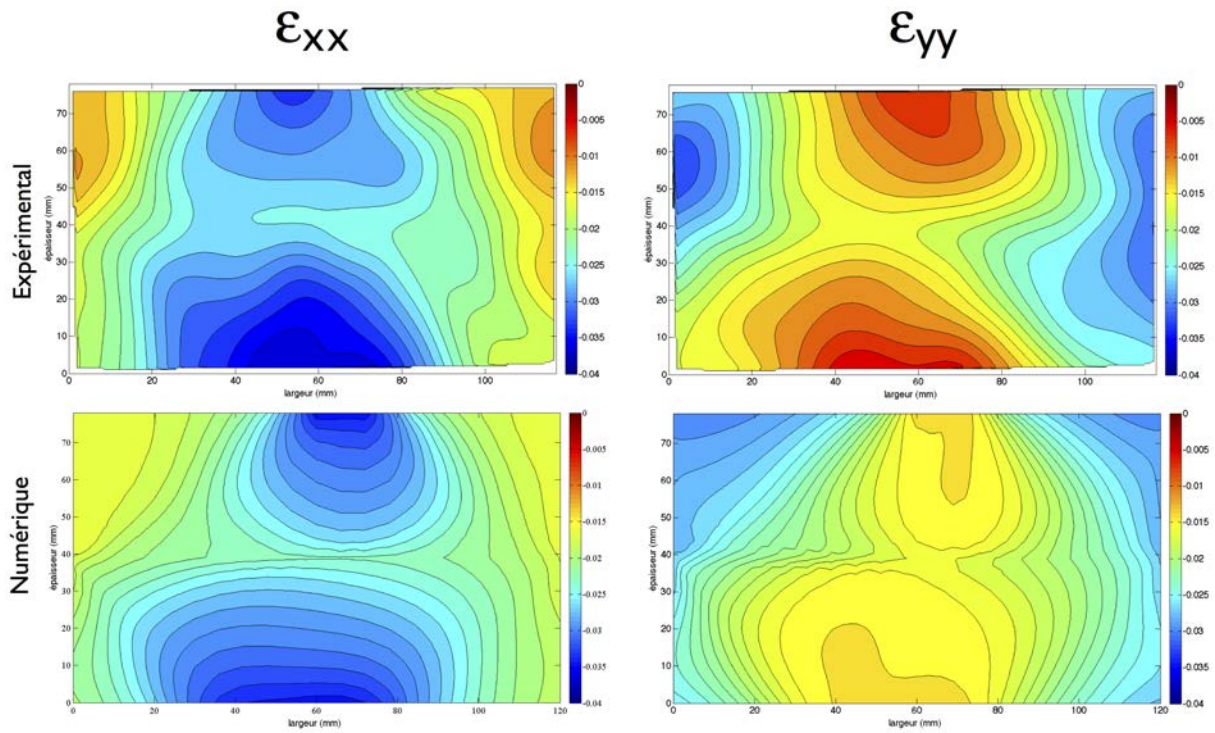


Figure 3.12 – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 46$ jours

L'écart entre le modèle numérique et expérimental nécessite d'être quantifié. Pour cela, les erreurs absolues pour chaque étape de comparaison sont calculées selon l'équation (3.26).

$$erreur = |(\varepsilon^{exp} - \varepsilon^{num})| \quad (3.26)$$

Ces écarts sont ensuite représentés sous forme de champs (Figures 3.13 à 3.21). Nous y avons mentionné et localisé les niveaux maximaux d'erreur.

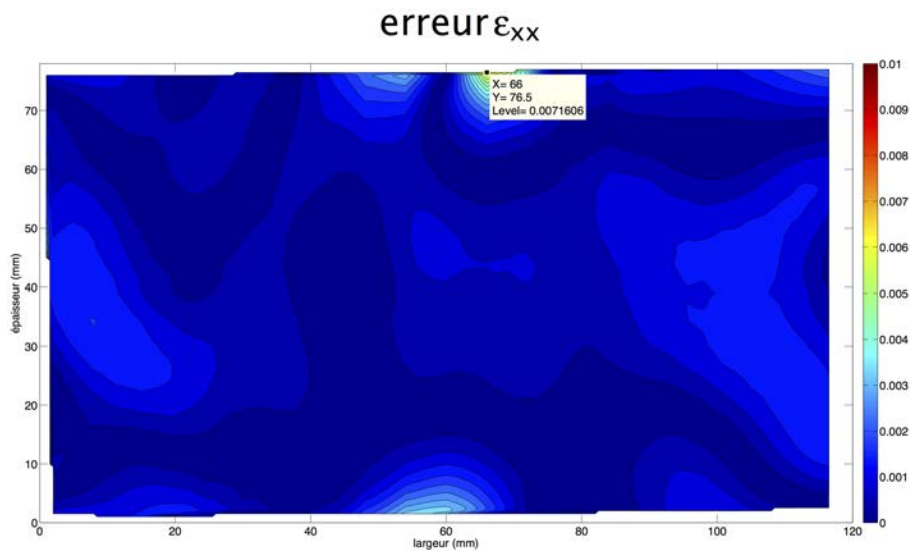


Figure 3.13 – Champ d'erreur à $t = 2$ jours pour ε_{xx}

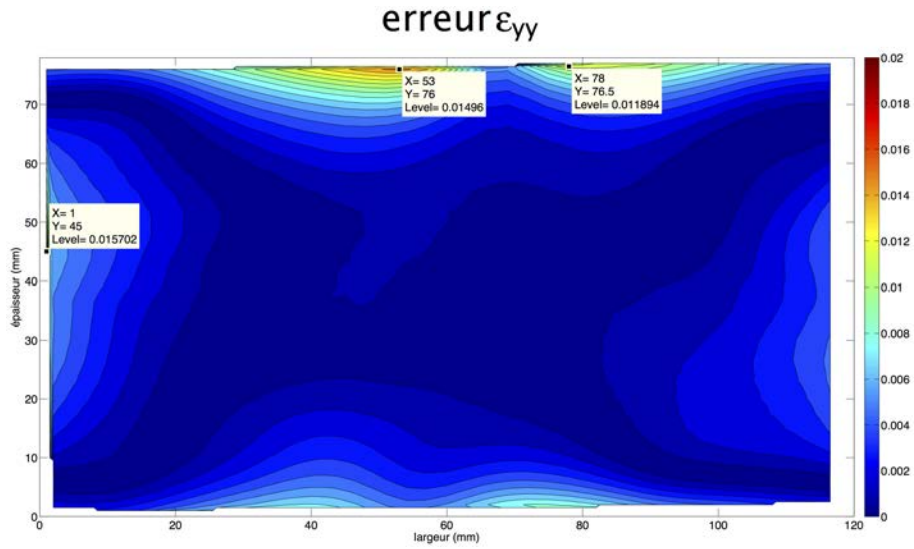


Figure 3.14 – Champ d’erreur à $t = 2$ jours pour ϵ_{yy}

À $t = 2$ jours, l’écart maximal pour ϵ_{xx} (figure 3.13) est situé en surface du matériau, à l’endroit même où la mesure était décalée par rapport à la position des cernes (figure 2.37). L’artefact de mesure semble donc être la cause principale de l’erreur pour ces déformations. En revanche, en ce qui concerne les déformations ϵ_{yy} (figure 3.14), la valeur maximale d’écart est située sur le bord du matériau, mais éloignée de la surface. Les autres écarts importants se situent en surface du matériau, à l’endroit où les champs de déformations ne correspondaient pas exactement à l’orientation des cernes (figure 3.15). Des artefacts de mesure peuvent donc être à l’origine de ces écarts.

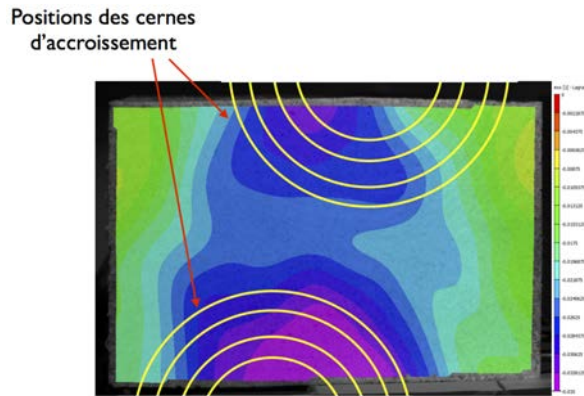


Figure 3.15 – Positions des cernes d’accroissement par rapport aux déformations ϵ_{xx} obtenues expérimentalement

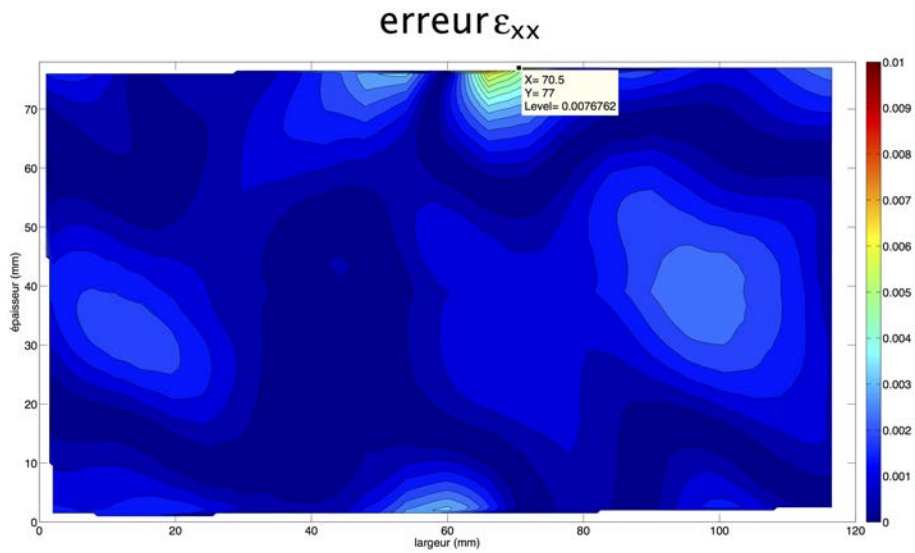


Figure 3.16 – Champ d’erreur à $t = 5$ jours pour ε_{xx}

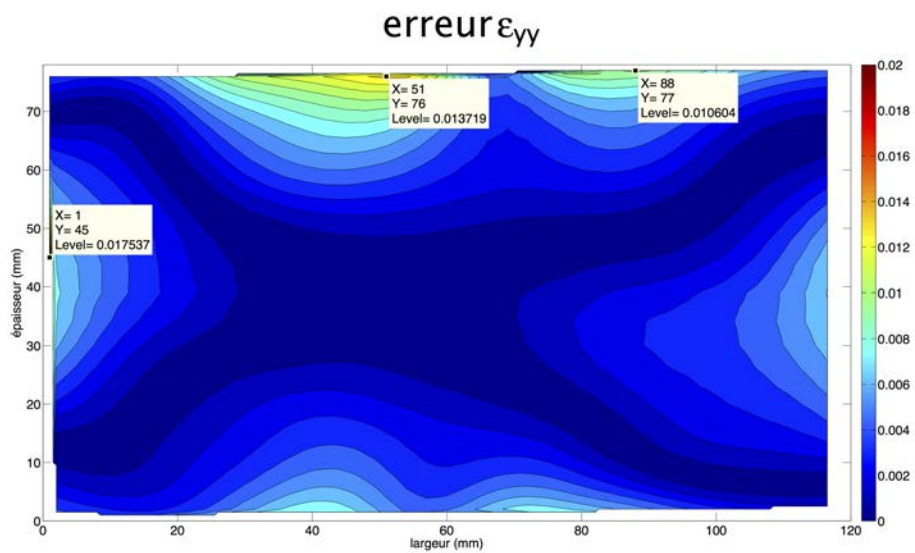


Figure 3.17 – Champ d’erreur à $t = 5$ jours pour ε_{yy}

À $t = 5$ jours, les écarts maximaux pour ε_{xx} et ε_{yy} sont situés aux mêmes endroits et leurs valeurs sont du même ordre de grandeur qu’à $t = 2$ jours. Cependant, le champ d’erreur évolue, ceci est dû à l’avancée du séchage.

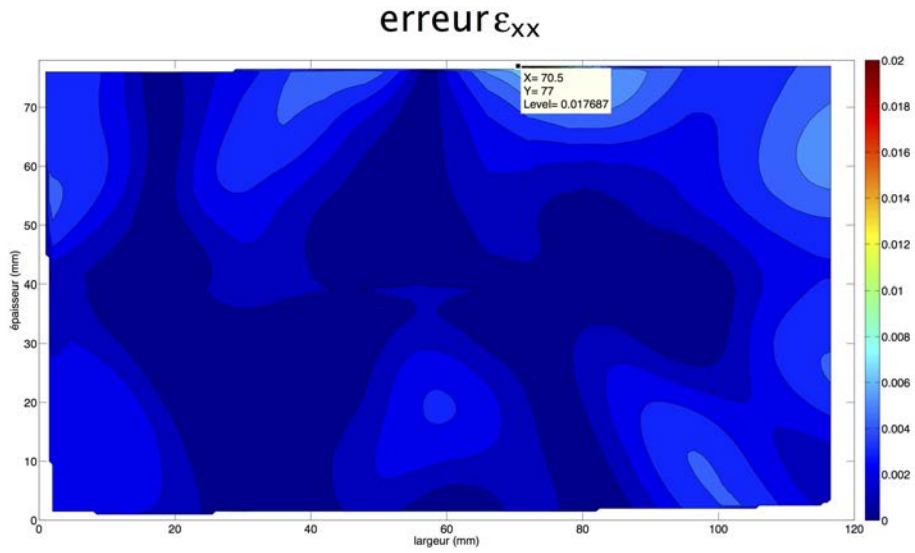


Figure 3.18 – Champ d’erreur à $t = 25$ jours pour ε_{xx}

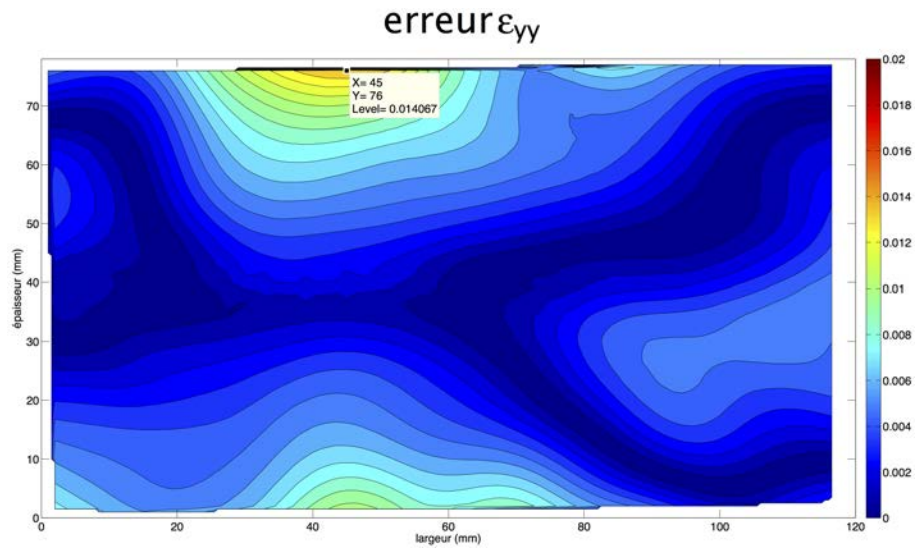


Figure 3.19 – Champ d’erreur à $t = 25$ jours pour ε_{yy}

À $t = 25$ jours, nous pouvons voir que la valeur maximale d’écart pour ε_{xx} augmente, alors que pour ε_{yy} elle tend à diminuer. Néanmoins ces valeurs maximales restent isolées.

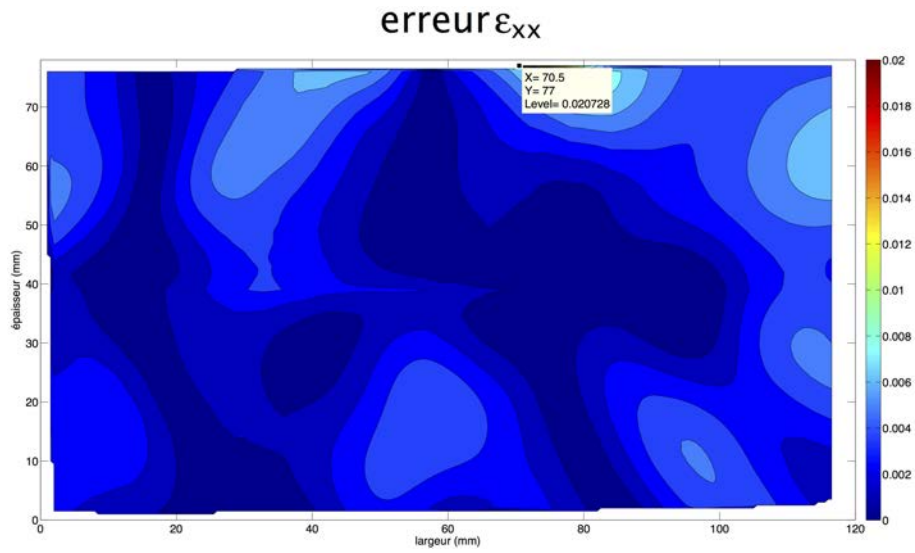


Figure 3.20 – Champ d’erreur à $t = 46$ jours pour ε_{xx}

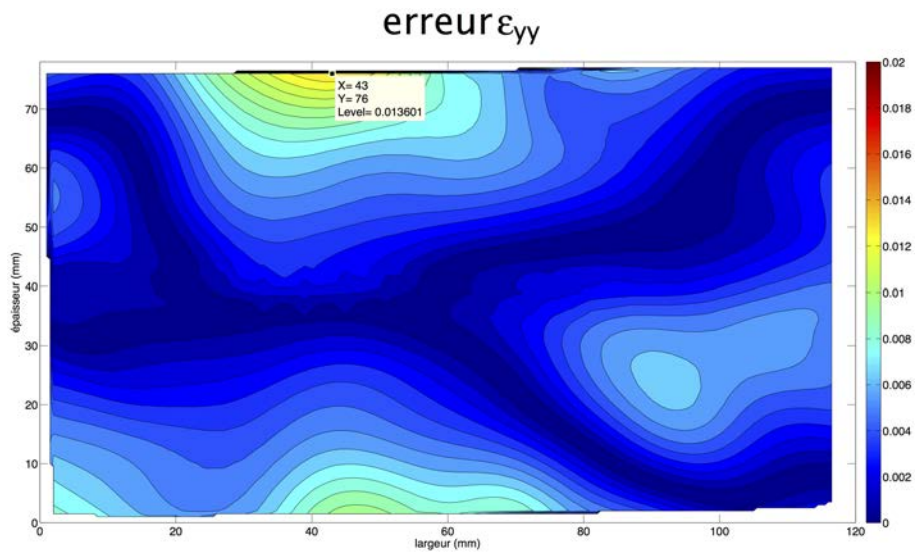


Figure 3.21 – Champ d’erreur à $t = 46$ jours pour ε_{yy}

À $t = 46$ jours, nous pouvons voir que la valeur maximale d’écart pour ε_{xx} augmente encore, mais cette valeur est isolée et le champs d’erreur global ne varie pas. Pour ε_{yy} elle tend à diminuer, et le champ global d’erreur se stabilise.

Le tableau 3.7 résume les valeurs maximales, minimales, moyennes des valeurs absolues des écarts, ainsi que les valeurs maximales de déformations associées pour le bilame 1.

			2 jours	5 jours	25 jours	46 jours
ε_{xx}	erreur (%)	Max	0,72	0,77	1,77	2,07
		Moyenne	0,070	0,095	0,19	0,26
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ numérique (%)	1,58	2,03	3,11	3,48
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ expérimental (%)	1,08	1,59	3,09	3,68
ε_{yy}	erreur (%)	Max	1,57	1,75	1,41	1,36
		Moyenne	0,22	0,28	0,37	0,37
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ numérique (%)	2,43	2,55	2,81	2,98
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ expérimental (%)	1,28	1,73	2,53	3,22

TABLEAU 3.7 – Récapitulatifs des écarts absolus entre les valeurs expérimentales et numériques

Ces corrélations ont également été effectuées pour les bilames 2 et 3 (tableaux 3.8 et 3.9) et les résultats sont similaires, avec une meilleure corrélation pour ε_{xx} . Les champs représentant les écarts sont reportés en Annexe 4. On retrouve des valeurs d'écarts maximales isolées.

			2 jours	5 jours	25 jours	46 jours
ε_{xx}	erreur (%)	Max	0,46	0,46	0,92	1,02
		Moyenne	0,1	0,13	0,24	0,32
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ numérique (%)	1,58	1,90	3,04	3,36
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ expérimental (%)	1,31	1,78	3,24	3,74
ε_{yy}	erreur (%)	Max	1,45	1,70	1,31	1,43
		Moyenne	0,18	0,25	0,37	0,44
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ numérique (%)	2,23	2,31	2,63	2,77
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ expérimental (%)	1,84	2,26	3,30	3,94

TABLEAU 3.8 – Récapitulatifs des écarts absolus entre les valeurs expérimentales et numériques pour le bilame 2

			2 jours	5 jours	25 jours	46 jours
ε_{xx}	erreur (%)	Max	0,78	0,82	1,28	1,41
		Moyenne	0,15	0,17	0,22	0,36
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ numérique (%)	1,65	1,92	3,26	3,55
		$ \varepsilon_{xx} ^{max}$ expérimental (%)	1,20	1,62	3,31	3,84
ε_{yy}	erreur (%)	Max	1,26	1,37	1,29	1,66
		Moyenne	0,22	0,28	0,37	0,37
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ numérique (%)	2,08	2,13	2,82	2,98
		$ \varepsilon_{yy} ^{max}$ expérimental (%)	1,68	2,19	3,10	3,59

TABLEAU 3.9 – Récapitulatifs des écarts absolus entre les valeurs expérimentales et numériques pour le bilame 3

Malgré des valeurs maximales d'écart assez élevées, l'erreur globale entre notre modèle numérique et les résultats expérimentaux est satisfaisante. On remarque que les valeurs maximales d'écart sont isolées (leur position ne varie pas). Les écarts maximaux observés pour ε_{xx} se situent dans les zones où ces déformations sont plus élevées (cernes parallèles au joint) et augmentent au cours de l'essai. Les écarts maximaux pour ε_{yy} se situent aussi au niveau de la surface exposée mais restent constants, ils diminuent même légèrement. Lorsque l'on regarde les erreurs en terme de champs, on se rend compte qu'il y a une assez bonne corrélation entre les résultats. La valeur moyenne de l'erreur est là pour le rappeler. L'outil numérique permet donc de bien modéliser l'orthotropie du bois.

Les sources d'erreur sont nombreuses :

- diffusion supposée isotrope et incertitude sur les valeurs de D_{P_v} et de h_m ,
- propriétés élastiques du matériau supposées homogènes et issues de la littérature,
- coefficient de retrait supposé constant et homogène (Kang [98] a montré qu'il existait une différence significative du coefficient de retrait entre le bois de printemps et le bois d'été),
- morphologie schématisée sous forme de cernes cylindriques concentriques (avec approximation sur la position du centre des cernes),
- risque de présence de singularités (noeuds ou autres),
- non correspondance locale des directions principales réelles et modélisées,
- modèle élastique ne prenant pas en compte les effets différés du bois (relâchement de contraintes et déformations) lors du séchage,
- interface non modélisée entre les deux substrats (ce que nous tentons d'améliorer au paragraphe 3.3.2),
- effet de la mise en place du polymère déposé sur les surfaces du matériau (bien qu'il ne semble pas avoir perturbé la mesure, il se peut qu'il ait eu une légère influence sur le retrait du bois).

Étant donné le grand nombre de sources d'incertitudes générales et locales, les résultats sont globalement satisfaisants pour valider le modèle, qui est donc suffisant pour comprendre les phénomènes et prédire le comportement hydro-mécanique du bois collé. Il est alors possible, en estimant les contraintes induites dans cet assemblage par le séchage, d'avoir une idée des mécanismes potentiels d'endommagement. L'exploitation de ce modèle permettra aussi de définir des protocoles de production.

3.3 Exploitation du modèle

Dans la dernière partie du manuscrit, nous estimerons les contraintes induites lors du séchage de notre matériau, puis nous ferons une étude paramétrique en incorporant un modèle de joint à l'interface. Enfin, nous étendrons le modèle à un plan d'expérience numérique. Celui-ci nous permettra d'établir des protocoles de production de bois contrecollés à l'état vert.

3.3.1 Estimations des contraintes induites dans le bilame 1

Dans ce paragraphe, on s'intéresse à la fois aux contraintes dans le repère global du matériau (σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{xy}) et aux contraintes induites dans le repère d'orthotropie du matériau (σ_R , σ_T , σ_{RT}). L'estimation des contraintes induites dans le repère global du matériau nous est intéressante en vue de l'analyse de l'effet du séchage et des retraits préférentiels du bois sur le joint de colle. En outre, la connaissance des états de contraintes dans le repère d'orthotropie du matériau nous permet de comparer ces valeurs à des valeurs d'endommagement, puis de les comparer à l'état du matériau lors de l'expérimentation. Nous présentons ici des résultats pour 4 instants de séchage, correspondant aux analyses des états de déformations : 2 jours ($W = 20,9\%$), 5 jours ($W = 18,8\%$), 25 jours ($W = 13,4\%$) et 46 jours ($W = 11,8\%$). Les profils de teneur en eau correspondant à ces instants sont donnés dans la figure 3.22.

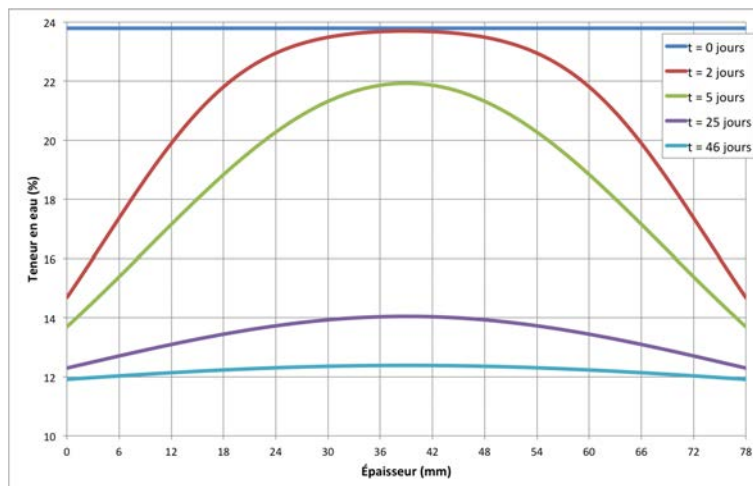


Figure 3.22 – Profils de teneur en eau obtenus lors du calcul

a) Contraintes dans le repère global du matériau

Contraintes de traction parallèles au joint σ_{xx}

Les champs de contraintes σ_{xx} présentés dans la figure 3.23 indiquent une inversion des contraintes au cours du séchage. Les valeurs des contraintes maximales de traction ($\sigma_{XX_{max}}^+$) et de compression ($\sigma_{XX_{max}}^-$) sont aussi données.

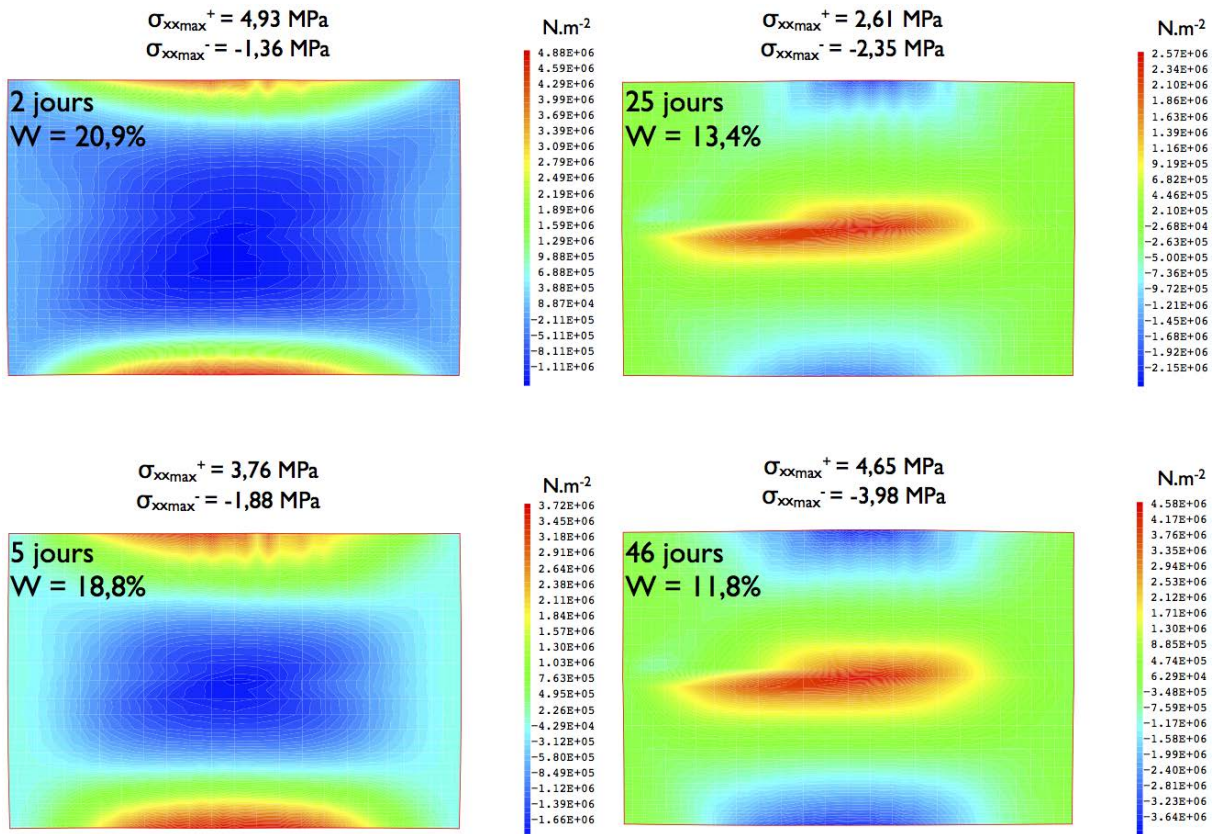


Figure 3.23 – Évolution des champs de contraintes σ_{xx} au cours du séchage

Cette inversion de contraintes est due aux gradients de teneur en eau se produisant au sein du matériau (figure 3.22). Le modèle étant ici élastique, elle n'est pas due au phénomène d'évolution de plastification du matériau expliqué dans le chapitre 1. Ici l'inversion de contraintes est due au fait que l'échantillon soit contrecollé. Afin d'illustrer ce comportement, nous avons simulé le comportement mécanique de la lamelle supérieure du bilame1 seule soumise à un échange uniquement sur sa surface supérieure. Les états hydriques associés aux déformées (amplification de 5) sont présentés dans la figure 3.24.

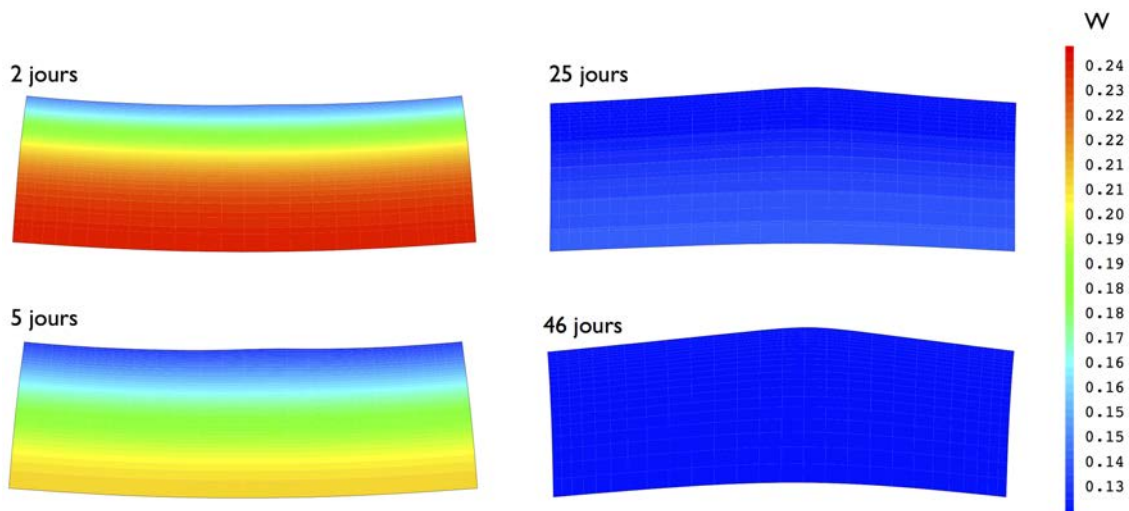


Figure 3.24 – États de déformations libres de la lame supérieure du bilame 1

Nous pouvons voir qu'au début du séchage (2 jours et 5 jours), l'échantillon se rétracte en surface. Or dans le cas du bilame, le collage l'en empêche et des contraintes de traction

apparaissent. Inversement à 25 jours et 46 jours, le front de teneur en eau ayant avancé dans le matériau, il se rétracte entièrement. Cela induit des contraintes de traction au coeur et de compression sur les bords, cela étant dû à la morphologie des cernes du bois et à son orthotropie.

Au bout de 46 jours (fin de l'expérimentation), une contrainte de traction parallèle au joint de colle de l'ordre de 4,6 MPa est induite. Lors de l'essai de séchage, nous n'avons pas observé d'endommagement au niveau de l'interface. Cette contrainte, bien que surestimée, semble être en accord avec les observations expérimentales.

Contraintes de traction normales au joint σ_{yy}

Tout comme les champs de contraintes σ_{xx} , les champs de contraintes σ_{yy} présentés dans la figure 3.25 indiquent une inversion des contraintes au cours du séchage. Au début du séchage, une contrainte de traction perpendiculaire au joint de colle est induite sur les bords. Cette contrainte peut être une source d'endommagement. En effet, elle a tendance à ouvrir le joint au début du séchage, puis lors de l'inversion des contraintes elle va se déplacer et peut favoriser la propagation d'une fissure par la suite. Cependant, aucune fissuration au niveau de l'interface n'ayant été observée expérimentalement, il semblerait que la valeur de cette contrainte soit trop faible pour endommager l'assemblage. Son évolution doit cependant être analysée afin de déterminer sa valeur maximale. Nous avons extrait la valeur de cette contrainte sur chacun de bords de l'échantillon. Son évolution en ces points au cours du temps est présentée dans la figure 3.26. La valeur maximale pour le point P1 est de 2,18 MPa et de 1,96 MPa au point P2. Elle sont atteintes entre 4 et 5 jours de séchage, puis se radoucissent ensuite pour devenir négatives (compression).

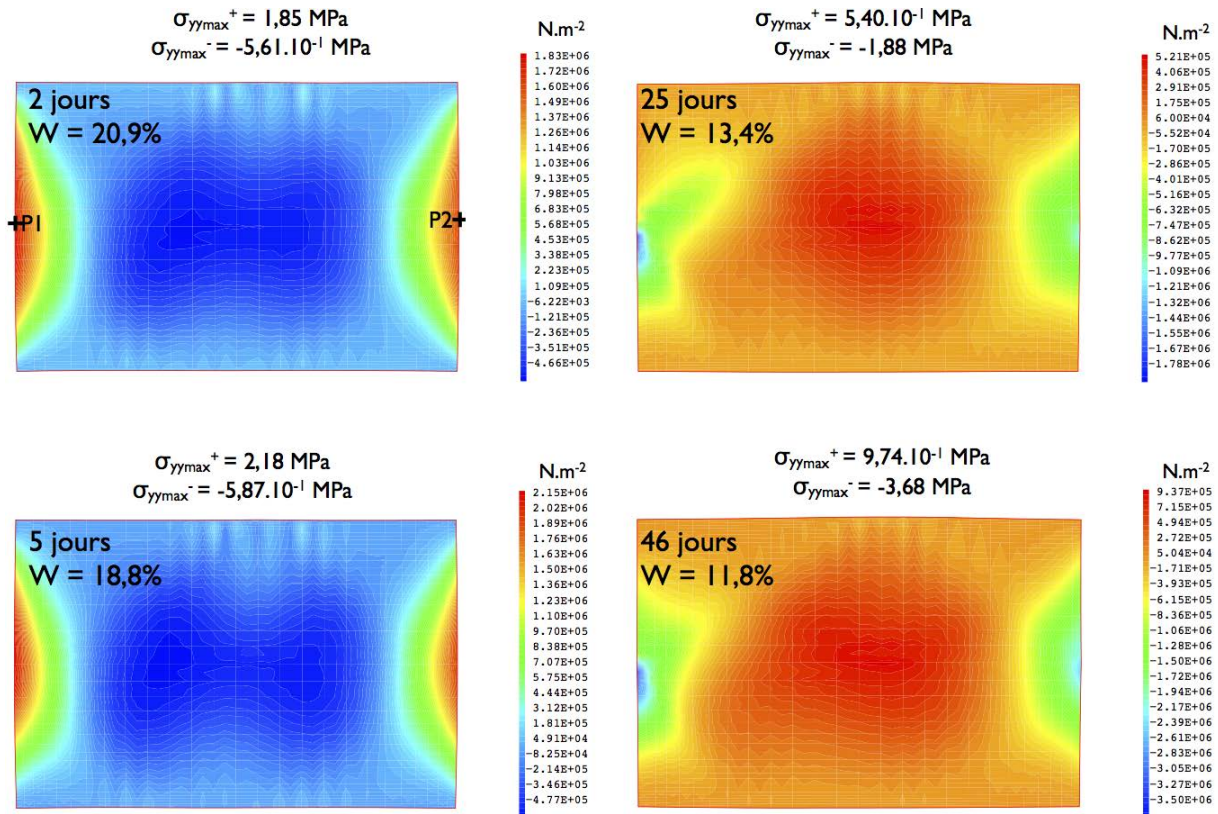


Figure 3.25 – Évolution des champs de contraintes σ_{xx} au cours du séchage

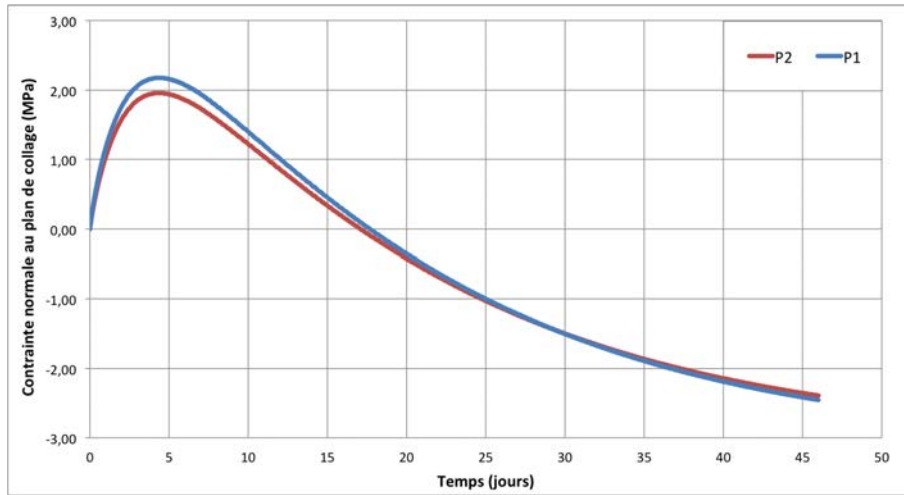


Figure 3.26 – Évolution des contraintes perpendiculaires au joint aux points P1 et P2 au cours du temps

Sterley [46] a caractérisé en mode I (ouverture du joint) des joints de polyuréthane sur des éléments de bois collés à l'état vert. Elle trouve une résistance à la traction normale de 4,7 MPa. Les résultats fournis par le calcul se situent en dessous de ces valeurs. Il semblerait donc logique qu'aucun endommagement n'ait eu lieu au cours du séchage.

Contraintes de cisaillement σ_{xy}

L'évolution des contraintes de cisaillement σ_{xy} est illustrée dans la figure 3.27. De légères contraintes de cisaillement apparaissent au niveau de l'interface, leurs valeurs étant inférieures à 1MPa. Sterley [44] a aussi caractérisé en mode II (cisaillement) des joints de polyuréthane sur des éléments de bois collés à l'état vert. Elle a trouvé des résistances en cisaillement se situant entre 6 et 8 MPa. Les résultats numériques qui nous concernent sont bien inférieurs à ces valeurs. Néanmoins, l'effet combiné des contraintes normales et de cisaillement pourrait avoir un impact. Ceci n'est pas le cas ici puisque aucun endommagement n'ayant été observé lors de l'expérimentation.

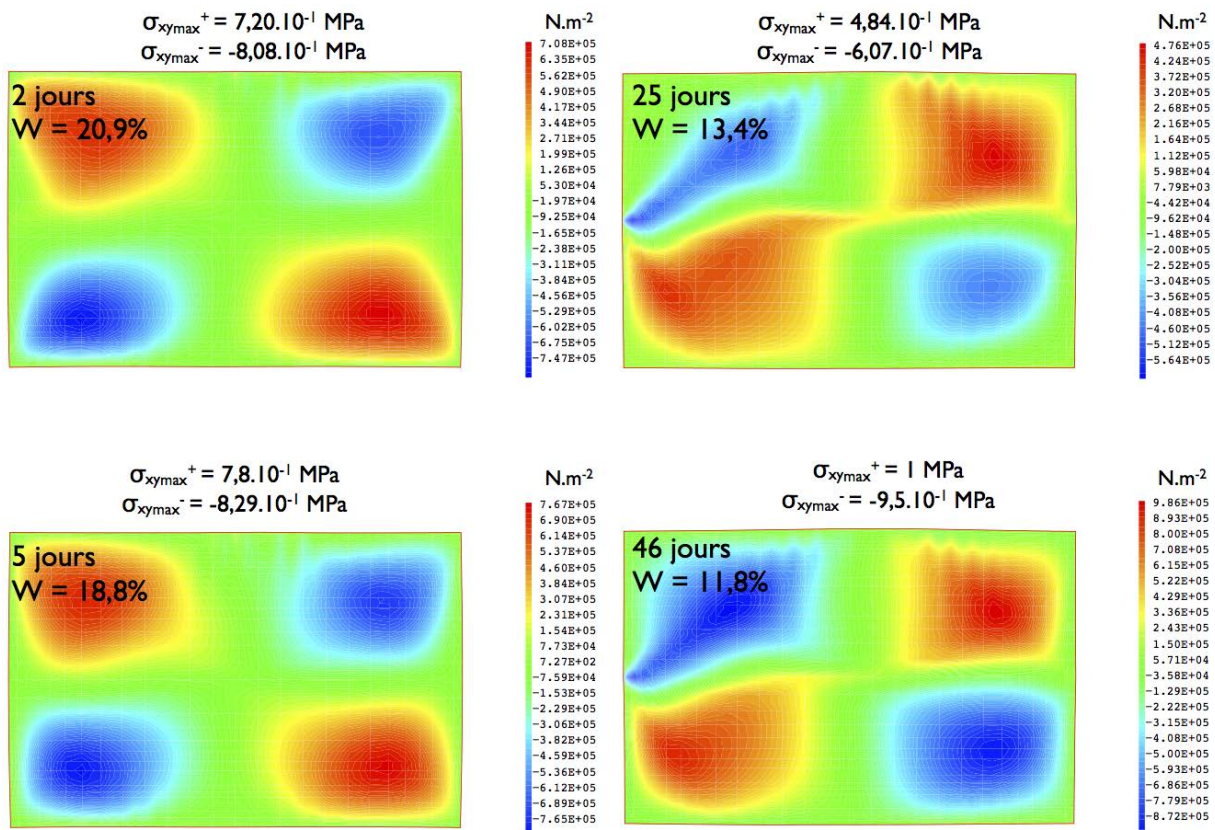


Figure 3.27 – Évolution des champs de contraintes σ_{xy} au cours du séchage

b) Contraintes dans le repère d'orthotropie du matériau

Contraintes dans la direction radiale σ_R

Les contraintes dans la direction radiale sont exposées dans la figure 3.28. Les valeurs de tension les plus élevées semblent apparaître dès le début du séchage, au bord du matériau. C'est en effet une des causes des gerces créées à la surface du bois lors du séchage.

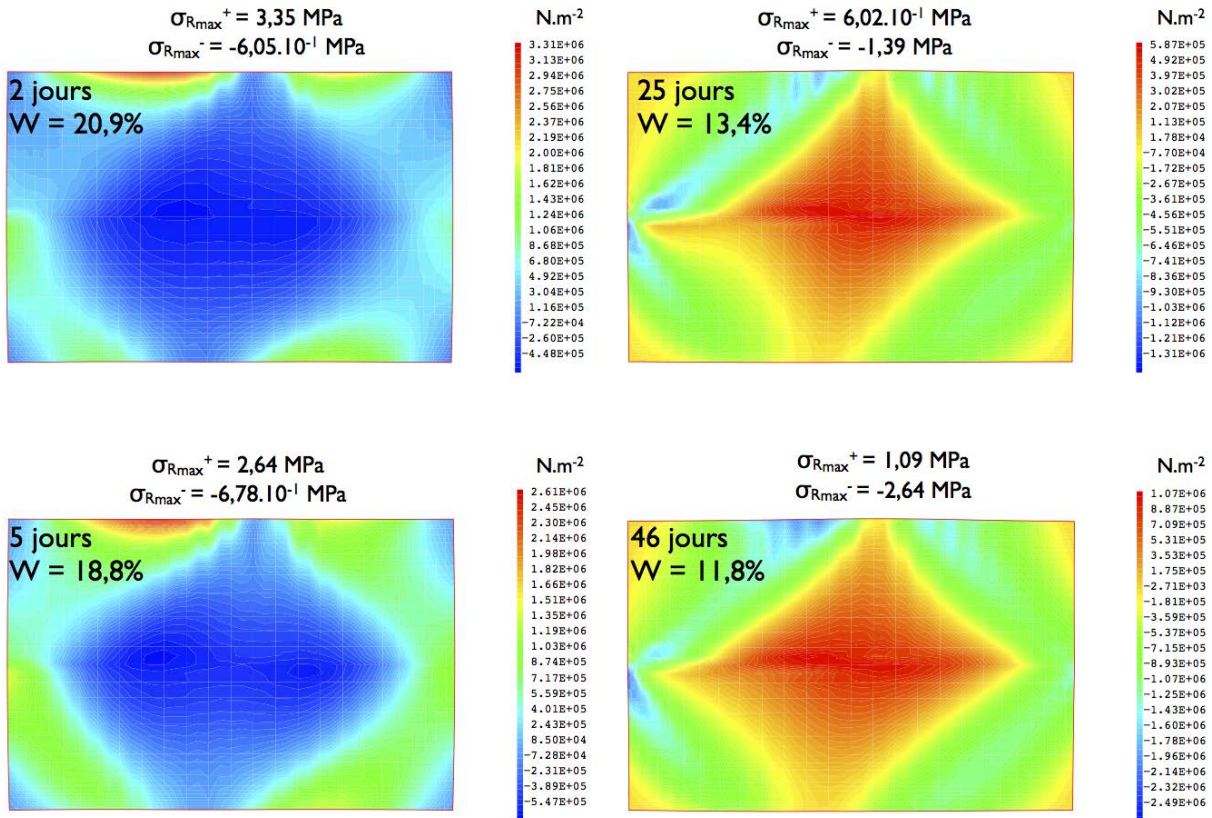


Figure 3.28 – Évolution des champs de contraintes σ_R au cours du séchage

Nous avons représenté l'évolution de la contrainte maximale dans le matériau au cours du temps afin de déterminer à quel moment du séchage elle est la plus préjudiciable (figure 3.29). Cette contrainte est située sur la surface supérieure du matériau. En effet, les surfaces sèchent en premier et les contraintes dans le repère d'orthotropie qui y sont induites sont dues aux mêmes raisons que pour les contraintes induites dans le repère global du matériau. Le maximum est atteint au bout d'un jour et demi environ et sa valeur maximale est de 3,4 MPa.

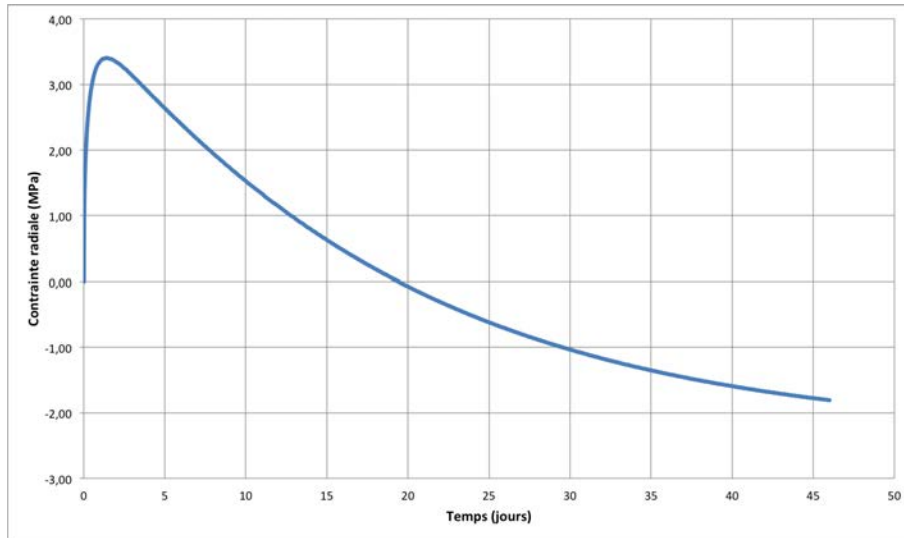


Figure 3.29 – Évolution de la contrainte radiale pour point le plus affecté

Reprenons les valeurs de résistance dans la direction énoncée dans le chapitre 1 (tableau 3.10). Nous pouvons constater que les valeurs obtenues numériquement sont plus faibles que la résistance en traction radiale. Bien que notre modèle soit un modèle élastique, qui surestime les contraintes induites dans le matériau lors du séchage, il nous donne des résultats concordants avec les observations.

σ_L^{ult} (MPa)	σ_R^{ult} (MPa)	σ_T^{ult} (MPa)
97,5	4,2	7,93

TABLEAU 3.10 – Valeurs moyennes de résistance suivant les directions d’orthotropie du bois [27]

Contraintes dans la direction tangentielle σ_T

Les contraintes dans les directions transverses au bois σ_T sont présentées dans la figure 3.30. Comme les contraintes dans les directions radiales, nous constatons que les bords du matériau sont sollicités plus fortement au début du séchage. Néanmoins, à la fin du séchage, de fortes contraintes transverses apparaissent aux alentours de l'interface.

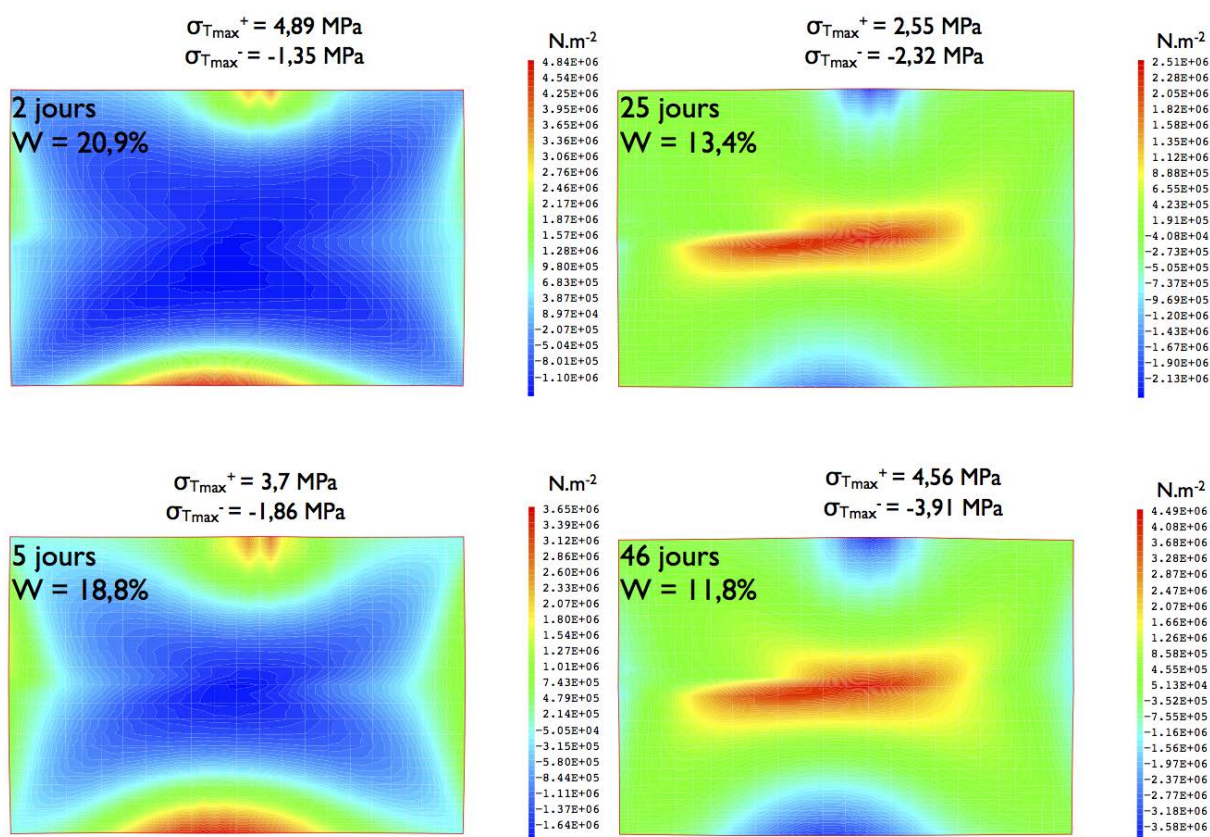


Figure 3.30 – Évolution des champs de contraintes σ_T au cours du séchage

Nous avons localisé les zones les plus sollicitées sur des points situés sur la surface inférieure du matériau ainsi qu'au niveau du joint de colle. Au bord du matériau la contrainte tangentielle maximale est de 5,12 MPa et est obtenue au bout de 1 jour. Au niveau de l'interface, elle est de 4,56 MPa et est obtenue au bout de 46 jours. Ces valeurs restent cependant inférieures aux valeurs limites présentées dans le tableau 3.10.

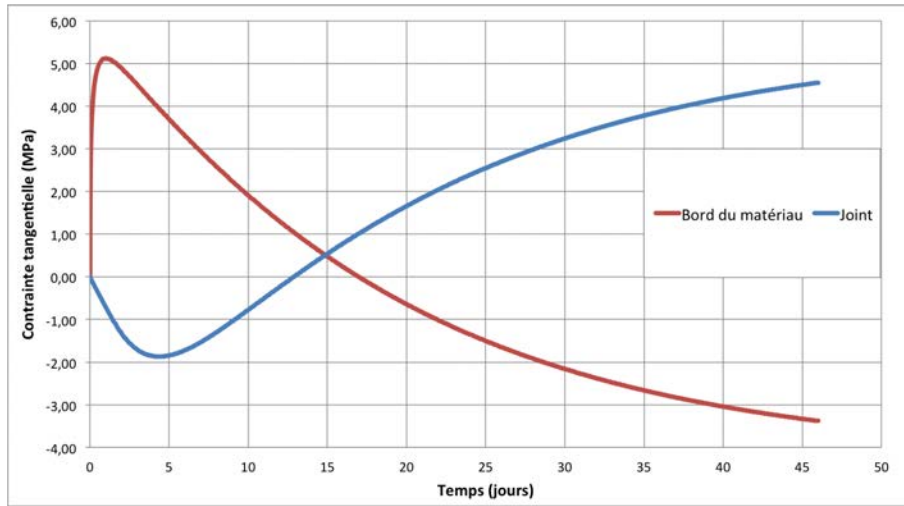


Figure 3.31 – Évolution de la contrainte tangentielle aux points les plus affectés à la surface du matériau

Contraintes de cisaillement dans les directions d'orthotropie σ_{RT}

Les contraintes de cisaillement dans les directions d'orthotropie sont exposées dans la figure 3.32.

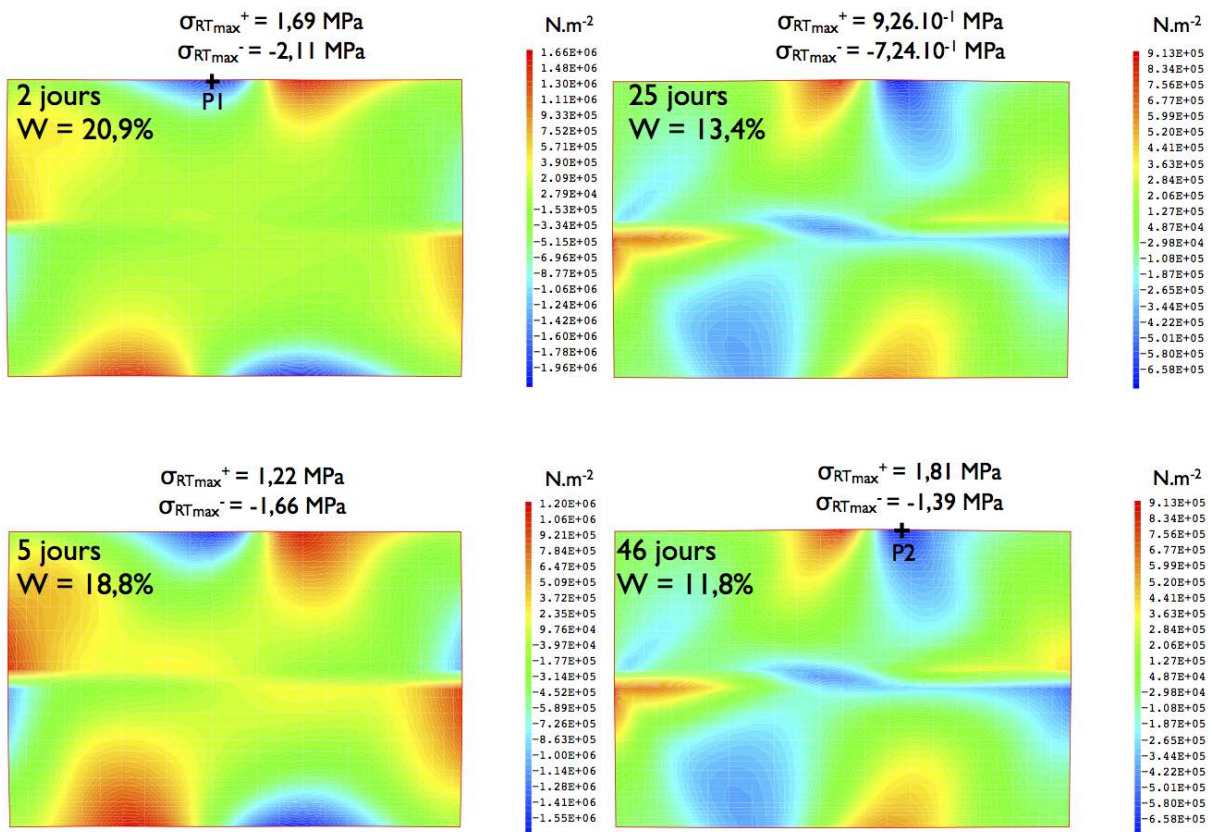


Figure 3.32 – Évolution des champs de contraintes σ_{RT} au cours du séchage

Nous pouvons remarquer que ces contraintes sont plus importantes au début et à la fin du séchage. Ce sont surtout les bords du matériau qui sont sollicités. Les zones où le cisaillement est le plus important (en valeur absolue) ont été localisées et nous avons étudié l'évolution des contraintes en ces zones au cours du séchage (figure 3.33). Elles se situent au niveau de la surface supérieure exposée. Au début du séchage ces contraintes sont plus importantes au point P1, alors

qu'à la fin elles sont plus importantes au point P2.

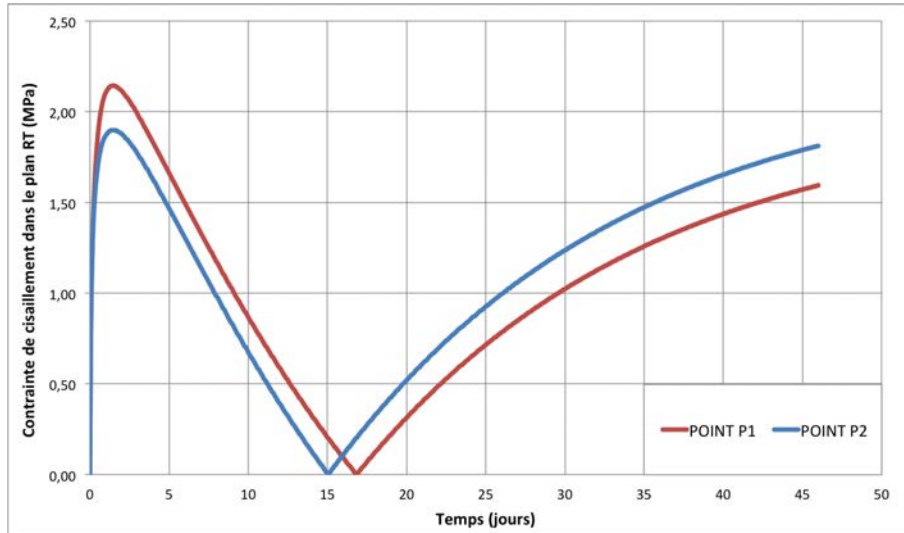


Figure 3.33 – Évolution de la contrainte de cisaillement dans le repère d'orthotropie aux points les plus affectés à la surface du matériau

Au point P1, la valeur maximale atteinte est de 2,14 MPa et au point P2 elle atteint une valeur de 1,90 MPa. Lorsque nous comparons ces valeurs aux valeurs moyennes de résistance dans le plan RT, énumérées dans le tableau 3.11, nous remarquons que nous nous situons un peu en dessous de la contrainte de première fissuration et bien en dessous de la contrainte de rupture. Ceci concorde avec les résultats expérimentaux n'ayant laissé apparaître aucun endommagement.

Plan LR		Plan LT		Plan RT	
σ_{LR}^{1f}	σ_{LR}^{ult}	σ_{LT}^{1f}	σ_{LT}^{ult}	σ_{RT}^{1f}	σ_{RT}^{ult}
15,9 MPa	16,9 MPa	15,9 MPa	18,1 MPa	2,38 MPa	4,35 MPa

TABLEAU 3.11 – Valeurs moyennes de résistance en cisaillement pour le pin maritime [15]

Synthèse de l'étude

L'étude des états de contraintes dans le matériau lors du séchage nous amène à postuler plusieurs hypothèses :

- Les contraintes les plus préjudiciables apparaissent au début du processus du séchage (5 premiers jours), elles sont dues à l'effet du gradient de teneur en eau sur la déformation du matériau,
- Le modèle élastique surestime les contraintes, mais les résultats semblent concorder avec les observations expérimentales. Ceci est principalement dû à l'apparition rapide de ces contraintes. Nous pouvons donc établir l'hypothèse que les effets différés du bois n'ont pas le temps de totalement se développer. Le fait qu'aucune charge ne soit appliquée au matériau durant le chargement hydrique permet aussi de limiter ces effets. En outre, le modèle élastique permet d'ajouter un paramètre sécuritaire sur l'estimation des contraintes.
- Les contraintes les plus préjudiciables pour le joint sont les contraintes normales au plan de collage, qui peuvent engendrer un arrachement de celui-ci ; elles sont dues à la morphologie de l'échantillon.

- Enfin, les contraintes les plus préjudiciables pour le matériau bois sont les contraintes dans les directions d'orthotropie ; elles pourront amener à l'apparition de gerces à la surface du matériau si le début du séchage engendre de forts gradients, même si elles ont souvent très peu d'effet sur la tenue mécanique de la poutre.

Hormis les conditions de séchage et la section de l'éprouvette, l'orientation des cernes d'accroissement semble jouer un rôle important dans le comportement hydromécanique d'un bilame. Pour compléter la compréhension de ce comportement, il est donc nécessaire d'étudier l'influence de la morphologie du bois. Ceci permettra de prédire quels plans de sciages sont les plus adaptés à la fabrication d'assemblages contrecollés.

3.3.2 Modélisation numérique prenant en compte l'interface adhésive entre les substrats

Dans les précédents calculs numériques, l'interface entre les deux substrats n'est pas modélisée et est considérée comme parfaite. Ceci veut dire que la raideur de notre interface est considérée infinie. Pour étudier le comportement mécanique des assemblages collés, trois méthodes peuvent être utilisées [122]. La colle peut être représentée par un modèle volumique ou un modèle interface qui est un modèle surfacique (figure 3.34).

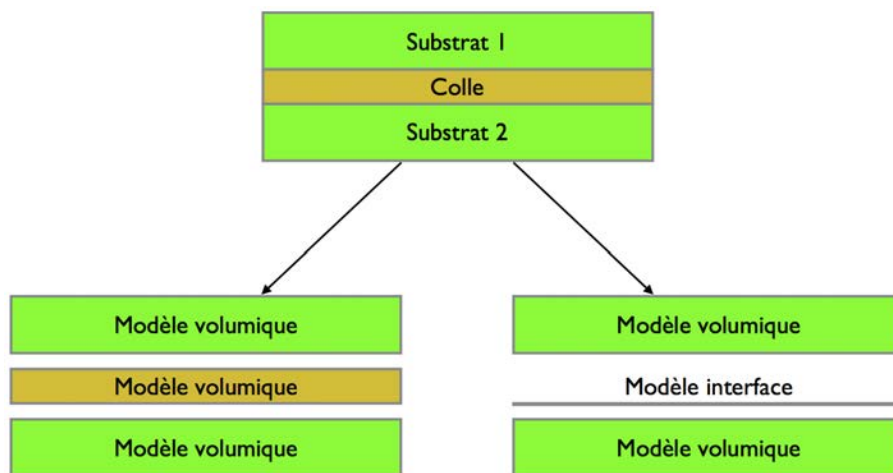


Figure 3.34 – Représentation du collage en modélisation (d'après [122])

Une troisième possibilité consiste à combiner les deux méthodes précédentes. Dans ce cas, la couche de colle est représentée par un modèle volumique associé à deux interfaces, de chaque côté de la couche.

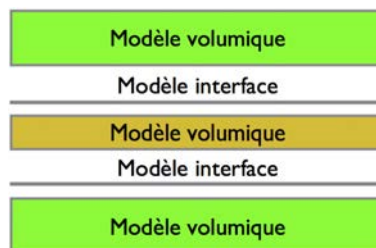


Figure 3.35 – Représentation combinée du collage en modélisation (d'après [122])

Néanmoins, dans le cas du collage à l'état vert, l'épaisseur de joint est très faible (entre 0,1

mm et 0,3 mm) [37, 38, 45, 50]. Il nous est donc difficile d'utiliser un modèle volumique pour représenter l'adhésif. Le choix d'un modèle interface surfacique a donc été retenu afin de simplifier le calcul numérique. Dans Cast3m, l'élément joint implanté est issu de la théorie de Beer [123]. C'est un élément isoparamétrique permettant la modélisation d'un contact. Contrairement aux lois de comportement classiquement utilisées en mécanique, cet élément n'a pas une loi de comportement contraintes/déformations, mais une loi de comportement contraintes/déplacements. Ainsi, il est défini par les composantes du tenseur local de contraintes agissant sur l'interface (équation (3.27)).

$$\begin{bmatrix} N \\ S \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \gamma \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

Avec :

- N correspondant à la composante normale au joint en Pa,
- S correspondant à la composante tangentielle au joint en Pa,
- k_n correspondant à la raideur normale en N.m^3 ,
- k_s correspondant à la raideur en cisaillement en N.m^3 ,
- δ correspondant au déplacement normal en m (figure 3.36),
- γ correspondant au déplacement en glissement en m (figure 3.36).

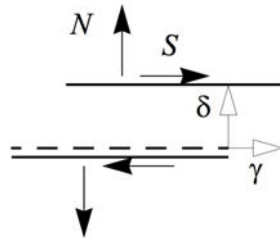


Figure 3.36 – Composantes de l'élément joint dans Cast3m

La raideur normale est définie par l'équation (3.28) et la raideur en cisaillement est définie par l'équation (3.29).

$$k_n = \frac{E}{e} \quad (3.28)$$

$$k_s = \frac{E}{2(1 + \nu)e} \quad (3.29)$$

Avec :

- E correspondant au module d'élasticité,
- e correspondant à l'épaisseur de l'interface,
- ν correspondant au coefficient de Poisson.

L'interface séparant les deux substrats a été modélisée en éléments joints. Une épaisseur de 0,2 mm a été considérée pour l'étude paramétrique. De même, nous ne disposons pas de données concernant les propriétés de la colle, celle-ci étant difficile à caractériser du fait de sa physico-chimie. Afin d'établir cette étude paramétrique, nous nous basons sur des données issues de

la littérature [124, 125]. Les modules d'élasticité des colles polyuréthanes sont généralement comprises entre 100 et 3500 MPa. Ainsi, les profils de contraintes parallèles et normales au plan de collage à la fin du séchage sont comparés pour le cas où l'on ne modélise pas le joint, puis pour les paramètres de joint énoncés dans le tableau 3.12.

	Sans joint	Cas A	Cas B
E (N.m ⁻²)	—	$3,5 \cdot 10^9$	$1 \cdot 10^8$
k_n (N.m ⁻³)	<i>supposé infini</i>	$1,75 \cdot 10^{13}$	$5 \cdot 10^{11}$
k_s (N.m ⁻³)	<i>supposé infini</i>	$6,73 \cdot 10^{12}$	$1,92 \cdot 10^{11}$

TABLEAU 3.12 – Paramètres de joint utilisés dans le modèle éléments finis

La figure 3.37 montre les profils de contraintes calculés. Nous pouvons observer que les profils de contraintes sont équivalents, peu importe la raideur d'interface considérée.

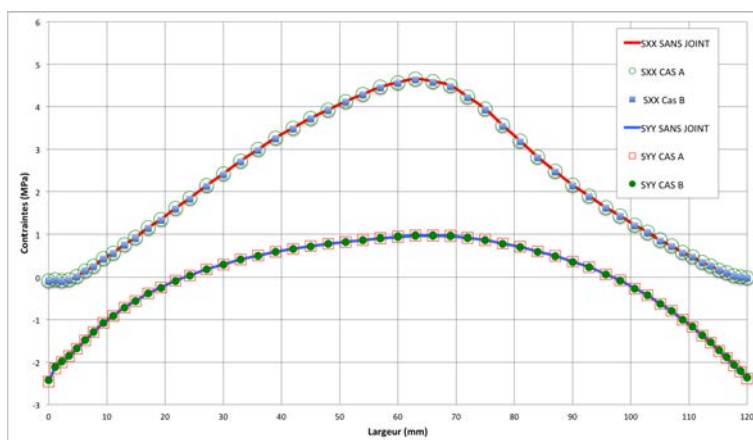


Figure 3.37 – Profils de contraintes normales et parallèles au joint de colle obtenus pour différents raideurs d'interface considérées

Une hypothèse expliquant ce comportement concerne l'épaisseur de notre interface, en effet celle-ci étant très faible, elle induit des raideurs qui sont considérées infinies par le logiciel de calcul. Une analyse plus fine nécessitera néanmoins d'être effectuée sur des essais à rupture. Dans la suite de cette étude, nous n'utiliserons donc pas par la suite les éléments joints et la liaison sera considérée comme parfaite.

3.3.3 Extension du modèle à un plan d'expérience numérique

a) Élaboration du plan d'expérience

Dans le but d'utiliser l'outil de calcul numérique à des fins de production industrielle, un plan d'expérience numérique a été mis en place. Il permet d'évaluer des réponses de contraintes suivant différentes configurations de collage. Ce plan d'expérience complet comporte 4 facteurs :

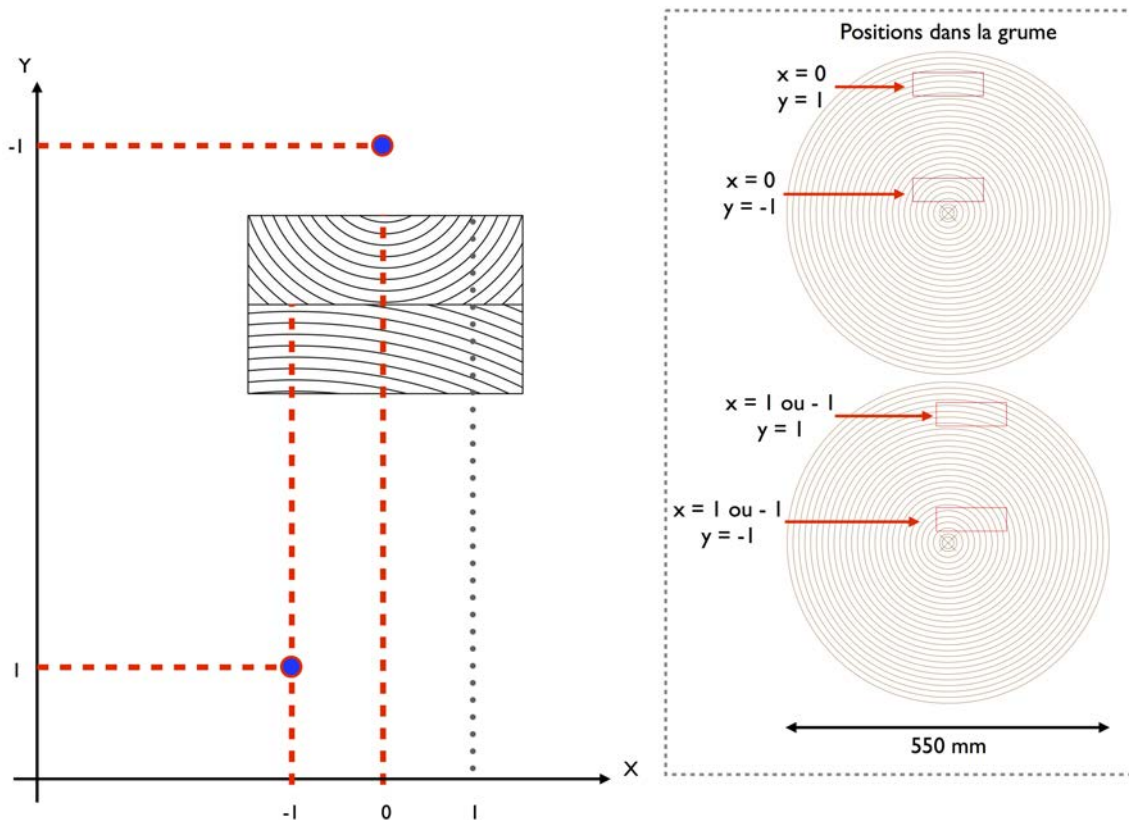
- YH : la distance au coeur de la lamelle du haut,
- YB : la distance au coeur de la lamelle du bas,
- XH : le décentrage du centre d'orthotropie pour la lamelle du haut,
- XB : le décentrage du centre d'orthotropie pour la lamelle du bas.

Les facteurs YH et YB comportent deux niveaux chacun, tandis que les facteurs XH et XB comportent trois niveaux chacun (tableau 3.13). Dans cette étude numérique, les dimensions de la section des échantillons modélisés sont 120 mm * 80 mm.

Niveaux	YH et YB	XH et XB
-1	petite (20 mm)	coeur à gauche (- 40 mm)
0	—————	coeur centré (0 mm)
1	élevée (200 mm)	coeur à droite (+ 40 mm)

TABLEAU 3.13 – Valeur des niveaux associés aux facteurs

Ces niveaux issus des positions dans la grume, ainsi qu'un exemple (pour YH = -1 ; YB = 1 ; XH = 0 ; XB = -1) sont schématisés dans la figure 3.38. Le diamètre maximal de grume devant être utilisé pour cette étude est de 550 mm, ce qui représente un très gros diamètre pour le pin maritime. Néanmoins, ceci nous permet de nous placer dans des conditions aux extremums.



Le plan d'expérience complet est présenté dans le tableau 3.14. Du fait des symétries des 2 lamelles, les 36 cas nécessaires à l'étude peuvent se résumer à 13 calculs numériques. Les configurations correspondantes à chaque cas y sont schématisées.

a)

YH	YB	XH	XB	CAS SIMILAIRES	
-1	-1	-1	-1	a	4 essais numériques
-1	-1	-1	0	b	
-1	-1	-1	1	c	
-1	-1	0	-1	b	
-1	-1	0	0	d	
-1	-1	0	1	b	
-1	-1	1	-1	c	
-1	-1	1	0	b	
-1	-1	1	1	a	5 essais numériques
-1	1	-1	-1	e	
-1	1	-1	0	f	
-1	1	-1	1	g	
-1	1	0	-1	h	
-1	1	0	0	i	
-1	1	0	1	h	
-1	1	1	-1	g	
-1	1	1	0	f	
-1	1	1	1	e	
1	-1	-1	-1	e	
1	-1	-1	0	h	
1	-1	-1	1	g	
1	-1	0	-1	f	
1	-1	0	0	i	
1	-1	0	1	f	
1	-1	1	-1	g	
1	-1	1	0	h	
1	-1	1	1	e	4 essais numériques
1	1	-1	-1	j	
1	1	-1	0	k	
1	1	-1	1	l	
1	1	0	-1	k	
1	1	0	0	m	
1	1	0	1	k	
1	1	1	-1	l	
1	1	1	0	k	
1	1	1	1	j	

b)

	YH	YB	XH	XB	Configuration
a	-1	-1	-1	-1	
b	-1	-1	-1	0	
c	-1	-1	-1	1	
d	-1	-1	0	0	
e	-1	1	-1	-1	
f	-1	1	-1	0	
g	-1	1	-1	1	
h	-1	1	0	-1	
i	-1	1	0	0	
j	1	1	-1	-1	
k	1	1	-1	0	
l	1	1	-1	1	
m	1	1	0	0	

TOTAL = 13 essais numériques

TABLEAU 3.14 – Plan d’expérience numérique (a) : complet et (b) : réduit pour les calculs numériques

b) Résultats du plan d’expérience

La simulation a été effectuée sur un temps de séchage de 50 jours. Les transferts ont été effectués sur les faces supérieure et inférieure, comme dans l’étude précédente. La teneur en eau finale est de 12%. L’influence des différents facteurs a été étudiée. Ici, nous nous intéressons surtout à l’intégrité de la qualité du joint lors du séchage. La contrainte normale au joint maximale aux bords des échantillons ($\sigma_{yy}^{MAX_{bords}}$) atteinte dans les premiers jours de séchage est donnée, ainsi que les contrainte normale ($\sigma_{yy}^{MAX_{joint}}$) et de cisaillement ($\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$) maximales dans le joint à la fin du séchage. Les résultats pour chaque configuration sont énumérés dans le tableau 3.15.

Configuration	$\sigma_{yy}^{MAX_{bords}}$ (MPa)	$\sigma_{yy}^{MAX_{joint}}$ (MPa)	$\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$ (MPa)
a	4,42	1,21	0
b	2,94	0,79	1,37
c	2,56	0,51	2,03
d	1,95	1,13	0
e	5,98	0,67	1,54
f	5,92	0,63	1,98
g	5,04	0,59	2,37
h	4,25	0,58	1,59
i	4,03	0,59	1,28
j	7,72	0,17	0
k	7,74	0,16	0,23
l	6,81	0,14	0,38
m	7,72	0,16	0

TABLEAU 3.15 – Résultats du plan d'expérience numérique

Afin d'effectuer l'analyse statistique, les résultats des 13 calculs sont incorporés dans le plan d'expérience complet comprenant 36 cas (tableau 3.16). Les valeurs de niveaux ont été associées aux valeurs numériques des facteurs, et les valeurs des contraintes sont reportées pour les cas similaires à ceux calculés.

Désignation	YH		YB		XH		XB		$\sigma_{yy}^{MAX_{bords}}$ (MPa)	$\sigma_{yy}^{MAX_{joint}}$ (MPa)	$\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$ (MPa)
	Valeurs numériques	Niveaux	Valeurs numériques	Niveaux	Valeurs numériques	Niveaux	Valeurs numériques	Niveaux			
a	20	-1	20	-1	-40	-1	-40	-1	4,42	1,21	0,00
b	20	-1	20	-1	-40	-1	0	0	2,94	0,79	1,37
c	20	-1	20	-1	-40	-1	40	1	2,56	0,51	2,03
b	20	-1	20	-1	0	0	-40	-1	2,94	0,79	1,37
d	20	-1	20	-1	0	0	0	0	1,95	1,13	0,00
b	20	-1	20	-1	0	0	40	1	2,94	0,79	1,37
c	20	-1	20	-1	40	1	-40	-1	2,56	0,51	2,03
b	20	-1	20	-1	40	1	0	0	2,94	0,79	1,37
a	20	-1	20	-1	40	1	40	1	4,42	1,21	0,00
e	20	-1	200	1	-40	-1	-40	-1	5,98	0,67	1,54
f	20	-1	200	1	-40	-1	0	0	5,92	0,63	1,98
g	20	-1	200	1	-40	-1	40	1	5,04	0,59	2,37
h	20	-1	200	1	0	0	-40	-1	4,25	0,58	1,59
i	20	-1	200	1	0	0	0	0	4,03	0,59	1,28
h	20	-1	200	1	0	0	40	1	4,25	0,58	1,59
g	20	-1	200	1	40	1	-40	-1	5,04	0,59	2,37
f	20	-1	200	1	40	1	0	0	5,92	0,63	1,98
e	20	-1	200	1	40	1	40	1	5,98	0,67	1,54
e	200	1	20	-1	-40	-1	-40	-1	5,98	0,67	1,54
h	200	1	20	-1	-40	-1	0	0	4,25	0,58	1,59
g	200	1	20	-1	-40	-1	40	1	5,04	0,59	2,37
f	200	1	20	-1	0	0	-40	-1	5,92	0,63	1,98
i	200	1	20	-1	0	0	0	0	4,03	0,59	1,28
f	200	1	20	-1	0	0	40	1	5,92	0,63	1,98
g	200	1	20	-1	40	1	-40	-1	5,04	0,59	2,37
h	200	1	20	-1	40	1	0	0	4,25	0,58	1,59
e	200	1	20	-1	40	1	40	1	5,98	0,67	1,54
j	200	1	200	1	-40	-1	-40	-1	7,72	0,17	0,00
k	200	1	200	1	-40	-1	0	0	7,74	0,16	0,23
l	200	1	200	1	-40	-1	40	1	6,81	0,14	0,38
k	200	1	200	1	0	0	-40	-1	7,74	0,16	0,23
m	200	1	200	1	0	0	0	0	7,72	0,16	0,00
k	200	1	200	1	0	0	40	1	7,74	0,16	0,23
l	200	1	200	1	40	1	-40	-1	6,81	0,14	0,38
k	200	1	200	1	40	1	0	0	7,74	0,16	0,23
j	200	1	200	1	40	1	40	1	7,72	0,17	0,00

TABLEAU 3.16 – Résultats complets de l'étude du plan d'expérience

Afin de déterminer quels facteurs du plan d'expérience influencent de manière significative les réponses $\sigma_{yy}^{MAX_{bords}}$, $\sigma_{yy}^{MAX_{joint}}$ et $\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$, nous avons effectué une analyse de la variance (Va) pour chacune des réponses. Les tableaux 3.17 à 3.19 donnent les résultats pour chaque réponse. Afin d'effectuer cette analyse, les valeurs comparées sont les valeurs de Fisher calculées et théoriques. Les valeurs de Fisher calculées sont issues du rapport entre les variances et les degrés de liberté (DDL) du facteur (équation (3.30)).

$$F_{calc} = \frac{Va}{DDL} \quad (3.30)$$

Les valeurs de Fisher théoriques ($F_{théo}$) sont issues de la table de Snedecor (Annexe 5) à partir du nombre de degrés de libertés de chaque facteur par rapport au nombre de degrés de libertés des résidus, ceci généralement avec un risque d'erreur de 5%. Les facteurs sont considérés significatifs lorsque $F_{calc} > F_{théo}$.

Facteur	Variance	DDL	F_{calc}	$F_{théo}$	Significatif
YH	44,6	1	85,24	4,18	OUI
YB	44,6	1	85,24	4,18	OUI
XH	0,685	2	1,31	3,33	NON
XB	0,685	2	1,31	3,33	NON
Résidus	0,52	29	—	—	—
Total	—	35	—	—	—

TABLEAU 3.17 – Analyse de la variance pour la réponse $\sigma_{yy}^{MAX_{bords}}$

En ce qui concerne la contrainte maximale sur les bords du bilame, les facteurs rayons sont ceux qui ont la plus grande influence. Lorsque l'on compare cette analyse aux résultats obtenus, on observe que des grands rayons, donc une distance au coeur plus élevée, impliquent des contraintes d'arrachement au début du séchage plus élevées. En effet le retrait étant plus important dans la direction tangentielle, chaque lame sera en capacité de se fléchir d'avantage que les rayons seront élevés (figure 3.39), ce qui résulte en une contrainte normale au bord du joint plus importante.

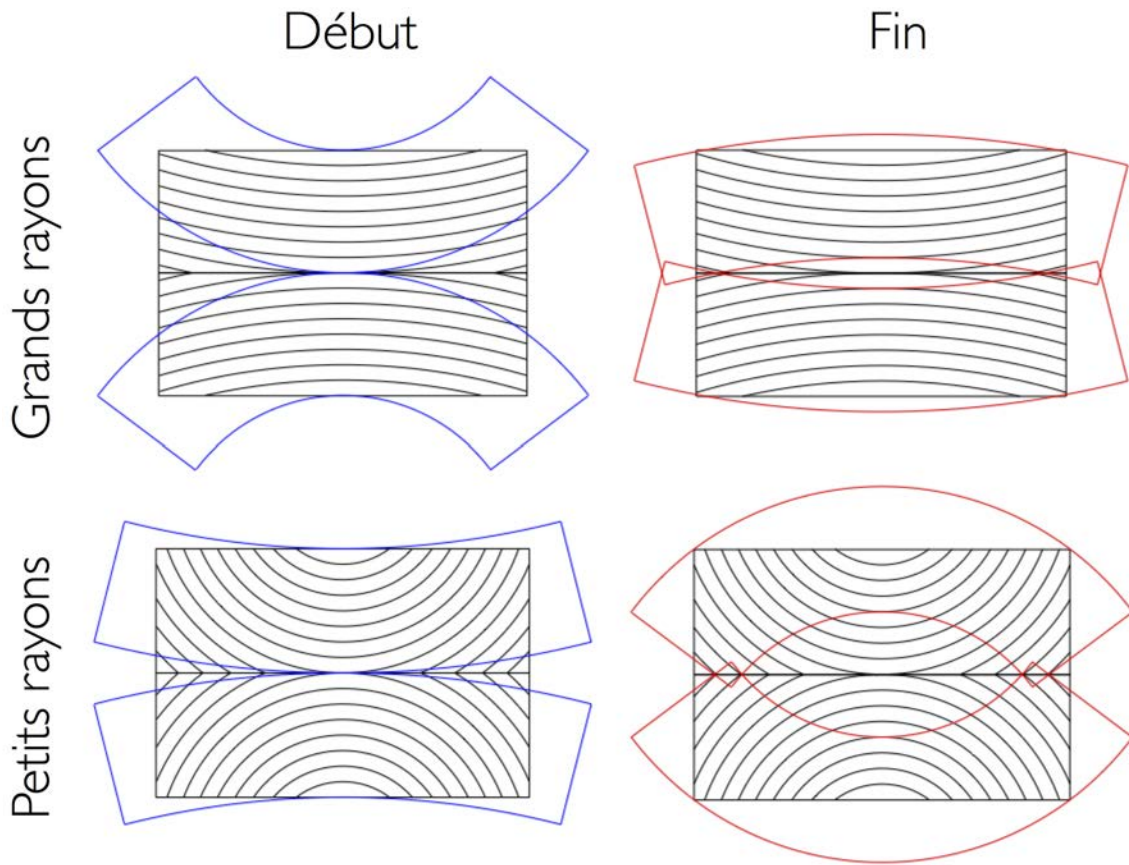


Figure 3.39 – Schématisation des aptitudes des lamelles à se déformer suivant les cas grands rayons et petits rayons (les déformées ont été amplifiées pour faciliter la compréhension)

Facteur	Variance	DDL	F_{calc}	$F_{théo}$	Significatif
YH	1,11	1	45,45	4,18	OUI
YB	1,11	1	45,45	4,18	OUI
XH	0	2	0	3,33	NON
XB	0	2	0	3,33	NON
Résidus	0,02	29	—	—	—
Total	—	35	—	—	—

TABLEAU 3.18 – Analyse de la variance pour la réponse $\sigma_{yy}^{MAX_{joint}}$

Concernant la contrainte normale maximale dans le joint à la fin du séchage, les paramètres rayons sont aussi ceux qui ont une influence significative sur la contrainte. Néanmoins, ce sont ici les rayons les plus faibles qui induiront les contraintes les plus élevées. Lorsque l'on regarde les valeurs de contraintes normales au plan de collage à la fin du séchage, on remarque qu'elles sont moins élevées que les contraintes d'arrachement apparaissant sur les bords du bilame.

Facteur	Variance	DDL	F_{calc}	$F_{théo}$	Significatif
YH	1,72	1	2,48	4,18	NON
YB	1,72	1	2,48	4,18	NON
XH	0,17	2	0,25	3,33	NON
XB	0,17	2	0,25	3,33	NON
Résidus	20,1	29	—	—	—
Total	—	35	—	—	—

TABLEAU 3.19 – Analyse de la variance pour la réponse $\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$

L'analyse de la variance pour la contrainte de cisaillement dans le joint ne permet pas d'établir une correspondance entre les facteurs retenus et l'état de contraintes final. Une analyse plus approfondie doit être effectuée afin de déterminer quels paramètres influent sur cette contrainte.

Pour cela, nous avons regardé les configurations qui induisaient les valeurs de contraintes de cisaillement dans le joint les plus élevées. Les résultats de contraintes de cisaillement ont été classés dans l'ordre croissant et sont montrés dans la figure 3.40, en correspondance avec les configurations. On y remarque que les configurations n'impliquant pas de développement de contraintes de cisaillement dans le joint sont les configurations qui présentent une symétrie et celles qui impliquent un cisaillement dans le joint de colle sont les configurations qui ne présentent aucune symétrie, aussi bien en terme de distance au coeur que de décalage entre lamelles. En général, les éléments fabriqués à partir de pièces éloignées du coeur induiront moins de cisaillement que celles proches du coeur. Le cisaillement est d'autant plus important que la différence entre chaque déformation de chacune des lamelles est importante.

Toutefois, les valeurs de contraintes de cisaillement restent inférieures aux valeurs de résistances en cisaillement précédemment mentionnées (entre 6 et 8 MPa). L'effet des contraintes normales sur le joint est donc beaucoup plus significatif, bien que la combinaison des contraintes normales et de cisaillement puisse être un facteur d'endommagement du joint.

	YH	YB	XH	XB	$\sigma_{xy}^{MAX_{joint}}$ (MPa)	Configuration
a	-1	-1	-1	-1	0	
d	-1	-1	0	0	0	
j	1	1	-1	-1	0	
m	1	1	0	0	0	
k	1	1	-1	0	0,23	
l	1	1	-1	1	0,38	
i	-1	1	0	0	1,28	
b	-1	-1	-1	0	1,37	
e	-1	1	-1	-1	1,54	
h	-1	1	0	-1	1,59	
f	-1	1	-1	0	1,98	
c	-1	-1	-1	1	2,03	
g	-1	1	-1	1	2,37	

Figure 3.40 – Valeurs des contraintes de cisailment induites suivant les configurations

c) Conclusions sur le plan d'expérience

Ce plan d'expérience nous informe de manière qualitative des considérations à prendre en compte lors de la fabrication d'éléments contrecollés à l'état vert. Ainsi, afin de s'affranchir d'un décollement du joint au début du séchage, l'utilisation de planches éloignées du coeur devra être évitée. De la même façon, les pièces ne devront pas être issues de positions trop proches du coeur pour éviter un décollement en fin de séchage. Il sera aussi nécessaire de veiller à ne pas utiliser des pièces de bois issues de plan de sciage trop différents, au risque de voir se développer des contraintes de cisaillement élevées. Mais tout ceci peut être contourné en envisageant un séchage sous presse évitant ces décollements.

3.3.4 Extension du modèle à une section de lamellé-collé

Le modèle ayant été validé et étant destiné à terme à devenir un outil d'aide à la décision industriel, nous avons simulé le séchage d'une poutre lamellée-collée comportant 5 lamelles de 40 mm. Les transferts ont été considérés bi-directionnels afin de s'approcher de la réalité en terme de séchage. Six cas ont été étudiés (figures 3.41), ils permettent de représenter une poutre destinée aux classes de service 1 et 2 (figure 3.41 a), une poutre destinée à la classe de service 3 (figure 3.41 b) et une poutre spécifique à l'étude constituée de 2 assemblages contrecollés séparés d'un courson (figure 3.41 c). L'étude s'appuie sur les résultats du plan d'expérience, ainsi aucun décalage horizontal entre cernes n'est présent afin de limiter des contraintes de cisaillement. De la même façon, afin de se placer dans le cas le moins critique en ce qui concerne les contraintes normales, le centre d'orthotropie n'a pas été considéré trop éloigné, afin de minimiser les chances de décollement du joint au début du séchage. Les lames ont été considérées comme provenant de la même position dans l'arbre. Deux cas ont été étudiés pour chaque poutre, un cas où les cernes sont centrés (a, b, c) et l'autre dans lesquels ils sont décentrés (a', b', c').

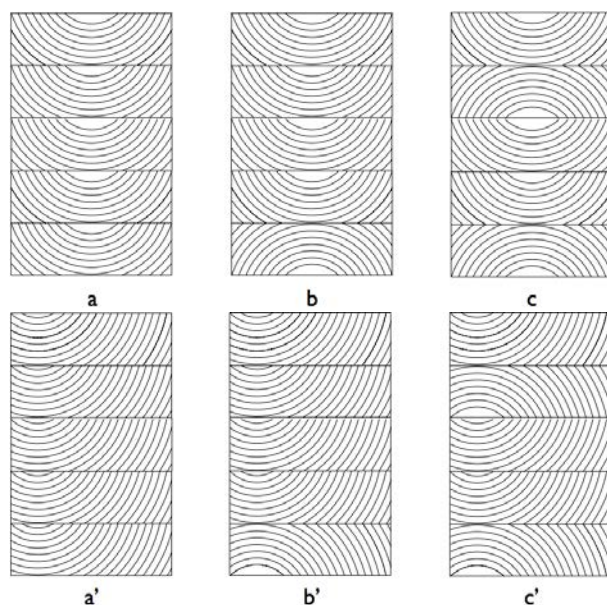


Figure 3.41 – Cas de poutres lamellées collées étudiées

Dans un premier temps, le séchage est considéré jusqu'à une teneur en eau d'équilibre de 12%. Ensuite, une autre étude considère la teneur en eau d'équilibre de 16%. En effet, la plupart des poutres lamellées collées sont livrées à des teneurs en eau situées entre 16 et 20% afin d'être mieux adaptées aux classes de service 2 et 3.

a) Séchage jusqu'à 12%

Les champs de contraintes σ_{xx} et σ_{yy} à la fin du séchage sont présentés dans les figures 3.42 et 3.43. Pour les contraintes σ_{xx} , elles sont plus importantes au niveau des joints et leur état non homogène dans la section du lamellé collé induiront des contraintes de cisaillement dans le joint, présentées ensuite dans la figure 3.52.

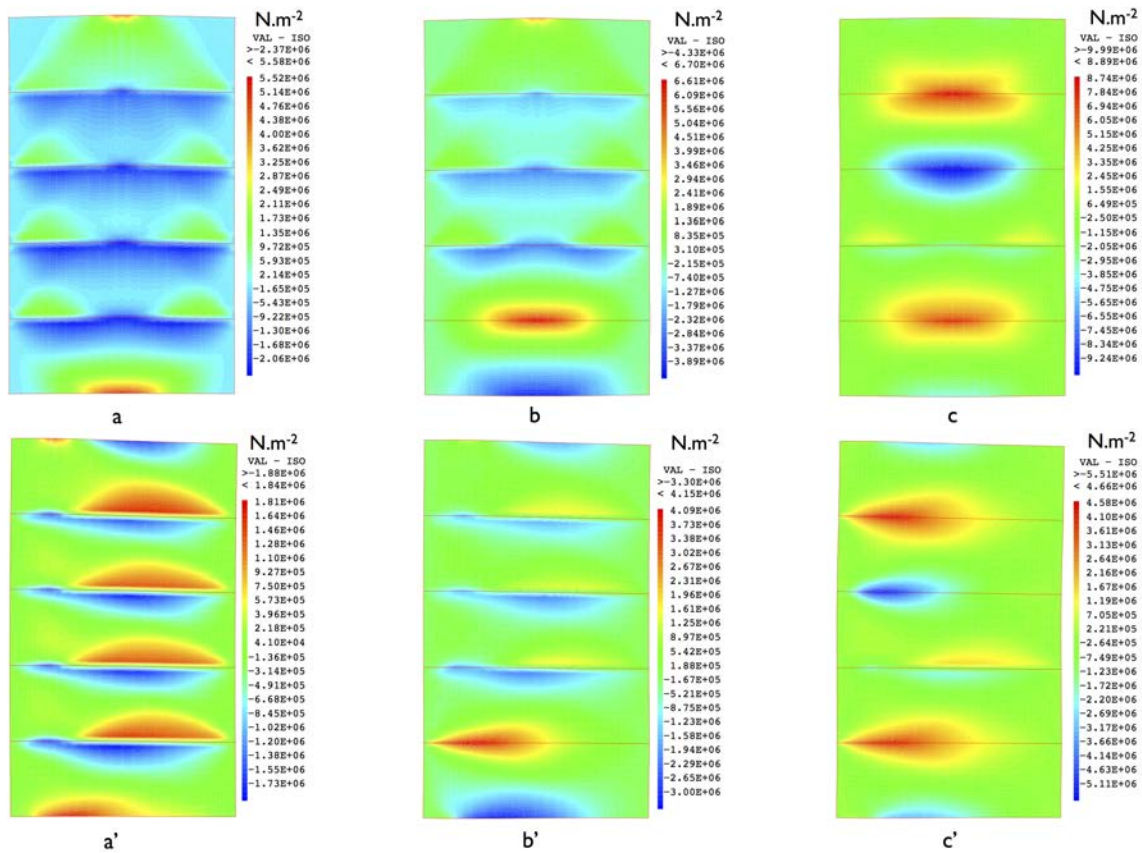


Figure 3.42 – Contraintes σ_{xx} à la fin du séchage

Pour les contraintes σ_{yy} (figure 3.43), elles sont plus importantes au niveau des bords de la poutre. Les cas a et b sont ceux qui présentent des valeurs de contraintes moins élevées.

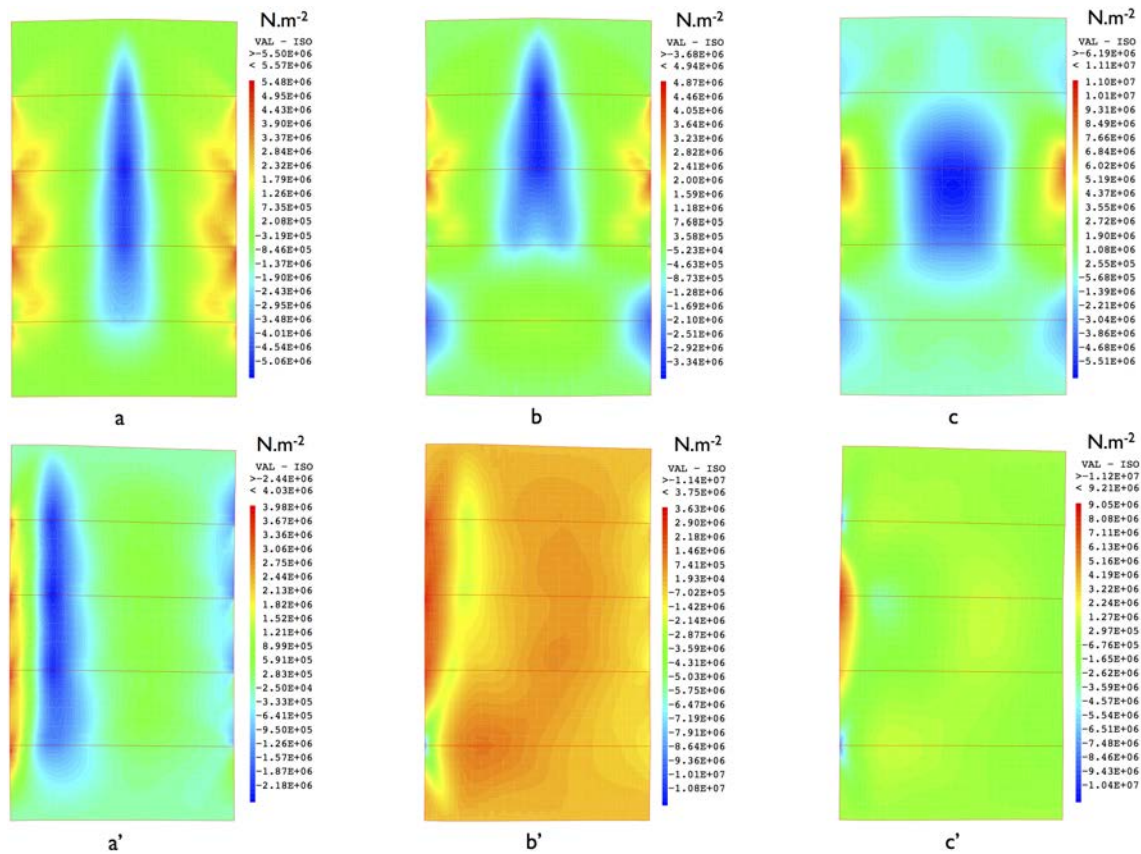


Figure 3.43 – Contraintes σ_{yy} à la fin du séchage

Afin de mieux analyser l'état des contraintes normales au cours du séchage, nous avons tracé leur évolution sur des points d'études (figure 3.44) situés aux bords du matériau au cours du temps (figures 3.45 à 3.51).

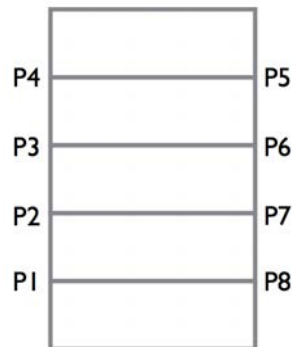


Figure 3.44 – Placement des points pour l'étude de l'évolution des contraintes

La figure 3.45 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas a. On remarque que l'allure globale de cette évolution est semblable à celle des bilames. Toutefois, les contraintes normales demeurent positives au cours du séchage. Au début du séchage elle atteint des valeurs plus élevées que dans le cas du bilame, et les joints de la lamelle centrale du lamellé collé semblent les plus sollicités. On remarque deux types d'évolutions, suivant l'emplacement des points. Les points situés sur les joints de la lamelle centrale (P2 et P3) présentent des contraintes plus élevées que les points situés sur les joints proches des lamelles extérieures (P1 et P4). Ceci est dû au gradient de séchage, les lamelles supérieures et inférieures (1 et 5) voient leur peau sécher au début (figure 3.46), ce qui va engendrer des contraintes de traction sur les joints entre

les lamelles, qui elles ne sèchent que par les bords (2, 3 et 4). Les contraintes au point P1 sont plus élevées qu'au point P4 car la lamelle 1 contient des cernes plus tangentiels sur le front de séchage. Sa peau va donc plus se contracter et son aptitude à fléchir sera plus marquée que celle de la lamelle 5. Les lamelles 2, 3 et 4 vont voir leurs bords se contracter. Les lamelles 2 et 4 verront leurs aptitudes aux déformations être influencées respectivement par le comportement des lamelles 1 et 5. Les contraintes seront donc plus élevées au point P2 car la lamelle 2 va chercher à suivre la lamelle 1 et l'ouverture fictive au point P2 sera plus importante qu'au point P3.

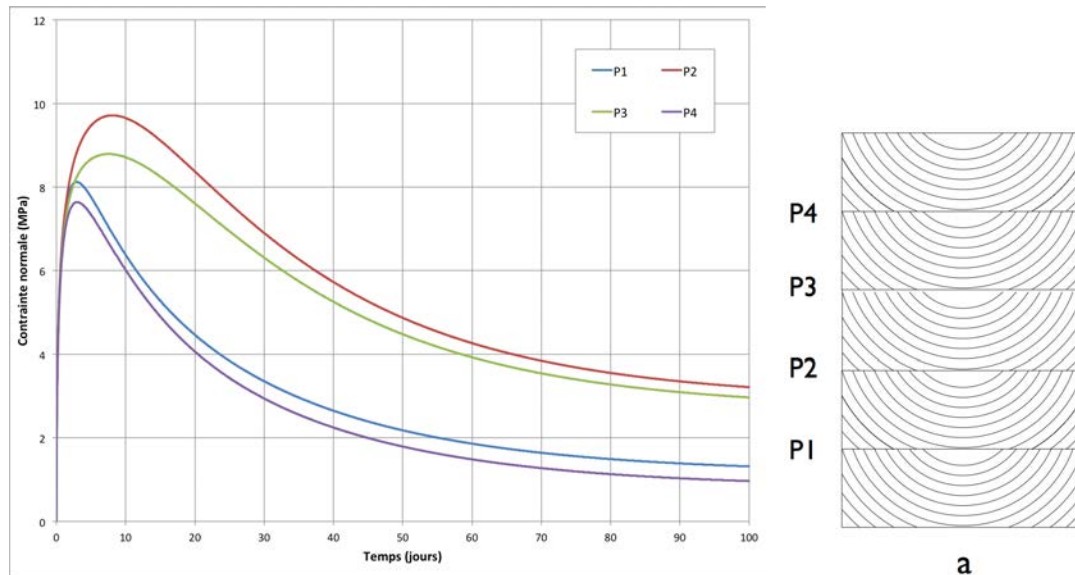


Figure 3.45 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas a

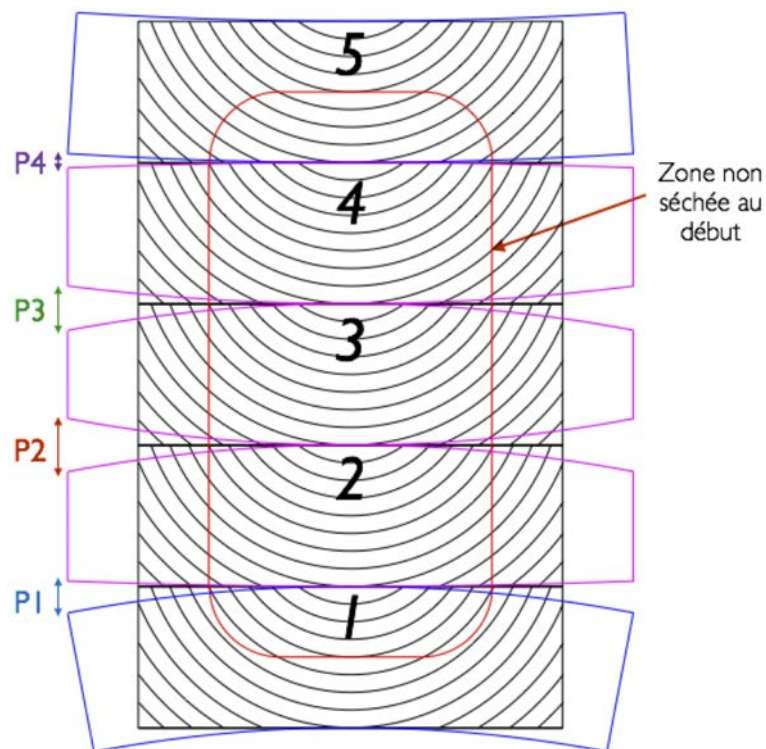
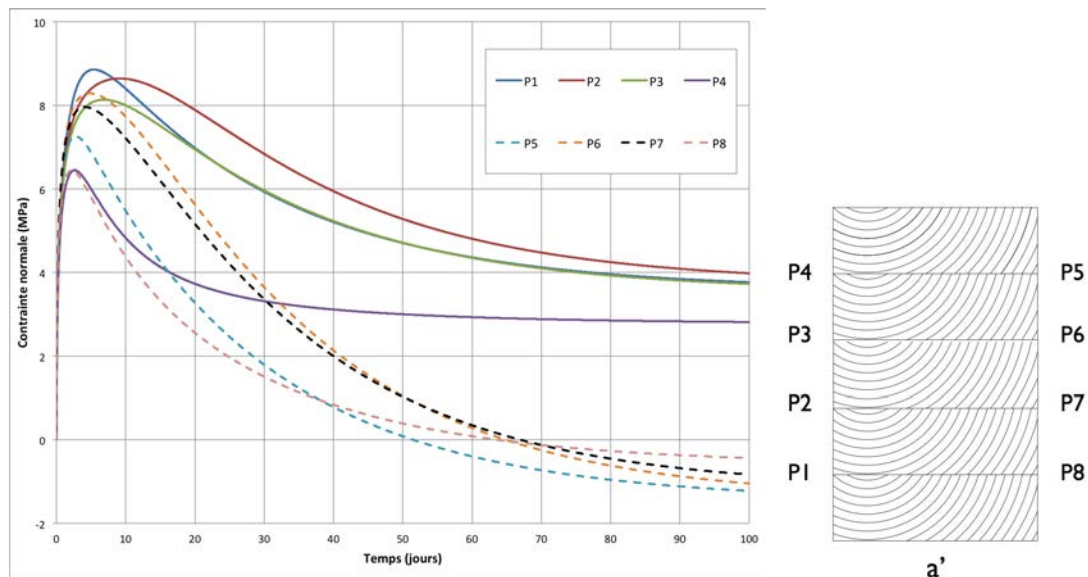


Figure 3.46 – Aptitude des lamelles à se déformer au début (les déformées fictives ont été largement amplifiées pour faciliter la compréhension)

La figure 3.47 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas a'. On remarque toujours une évolution de contraintes présentant un maximum au début du séchage. Elles sont plus importantes pour le point P1 car la lamelle inférieure contient des cernes tangentiels sur le front de séchage (au niveau du centre d'orthotropie). De la même façon, aux points P6 et P7, les bords vont avoir une bonne aptitude à se rétracter, du fait que les cernes sont tangentiels sur le front de séchage au niveau du bord de droite, les contraintes induites y sont également élevées. Aux points P2 et P3, les contraintes sont également importantes car la lamelle centrale cherche à retenir l'aptitude à se rétracter des lamelles extérieures. Au point P4 les contraintes sont plus faibles car les cernes sont principalement radiaux sur l'ensemble du front de séchage, la lamelle va donc avoir une moins bonne aptitude à se fléchir. Aux point P8 et P5, les contraintes sont moins importantes car de ce côté de la poutre, la déformation est moins marquée pour les lamelles supérieures et inférieures. Les contraintes normales deviennent négatives sur les bords éloignés du centre d'orthotropie (P5, P6, P7 et P8). Ceci vient du fait que les cernes d'accroissement présentent une direction radiale dans cette zone ; l'échantillon ne va pas se déformer symétriquement, résultant en des contraintes plus importantes dans la zone proche du centre d'orthotropie.



La figure 3.48 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas b. On remarque la même évolution de contraintes que pour le cas a. Toutefois, au niveau du point P1 la contrainte normale est moins importante, car les cernes sont plus radiaux au front de séchage. Les contraintes en ce point deviennent négatives, pour les mêmes raisons que dans le cas des bilames. Les contraintes sont moins importantes que dans le cas a, la lamelle du bas semble donc reprendre certains efforts lors du séchage.

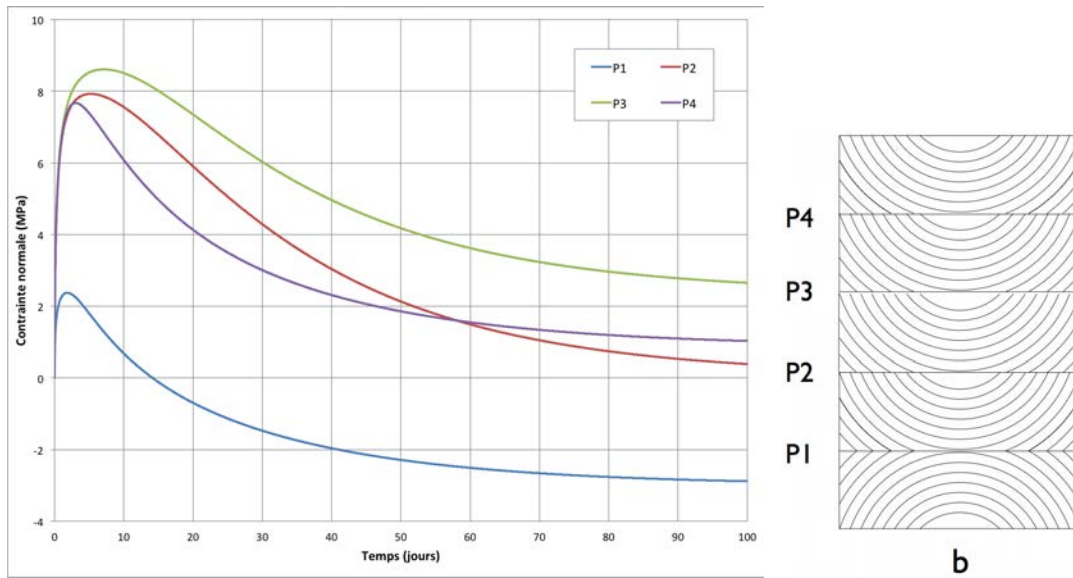


Figure 3.48 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas b

La figure 3.49 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas b'. Comme dans le cas a', les contraintes sur les bords éloignés du centre d'orthotropie deviennent négatives au cours du séchage pour les mêmes raisons. Les valeurs maximales sont légèrement moins élevées que dans le cas où les lames étaient centrées sur les centres d'orthotropie.

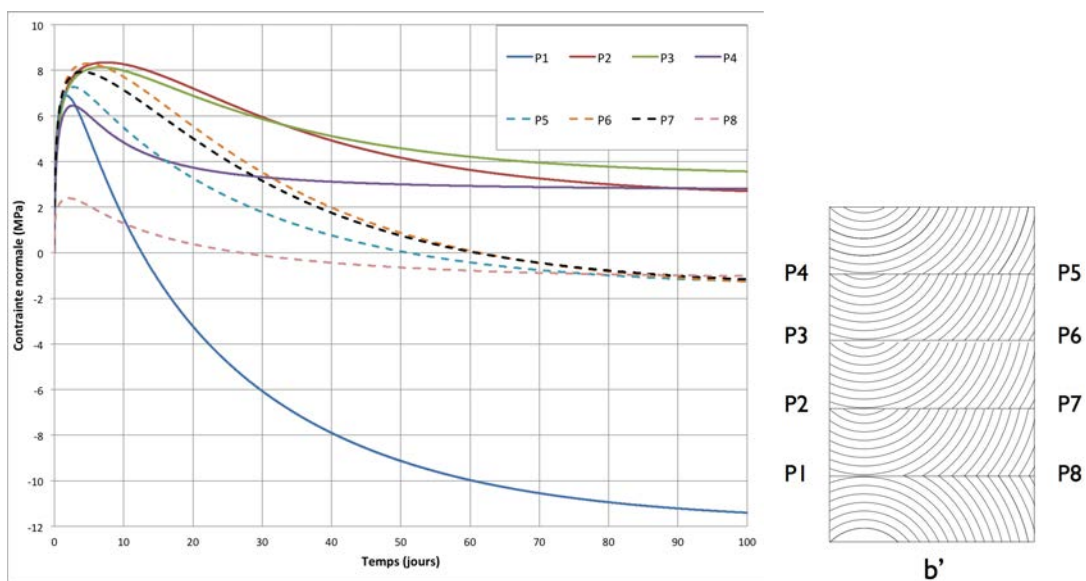


Figure 3.49 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas b'

La figure 3.50 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas c. Les contraintes sont beaucoup plus élevées que dans les cas a et b. On observe pour les points P1 et P4 des contraintes qui deviennent négatives au cours du séchage, comme pour les bilames et le point P1 du cas b.

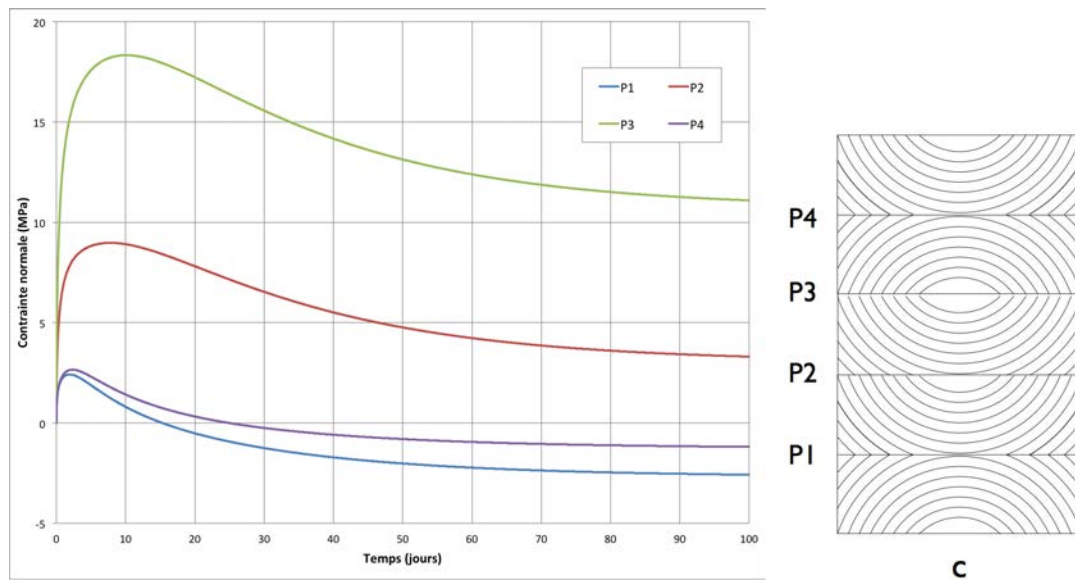


Figure 3.50 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas c

La figure 3.51 montre l'évolution des contraintes normales pour le cas c'. Les contraintes sont beaucoup plus élevées pour le bord éloigné du centre d'orthotropie.

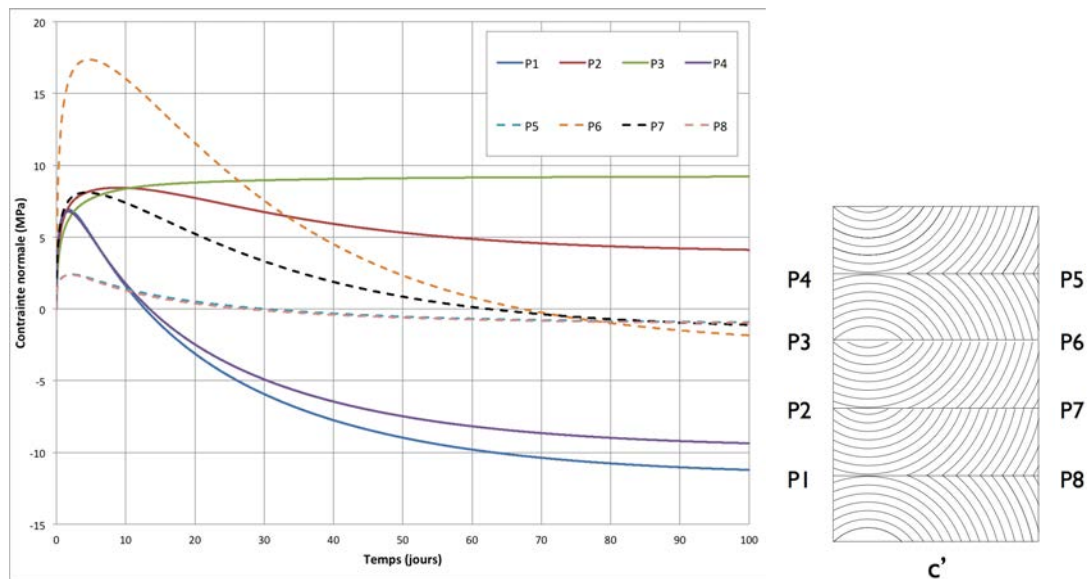


Figure 3.51 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas c'

La figure 3.52 représente le champ de contraintes de cisailement à la fin du séchage. Dans les zones où les lames sont dans le même sens on observe une concentration de ces contraintes sur le joint, surtout pour les joints situés près des lames extérieures.

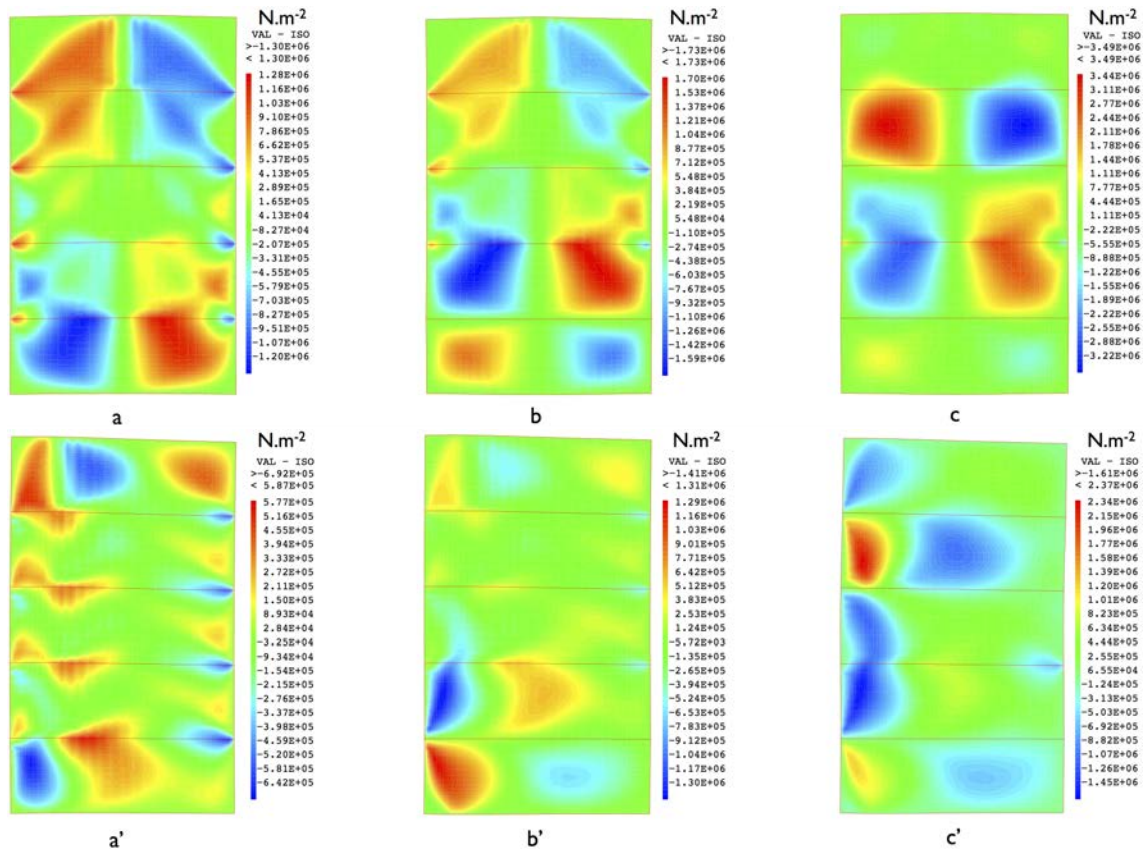


Figure 3.52 – Contraintes σ_{xy} à la fin du séchage

Les résultats de cette simulation numérique nous informent que la configuration la plus adéquate et la moins préjudiciable pour le séchage d'une poutre lamellé collée est la configuration b. En effet, elle présente des contraintes d'arrachement du joint moins élevées que dans les autres configurations, que ce soit dans le cas de cernes centrés ou de cernes décentrés. Cette configuration est celle présente dans les normes [55, 51] en vigueur pour les poutres destinées à la classe de service 3, le procédé de collage à l'état vert pourrait donc s'inscrire dans la norme. Nous pouvons affirmer que la stabilité dimensionnelle des produits est conservée lorsque les cernes sont centrés mais en contrepartie les contraintes résiduelles sont assez élevées. Inversement, lorsque les cernes ne sont pas centrés les contraintes résiduelles sont moins importantes mais la poutre est d'avantage déformée. Ces résultats nécessitent une validation expérimentale. En effet, l'intensité des contraintes normales au joint à la fin du séchage laissent penser que des décollements au niveau des joints de colle peuvent être induits.

b) Séchage jusqu'à 16%

Afin de se situer dans une situation plus réaliste vis à vis de la production industrielle, nous allons maintenant considérer que la configuration de poutre destinée à la classe de service 3 (figure 3.41 b) n'est séchée qu'à 16% de teneur en eau (figures 3.53 à 3.57).

En ce qui concerne les contraintes σ_{xx} (figure 3.53), le champ est semblable à celui obtenu lors du séchage à 12%, mais les contraintes sont moins élevées.

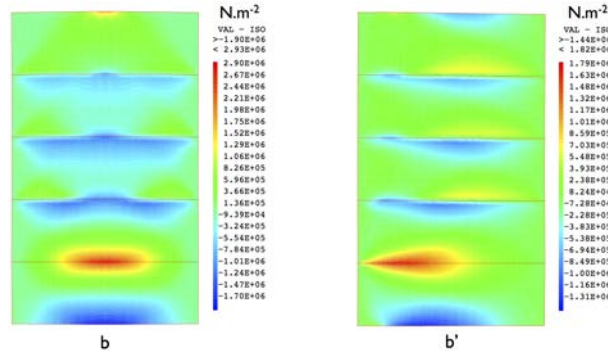


Figure 3.53 – Contraintes σ_{xx} à 16 % de teneur en eau

En ce qui concerne les contraintes σ_{yy} (figure 3.54), les mêmes remarques peuvent être faites.

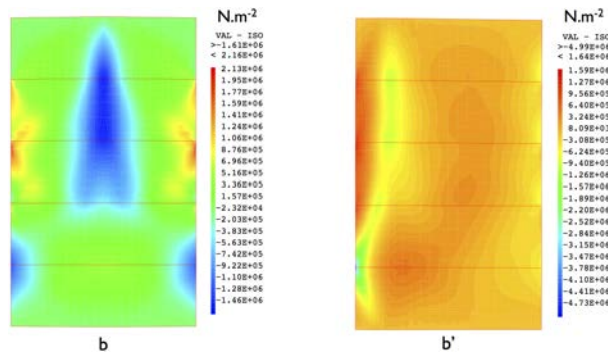


Figure 3.54 – Contraintes σ_{yy} à 16 % de teneur en eau

L'évolution des contraintes normales sur les bords est tracée pour les cas b et b' (figures 3.55 et 3.56). Comme attendu, les résultats obtenus nous indiquent des états de contraintes plus faibles que pour le séchage 12%. Les contraintes normales au joint se situent en dessous de la résistance à la traction normale issue de la littérature (4,7 MPa [46]).

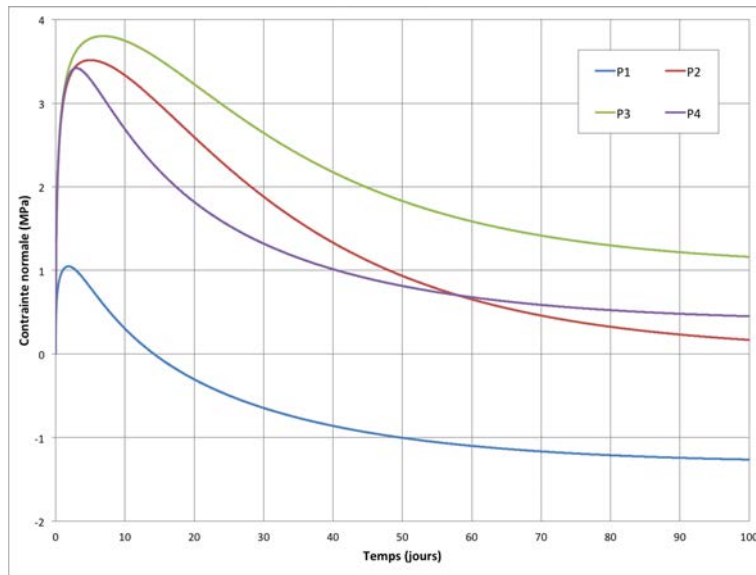


Figure 3.55 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas b séché à 16%

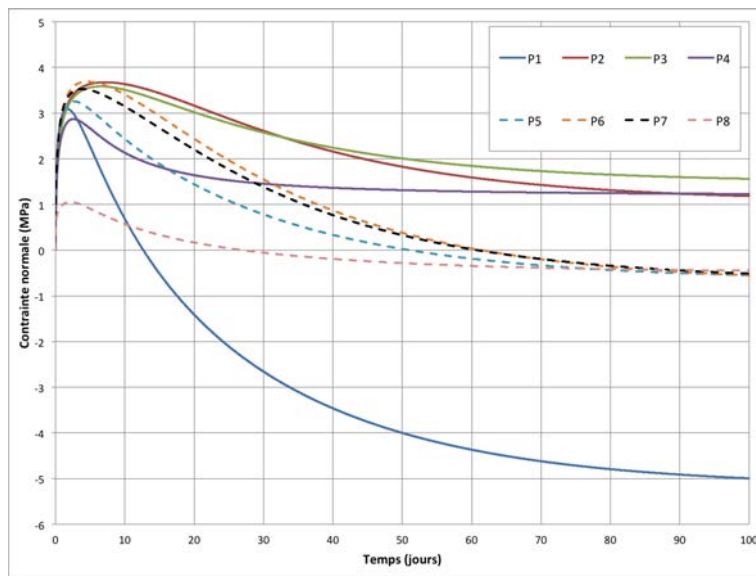


Figure 3.56 – Évolution des contraintes normales aux bords des joints pour le cas b' séché à 16%

Les contraintes de cisaillement sont aussi moins élevées (figure 3.57). Lors d'un séchage à 16%, au vu de la faible intensité des différentes contraintes, l'assemblage ne devrait pas se détériorer au niveau du joint.

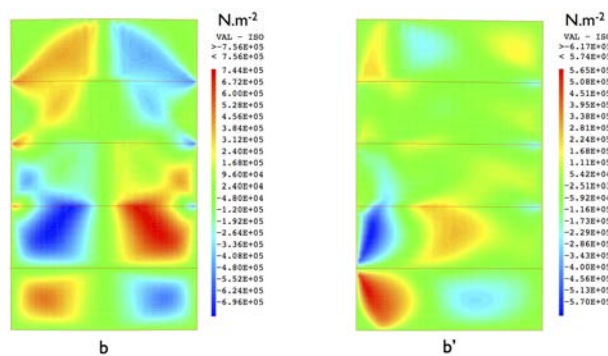


Figure 3.57 – Contraintes σ_{xy} à 16 % de teneur en eau

3.4 Conclusions sur la modélisation numérique

L'objectif de l'étude présentée dans ce chapitre est de valider un modèle qui permette d'analyser et d'évaluer les évolutions des contraintes induites dans l'assemblage lors d'un séchage et, *in fine*, aider à proposer des recommandations qui optimisent la tenue de l'assemblage.

Dans ce chapitre, nous avons choisi un modèle numérique aux éléments finis pour simuler le comportement hydromécanique d'un assemblage de bois collé à l'état vert. Ce modèle transitoire a été adapté à Cast3m. Une méthode d'optimisation numérique permettant de caler la cinétique de séchage numérique avec celle obtenue expérimentalement a été mise en place et s'est avérée efficace.

Lors du calcul des déformations, nous avons pris en compte le caractère orthotropique du bois ainsi que la dépendance de ses propriétés élastiques à la teneur en eau en prenant des hypothèses simplificatrices. Étant donné les incertitudes générales et locales (mesures, propriétés supposées homogènes, cernes cylindriques, risque de présence de singularités, utilisation d'un modèle purement élastique), les divergences entre les résultats numériques et expérimentaux peuvent être expliquées. Néanmoins, nous considérons dans cette étude qu'il n'est pas nécessaire de complexifier le modèle, celui-ci étant suffisant pour comprendre les phénomènes, prédire les tendances et identifier les configurations favorables ou défavorables. Il nous permet donc de répondre aux objectifs fixés. Les résultats numériques ont été confrontés aux résultats expérimentaux par comparaison des champs de déformations. Une bonne approximation a été relevée, à la fois à la fin du chargement mais également lors des phases transitoires. Cette similitude a mené à la validation du modèle.

Ce modèle a ensuite été exploité pour estimer et quantifier les contraintes induites par les chargements hydriques dans le matériau lors du séchage. Un plan d'expérience numérique a été mis en place et a permis de montrer l'effet du positionnement des cernes d'accroissement par rapport au plan de collage :

- Un décalage horizontal entre cernes majore le risque d'apparition de contraintes de cisaillement dans le plan de collage,
- Des éléments issus d'une position éloignée du coeur de l'arbre au plan de collage induisent un développement de contraintes d'ouverture au bord du joint important au début du séchage,
- Des éléments issus d'une position proche du coeur de l'arbre induisent des contraintes résiduelles d'ouverture du joint à la fin du séchage plus importantes que dans le cas d'éléments issus d'une position éloignée du coeur.

Il a aussi été montré que les contraintes les plus préjudiciables à la tenue du matériau se développent dans les premiers jours de séchage. Le calcul numérique permet de bien visualiser les tendances de contraintes au niveau de l'interface et de déterminer des protocoles de production qui minimisent le risque d'endommagement du matériau.

Enfin, nous avons appliqué ce modèle à l'échelle d'une section de poutre lamellé collée plus

complexe. Il a été vu que les contraintes résiduelles apparaissaient sur les bords du matériau, au niveau du joint. Ces contraintes étaient les moins élevées pour une poutre fabriquée selon la norme destinée à la classe de service 3. Ces résultats nécessitent une validation expérimentale, afin de vérifier s'il existe une ruine du joint lors du séchage.

Dans le calcul, nous n'avons pas considéré les propriétés de l'adhésif, une étude effectuée en prenant en compte ces propriétés a montré des résultats comparables à ceux obtenus en considérant une interface parfaite. De plus, cela nous permet de nous situer dans un domaine sécuritaire. Néanmoins, des essais de rupture en mode I et en mode II sont recommandés, afin de s'assurer de la résistance de l'adhésif utilisé.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Les travaux menés durant cette thèse consistaient à appréhender le comportement hydromécanique d'éléments de bois collés à l'état vert destinés à la fabrication de poutre lamellées collées. Les transferts hydriques occasionnés durant le séchage de ces produits apportent des sollicitations mécaniques dans le bois, mais également dans le joint de colle. Des dommages peuvent donc être induits dans le bois ou au niveau de l'interface, notamment en raison des directions préférentielles de retrait de chaque élément.

L'objectif principal de l'étude a été d'identifier les paramètres ayant une influence sur les différentes sollicitations mécaniques induites par le séchage, afin de proposer un protocole de production optimal pour la tenue de l'assemblage. Le chapitre 1 présente la problématique autant sur le plan expérimental que numérique et montre la faible littérature en ce qui concerne les comportements thermo-hydromécanique des bois massifs collés. Dans le chapitre 2, une étude de faisabilité du collage à plat à l'état vert a d'abord été effectuée et a révélé la pertinence de ce procédé. Ensuite, une démarche expérimentale dédiée à l'étude du comportement hydromécanique de bilames collés à l'état vert a été envisagée. Cette démarche consistait à proposer un protocole de mesure des déplacements et déformations d'un matériau hygroscopique au séchage. La mesure a été effectuée par la technique de corrélation d'images numériques. Elle a permis l'acquisition et l'analyse de champs de déplacements et de déformations, sur différentes éprouvettes décimétriques lors du séchage. Il a ainsi été établi que les conditions de chargement hydriques doivent être scrupuleusement contrôlées afin de procéder à une mesure fiable et implémentable dans un modèle. Le chapitre 3 consiste à construire un modèle aux éléments finis permettant de simuler le comportement hydromécanique des éprouvettes étudiées expérimentalement. Ce modèle prend en compte la variabilité de propriétés élastiques du bois avec l'humidité, ainsi que le caractère orthotrope du bois. La confrontation des résultats expérimentaux et numériques ont permis de valider à la fois le modèle numérique et la démarche expérimentale. Ce modèle numérique étant validé, un plan d'expérience a été mis en place afin d'évaluer l'intensité des contraintes se développant au niveau de l'interface lors du séchage. Le plan d'expérience a été effectué sur des bilames contrecollés, puis il a été étendu à l'étude des contraintes résiduelles après séchage de différentes configurations de poutres lamellées collées.

Les principaux résultats obtenus expérimentalement nous permettent d'affirmer tout d'abord que la méthode de mesure par corrélation d'images numériques s'adapte tout à fait à l'étude du comportement hydromécanique d'un matériau hygroscopique tel que le bois. La méthode expérimentale globale semble également être adaptée à l'étude de notre problématique puisque

les résultats numériques nous informent de résultats similaires. Il ne semble donc pas y avoir d'erreur en ce qui concerne l'expérimentation mise en oeuvre. Dans un premier temps les essais ont été effectués dans des conditions de séchage non contrôlées. Ceci a impliqué une difficulté dans l'appréciation des résultats. En effet, il était difficile de commenter les résultats obtenus car les conditions aux limites expérimentales n'étaient pas fiables. Néanmoins, cette première approche nous a permis d'analyser des résultats de corrélation d'images pour une sollicitation hydrique. Plus particulièrement, il a été constaté que le système de mesures liait les directions principales de déformations aux directions d'orthotropie du bois. En outre, l'étude de champs nous a permis de proposer la construction d'un modèle numérique permettant la simulation du comportement hydromécanique du bois. La démarche expérimentale a donc été modifiée afin de se situer dans des conditions reproductibles, à la fois expérimentalement et numériquement. Ces nouvelles expérimentations ont apporté des résultats très satisfaisants qui sont une avancée dans le domaine de l'étude du comportement hydromécanique du bois. En effet, beaucoup de travaux numériques avaient été effectués jusqu'ici mais les méthodes de validation expérimentale des modèles étaient rares. Avec la mesure de champs, il est maintenant possible de comparer aisément des résultats de simulations à des résultats expérimentaux. Ceci est très important lorsqu'on étudie un matériau hétérogène tel que le bois.

Un modèle numérique traduisant une approche macroscopique du problème a été construit. Les paramètres ont été identifiés directement à partir des expériences menées. Ce modèle se limite au seul domaine des expérimentations menées. Il a cependant permis une compréhension directe du comportement lié à la cinétique expérimentale. Un algorithme d'optimisation a été utilisé afin de caler la cinétique du modèle de séchage à la cinétique expérimentale. Le couplage de la mécanique avec les transferts hydriques induits dans le matériau a été effectué à l'aide d'un modèle purement élastique prenant en considération la nature orthotrope cylindrique du bois. Les résultats obtenus ont ensuite été confrontés aux résultats expérimentaux. La validation du modèle s'est effectuée par comparaison des champs de déformations et il a été montré que les résultats obtenus numériquement étaient validés. Ensuite, une estimation des contraintes induites dans les éprouvettes sollicitées expérimentalement a été effectuée. Le modèle élastique dégage des contraintes surestimées, mais en accord avec les observations expérimentales et en dessous des limites de résistance des matériaux mis en jeu. En effet, aucun endommagement, du bois ou de l'interface, n'a été observé expérimentalement.

Une exploitation du modèle a ensuite été mise en place. Pour cela un plan d'expérience numérique prenant en compte différents facteurs correspondant au mode de débit du bois a été construit. Ce plan d'expérience a montré que certaines configurations de collage induisaient un risque d'endommagement de l'interface au séchage. Néanmoins, ces résultats ne peuvent être analysés que de manière qualitative du fait des limitations liées au modèle (élasticité). Des simulations sur des sections de poutres lamellées collées ont ensuite été effectuées, et les contraintes développées lors du séchage ont été évaluées. Cette dernière approche, bien que qualitative, permet d'avoir une idée sur les possibles mécanismes d'endommagement des interfaces lors de la fabrication de produits lamellés collés. Néanmoins, l'exploitation du modèle nécessite une validation expérimentale, afin de s'assurer des conclusions tirées de cette étude, en particulier sur les endommagements possibles de l'interface.

L'ensemble de ces résultats a permis de répondre aux objectifs fixés dans ce manuscrit. Dans

un premier temps, ils nous ont permis de constater que le séchage d'éléments de bois collés à l'état vert se rapprochait des techniques de séchage avancées utilisées actuellement lors du séchage d'éléments de bois massifs. La démarche expérimentale mise en oeuvre dans ces travaux devrait permettre d'alimenter les différents modèles numériques, destinés à l'étude du comportement hydromécanique du bois au séchage. Cette approche, étroitement liée avec la construction d'un modèle numérique simplifié, nous a aidé à déterminer les paramètres prépondérants conduisant aux possibles endommagements de l'interface d'un bois collé à l'état vert lors de son séchage. Nous avons alors mis en évidence l'influence de la géométrie des cernes sur ce comportement et avons déterminé des configurations privilégiées. Ainsi, on préférera éviter un décalage trop important de la position des cernes d'accroissement entre coursons. Il faudra aussi veiller à ce que les cernes d'accroissement ne soient pas trop parallèles au joint de colle, afin d'éviter un décollement de l'interface au début du séchage. L'apparition de contraintes d'arrachement au début du séchage pourra être corrigée en chargeant mécaniquement les éléments lors du séchage.

Perspectives

Le couplage des études expérimentales et numériques permet une meilleure compréhension du comportement hydromécanique d'éléments de bois collés à l'état vert. Au delà des résultats obtenus, il nous semble opportun de présenter ici des perspectives sur les aspects de l'expérimentation et de la modélisation.

Concernant le développement des essais expérimentaux

Il est important de valider expérimentalement les remarques faites suite aux résultats du plan d'expérience numérique. Ces expériences devront permettre d'observer ou non des possibles endommagements de l'interface. Elles devront aussi être menées à l'échelle d'éprouvettes contenant plusieurs lames, afin de valider les observations numériques sur les sections de poutres lamellées collées.

La mise en place d'une technique de mesure de profils de teneur en eau semble importante, afin de relier plus précisément les comportements mécaniques aux transferts hydriques dans le matériau.

Des essais de cisaillement, effectués lors des expériences de séchage, se doivent également d'être réalisés. Ceci permettra l'évaluation des propriétés résiduelles d'adhérence de la colle au sein d'un assemblage collé à l'état vert soumis à un séchage doux. L'évolution des propriétés d'adhérence de l'assemblage pourra donc être analysée, apportant un plus à la définition du protocole de séchage.

Des essais de chargements cycliques d'humidification et de séchage pourront aussi être mis en place. L'analyse des essais par mesures de champs permettra de localiser les endommagements potentiels liés aux phénomènes de retraits-gonflements empêchés du bois et son comportement mécanosorptif.

Des essais permettant la caractérisation en cisaillement (mode II) ainsi que par arrachement (mode I) de l'interface pourront être développés. Ils pourront être ainsi considérés dans la modélisation numérique du comportement hydromécanique de l'assemblage, et permettront de faire une analyse plus fine des résultats numériques, en relation avec les observations expérimentales.

Concernant le développement du modèle numérique

Le modèle numérique retenu dans cette étude est un modèle purement élastique. Dans un premier temps il semble opportun de tenir compte des effets différés du bois (viscoélasticité), afin d'obtenir un modèle plus réaliste en ce qui concerne le matériaux principal : le bois. Les résultats obtenus expérimentalement et numériquement pourront donc être facilement comparables avec d'autres études issues de la littérature.

Une mesure des profils de teneur en eau permettra une meilleure appréciation des coefficients de transferts de masse dans le bois, permettant un affinage du modèle.

La prise en compte de l'aspect thermique transitoire permettra d'optimiser, pour un assemblage donné, le protocole de séchage (doux au départ, plus rapide à la fin).

Les propriétés de l'interface n'ont pas ici été soumises à une étude approfondie dans le modèle numérique, une étude plus approfondie se doit donc d'être mise en place. L'évolution des propriétés de l'interface dans le temps pourront être renseignées, afin d'effectuer une analyse plus fine des phénomènes potentiels d'endommagement.

Une technique de calage des propriétés du matériau bois dans le modèle numérique, basée sur un algorithme d'optimisation, pourra aussi être envisagée. Elle devra permettre d'utiliser les données issues de la mesure de champs comme données d'entrée dans le modèle à différents moments du calcul. Ainsi une mise à jour continue des propriétés du matériau pourra être effectuée.

Ce modèle numérique pourra aussi être étendu à d'autres échelles de largeurs et d'épaisseurs des lamelles, afin de devenir un véritable outil d'aide à la décision. Le collage à plat a été considéré ici entre lames parallèles dans la direction longitudinale, mais il pourrait être considéré en croisant les lamelles entre elles.

Enfin, une étude paramétrique pourra être menée, elle prendra en compte différentes propriétés du matériau bois. Ceci permettra de se rendre compte de la possibilité d'utiliser d'autres essences pour ce procédé de collage, en particulier les bois feuillus. Des techniques d'assemblages permettant la minimisation des contraintes aux niveau des interfaces, telles que le rainurage, se devront aussi d'être analysées.

Références bibliographiques

- [1] M. NORIMOTO et J. GRILL, « Wood bending using microwave heating », *Journal of microwave power and electromagnetic energy*, vol. 24, no. 4, p. 203–212, 1989.
- [2] J. L. BOWYER, R. SHMULSKY et J. G. HAYGREEN, *Forest Products and Wood Science : An Introduction*. Wiley-Blackwell, 5 éd., mai 2007.
- [3] AFNOR, « EN 13183-1 : Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - partie 1 : Détermination par la méthode de dessiccation. », 2002.
- [4] B. LASSERRE, *Modélisation thermo-hygro-mécanique du comportement différé de poutres de structure en bois*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, Laboratoire de rhéologie du bois de Bordeaux, sept. 2000.
- [5] B. TIME, *Hygroscopic Moisture Transport in Wood*. Thèse doctorat, Norwegian University of Science and Technology, Department of Building and Construction Engineering, 1998.
- [6] A. P. SCHNIEWIND, *Concise encyclopedia of wood & wood-based materials*. Oxford, England ; Cambridge, Mass. : Pergamon Press ; MIT Press, 1989.
- [7] C. SKAAR, *Moisture Sorption Hysteresis in Wood*. Virginia Polytechnic Institute and State University of Blacksurg : Defense Technical Information Center, 1979.
- [8] R. W. DENT, « A multilayer theory for gas sorption : Part i : Sorption of a single gas », *Textile Research Journal*, vol. 47, p. 145–152, fév. 1977.
- [9] S. BRUNAUER, P. H. EMMETT et E. TELLER, « Adsorption of gases in multimolecular layers », *Journal of the American Chemical Society*, vol. 60, p. 309–319, fév. 1938.
- [10] I. HARTLEY, F. KAMKE et H. PEEMOELLER, « Cluster theory for water sorption in wood », *Wood Science and Technology*, vol. 26, no. 2, p. 83–99, 1992.
- [11] P. NAVI et F. HEGER, *Comportement thermo-hydrromécanique du bois : applications technologiques et dans les structures*. Lausanne, [Suisse] : Presses polytechniques et universitaires romandes, 2005.
- [12] K. KRÖLL et B. HERSFELD, « Die bewegung der feuchtigkeit in nadelholz während der trocknung bei temperaturen um 100° », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 9, p. 176–181, mai 1951.
- [13] J.-P. CARIOU, *Caractérisation d'un matériau viscoélastique orthotrope : le bois*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, 1987.
- [14] D. GUITARD et H. POLGE, *Mécanique du matériau bois et composites*. Collection Nabla, ISSN 0768-2271, Toulouse, France : Cépaduès éditions, 1987.
- [15] J. XAVIER, N. GARRIDO, M. OLIVEIRA, J. MORAIS, P. CAMANHO et F. PIERRON, « A comparison between the iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization

- of pinus pinaster ait », *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, p. 827–840, juil. 2004.
- [16] N. DOURADO, S. MOREL, M. F. S. F. DE MOURA, G. VALENTIN et J. MORAIS, « Comparison of fracture properties of two wood species through cohesive crack simulations (english) », *Composites. Part A, Applied science and manufacturing*, vol. 39, no. 2, p. 415–427, 2008.
- [17] A. STEFFEN, C.-J. JOHANSSON et E.-W. WORMUTH, « Study of the relationship between flatwise and edgewise modull of elasticity of sawn timber as a means to improve mechanical strength grading technology », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 55, p. 245–253, mars 1997.
- [18] T. LUNDSTRÖM, U. HEIZ, M. STOFFEL et V. STÖCKLI, « Fresh-wood bending : linking the mechanical and growth properties of a norway spruce stem », *Tree physiology*, vol. 27, p. 1229–1241, sept. 2007. PMID : 17545123.
- [19] E. SERRANO, J. BLIXT, B. KÄLLSNER, J. OSCARSSON, H. PETERSSON et M. STERLEY, *Wet glued laminated beams using side boards of Norway spruce*. Linnæus University, School of Engineering : Linnæus University, 2011.
- [20] S. ORMARSSON, *Numerical analysis of moisture-related distortions in sawn timber*. Chalmers University of Technology, 1999.
- [21] J. MOREAU, *Impact de pratiques sylvicoles intensives sur les propriétés du bois de Pin Maritime*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, Bordeaux, 2010.
- [22] C. GRAZIDE, A. COINTE, J.-L. COUREAU et S. MOREL, « The influence of heterogeneities on the bending strength of timber », in *Proceedings of the World Conference on Timber Engineering*, (Auckland, Nouvelle-Zélande), 2012.
- [23] C. C. GERHARDS, « Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood : an analysis of immediate effects », *Wood and Fiber Science*, vol. 14, no. 1, p. 4–36, 1982.
- [24] G. CUEFF, « Élaboration et caractérisation de lamellés collés droits et cintrés pour application en charpente de bateaux. », rap. tech., US2B - Bordeaux, 2010.
- [25] B. THUNELL, « Über die elastizität schwedischen kiefernholzes », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 4, p. 15–18, jan. 1941.
- [26] P. H. SULZBERGER, AUSTRALIA, DEPARTMENT OF SUPPLY et AERONAUTICAL RESEARCH CONSULTATIVE COMMITTEE, *The effect of temperature on the strength of wood, plywood and glued joints*. Melbourne : Commonwealth of Australia, Dept. of Supply, Aeronautical Research Consultative Committee, 1953.
- [27] C. L. SANTOS, A. M. P. d. JESUS, J. J. L. MORAIS et J. L. P. C. LOUSADA, « Bearing properties of portuguese pine wood beneath a laterally loaded dowel », *Ciência and Tecnologia dos Materiais*, vol. 20, p. 45–51, jan. 2008.
- [28] G. ELBEZ, *Le collage du bois*. Paris : Centre technique du bois et de l'ameublement, 2002.
- [29] J.-J. VILLENAVE, *Assemblage par collage*. Paris : Dunod, 2005.
- [30] J. COGNARD, *Science et technologie du collage*. PPUR presses polytechniques, 2000.
- [31] G. VILLOUTREIX et C. BRETTON, « Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural », *Techniques de l'ingénieur Matériaux à propriétés mécaniques*, 2013.
- [32] G. LUBIN, *Handbook of composites*. Van Nostrand Reinhold, 1982.

- [33] O. BAYER, « Das di-isocyanat-polyadditionsverfahren (polyurethane) », *Angewandte Chemie*, vol. 59, no. 9, p. 257–272, 1947.
- [34] AFNOR, « EN 301 - adhésifs de nature phénolique et aminoplaste, pour structures portantes en bois : Classification et exigences de performance », 1992.
- [35] A. A. MARRA, *Technology of wood bonding : principles in practice*. Van Nostrand Reinhold, 1992.
- [36] M. STERLEY, « Adhesive systems for green gluing », in *Proceedings of the International Conference/Workshop "Green Gluing of Wood - Process - Products - Market"*, (Boras, Sweden), SP Swedish National Testing and Research Institute, 2005.
- [37] R. POMMIER, *Compréhension de l'aboutage du bois vert : élaboration du procédé et principes physico-mécaniques appliqués au pin maritime*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, LRBB, 2006.
- [38] R. POMMIER et G. ELBEZ, « Finger-jointing green softwood : Evaluation of the interaction between polyurethane adhesive and wood », *Wood Material Science and Engineering*, vol. 1, no. 3-4, p. 127–137, 2006.
- [39] G. DAUDÉ, « Synthèse d'une colle pour le collage du pin maritime vert », 2002.
- [40] M. STERLEY, « Green gluing of wood », licenciate thesis, KTH civil and architectural engineering, Stockholm Sweden, 2004.
- [41] B. KÄLLANDER, « Green gluing of wood - process - products - market », in *Proceedings of the International Conference/Workshop "Green Gluing of Wood - Process - Products - Market"*, (Boras, Sweden), p. 133, SP Swedish National Testing and Research Institute, 2005.
- [42] S. KARASTERGIOU, G. I. MANTANIS et K. SKOULARAKOS, « Green gluing of oak wood with a one-component polyurethane adhesive », *Wood Material Science and Engineering*, vol. 3, p. 79–82, sept. 2008.
- [43] G. MANTANIS, S. KARASTERGIOU et I. BARBOUTIS, « Finger jointing of green black pine wood (*pinus nigra* l.) », *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 69, p. 155–157, avril 2010.
- [44] M. STERLEY et P. J. GUSTAFSSON, « Shear fracture characterization of green-glued polyurethane wood adhesive bonds at various moisture and gluing conditions », *Wood Material Science and Engineering*, vol. 7, no. 2, p. 93–100, 2012.
- [45] M. STERLEY, *Characterisation of green-glued wood adhesive bonds*. Thèse doctorat, Linnaeus University, School of Engineering, 2012.
- [46] M. STERLEY, E. SERRANO et B. ENQUIST, « Fracture characterisation of green-glued polyurethane adhesive bonds in mode I », *Materials and Structures*, vol. 46, p. 421–434, mars 2013.
- [47] E. SERRANO, J. OSCARSSON, M. STERLEY et B. ENQUIST, « Green-glued products for structural applications », in *Materials and Joints in Timber Structures* (S. AICHER, H.-W. REINHARDT et H. GARRECHT, édés), no. 9 de RILEM Bookseries, p. 45–55, Springer Netherlands, jan. 2014.
- [48] C. VERREAULT, « Performance evaluation of green gluing for finger jointing », Rapport interne 2295, Forintek Canada Corp, Ste-Foy, QC, Canada, 1999.

- [49] C. VERREAULT, « Assesment of two green gluing processes for finger jointing. », Rapport interne 2407, Forintek Canada Corp, Ste-Foy, QC, Canada, 2000.
- [50] A. LAVALETTE, *Développement de contreplaqués pour la construction navale : caractérisation multi-échelle et compréhension des phénomènes de collage du pin maritime à l'état vert*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, 2013.
- [51] AFNOR, « EN 14080 - structures en bois lamellé collé et bois massifs reconstitué - exigences », 2013.
- [52] AFNOR, « EN 338 - bois de structure. classes de résistance. », 2009.
- [53] AFNOR, « EN 408 - structures en bois - bois de structure et bois lamellé-collé - détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques », 2012.
- [54] S. CASAGRANDE, *Évaluation non destructive par une analyse vibratoire des performances mécaniques de bois reconstitués*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, Laboratoire de rhéologie du bois de Bordeaux, 1998.
- [55] AFNOR, « EN 1995-1-1 : Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois - partie 1-1 : Généralités - règles communes et règles pour les bâtiments », 2004.
- [56] W. K. LEWIS, « The rate of drying of solid materials. », *Journal of Industrial & Engineering Chemistry*, vol. 13, p. 427–432, mai 1921.
- [57] T. K. SHERWOOD, « The drying of Solids—I », *Industrial & Engineering Chemistry*, vol. 21, p. 12–16, jan. 1929.
- [58] N. H. CEAGLSKE et O. A. HOUGEN, « Drying granular solids », *Industrial & Engineering Chemistry*, vol. 29, p. 805–813, juil. 1937.
- [59] F. P. L. USDA FOREST SERVICE., *Wood handbook : wood as an engineering material*. USDA Forest Service. Forest Products Laboratory, 2010.
- [60] B. UGOLEV, « Wood deformability and drying stresses », in *Proceedings of the 3rd International IUFRO Wood Drying Conference*, (Vienna, Austria), p. 11–17, 1992.
- [61] T. ARIMA, « Recovery of wood after mechano-sorptive deformation, 2 : Effects of drying conditions while clamped. », *Journal of the Japan Wood Research Society*, vol. 25, 1979.
- [62] W. W. BARKAS, *Mechanical Properties of Wood and Paper*. North Holland, 1953.
- [63] T. R. TAUCHERT et N. N. HSU, « Shrinkage stresses in wood logs considered as layered, cylindrically orthotropic materials », *Wood Science and Technology*, vol. 11, p. 51–58, mars 1977.
- [64] J. SALIN, « Some results obtained with a combined timber drying simulation and stress calculation model. », in *Proceedings of Stress development and degrade during Wood drying*, (Sweden), p. 10–16, 1987.
- [65] J. LIN et A. CLOUTIER, « Finite element modelling of the viscoelastic behaviour of wood during drying. », in *Proceedings of the 5th International IUFRO Wood Drying Conference*, (Québec, Canada), p. 117–122, 1996.
- [66] S. FELIX et P. MORLIER, « Modelling of stresses and strains in a piece of wood under drying », *Holzforschung*, vol. 46, p. 369–378, jan. 1992.
- [67] A. MÅRTENSSON, *Mechanical behaviour of wood exposed to humidity variations*. Thèse doctorat, Lund Institute of Technology, Lund, Departement of Structural Engineering, 1992.

- [68] A. HANHIJÄRVI, « Deformation properties of finnish spruce and pine wood in tangential and radial directions in association to high temperature drying part II. experimental results under constant conditions (viscoelastic creep) », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 57, p. 365–372, oct. 1999.
- [69] P. PERRÉ et O. AGUIAR, « Fluage du bois "vert" à haute température (120° c) : expérimentation et modélisation à l'aide d'éléments de kelvin thermo-activés. », *Annals of forest science*, vol. 56, no. 5, p. 403–416, 1999.
- [70] P. PERRÉ et J. PASSARD, « A physical and mechanical model able to predict the stress field in wood over a wide range of drying conditions », *Drying Technology*, vol. 22, no. 1-2, p. 27–44, 2004.
- [71] O. ALLEGRETTI, R. RÉMOND et P. PERRÉ, « A new experimtal device for non-symmetrical drying tests - experimental and numerical results for free and constrained samples », in *Proceedings of the 8th International IUFRO Wood Drying Conference*, (Brasov, Romania), p. 65–70, 2003.
- [72] M. MOUTEE, *Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage*. Thèse de doctorat présentée à la faculté des études supérieures de l'Université laval, département des sciences du bois et de la forêt, 2006, Université Laval, Québec, Canada, Canada, 2006.
- [73] R. LESSAR, *Modeling and controlling the lumber drying process*. Thèse doctorat, University of New Hampshire, 1978.
- [74] H. THOMAS, « Numerical analysis of drying induced stresses in timber : An orthotropic model », *Mechanics of Materials*, vol. 2, p. 249–263, oct. 1983.
- [75] K. MORGAN, H. THOMAS et R. LEWIS, « Numerical modeling of stress reversal in timber drying. », *Wood Science*, vol. 15, 1982.
- [76] R. LEWIS, K. MORGAN, H. THOMAS et M. STRADA, « Drying-induced stresses in porous bodies —an elastoviscoplastic model », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 20, p. 291–301, déc. 1979.
- [77] R. W. RICE et R. L. YOUNGS, « The mechanism and development of creep during drying of red oak », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 48, p. 73–79, fév. 1990.
- [78] B. LASSERRE, « Aspect mécaniques du vieillissement des joints collés », vol. 5, 2000.
- [79] S. L. NGUYEN, O. SAIFOUNI, R. MOUTOU PITTI, J.-F. DESTREBECQ et J. GARNY, « Analyse numérique des contraintes internes dans les éléments en bois contrecollés sous humidité variable », (ENS Cachan), 2013.
- [80] B. CLOUET et R. POMMIER, « Caractérisation optique du comportement au séchage d'une bois massif reconstitué collé à l'état vert », in *Actes des 30èmes rencontres de l'AUGC*, (Chambéry, Savoie), 2012.
- [81] B. CLOUET, R. POMMIER et M. DANIS, « New composite timbers, full field analysis of adhesive behavior », in *Composite Materials and Joining Technologies for Composites, Volume 7. Proceedings of the 2012 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics* (E. PATTERSON, D. BACKMAN et G. CLOUD, édés), Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series 44, p. 51–58, Springer New York, 2013.
- [82] B. CLOUET, R. POMMIER et M. DANIS, « New composite timbers : full-field analysis of adhesive behavior », *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 49, p. 155–160, avril 2014.

- [83] S. SVENSSON et A. MÅRTENSSON, « Simulation of drying stresses in wood part II. convective air drying of sawn timber », *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 60, p. 72–80, fév. 2002.
- [84] T. DENGYUN, G. LIANBAI, L. BIN et Z. XIANG, « Modeling and on-line measurement of drying stress of pinus massoniana board », *Drying Technology*, vol. 25, no. 3, p. 441–448, 2007.
- [85] S. SVENSSON et T. TORATTI, « Mechanical response of wood perpendicular to grain when subjected to changes of humidity », *Wood Science and Technology*, vol. 36, p. 145–156, avril 2002.
- [86] M. CECH et F. PFAFF, *Manuel de l'opérateur de séchoir à bois pour l'Est du Canada*. Forintek Canada Corporation, Laboratoire des produits forestiers de l'Est, 1980.
- [87] S. QUARLES, « Acoustic emission associated with oak during drying », *Wood and Fiber Science*, vol. 24, p. 2–12, jan. 1992.
- [88] L. MUSZYŃSKI, « Empirical data for modeling : Methodological aspects in experimentation involving hygromechanical characteristics of wood », *Drying Technology*, vol. 24, no. 9, p. 1115–1120, 2006.
- [89] M. BORNERT, J.-J. ORTEU et S. ROUX, « Chapitre 6 : Corrélacion d'images », in *Mesures de champs et identification en mécanique des solides*, p. 175–208, Paris : Michel Grédiac and François Hild, Traité MIM - Mécanique et Ingénierie des Matériaux, hermès-lavoisier éd., 2011.
- [90] M. BORNERT, F. HILD, J.-J. ORTEU et S. ROUX, « Chapter 6 : Digital image correlation », in *Full-Field Measurements and Identification in Solid Mechanics*, p. 157–190, Hoboken, NJ : Michel Grédiac and François Hild, Wiley-ISTE, nov. 2012.
- [91] H. A. BRUCK, S. R. MCNEILL, M. A. SUTTON et W. H. P. III, « Digital image correlation using newton-raphson method of partial differential correction », *Experimental Mechanics*, vol. 29, p. 261–267, sept. 1989.
- [92] G. VENDROUX et W. G. KNAUSS, « Submicron deformation field measurements : Part 2. improved digital image correlation », *Experimental Mechanics*, vol. 38, p. 86–92, juin 1998.
- [93] M. A. SUTTON, H. W. SCHREIER et J.-J. ORTEU, *Image correlation for shape, motion and deformation measurements : basic concepts, theory and applications*. New York : Springer, 2009.
- [94] A. ZINK, R. DAVIDSON et R. HANNA, « Strain measurement in wood using a digital image correlation technique », *Wood and Fiber Science*, vol. 27, p. 346–359, oct. 1995.
- [95] L. MUSZYŃSKI, R. LAGANA et S. SHALER, « Hygro-mechanical behavior of red spruce in tension parallel to the grain », *Wood and Fiber Science*, vol. 38, p. 155–165, jan. 2006.
- [96] L. MUSZYŃSKI et B. CLOUET, « Optical measurement of local strains development in finger-jointed wood subjected to static and sustained loads », (Venice, Italy), juil. 2008.
- [97] H.-Y. KANG, L. MUSZYŃSKI et M. R. MILOTA, « Optical measurement of non-uniform drying strains and drying check formation in refractory species. », in *Proceedings of FPS conference on quality drying for the 21st Century*, (Bellingham, WA), nov. 2006.
- [98] H.-Y. KANG, L. MUSZYŃSKI et M. R. MILOTA, « Optical measurement of deformations in drying lumber », *Drying Technology*, vol. 29, no. 2, p. 127–134, 2011.
- [99] L. LOULOU, *Durabilité de l'assemblage mixte bois-béton collé sous chargement hydrique*. Thèse doctorat, Université Paris-Est, sept. 2013.

- [100] L. ROBERT, « Caractérisation mécanique des matériaux à partir de mesures optiques ». avril 2013.
- [101] J. F. SIAU, « Steady-state moisture movement », in *Transport Processes in Wood*, no. 2 de Springer Series in Wood Science, p. 151–174, Springer Berlin Heidelberg, jan. 1984.
- [102] S. MERAKEB, *Modélisation des structures en bois en environnement variable*. Thèse doctorat, Université de Limoges, Laboratoire de mécanique et de modélisation des matériaux et Structures du Génie Civil, 2006.
- [103] CEA, « CAST3M 2013 (version 4), logiciel de simulation par éléments finis ».
- [104] J. F. SIAU, *Flow in wood*. Syracuse, N.Y : Syracuse University Press, 1971.
- [105] P. PERRÉ, S. ZOHOUN et A. BRANDAO, « Détermination de la diffusivité massique en régime permanent : résultats d’une campagne de mesure sur différentes essences tempérées et tropicales. », (Nancy), sept. 1996.
- [106] N. MOUCHOT, A. WEHRER, V. BUCUR et A. ZOULALIAN, « Détermination indirecte des coefficients de diffusion de la vapeur d’eau dans les directions tangentielle et radiale du bois de hêtre », *Annals of Forest Science*, vol. 57, p. 793–801, déc. 2000.
- [107] C. TREMBLAY, A. CLOUTIER et Y. FORTIN, « Experimental determination of the convective heat and mass transfer coefficients for wood drying », *Wood Science and Technology*, vol. 34, p. 253–276, oct. 2000.
- [108] P. PERRÉ et E. AGOUA, « Mass transfer un wood : identification of structural parameters from diffusivity and permeability measurements. », *Journal of Porous Media*, vol. 13, no. 11, p. 1017–1024, 2010.
- [109] P. DEUFLHARD, « Least squares problems : Gauss-newton methods », in *Newton Methods for Nonlinear Problems*, no. 35 de Springer Series in Computational Mathematics, p. 173–231, Springer Berlin Heidelberg, jan. 2011.
- [110] K. LEVENBERG, « A method for the solution of certain non-linear problems in least squares », *The quarterly of applied mathematics* 2, p. 164–168, 1944.
- [111] D. W. MARQUARDT, « An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters », *SIAM Journal on Applied Mathematics*, vol. 11, no. 2, p. 431–441, 1963.
- [112] J. A. NELDER et R. MEAD, « A simplex method for function minimization », *The Computer Journal*, vol. 7, p. 308–313, jan. 1965.
- [113] W. SPENDLEY, G. R. HEXT et F. R. HIMSWORTH, « Sequential application of simplex designs in optimisation and evolutionary operation », *Technometrics*, vol. 4, p. 441, nov. 1962.
- [114] T. A. NGUYEN, N. ANGELLIER, S. CARÉ, L. ULMET et F. DUBOIS, « Approches expérimentales et numériques pour l’étude des transferts hydriques dans le bois », (ENS Cachan), 2013.
- [115] J. F. SIAU, « Nonisothermal moisture movement in wood. », *Wood Science*, vol. 13, no. 1, p. 11–13, 1980.
- [116] G. BRAMHALL, « Mathematical model for lumber drying. i . principles involved », *Wood science*, vol. 12, no. 1, p. 14–21, 1979.
- [117] G. BRAMHALL, « Mathematical model for lumber drying. II . the model », *Wood science*, vol. 12, no. 1, p. 22–31, 1979.

- [118] E. AGOUA, *Diffusivité et perméabilité du bois : validation de méthodologies expérimentales et prise en compte de paramètres morphologiques simples pour la modélisation physique*. Thèse doctorat, 2001.
- [119] H. H. SCHELLEN et A. J. van SCHIJNDEL, « Numerical modelling of moisture related mechanical stress in wooden cylindrical objects using COMSOL : a comparative benchmark », in *Proceedings of the COMSOL Conference*, (Paris), 2010.
- [120] N. MOUCHOT, *Etude expérimentale et modélisation des transports diffusionnels de l'eau dans le domaine hygroscopique des bois de hêtre et d'épicéa*. Thèse doctorat, Nancy 1, jan. 2002.
- [121] F. F. P. KOLLMANN et W. A. CÔTÉ, *Principles of Wood Science and Technology : Solid wood*. Springer-Verlag, 1968.
- [122] S. D. BARROS, *Modèle d'interface pour la simulation du comportement des assemblages collés*. Thèse doctorat, Université de Versailles-Saint Quentin en Yvelines, nov. 2005.
- [123] G. BEER, « Isoparametric joint/interface element for finite element analysis. », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 21, no. 4, p. 585–600, 1985.
- [124] J. KONNERTH, W. GINDL et U. MÜLLER, « Elastic properties of adhesive polymers. i. polymer films by means of electronic speckle pattern interferometry », *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 103, no. 6, p. 3936–3939, 2007.
- [125] F. STOECKEL, J. KONNERTH et W. GINDL-ALTMUTTER, « Mechanical properties of adhesives for bonding wood—A review », *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 45, p. 32–41, sept. 2013.

Annexes

Annexe 1 : Champs de déformations mesurés pour le bilame 2 et le bilame 3

a) Bilame 2

Les champs de déformations ϵ_{xx} , ϵ_{yy} et γ_{xy} pour le bilame 2 sont présentés dans les figures i,ii, et iii. On y retrouve les mêmes morphologies de déformations que pour le bilame 1, avec des champs de déformations correspondant à l'orientation des cernes d'accroissement. Les valeurs de déformations sont aussi similaires.

Champs de déformations ϵ_{xx}

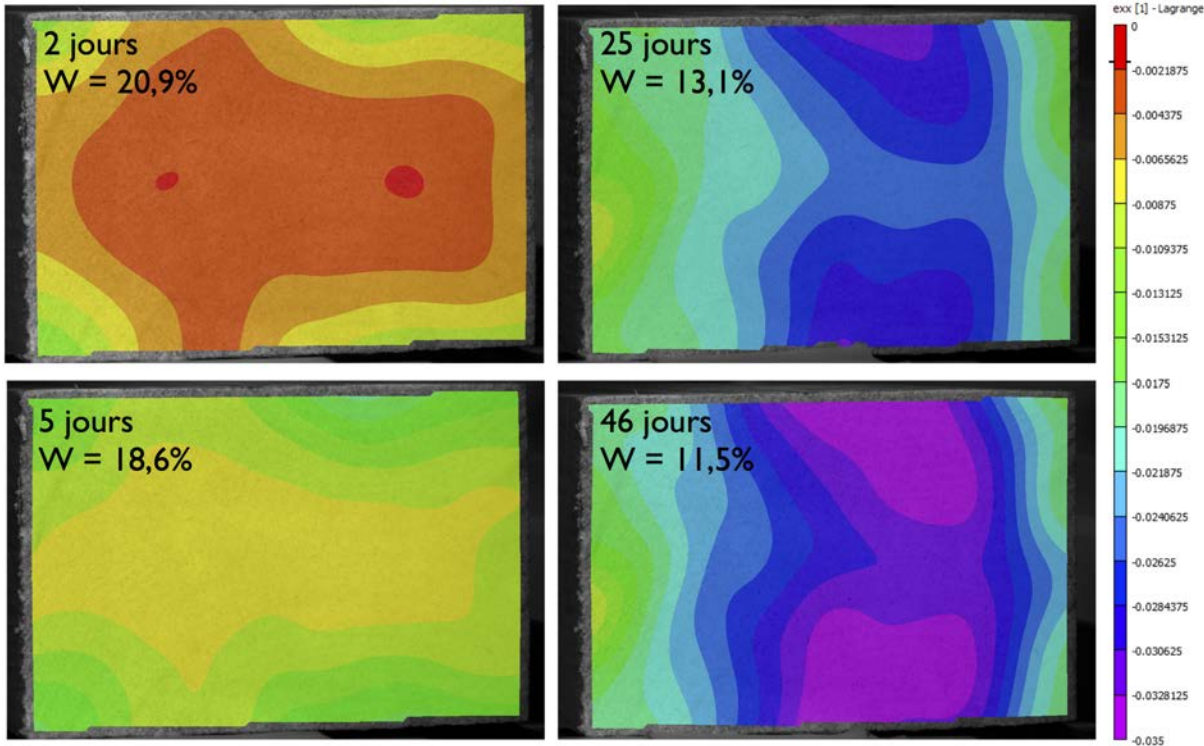


Figure i – Champs de déformations ϵ_{xx}

Champs de déformations ε_{yy}

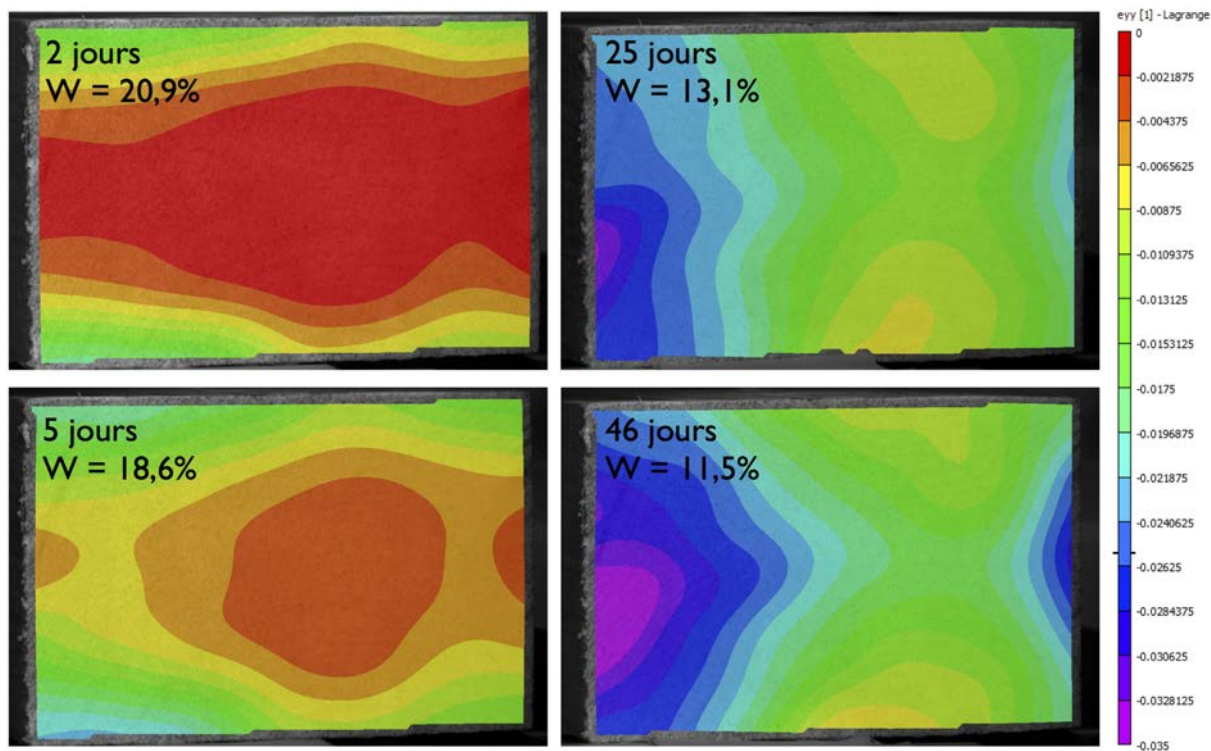


Figure ii – Champs de déformations ε_{yy}

Champs de déformations γ_{xy}

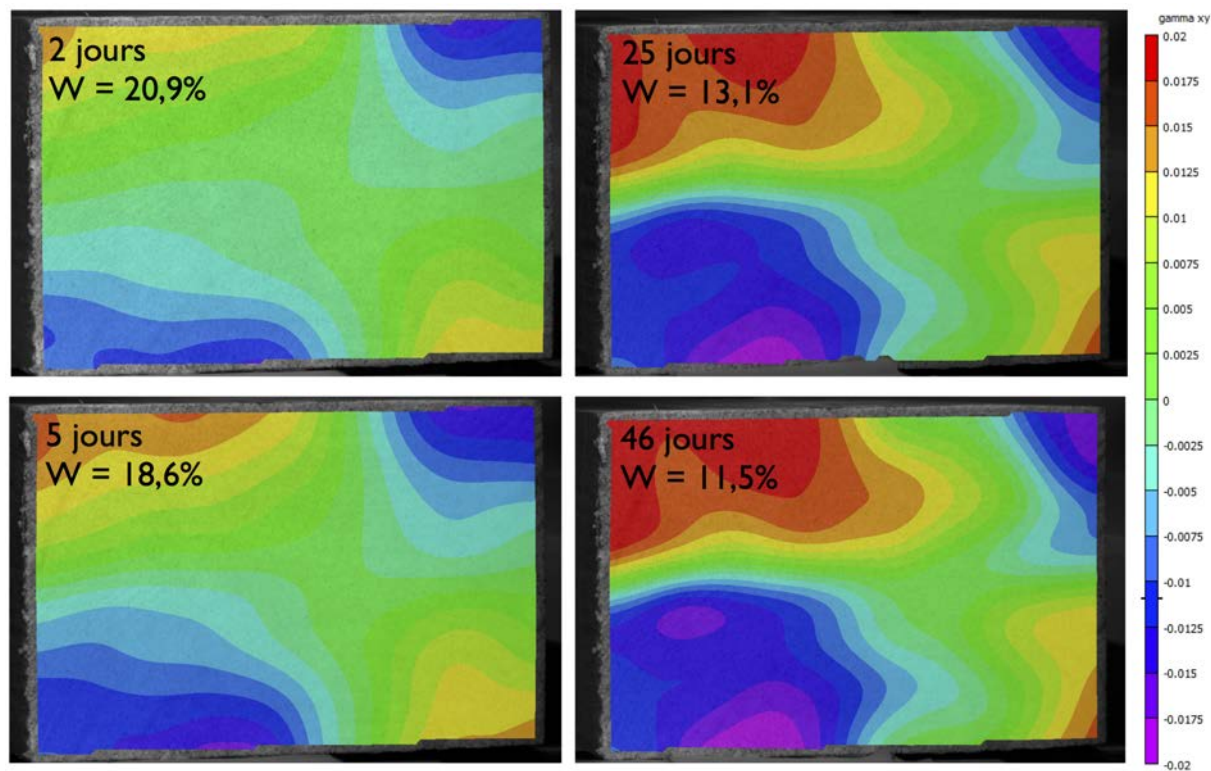


Figure iii – Champs de déformations γ_{xy}

b) Bilame 3

Les champs de déformations ε_{xx} , ε_{yy} et γ_{xy} pour le bilame 3 sont présentés dans les figures iv,v, et vi. On y retrouve les mêmes morphologies de déformations que pour les bilames 1 et 2, avec des champs de déformations correspondant à l'orientation des cernes d'accroissement. Les valeurs de déformations sont aussi similaires.

Champs de déformations ε_{xx}

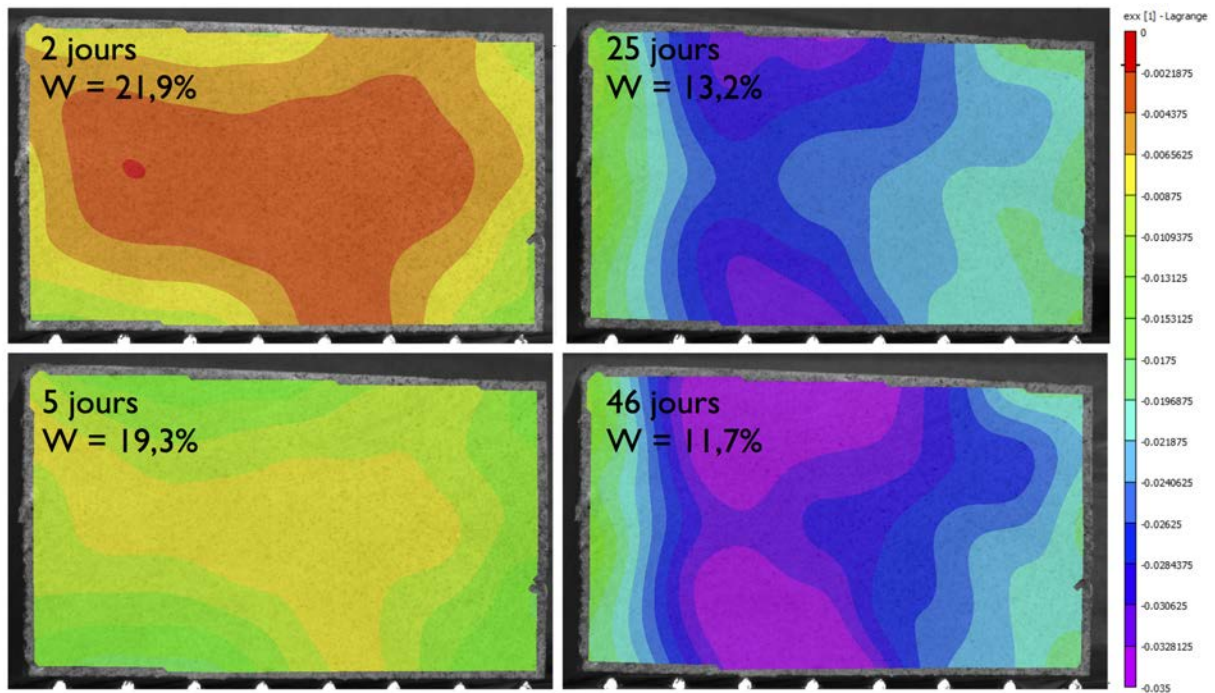


Figure iv – Champs de déformations ε_{xx}

Champs de déformations ε_{yy}

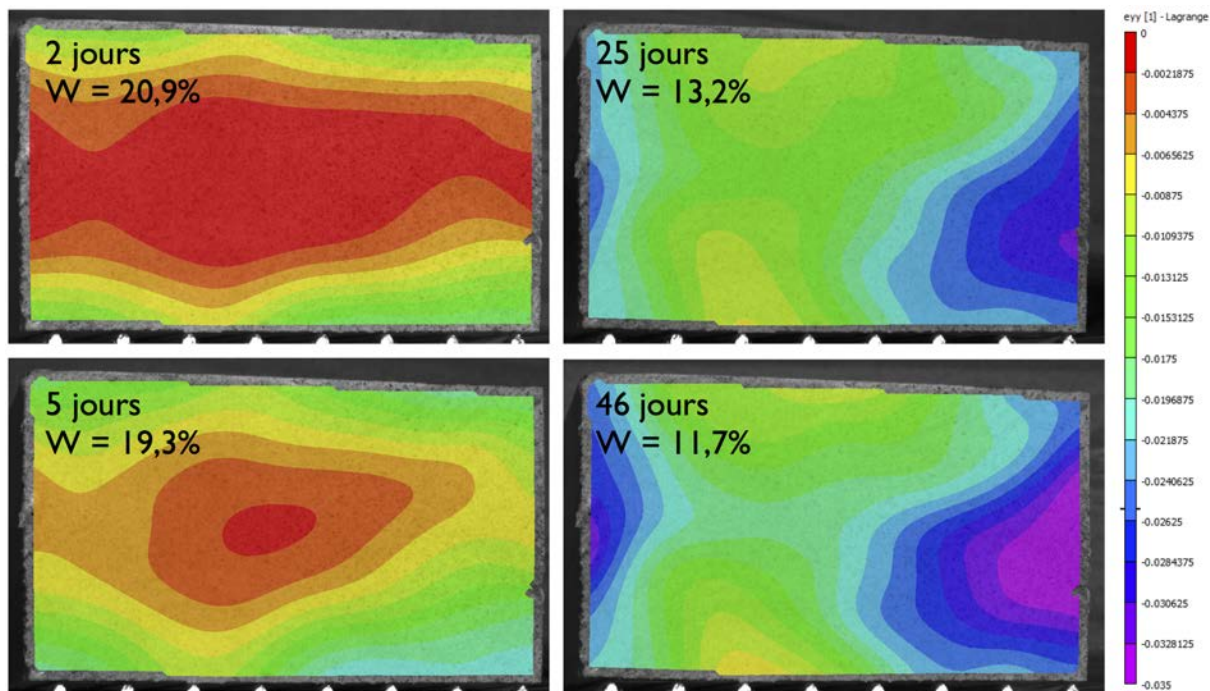


Figure v – Champs de déformations ε_{yy}

Champs de déformations γ_{xy}

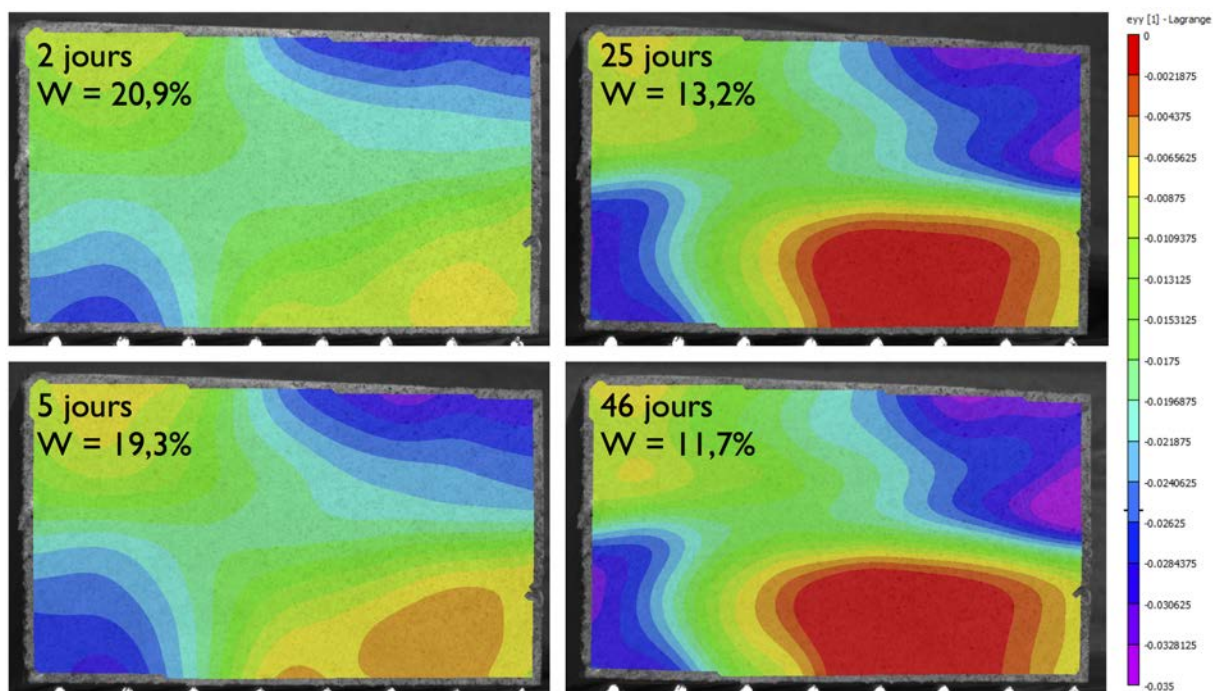


Figure vi – Champs de déformations γ_{xy}

Annexe 2 : Méthode d'identification des coefficients de diffusion et d'échange surfacique

La méthode d'identification des coefficients de diffusion et d'échange surfacique est présentée. Cette méthode utilise un algorithme qui va minimiser les écarts entre les valeurs de perte de masse expérimentales et numériques. La méthode consiste à effectuer des calculs éléments finis en boucle en modifiant les paramètres de coefficient de diffusion et d'échange surfacique entre chaque calcul. Pour cela, des jeux initiaux de paramètres sont nécessaires. La détermination du nombre de jeux initiaux dépend du nombre de paramètres à optimiser (n) et est égal à $n + 1$. Le calcul nécessite donc ici trois jeux initiaux de couples de paramètres. Nous avons choisi ces jeux de paramètre selon des valeurs issues de la littérature. Quelques tests numériques ont été préalablement effectués à partir de ces valeurs. L'objectif de cette étude préalable consiste à obtenir des cinétiques relativement proches pour les premiers calculs, afin que l'algorithme n'aille pas chercher un optimum aberrant. Pour la même raison, les jeux de paramètres ne doivent pas être trop différents entre eux. Le choix de ces valeurs se sont aussi basées sur l'étude des gradients de teneur en eau engendrés par ces coefficients. Ici, nous nous situons dans une enceinte fermée où le flux d'air est faible et la perte de masse expérimentale observée est relativement lente. Nous avons donc choisi des coefficients de départ nous donnant de faibles gradients de teneur en eau dans le matériau. Ils sont donnés dans le tableau i.

	Jeu 1	Jeu 2	Jeu 3
D_{Pv} (m ² .s ⁻¹)	6,5.10 ⁻⁹	7,5.10 ⁻⁹	6,5.10 ⁻⁹
h_m (m.s ⁻¹)	3.10 ⁻⁸	3.10 ⁻⁸	3,5.10 ⁻⁸

TABLEAU i – Jeux de paramètres initiaux retenus pour la recherche des coefficients de diffusion et d'échange surfacique

Dans cet algorithme, les fonctions comparées sont calculées par la méthode des moindres carrés par l'équation (1). Le but de l'algorithme est de minimiser l'écart entre les masses expérimentales et les masses calculées par le code éléments finis.

$$f(x_i) = \sum_1^{t_i} (\Delta m_{exp} - \Delta m_{num})^2 \quad (1)$$

avec :

- t correspondant à chaque instant de comparaison en secondes,
- Δm_{exp} correspondant à la perte de masse expérimentale en kg,

– Δm_{num} correspondant à la perte de masse numérique en kg.

L'algorithme utilisé dans notre cas est présenté dans la figure vii.

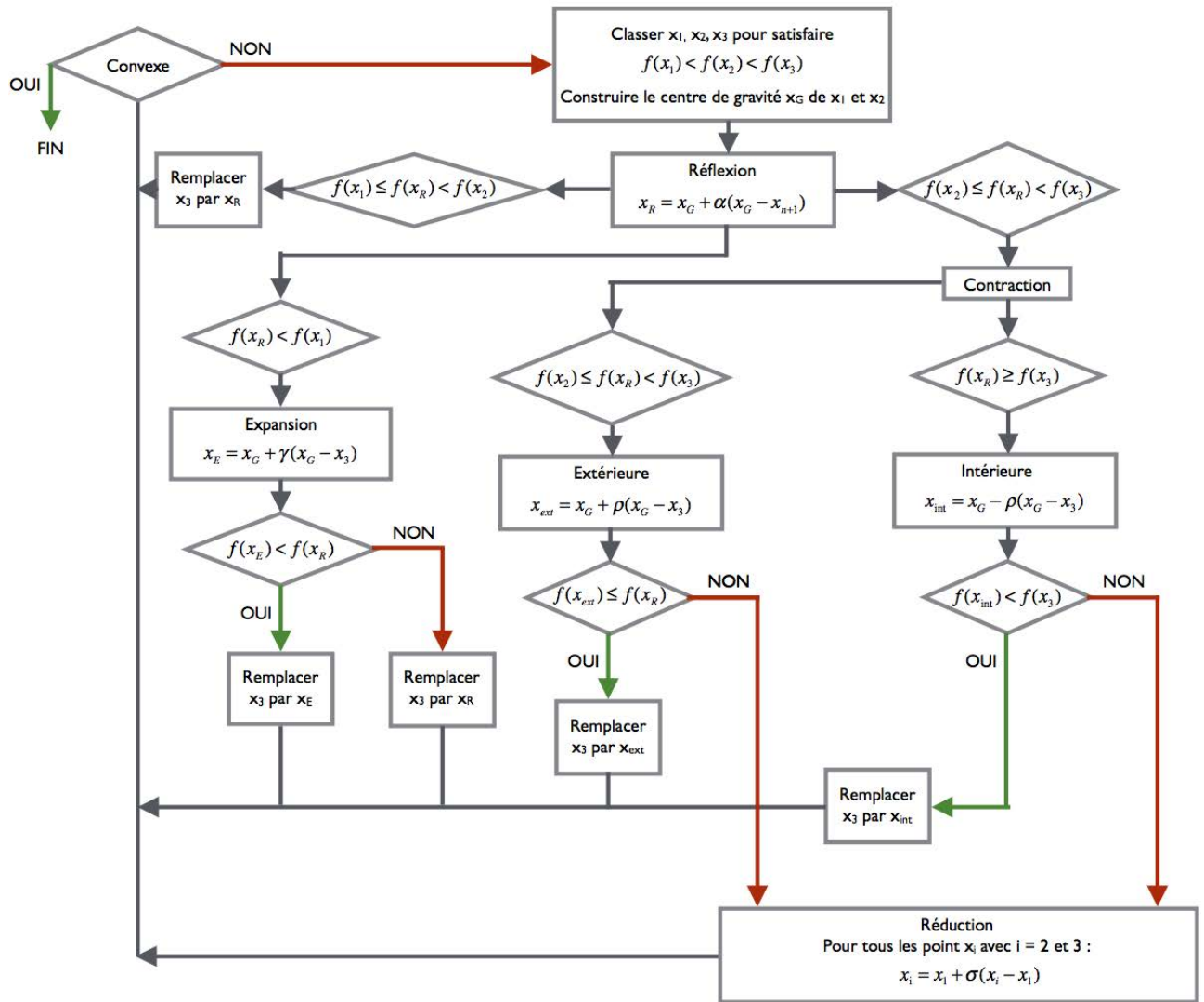


Figure vii – Algorithme de Nelder-Mead pour l'optimisation de deux variables (d'après [112])

Les différentes constructions des points en réflexion, expansion, contraction intérieure et extérieure et réduction sont illustrées dans les figures viii à xii.

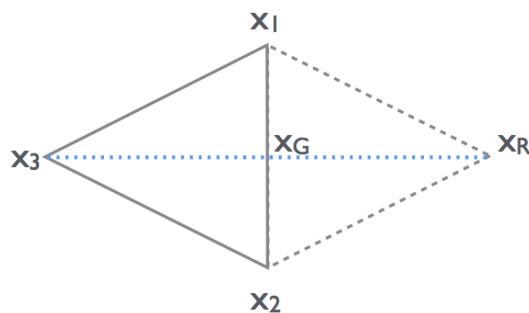


Figure viii – Construction du point réfléchi selon la méthode de Nelder-Mead

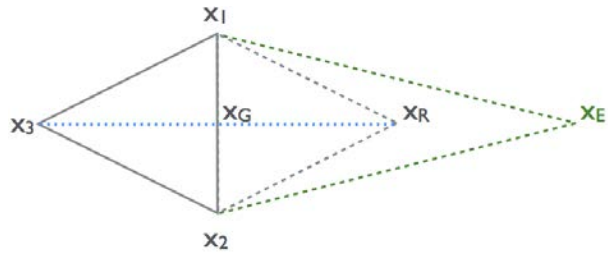


Figure ix – Construction du point étendu selon la méthode de Nelder-Mead

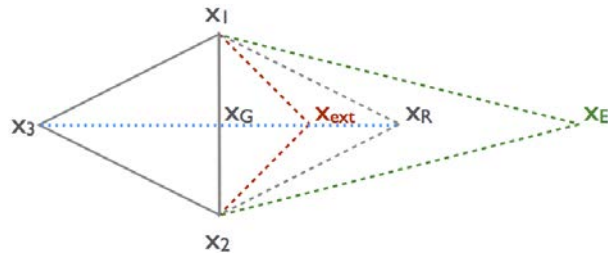


Figure x – Construction du point contracté extérieur par la méthode de Nelder-Mead

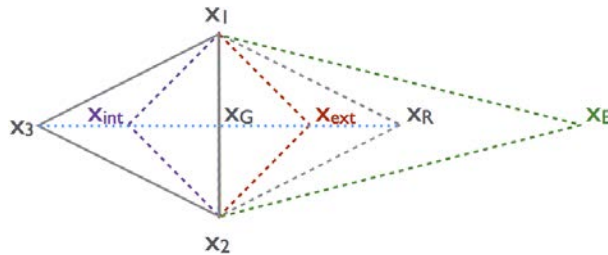


Figure xi – Construction du point contracté intérieur par la méthode de Nelder-Mead

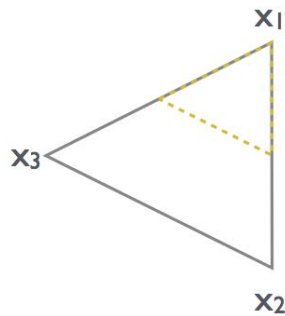


Figure xii – Réduction du simplexe selon Nelder-Mead

Remarques

Les valeurs des coefficients généralement utilisées sont présentées dans le tableau ii. Le calcul est arrêté lorsque la relation 2 est vérifiée.

$$\frac{f_n - f_{n-1}}{f_{n-1}} \leq 0.0001 \tag{2}$$

Avec n correspondant au nombre de boucles du calcul.

Coefficient	Valeurs
α	1
γ	2
ρ	-0,5
σ	0,5

TABLEAU ii – Valeurs des coefficients généralement utilisés dans la méthode de Nelder-Mead

Résultats

Les résultats du calcul d'optimisation pour les 3 bilames sont présentés dans le tableau iii. L'écart aux moindres carrés est pour chaque éprouvette est aussi donné.

	D_{Pv} ($m^2 \cdot s^{-1}$)	h_m ($m \cdot s^{-1}$)	Écart aux moindres carrés (%)
Bilame 1	$5,841 \cdot 10^{-10}$	$7,195 \cdot 10^{-8}$	0,0000651
Bilame 2	$7,469 \cdot 10^{-10}$	$7,8 \cdot 10^{-8}$	0,000407
Bilame 3	$9,475 \cdot 10^{-10}$	$6,275 \cdot 10^{-8}$	0,000255

TABLEAU iii – Coefficients de diffusion D_{Pv} et d'échange surfacique h_m déterminés par la méthode de Nelder-Mead

Les évolutions des teneurs en eau sont présentées dans les figures xiii et xiv pour les bilames 2 et 3. On observe une teneur en eau finale moins bien corrélée pour le bilame 3.

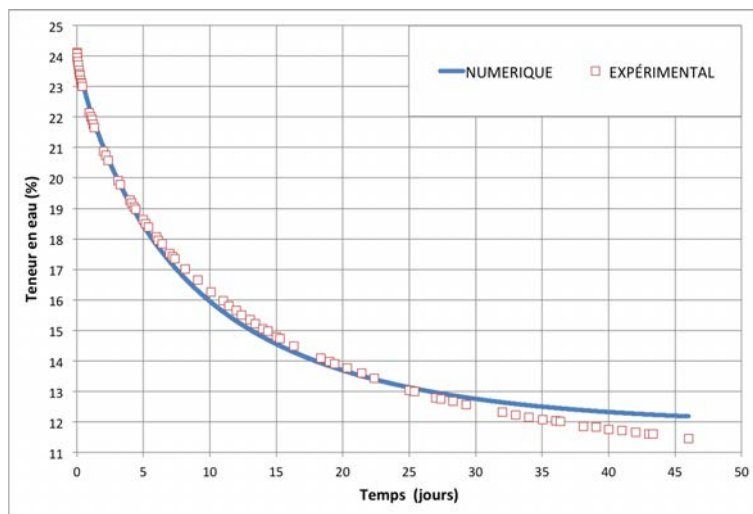


Figure xiii – Comparaison des teneurs en eau numériques et expérimentales pour le bilame 2

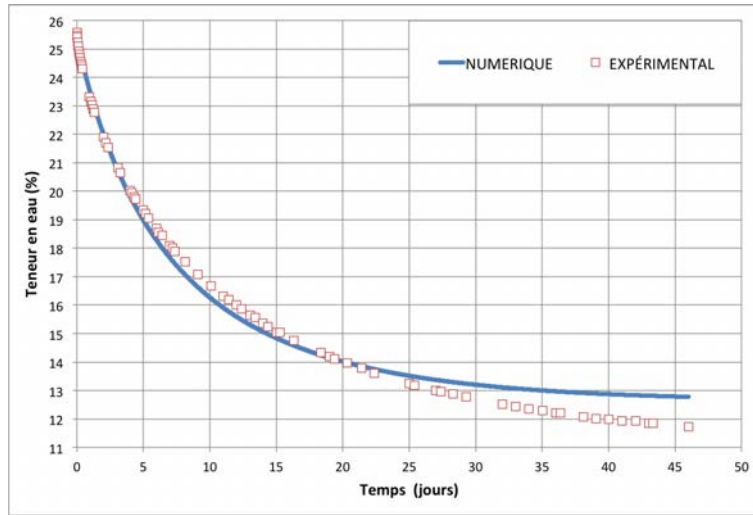


Figure xiv – Comparaison des teneurs en eau numériques et expérimentales pour le bilame 3

Annexe 3 : Propriétés élastiques utilisées pour les bilames 2 et 3

a) Propriétés du bilame 2

E_R (MPa)	E_t (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
1239	829	17304	107	551

TABLEAU iv – Propriétés élastiques à $W = 12\%$ pour la modélisation du bilame 2

Pv (Pa)	W (%)	E_R (MPa)	E_t (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
4421,22	11,91	1242	831	17328	107	550
4789,66	13,12	1197	801	17015	103	556
5158,10	14,53	1145	766	16649	99	563
5526,53	16,20	1083	724	16213	93	572
5894,97	18,25	1007	673	15682	87	582
6263,40	20,81	912	610	15018	78	594
6631,84	24,11	789	527	14160	68	610

TABLEAU v – Propriétés élastiques utilisées dans le modèle pour le bilame 2

b) Propriétés du bilame 3

E_R (MPa)	E_t (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
1260	846	17683	109	560

TABLEAU vi – Propriétés élastiques à $W = 12\%$ pour la modélisation du bilame 3

Pv (Pa)	W (%)	E_R (MPa)	E_t (MPa)	E_L (MPa)	G_{RT} (MPa)	ρ (kg.m ⁻³)
4421,22	12,63	1237	830	17516	563	563
4789,66	13,91	1188	797	17176	569	569
5158,10	15,41	1132	759	16780	577	577
5526,53	17,19	1064	714	16307	586	586
5894,97	19,36	982	659	15732	597	597
6263,40	22,07	880	590	15013	610	610
6631,84	25,58	747	501	14082	628	628

TABLEAU vii – Propriétés élastiques utilisées dans le modèle pour le bilame 3

Annexe 4 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour les bilames 2 et 3

Dans cette annexe, les résultats expérimentaux et numériques pour les bilame 2 et 3 sont mis en confrontation. Comme pour le bilame 1, on observe une bonne corrélation au différents instants de séchage, avec une morphologie des champs de déformations respectées. Ensuite, les champs d'écart absolu sont présentés pour les bilames 2 et 3. Là encore, on observe des valeurs maximales d'écart absolu isolées.

a) Bilame 2

Au bout de 2 jours

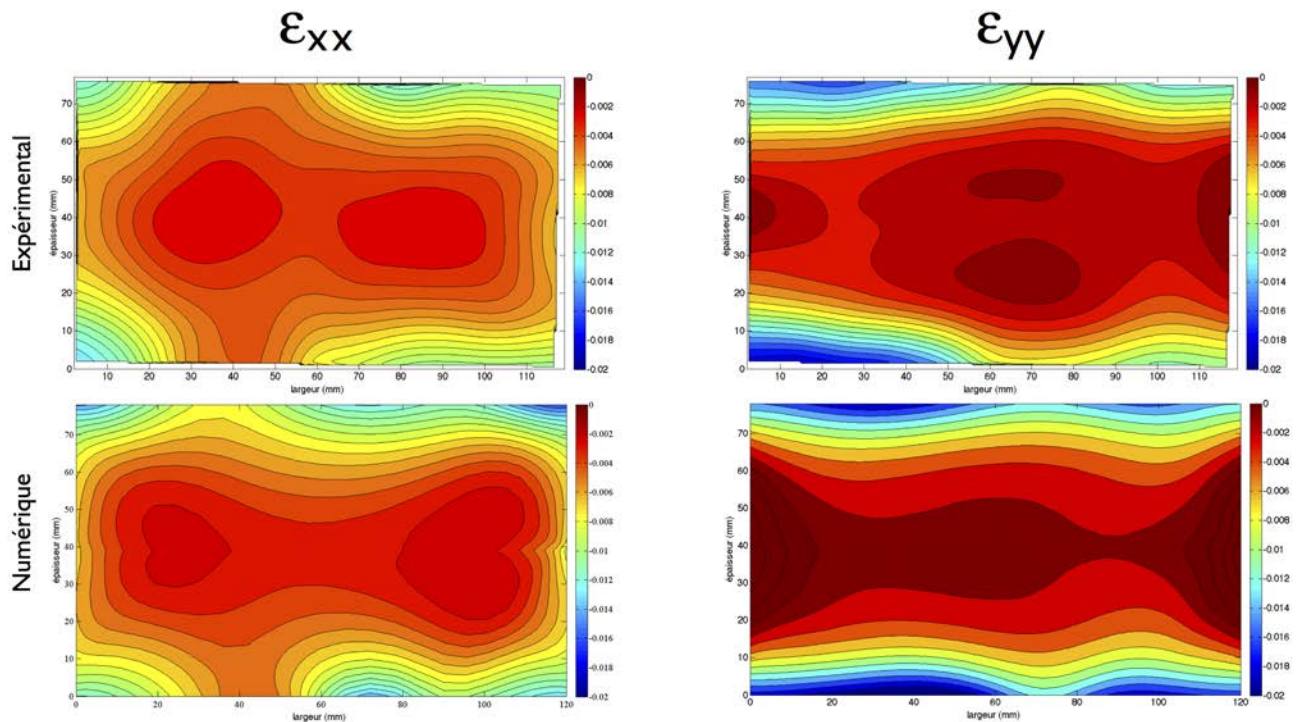


Figure xv – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 2$ jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{xx}

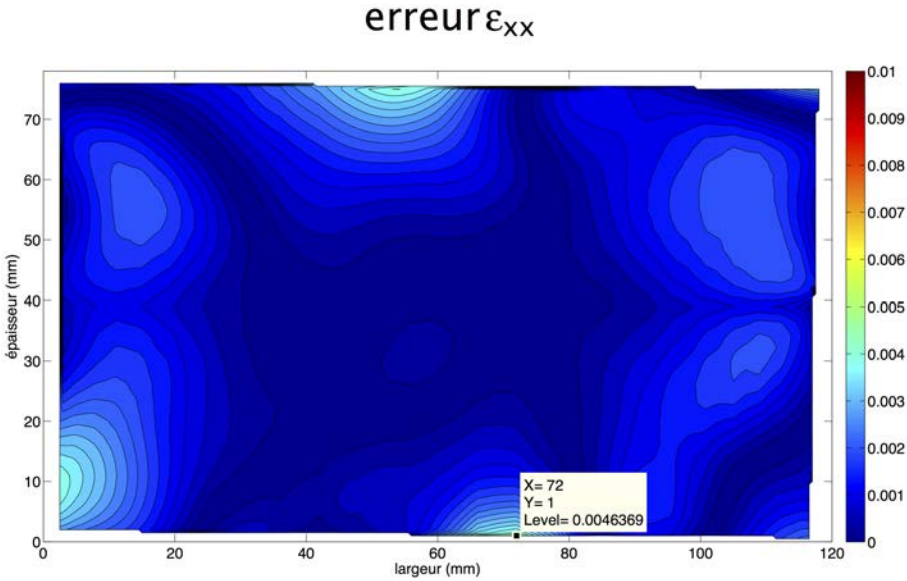


Figure xvi – Champs d'écarts absolus pour ε_{xx} au bout de 2 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

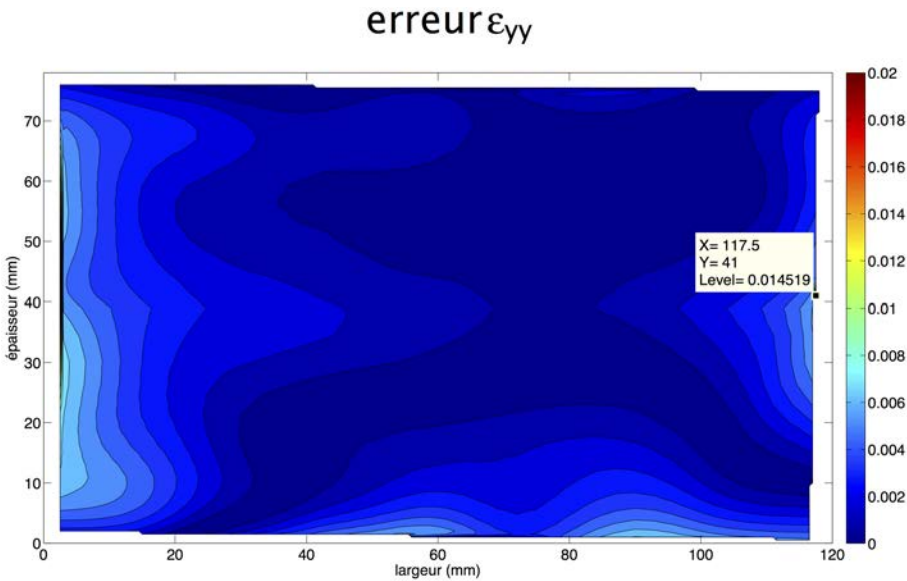


Figure xvii – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 2 jours

Au bout de 5 jours

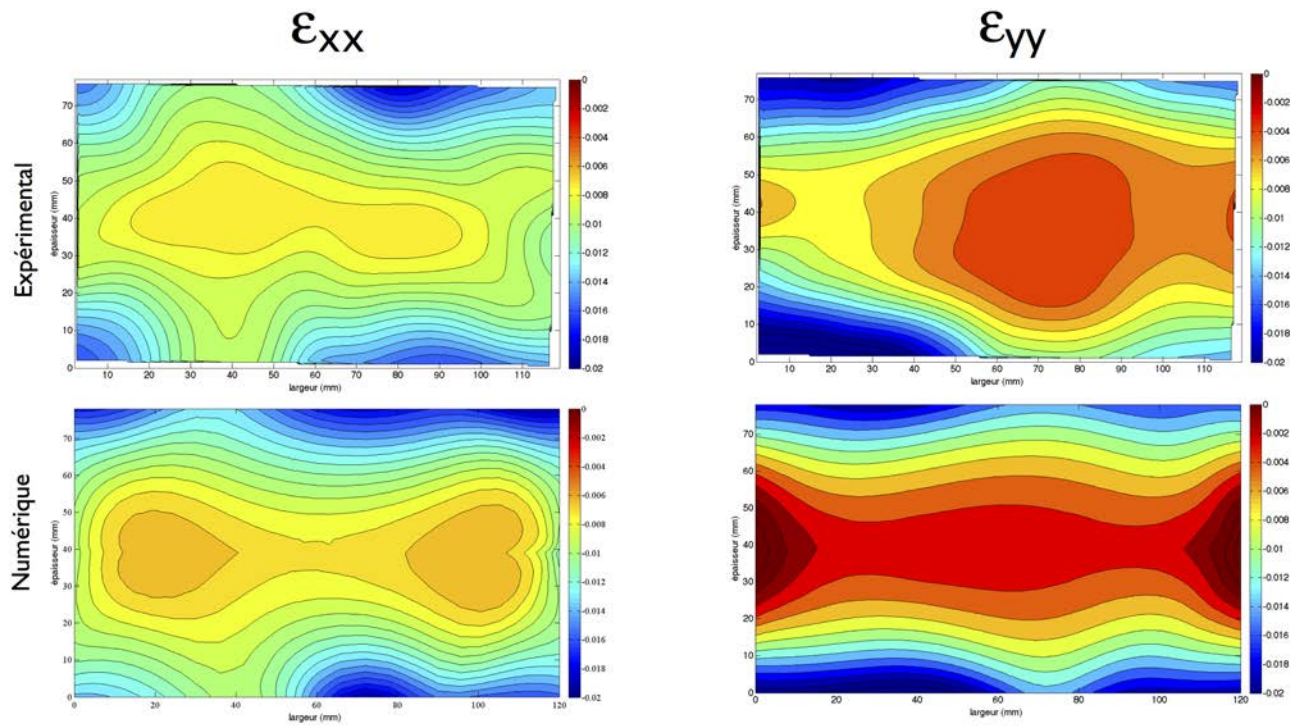


Figure xviii – Comparaison des champs de déformations ϵ_{xx} et ϵ_{yy} à $t = 5$ jours

Champ d'écart absolu pour ϵ_{xx}

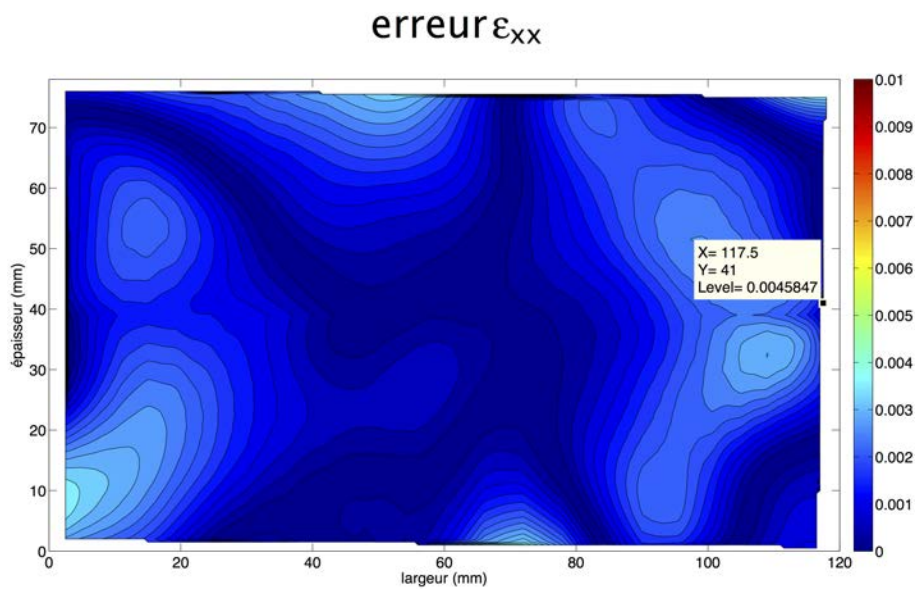


Figure xix – Champs d'écart absolu pour ϵ_{xx} au bout de 5 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

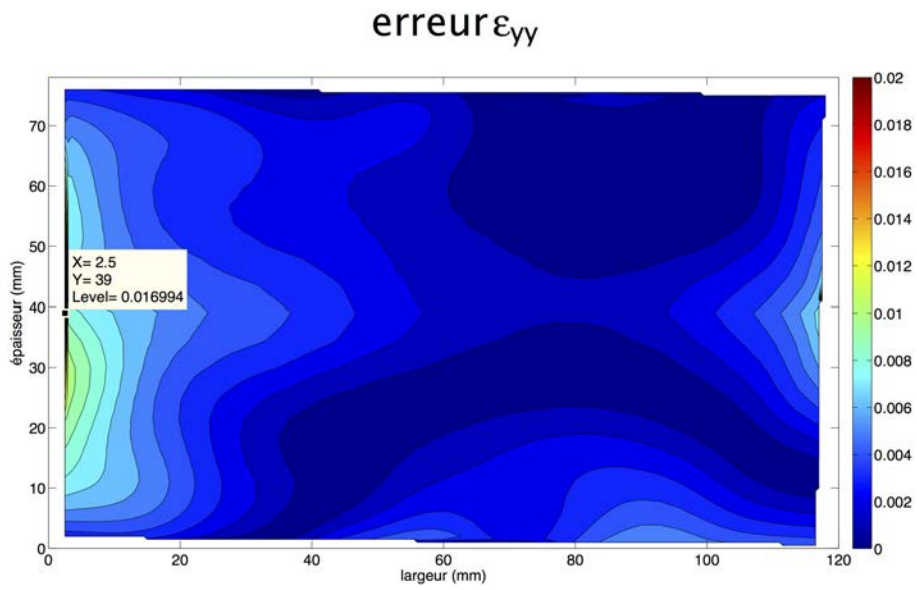


Figure xx – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 5 jours

Au bout de 25 jours

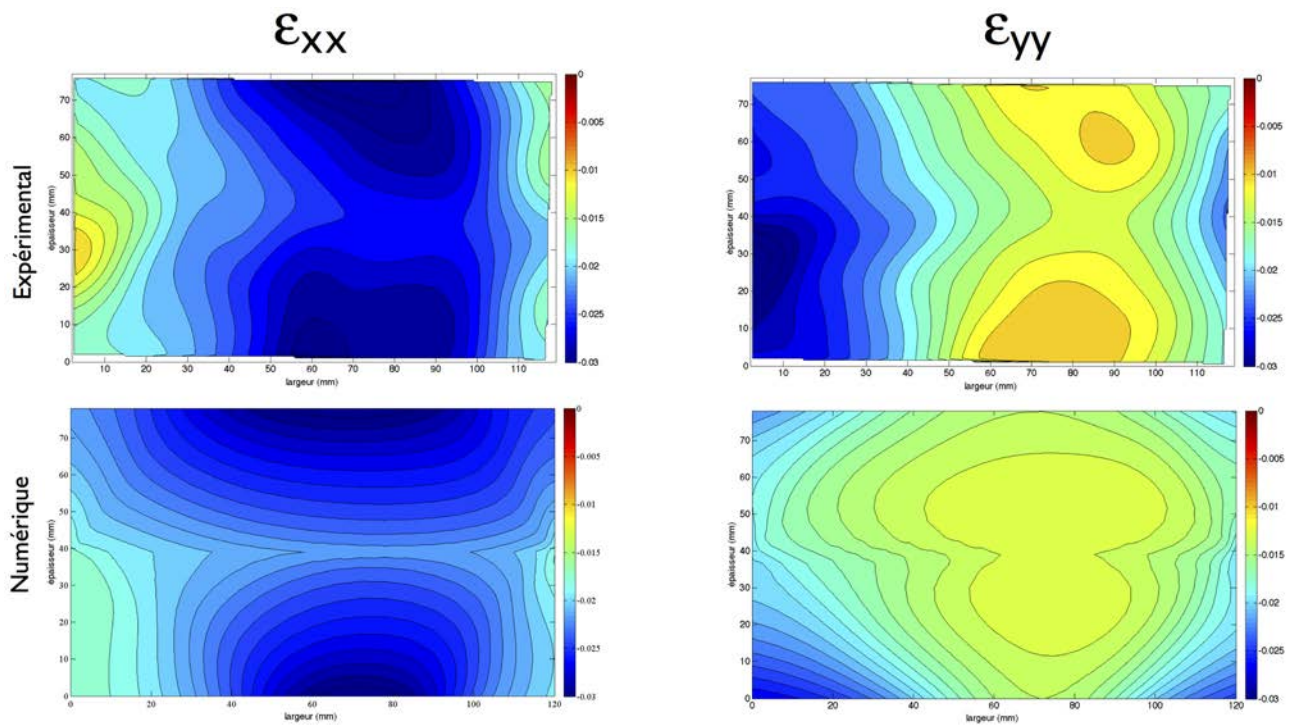


Figure xxi – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 25$ jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{xx}

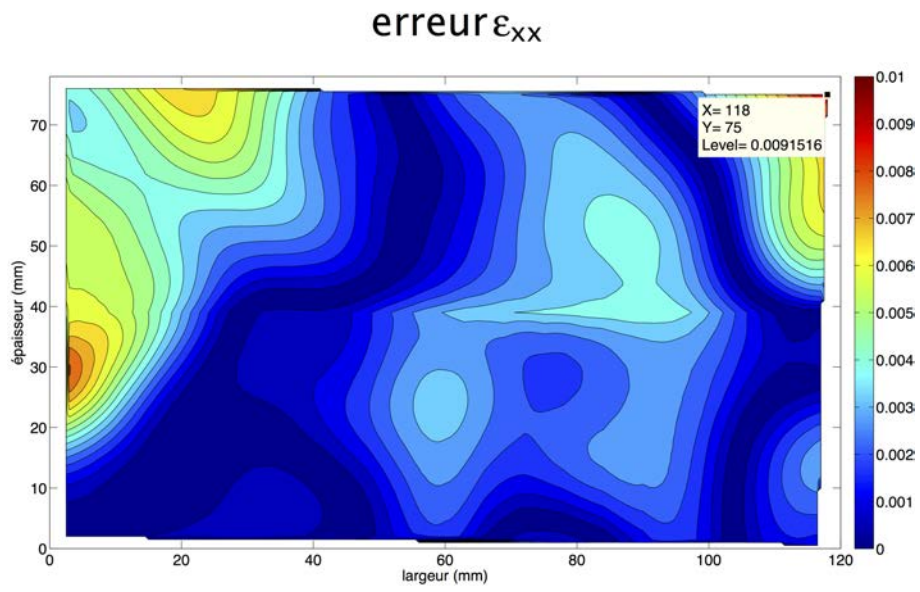


Figure xxii – Champs d'écarts absolus pour ε_{xx} au bout de 25 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

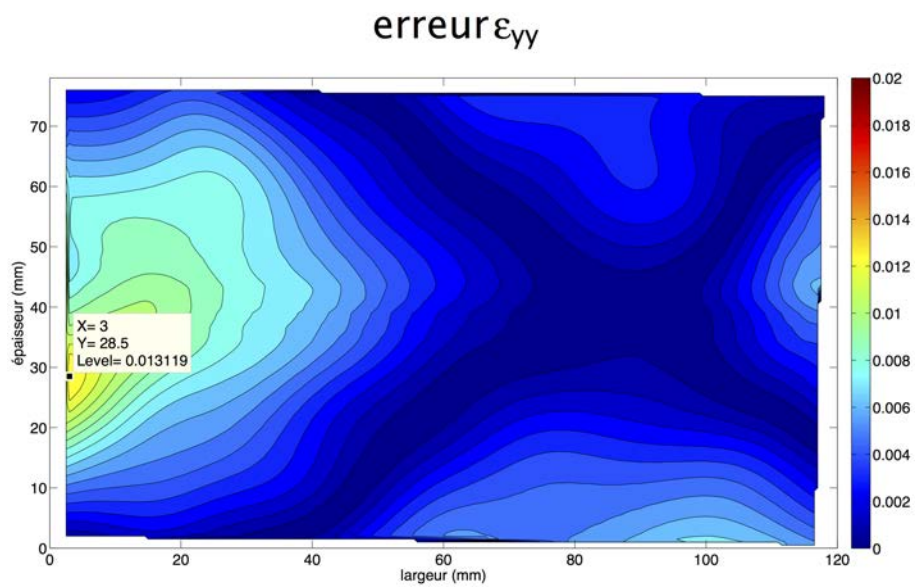


Figure xxiii – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 25 jours

Au bout de 46 jours

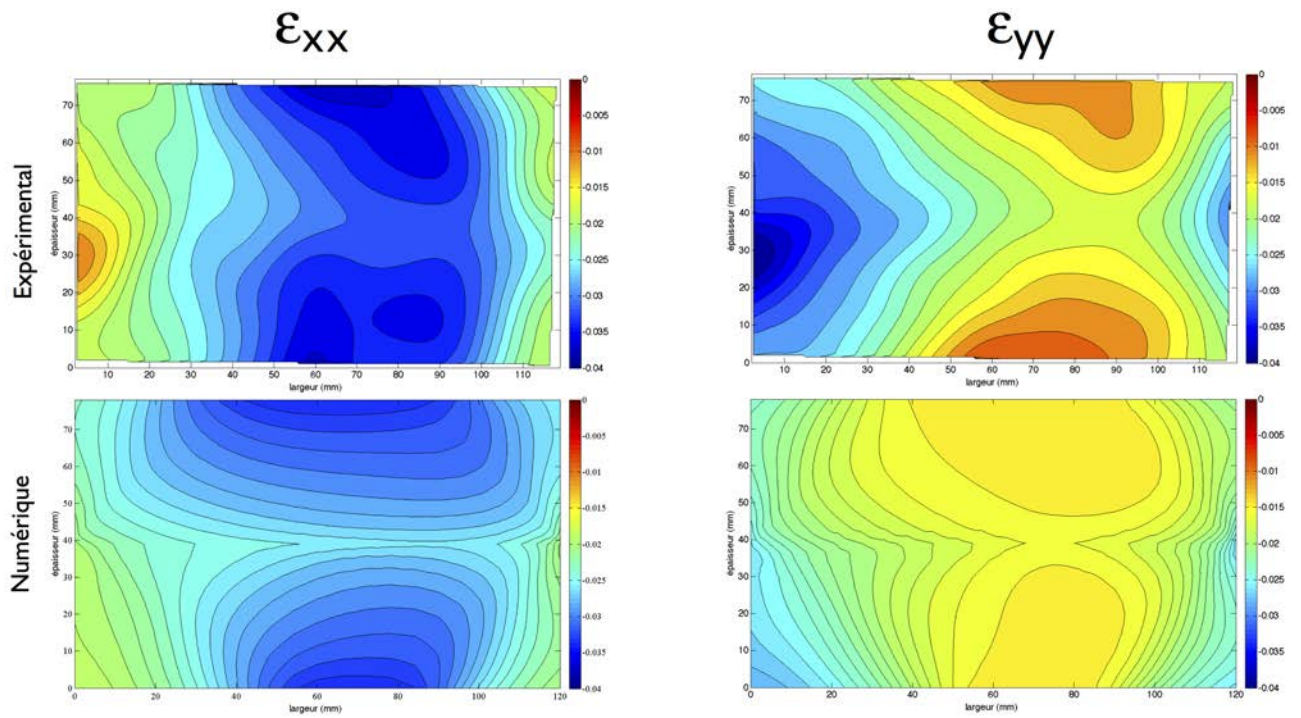


Figure xxiv – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 46$ jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{xx}

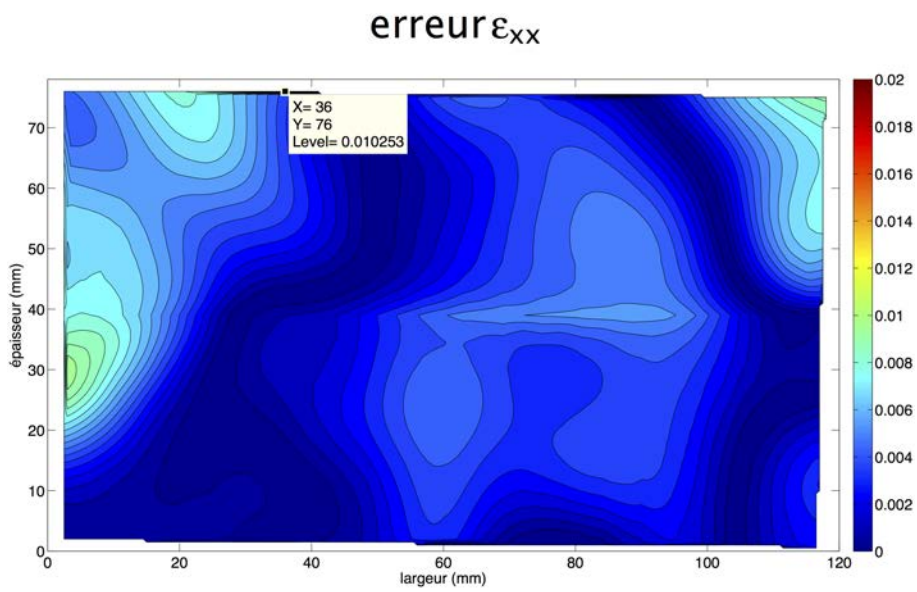


Figure xxv – Champs d'écarts absolus pour ε_{xx} au bout de 46 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

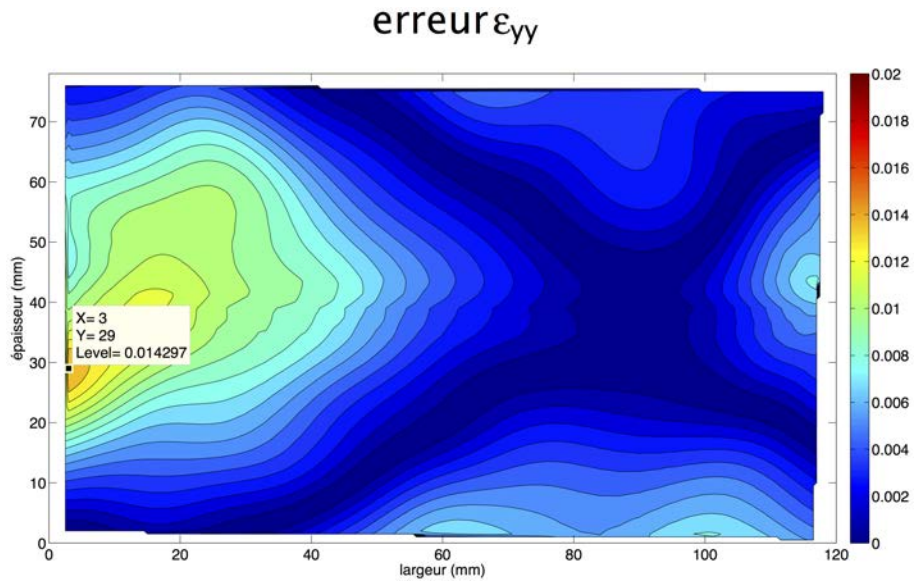


Figure xxvi – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 46 jours

b) Bilame 3

Au bout de 2 jours

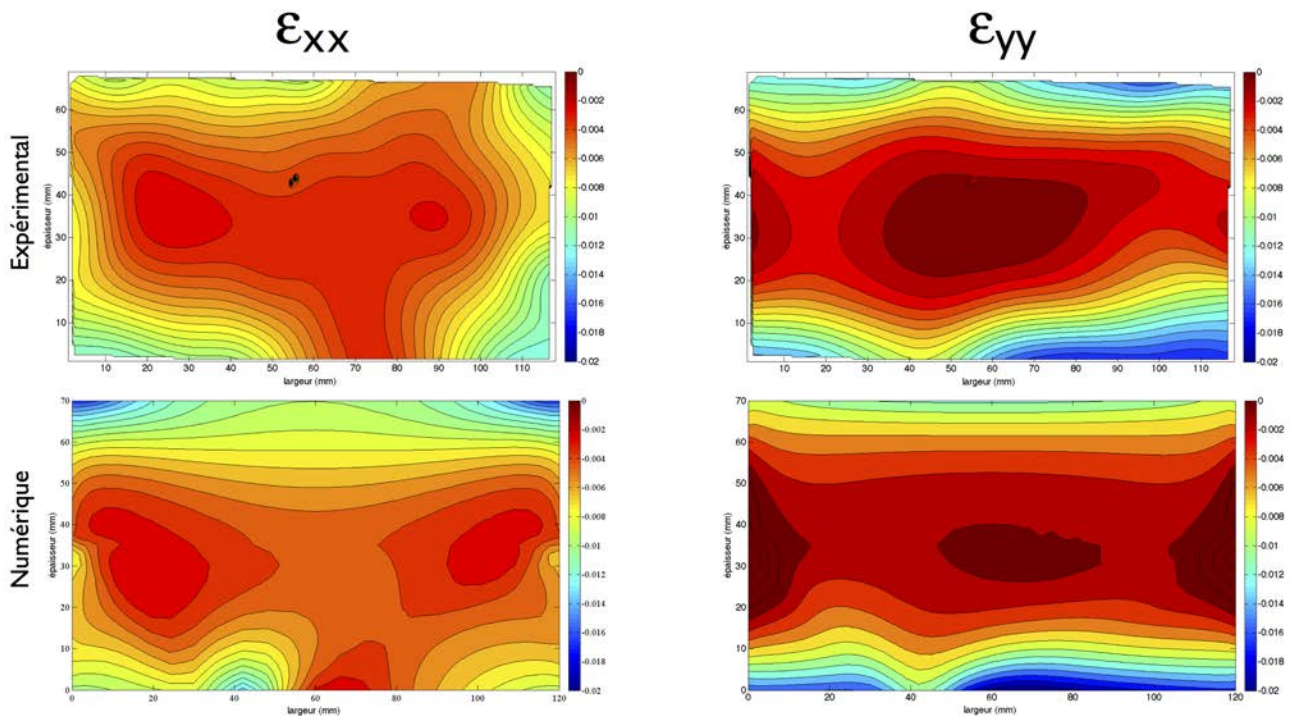


Figure xxvii – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 2$ jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{xx}

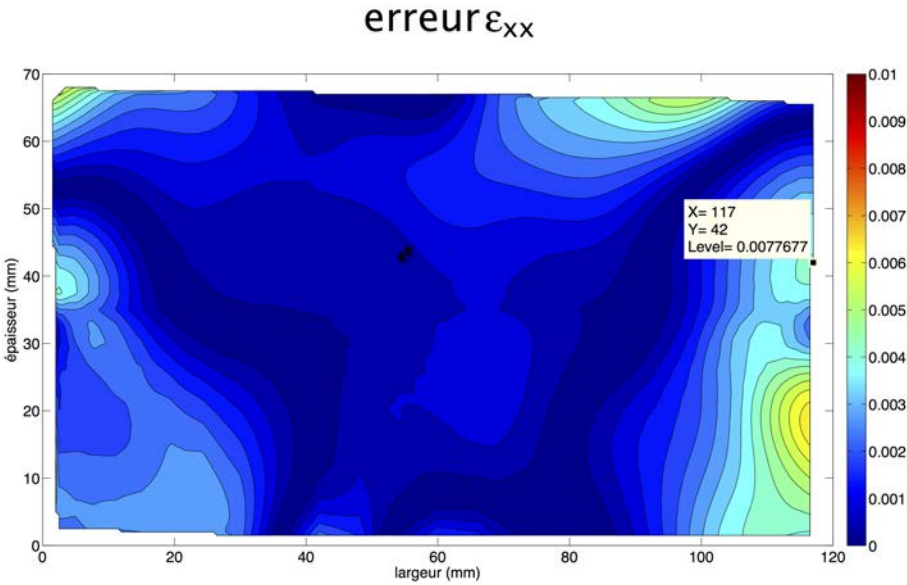


Figure xxviii – Champs d'écarts absolus pour ε_{xx} au bout de 2 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

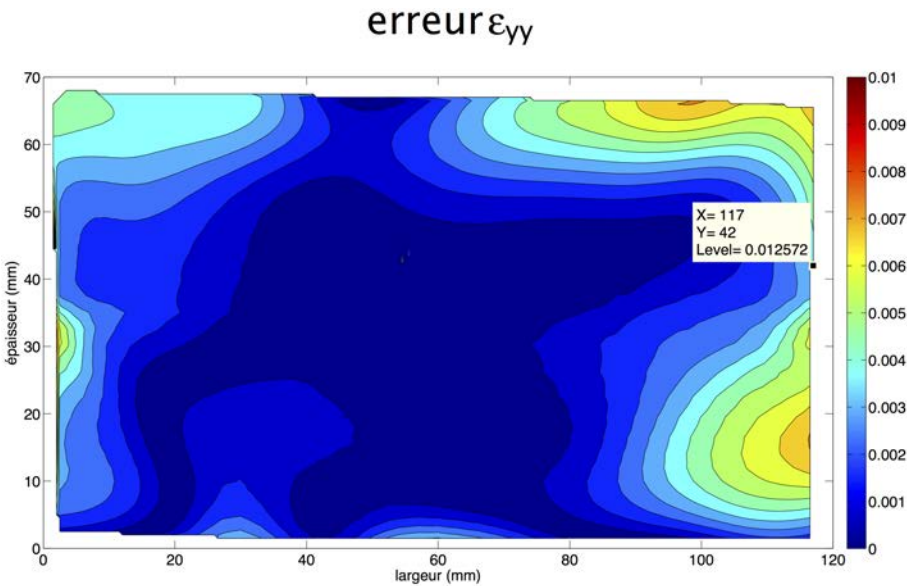


Figure xxix – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 2 jours

Au bout de 5 jours

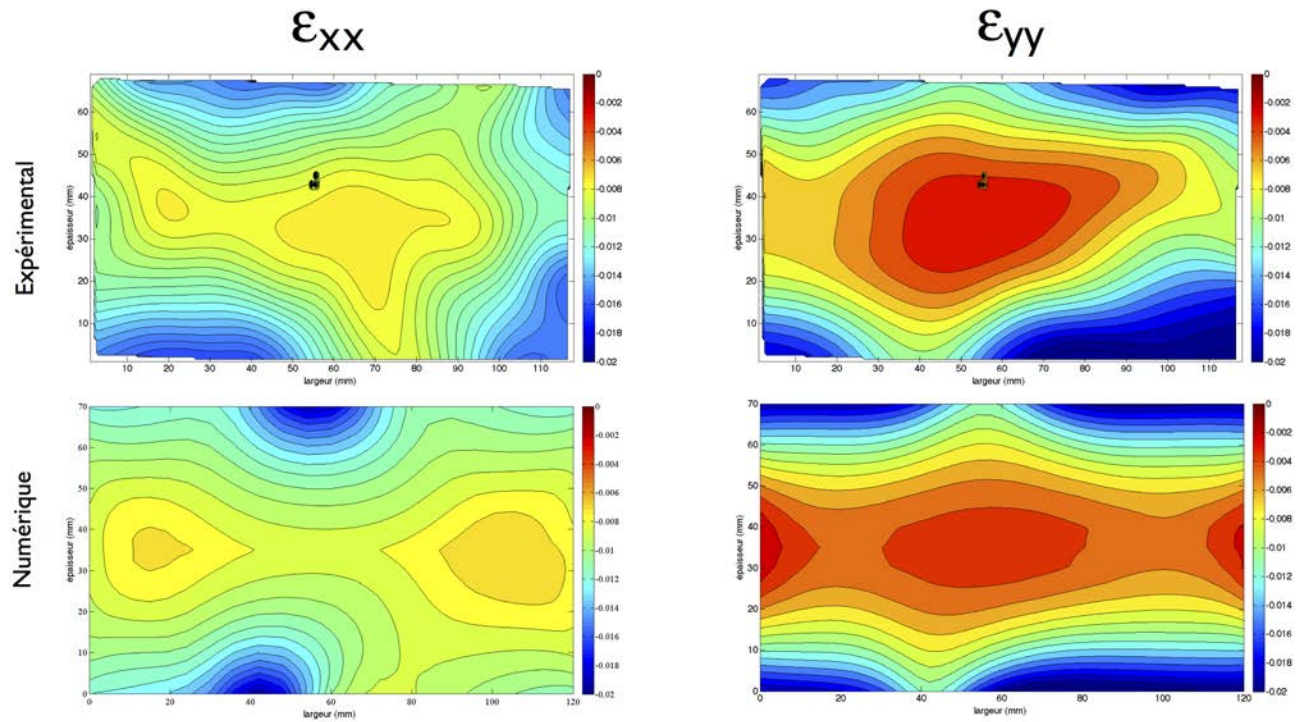


Figure xxx – Comparaison des champs de déformations ϵ_{xx} et ϵ_{yy} à $t = 5$ jours

Champ d'écarts absolus pour ϵ_{xx}

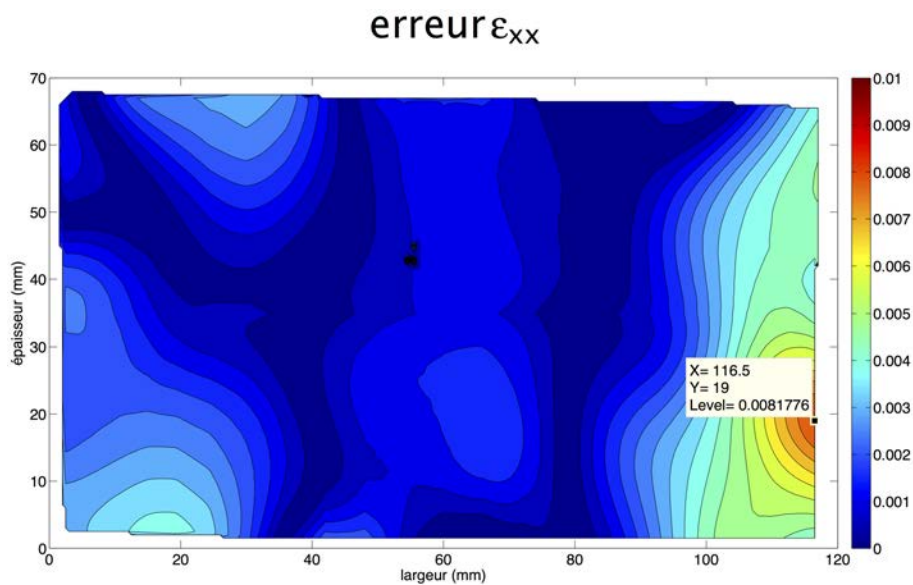


Figure xxxi – Champs d'écarts absolus pour ϵ_{xx} au bout de 5 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

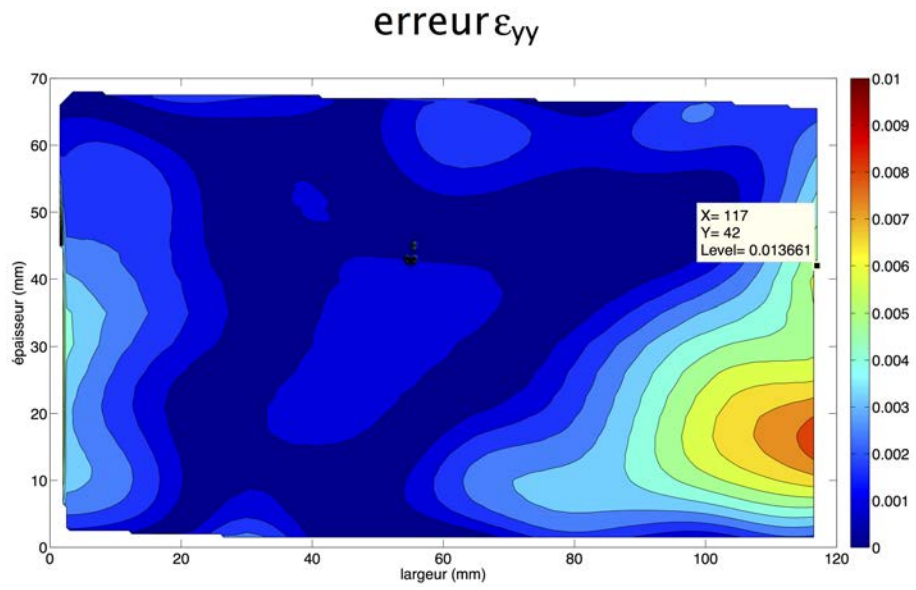


Figure xxxii – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 5 jours

Au bout de 25 jours

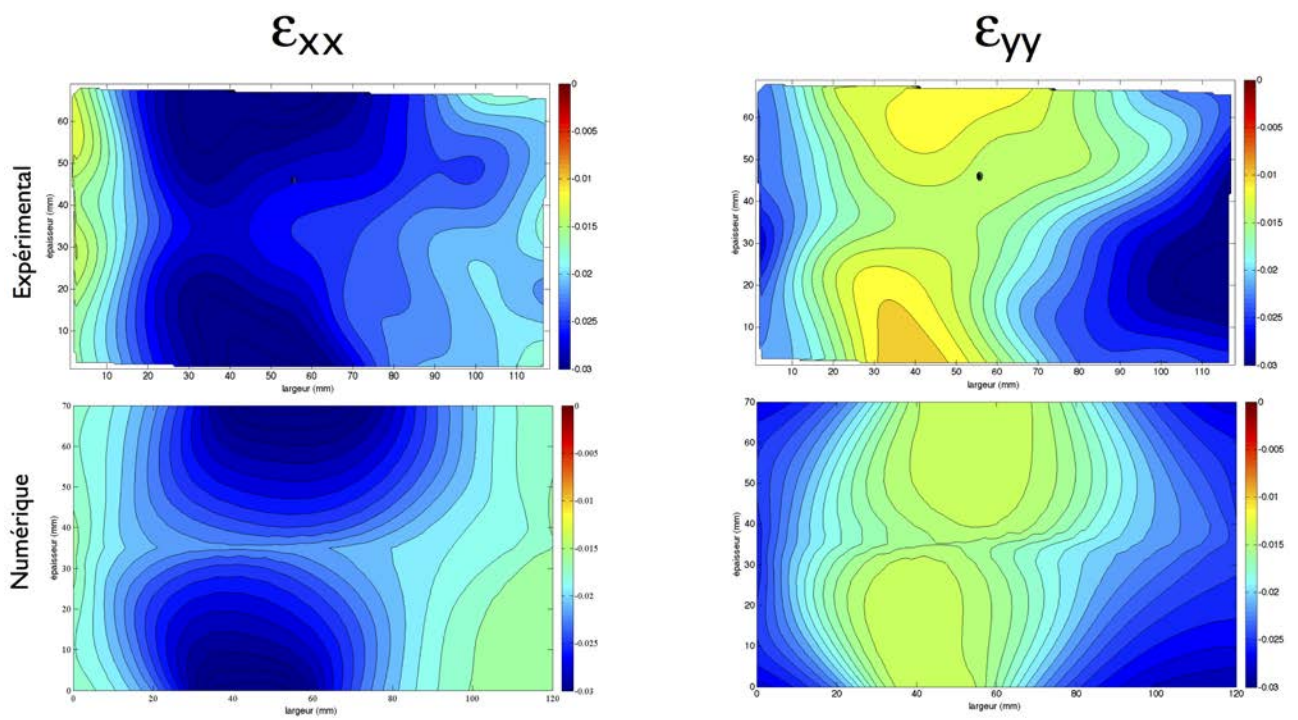


Figure xxxiii – Comparaison des champs de déformations ε_{xx} et ε_{yy} à $t = 25$ jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{xx}

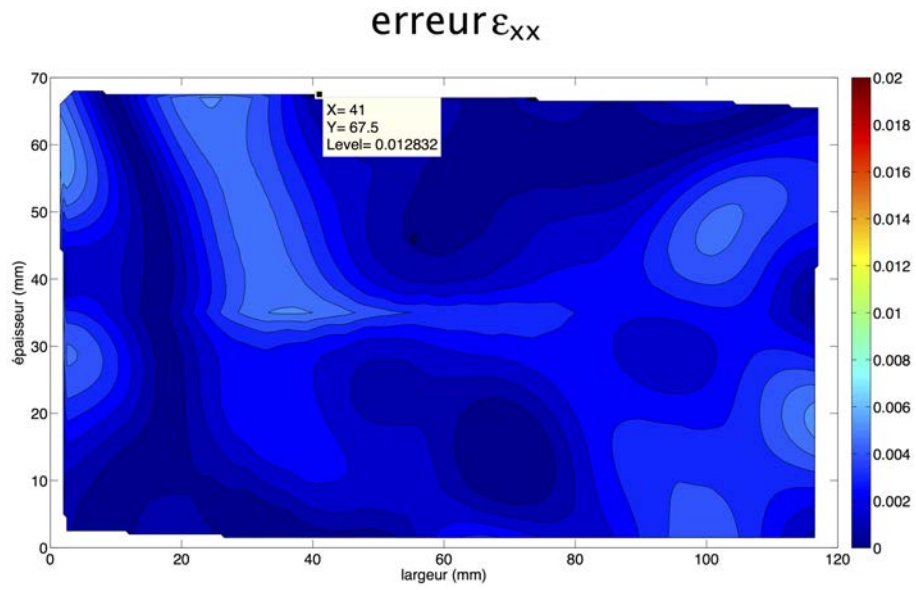


Figure xxxiv – Champs d'écarts absolus pour ε_{xx} au bout de 25 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

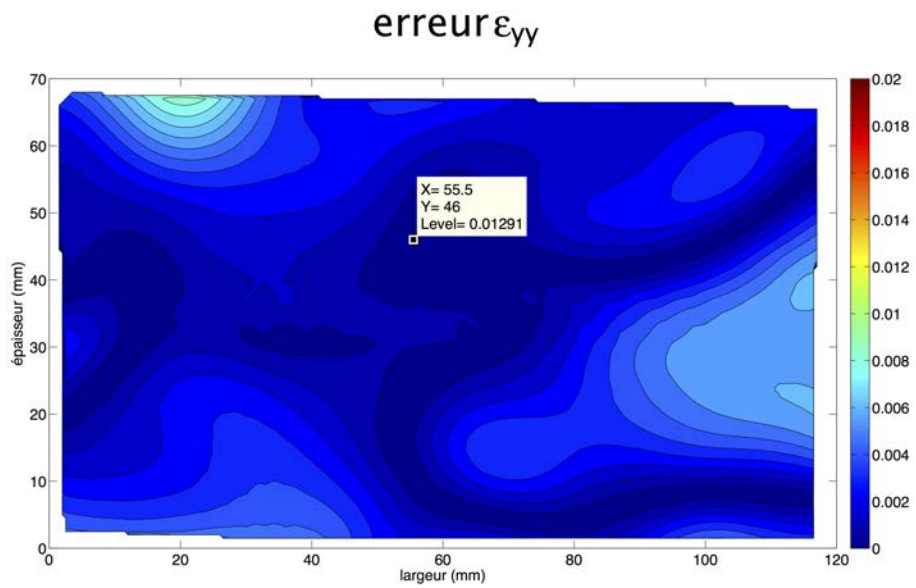


Figure xxxv – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 25 jours

Au bout de 46 jours

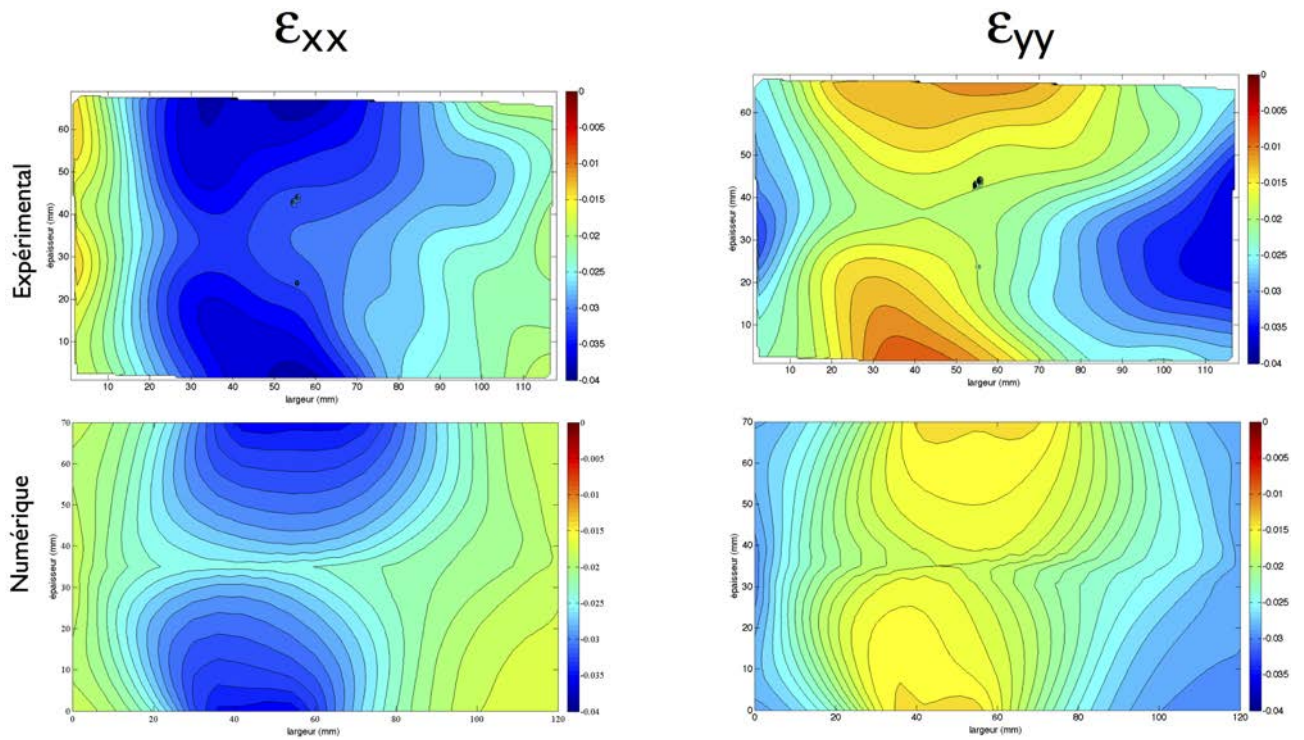


Figure xxxvi – Comparaison des champs de déformations ϵ_{xx} et ϵ_{yy} à $t = 46$ jours

Champ d'écart absolu pour ϵ_{xx}

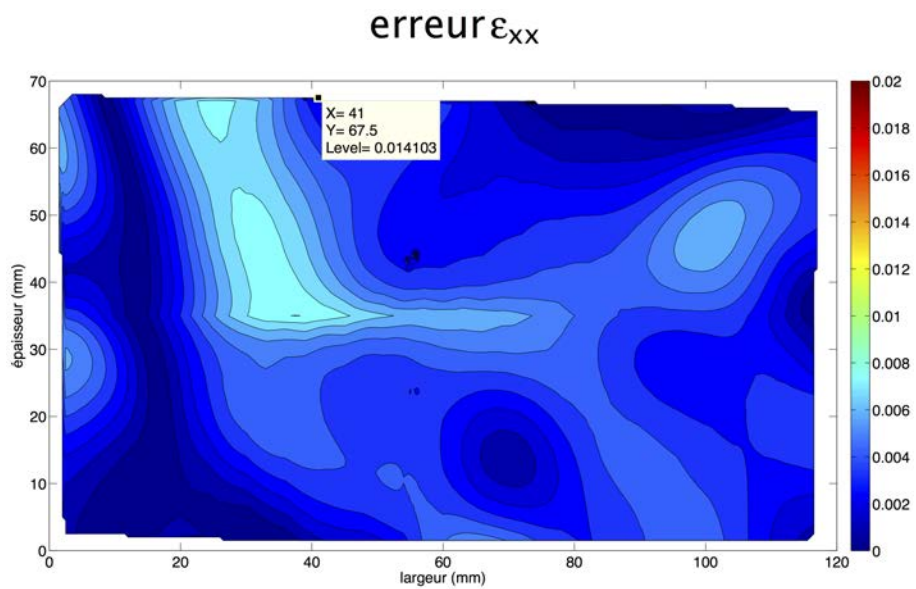


Figure xxxvii – Champs d'écart absolu pour ϵ_{xx} au bout de 46 jours

Champ d'écarts absolus pour ε_{yy}

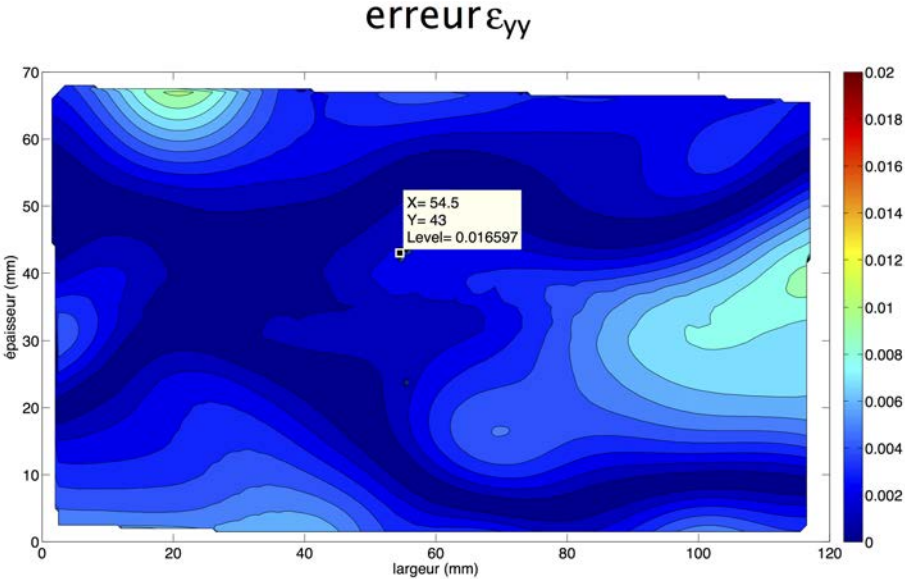


Figure xxxviii – Champs d'écarts absolus pour ε_{yy} au bout de 46 jours

Annexe 5 : Table de Snedecor pour $p = 0,95$

La distribution F de Fisher-Snedecor est souvent utilisée pour comparer deux variances. On peut montrer que le rapport de deux variances suit une loi de Fisher caractérisée par deux nombres de degrés de liberté (ν_1 et ν_2) correspondant au nombre de degrés de liberté du numérateur et au nombre de degrés de liberté du dénominateur. La variable F ne peut prendre que des valeurs positives. La figure xxxix présente la table de Snedecor pour $p = 0,95$.

ν_2	ν_1 (ddl numérateur)									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	161,45	199,50	215,71	224,58	230,16	233,99	236,77	238,88	240,54	241,88
2	18,51	19,00	19,16	19,25	19,30	19,33	19,35	19,37	19,38	19,40
3	10,13	9,55	9,28	9,12	9,01	8,94	8,89	8,85	8,81	8,79
4	7,71	6,94	6,59	6,39	6,26	6,16	6,09	6,04	6,00	5,96
5	6,61	5,79	5,41	5,19	5,05	4,95	4,88	4,82	4,77	4,74
6	5,99	5,14	4,76	4,53	4,39	4,28	4,21	4,15	4,10	4,06
7	5,59	4,74	4,35	4,12	3,97	3,87	3,79	3,73	3,68	3,64
8	5,32	4,46	4,07	3,84	3,69	3,58	3,50	3,44	3,39	3,35
9	5,12	4,26	3,86	3,63	3,48	3,37	3,29	3,23	3,18	3,14
10	4,96	4,10	3,71	3,48	3,33	3,22	3,14	3,07	3,02	2,98
11	4,84	3,98	3,59	3,36	3,20	3,09	3,01	2,95	2,90	2,85
12	4,75	3,89	3,49	3,26	3,11	3,00	2,91	2,85	2,80	2,75
13	4,67	3,81	3,41	3,18	3,03	2,92	2,83	2,77	2,71	2,67
14	4,60	3,74	3,34	3,11	2,96	2,85	2,76	2,70	2,65	2,60
15	4,54	3,68	3,29	3,06	2,90	2,79	2,71	2,64	2,59	2,54
16	4,49	3,63	3,24	3,01	2,85	2,74	2,66	2,59	2,54	2,49
17	4,45	3,59	3,20	2,96	2,81	2,70	2,61	2,55	2,49	2,45
18	4,41	3,55	3,16	2,93	2,77	2,66	2,58	2,51	2,46	2,41
19	4,38	3,52	3,13	2,90	2,74	2,63	2,54	2,48	2,42	2,38
20	4,35	3,49	3,10	2,87	2,71	2,60	2,51	2,45	2,39	2,35
21	4,32	3,47	3,07	2,84	2,68	2,57	2,49	2,42	2,37	2,32
22	4,30	3,44	3,05	2,82	2,66	2,55	2,46	2,40	2,34	2,30
23	4,28	3,42	3,03	2,80	2,64	2,53	2,44	2,37	2,32	2,27
24	4,26	3,40	3,01	2,78	2,62	2,51	2,42	2,36	2,30	2,25
25	4,24	3,39	2,99	2,76	2,60	2,49	2,40	2,34	2,28	2,24
26	4,23	3,37	2,98	2,74	2,59	2,47	2,39	2,32	2,27	2,22
27	4,21	3,35	2,96	2,73	2,57	2,46	2,37	2,31	2,25	2,20
28	4,20	3,34	2,95	2,71	2,56	2,45	2,36	2,29	2,24	2,19
29	4,18	3,33	2,93	2,70	2,55	2,43	2,35	2,28	2,22	2,18
30	4,17	3,32	2,92	2,69	2,53	2,42	2,33	2,27	2,21	2,16
40	4,08	3,23	2,84	2,61	2,45	2,34	2,25	2,18	2,12	2,08
50	4,03	3,18	2,79	2,56	2,40	2,29	2,20	2,13	2,07	2,03
60	4,00	3,15	2,76	2,53	2,37	2,25	2,17	2,10	2,04	1,99
80	3,96	3,11	2,72	2,49	2,33	2,21	2,13	2,06	2,00	1,95
100	3,94	3,09	2,70	2,46	2,31	2,19	2,10	2,03	1,97	1,93
150	3,90	3,06	2,66	2,43	2,27	2,16	2,07	2,00	1,94	1,89

Figure xxxix – Table de Snedecor pour $p = 0,95$