



HAL
open science

Effet de la mécanosorption et de l'hygroviscoélasticité sur la fissuration des feuillus gabonais et résineux européens

Martian Asseko Ella

► **To cite this version:**

Martian Asseko Ella. Effet de la mécanosorption et de l'hygroviscoélasticité sur la fissuration des feuillus gabonais et résineux européens. Génie civil. Université Clermont Auvergne, 2022. Français. NNT : 2022UCFAC027 . tel-03953610

HAL Id: tel-03953610

<https://theses.hal.science/tel-03953610>

Submitted on 24 Jan 2023

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.

UNIVERSITÉ CLERMONT AUVERGNE

ÉCOLE DOCTORALE

SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR DE CLERMONT-FERRAND

THÈSE

Présentée par

Martian ASSEKO ELLA

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITÉ

SPÉCIALITÉ : GÉNIE CIVIL

Titre de la thèse :

**Effet de la mécanosorption et de
l'hygroviscoélasticité sur la fissuration des feuillus
gabonais et résineux européens**

Soutenue publiquement le 30 juin 2022 devant le jury :

Mme. S. Bardet, MCF HDR, Université de Montpellier	Rapporteur
M. P.K. Talla, Professeur, Université de Dschang	Rapporteur
M. W. Seim, Professeur, Université de Kassel	Président du jury
M. E. Fournely, MCF , UCA	Invité
M. G. Godi, IE, UCA	Invité
M. S. Ikogou, MA CAMES, USTM	Invité
M. R. Moutou Pitti, MCF HDR, UCA	Directeur de thèse
M. J. Gril, Directeur de recherche, CNRS	Co-Directeur de thèse
M. G. Goli MCF HDR, Université de Florence	Co-Encadrant

Dédicaces

A ma Grand-mère, et à mon père
NFONO NDONG Jacqueline et ELLA OYONO Benoît
“Vous m’avez tout appris”

A mon petit Raphaël,
“Ti amo tanto!”
Il mio ragazzo

A ma copine NKENE MEZUI Estelle,
“Ci tengo molto a te!”

A ma petite soeur partie très tôt,
AVOME MEZUI Melda (Estelle)
“Je ne t’oublierai jamais”
- A2ME -
Ma petite soeur

Remerciements

Cette thèse a été réalisée dans le cadre de la continuité des travaux de Pambou en 2019 en collaboration entre l'Université Clermont Auvergne (UCA) au sein de l'axe Mécanique, Matériaux et Structures (MMS) de l'Institut Pascal (IP) de l'Ecole Doctorale des Grandes Ecoles de Libreville au Gabon (EDGE) et de l'Université de Florence en Italie au sein du DAGRI (Département des sciences et technologies agricoles, alimentaires, environnementales et forestières). C'est l'occasion pour moi de remercier tout d'abord **Dieu** pour tout et l'ensemble des personnes qui ont contribué de près ou de loin à l'aboutissement de cette thèse. Mes remerciements vont d'abord, à l'endroit de mes directeurs de thèse : à **Rostand Moutou Pitti**, je le suis entièrement reconnaissant pour tout. Au-delà de l'admiration que je lui voue, c'est plus un père qu'un directeur de thèse que j'ai eu durant ces trois années de thèse, tant sur le plan de ce travail en particulier que sur le plan de la vie en générale ; merci infiniment à **Joseph Gril** qui par ses critiques et par son énorme disponibilité et surtout pour ses conseils. Quant à mes encadrants, mention très spéciale à **Giacomo Goli** pour tout ce qu'il a fait pour moi notamment pour sa disponibilité inégalée, et son hospitalité. Je remercie également **Eric Fournely** et **Gaël Godi** pour leur contribution. Je ne saurais terminer sans remercier Monsieur **Samuel Ikogou**, car c'est grâce à lui et que j'en suis là, merci infiniment. Merci à Madame **Sandrine Bardet**, Maître de conférence à l'Université de Montpellier et à Monsieur **Pierre Kisito Talla**, Professeur des Universités de l'Université de Dschang (Cameroun), qui ont accepté par leur regard critique et avisé de rapporter sur cette thèse. Merci également à Monsieur **Werner Seim**, Professeur à l'Université de Kassel (Allemagne) d'avoir accepté d'examiner mon travail. Je leur suis reconnaissant d'avoir pris part à ma soutenance de thèse. L'aboutissement de ce travail a aussi été facilité par les collaborations tissées avec plusieurs partenaires externes avec lesquels j'ai pu faire mes essais. A cette occasion, je remercie l'Université de Florence et le DAGRI notamment, Mesieurs **Marco Toni** , **Lorenzo Procino**, et **Lorenzo Vedovato** qui m'ont accueilli dans leurs locaux et pour leur précieuse contribution lors de la mise en place et du suivi du dispositif expérimental. Merci à l'Agence Nationale des Bourses du Gabon (ANBG) pour le financement de cette thèse. Merci au projet CAP 20-25 WOW! pour le soutien financier apporté pour ma

mobilité en Italie. Mes remerciements vont également à l'ensemble du corps administratif et enseignant de l'Université Clermont Auvergne, notamment du département de génie civil de polytech Clermont Ferrand. Mention particulière au personnel de l'atelier du hall GC, **Philippe, et Laurent** pour leur précieuse contribution lors de la mise en place du dispositif expérimental. Merci à tous mes copains (doctorants) pour les 3 années passées ensemble, notamment : **Phan, Hichem, Rime, Arthur, Arnould, Khaled, Caroline, Mohamed et Fengdong**. Je ne saurais terminer sans évoquer mes proches. Merci à ma famille qui m'a inculqué, de grandes valeurs morales qui m'ont permis de surmonter toutes les épreuves traversées avec dignité. Je pense à mon père **Benoît Ella Oyono** et à mes mères **Jacquiline Nfono Ndong**, **Corine Ada Ndong** et **Marie Christine N'ngang Abogue**. Je pense également à mon deuxième père et à ma deuxième mère **François Mezui me Ndong et son épouse Jeanne** merci pour vos conseils. Je remercie également, mes frères **Armel, Hervé, Axel-Levis, Rodrigue, Yoan, Jarolin, Silvio, Eric, Bobo, Romuald**, mes sœurs **Jéssica, Jéssica, Maguie, Ady, Prisca, Coucou, Dolcie, Melda, Reine et Pricillia** et mes neveux et nièces **Phédia, Andy, Samuel, Scinela, Sarah, Lyam, Iyes**. Merci à **Bilal, Jordy, Dan, Arnould, Errol, Irmella, Marlaine, Stéphanie et Aurelie** qui font partie de ma famille. A mon grand frère, **Claude Pambou Nziengui** merci pour tes conseils et d'avoir été là pour moi. Mention très spéciale à ma copine **Estelle Nkene Mezui**, qui a œuvré de toute son énergie pour que je sois dans les meilleures conditions morales pour affronter cette thèse. Cette thèse t'est entièrement dédiée, MERCI!!!.

Résumé

Ce travail concerne l'étude des effets différés et de la teneur en eau sur la fissuration des bois tropicaux et tempérés. Il s'articule sur deux grands axes, diffusion de l'eau et fluage des poutres entaillées ou non. L'étude la diffusion est basée sur une approche expérimentale innovante, et analytique de la loi de diffusion de Fick. Elle est réalisée sur trois feuillus tropicaux, *Pterocarpus soyauxii* Taub (Padouk), *Aucoumea klaineana* Pierre (Okoumé) et *Milicia excelsa* (Iroko) et deux résineux, *Abies alba* Mill (Sapin blanc) et *Pseudotsuga menziesii* (Douglas) soumis à des paliers d'humidité relative (HR) à température constante de 20°C. Le comportement différé en flexion 3 points a été étudié sur l'Okoumé, le Padouk et le Sapin blanc uniquement, à 20°C et HR contrôlée sur des poutres et orientées dans la direction des fibres, de dimension 160x6x12 mm (LxRxT). La flèche et l'expansion transversale étaient mesurées avec des transducteurs à déplacement linéaire variable. Dans le cas des poutres entaillées, un suivi optique des paramètres de fissuration était réalisé avec un microscope. L'analyse de ces essais s'est faite en se basant sur la théorie des poutres rectilignes et en supposant la réponse du matériau homogène et linéaire par rapport à la contrainte, aboutissant à des expressions de la complaisance. Pour les poutres non entaillées, deux séries de tests ont été réalisées : 14 jours à 10% de charge, 65% HR avec paliers de 45 et 75% HR ; et 5 jours à 35% de charge, 75% HR avec palier de 45% HR. On retrouve les caractéristiques connues de l'effet mécanosorptif : augmentation de la flèche à la première humidification et au séchage, diminution aux humidifications ultérieures. L'analyse des trajectoires mécanosorptives a suggéré l'existence d'une limite de fluage et confirmé celle de la réponse stationnaire ou pseudo fluage/recouvrance. Pour les poutres entaillées, les essais de fluage ont été réalisés aussi en deux temps : à 80% de charge, puis en ajustant la charge pour avoir un taux de déformation initiale de 0,30%, durant 6-7 jours à 45% et 75% HR. On trouve que la mécanosorption accentue la propagation des fissures et que le couplage entre fissuration et fluage accélère la déformation jusqu'à la rupture. L'analyse du taux de restitution d'énergie en mode I des 3 essences testées est également présentée et comparé aux rares résultats de la littérature.

Mots clés : Bois tropical, résineux, fluage, mécanosorption, viscoélasticité, sorption, diffusion, fissuration, poutres entaillées, taux de restitution d'énergie.

Abstract

This work deals with the study of the delayed effects of moisture content on wood cracking. It is based on two main axes, water diffusion and bending creep of unnotched and notched beams. The study of diffusion is based on an innovative experimental approach, and analytical solutions of Fick's diffusion law. It is carried out on three tropical hardwoods, *Pterocarpus soyauxii* Taub (Padouk), *Aucoumea klaineana* Pierre (Okoumé) and *Milicia excelsa* (Iroko) and two softwoods, *Abies alba* Mill (White Fir) and *Pseudotsuga menziesii* (Douglas Fir) subjected to relative humidity (RH) steps at a constant temperature of 20°C. The delayed behaviour was studied on Okoumé, Padouk and White Fir only, by means of 3-point bending tests carried out at 20°C and controlled RH on defect-free wood beams oriented in fibre direction, of dimensions 160x6x12 mm (LxRxT). Deflection and transverse expansion were measured with variable linear displacement transducers. In the case of notched beams, optical monitoring of cracking parameters was performed using a USB microscope. The analysis of tests was carried out by applying the straight beam theory and assuming the response of the material to be homogeneous and linear with respect to stress, resulting in expressions of compliance. For the unnotched beams, two series of tests were carried out : 14 days at 10% load, 65% RH with increments of 45 and 75% RH; 5 days at 35% load, 75% RH with increments of 45% RH. The known characteristics of the mechanosorptive effect were confirmed : deflection increase at first wetting and at drying, decrease at subsequent wettings. The analysis of the mechanosorptive trajectories suggested the existence of a creep limit and confirmed the existence of the stationary or pseudo creep/recovery response. For notched beams, creep tests were also carried out in two stages : at 80% load, then adjusting the load to have an initial strain rate of 0.30%, during 6-7 days at 45 and 75% RH. It is found that mechanosorption triggers crack propagation and that the coupling between cracking and creep accelerates strain to failure. The analysis of energy release rate in mode I of the 3 tested species is also presented and compared to the literature data.

Key words : Tropical wood, softwood, creep, mechanosorption, viscoelasticity, sorption, diffusion, cracking, notched beams, energy release rate.

Table des matières

Remerciements	iii
Résumé	v
Abstract	vii
Table des figures	xiii
Liste des tableaux	xxi
Nomenclature	1
Introduction Générale	5
1 Généralités sur le matériau bois et son comportement	9
1.1 Introduction	9
1.2 Structure et composition du bois	9
1.2.1 Échelle macroscopique	9
1.2.2 Structure microscopique	10
1.2.3 Ultrastructure du bois	13
1.2.4 Composition chimique	14
1.3 Comportement hygroscopique et diffusion	16
1.3.1 Comportement hygroscopique	16
1.3.2 Diffusion hydrique	18
1.3.3 Équilibre hygroscopique et hystérésis	20
1.3.4 Modèles des isothermes de sorption	21
1.4 Comportement viscoélastique et mécanosorptif	24
1.4.1 Comportement viscoélastique linéaire	24
1.4.2 Essais fondamentaux	25
1.4.3 Modèles rhéologiques	28

1.4.4	Comportement mécanosorptif	30
1.4.5	Modélisation du comportement mécanosorptif	34
1.4.6	Interaction entre comportement viscoélastique et mécanosorptif	36
1.5	Mécanique de la rupture et comportement à la rupture du bois	37
1.5.1	Mécanique de la rupture	37
1.5.2	Comportement du bois à la rupture	43
1.5.3	Couplage des comportements viscoélastiques et thermo - hygromécaniques avec la fissuration	46
1.6	Conclusion du chapitre 1	48
2	Comportement hydrique des essences étudiées	51
2.1	Introduction	51
2.2	Matériels et Méthodes	52
2.2.1	Matériel	52
2.2.2	Dispositif expérimental	53
2.2.3	Méthodes	54
2.3	Résultats et analyses	58
2.3.1	Études préliminaires	58
2.3.2	Estimation de la teneur en eau d'équilibre	61
2.3.3	Estimation du temps de la demi-stabilisation des éprouvettes	67
2.3.4	Paramètres de diffusion des essences palier par palier	67
2.3.5	Effet de la densité sur la diffusion	71
2.3.6	Cinétique de diffusion	72
2.4	Conclusion du chapitre 2	73
3	Comportement viscoélastique et mécanosorptif des poutres non entaillées	75
3.1	Introduction	75
3.2	Expérimentation	77
3.2.1	Matériel	77
3.2.2	Méthodes	81
3.2.3	Analyse des essais de fluage à taux d'humidité variable	85
3.3	Résultats et analyses	91
3.3.1	Essais à vide	91
3.3.2	Estimation de la teneur en eau	92
3.3.3	Analyse des essais viscoélastiques et mécanosorptifs	96
3.3.4	Analyse de la réponse élastique	98
3.3.5	Trajectoires mécanosorptives	100

3.3.6	Interactions entre le comportement mécanosorptif et viscoélastique . . .	102
3.4	Modélisation rhéologique du comportement mécanosorptif et viscoélastique .	105
3.4.1	Équations du modèle	106
3.4.2	Formulation incrémentale	107
3.4.3	Modélisation du comportement viscoélastique et mécanosorptif	109
3.5	Conclusion du chapitre 3	112
4	Comportement mécanosorptif et viscoélastique des poutres entaillées	115
4.1	Etude mécanique d'une poutre entaillée en flexion 3-points	116
4.1.1	Choix de la géométrie des éprouvettes	116
4.1.2	Analyse des contraintes	116
4.1.3	Expression de la flèche	118
4.1.4	Expression des déformations et de la complaisance	122
4.2	Matériels et méthodes	123
4.2.1	Mesure préalable de la force de rupture	123
4.2.2	Dispositif expérimental pour le fluage	124
4.2.3	Essais préliminaires de fluage à niveau de charge élevé	127
4.2.4	Mise au point du chargement hygromécanique	128
4.3	Résultats et discussion	132
4.3.1	Effet du comportement mécanosorptif sur la fissuration	132
4.3.2	Effet de la sorption sur les ouvertures des fissures	136
4.3.3	Trajectoires mécanosorptives des poutres entaillées	136
4.3.4	Taux de restitution d'énergie	138
4.4	Conclusion du chapitre 4	140
	Conclusion Générale	143
	Bibliographie	147
	A Coefficient de diffusion apparent des éprouvettes	161
	B Paramètres du modèle rhéologique des éprouvettes	167

Table des figures

1.1	Orthotropie locale : (a) différentes directions et coupes du bois; (b) Section transversale d'un tronc d'arbre [Nguyen (2016)].	10
1.2	Structure cellulaire du bois résineux. (a) trachéide dans le bois de printemps, (b) trachéide dans le bois d'été, (c) canal résinifère, (d) rayon ligneux, (e) rayon ligneux avec canal résinifère, (f) ponctuations, [Guitard (1987)].	11
1.3	Structure cellulaire du bois feuillu. (a) fibres, (b) vaisseaux, (c) rayons, (d) ponctuations [Nguyen (2016)].	12
1.4	Plan ligneux d'un feuillu tropical : le Framiré (<i>Terminalia ivorensis</i>); (a) Coupe transversale; (b) Coupe tangentielle; (c) Coupe radiale [Dirol & Deglise (2001)].	12
1.5	Paroi cellulaire d'une trachéide [Nguyen (2016)].	13
1.6	Schéma des états de l'eau dans le bois : (a) au dessus du PSF, (b) au Psf, (c) en dessous du PSF [Nguyen (2014)].	17
1.7	Éprouvette en bois [Nguyen (2014)].	19
1.8	Hystérésis de sorption pour un cycle [Manfoumbi Boussougou (2012)].	20
1.9	Les trois types d'isothermes de sorption [Skaar (1988)].	21
1.10	Isotherme de sorption du bois des résineux tempérés [Joly & More-Chevalier (1980)].	22
1.11	Cinétique de fluage en environnement constant [Montero (2010)].	24
1.12	Essai de fluage-recouvrance; (a) Contrainte (b) Déformation [Phan (2015)].	25
1.13	Essai de relaxation-effacement; (a) Déformation; (b) Contrainte [Phan (2015)].	27
1.14	Modèle de Kelvin-Voigt généralisé [Phan (2016)].	29
1.15	Modèle de Maxwell généralisé [Phan (2016)].	29
1.16	Comportement théorique du fluage du bois lors d'un essai de flexion Essai de relaxation-effacement; (a) Mécanosorption; (b) Viscoélastique; (c, d) Contraintes; (e, f) Cycles de sorption.	30

1.17	Fluage du bois sous variations de l'humidité relative en flexion [Armstrong & Kingston (1960)].	31
1.18	Essai de fluage sur des éprouvettes sous HR variable et constant [Hearmon (1964)].	32
1.19	Fluage du bois sous variation d'humidité relative (HR) de 25 et 70% : (a) fluage non corrigé (b) ; retrait-gonflement (c) ; fluage corrigé des effets de retrait-gonflement (d) ; fluage à HR constant [Eriksson & Norén (1965)].	33
1.20	Essais de fluage-recouvrance : (a) Sapin (b) ; Bouleau [Ranta-Maunus (1975)].	33
1.21	Allures des trajectoires mécanosorptives : (a) selon la théorie de Ranta-Maunus [Ranta-Maunus (1975)] (b) ; mise en évidence de la limite de fluage [Hunt (1984)].	34
1.22	Modèles mécanosorptifs : (a) modèle à activations indépendantes (b) ; modèle à activations combinées [Phan (2016)].	35
1.23	différentes possibilités d'interaction entre le comportement viscoélastique et mécanosorptif. L 'apport de la mécanosorption sur le comportement viscoélastique peut être nul (a) ou constant (b) pouvant s'y adjoindre une modification de la réponse viscoélastique sans incrément (c) ou avec (d) [Montero (2010)].	36
1.24	Évolution de la complaisance ($\varepsilon(t)/\sigma_0$, GPa^{-1}) en fonction du logarithme décimal du temps, (—) : extrapolation linéaire [Montero (2010)].	37
1.25	Présentation des différentes zones de fissuration : (a) illustration sur une pièce en bois de sapin blanc, (A) pointe de fissure , (B, C) lèvres d'une fissure (b) ; Schémas [Moutou Pitti (2008)].	38
1.26	Les 3 modes de sollicitation d'une fissure.	39
1.27	Propagation d'une fissure sur une longueur Δa [Zeghloul (2003)].	40
1.28	Coordonnées polaires d'un point (M) en pointe de fissure [Moutou Pitti (2008)].	42
1.29	Effet de la densité sur la résistance à la rupture [Conrad <i>et al.</i> (2003)].	43
1.30	Exemples d'éprouvettes utilisées pour des essais de fissuration :(a) Éprouvette DCB;(b) Éprouvette TDCB30;(c) Éprouvette TDCB60;(d) Éprouvette SENT;(e) Éprouvette CANTILEVER;(f) Éprouvette MMCG;(g) Éprouvette entaillée [Nziengui (2019), Phan (2016)].	45
1.31	Effet des variations hydriques sur l'évolution d'une fissure (a_{eq} et la longueur de la fissure équivalente) [Phan (2016)].	47
1.32	Effet des variations de la teneur en eau sur la fissuration : (a) longueur de fissure (b) ouverture de fissure (c) humidité relative (HR) et teneur en eau (HI) [Nziengui (2019)].	48
2.1	Éprouvettes testées (a) ; types et géométrie des éprouvettes;(b) éprouvettes avec ruban et fil de pêche.	52

2.2	: Dispositif expérimental pour essais de diffusion.	54
2.3	Algorithme d'acquisition et de traitement des données brutes.	55
2.4	Courbe expérimentale de la teneur en eau adimensionnelle en fonction de la racine carrée d'une éprouvette de Douglas dans le sens longitudinal et transversal	57
2.5	Teneur en eau des éprouvettes en fonction du temps lors des essais préliminaires à 45 %HR dans le sens longitudinal (L) et transverse (RT); (a, b) Okoumé; (c, d) Padouk.	59
2.6	Teneur en eau des éprouvettes en fonction du temps lors des essais préliminaires à 45 %HR dans le sens longitudinal (L) et plan transverse (RT); (a, b) Sapin blanc; (c, d) Douglas.	60
2.7	Détermination de la teneur en humidité d'équilibre à la fin de chaque étape d'humidité pour les éprouvettes de 5 mm d'épaisseur pour $\beta = 0$: (a) 0-11% HR, (b) 0- 43% HR, (c) 43-57% HR, (d) 57-75% HR, (e) 75-84% HR, (f) 84-97% HR (O= Okume, P=Padouk, W= Sapin blanc, D=Douglas, I= Iroko).	63
2.8	Détermination de la teneur en humidité d'équilibre à la fin de chaque étape d'humidité pour les éprouvettes de 5 mm d'épaisseur pour $\beta = 0.74$: (a) 0-11% HR, (b) 0- 43% HR, (c) 43-57% HR, (d) 57-75% HR, (e) 75-84% HR, (f) 84-97% HR (croix verte, Okoumé; cercle bleu, Padouk; triangles rouges, Sapin blanc; losange noir, Douglas; carré jaune, Iroko; marques, données expérimentales; ligne continue, modèle ajusté).	65
2.9	Teneur en eau à l'équilibre de chaque espèce (croix verte, O= Okoumé, cercle bleu; P= Padouk, triangles rouges; W=Sapin blanc, diamant noir, D = Douglas, carré jaune, I= Iroko, ligne continue rose; modèle Afnor 2010; ligne continue noire, modèle Simpson (1973)).	66
2.10	Évolution de la teneur en eau adimensionnelle en fonction de la racine carrée du temps pour l'estimation du temps de demi-stabilisation.	67
2.11	Exemple de courbes de h/D^a en fonction de h dans les direction L et RT pour un cycle de sorption des éprouvettes testées (a); direction longitudinale (b); zoom (Fig.2.11a) (c); plan transverse (d); zoom (Fig.2.11c).	68
2.12	Impact des variations d'humidité relative sur la diffusion en fonction de la direction :(a, b) direction longitudinale, (c, d) plan transverse (croix verte, Okoumé; cercle bleu, Padouk; triangles rouges, Sapin blanc; losange noir, Douglas; carré jaune, Iroko.	70

2.13	Effet de la densité et de l'humidité relative sur la diffusion dans le sens longitudinale (a) ; 0-43% de RH (b) ; 43-57% de RH (c) ; 57-75% de RH (d) ; 75-84% de RH (e) ; 84-97% de RH	71
2.14	Cinétique de diffusion des espèces testées dans le sens longitudinal et le plan transversal : (a) Okoumé, (b) Padouk, (c) Sapin blanc, (d) Douglas, (e) Iroko (les lignes pointillées représentent l'humidité relative, les lignes continues le modèle de Siau dans la direction L et dans le plan RT, les points les valeurs MC mesurées, les lignes rouges et les croix le plan RT, les lignes noires et les cercles verts la direction L.	72
3.1	Éprouvettes utilisées : (a,b,c) éprouvettes brutes de Padouk et d'Okoumé ; (d) plan d'usinage ; (e) géométrie des éprouvettes retenues pour les tests.	78
3.2	Dispositif expérimental pour les essais de rupture ; (a) presse AMSLER pour l'essai de rupture) ; (b) cadran de lecture de la presse ; (b) banc d'essai.	79
3.3	Évolution de la force des éprouvettes dans le temps lors des essais de rupture.	80
3.4	Dispositif expérimental pour les essais de fluage de 14 jours ; (a) dispositif expérimental global ; (b) vue de la paire de bancs de fluage ; (c) support plastique de la charge sur la poutre ; (d) banc d'essai.	81
3.5	Histoire de chargement hydrique et mécanique des éprouvettes des essais de 14 jours.	82
3.6	Dispositif expérimental pour les essais de fluage sur 5 jours : (a) vue des trois bancs de fluage ; (b) charges mécaniques.	83
3.7	Histoire de chargement hydrique et mécanique des éprouvettes des essais de 5 jours.	84
3.8	Géométrie des éprouvettes pour une approche RDM ; (a) répartition des contraintes et des déformations dans l'éprouvette ;(b) déplacement mesuré.	86
3.9	Comparaison des pentes des flèches lors du chargement et de la décharge des éprouvettes.	89
3.10	La contrainte effective (nominale) dans la direction longitudinale du bois : (a) état sec initial ; (b) état humide gonflé ; (c) équivalent à l'état humide dans la direction des fibres.	91
3.11	Mesure du retrait-gonflement sur des essai à vide ; (a) mesures des 3 capteurs ; (b) moyenne des capteurs latéraux ; (c) évolution globale du retrait-gonflement d'une éprouvette.	92
3.12	Mesures du retrait-gonflement mesuré par les capteur latéraux expansion transversale ; (a) Padouk essai à 5 jours ; (b) Okoumé essai à 14 jours.	92

3.13 Déformation due au retrait gonflement corrigée des effets mécaniques avec discontinuité; (a) Padouk; (b) Okoumé.	93
3.14 Déformation due retrait gonflement ajustée au point de discontinuité; (a) Padouk 5 jours; (b) Okoumé essai de 14 jours.	93
3.15 Évolution de la teneur en eau des éprouvettes témoins pour les trois tests de 15 jours; (a, b) test 1, Okoumé et Sapin blanc; (c, d) test 2, Okoumé et Padouk; (e, f) test 3, Padouk et Sapin blanc. Cercles ouverts : mesures expérimentales sur des éprouvettes appariés; Mc-Exp); lignes continues : résultat de l'interpolation (Mc-Int).	94
3.16 Évolution de la teneur en eau par interpolation linéaire des éprouvettes témoins pour le test de 5 jours; (a) Okoumé; (b) Sapin blanc; (c) Padouk. Cercles ouverts : mesures expérimentales sur des éprouvettes appariées (Mc-Exp); lignes continues : résultat de l'interpolation (Mc-Int).	95
3.17 Fluage à un niveau de contrainte de 10% pendant 11 jours suivi d'une recouvrance pendant 3 jours : (a) test 1, Okoumé (O3.2) et Sapin blanc (W4C.4); (b) test 2, Okoumé (O3.1) et Padouk (P4.1); (c) test3, Padouk (P4.23) et Sapin blanc (W4C.12); (d) contrainte.	96
3.18 Fluage à un niveau de contrainte de 35% pendant 4 jours, suivi de 0-2 jours de recouvrance; (a) test 1, Okoumé (O5.2), Padouk (P5.1) et Sapin blanc (W5.2); (b) test 2, Okoumé (O5.5), Padouk (P5.3) et Sapin blanc (W4D.10); (c) test 3, Okoumé (O5.1), Padouk (P5.6) et Sapin blanc (W4D.12); (c) test 4, Okoumé (O5.21), Padouk (P5.22) et Sapin blanc (W4D.18); (e) contrainte appliquée.	97
3.19 Estimation des paramètres instantanés; (a) estimation du temps initial (t_0); (a) estimation de la déformation instantanée et du module d'Young (MOE).	99
3.20 Trajectoires mécanosorptives (J^*) de 5 jours;(a) test 1 Okoumé (O5.5), Sapin blanc (W5.10) et Padouk (P5.3); (b) test 2 Okoumé (O5.1), Sapin blanc (W5.12) et padouk (P5.6) (C_0 , C_2 et C_3 =cycle de résorption); (c) test 3 Okoumé (O5.2), Sapin blanc (W5.2) et Padouk (P5.1); (d) test 4 Okoumé (O5.21), Sapin blanc (W4D.18) et Padouk (P5.22); J_0 complaisance.	100
3.21 Trajectoires mécanosorptives (J^*) des essais à 14 jours; (a, b) essai 1 Okoumé (O3.2), sapin blanc (W4C.4); (c, d) essai 2 Okoumé (O3.1), Padouk (P4.1); (e, f) essai 3 Padouk (P4.23), Sapin blanc (W4C.12); (C_1 , C_2 ...6=cycle de sorption); J_0 complaisance.	101

3.22	Couplage entre le comportement viscoélastique et le comportement mécanosorptif des essences étudiées ; (a) Okoumé ; (b) Sapin blanc ; (c) Padouk ; (1) incrément viscoélastique ; (2) incrément mécanosorptif ; (Ext) extrapolation linéaire.	103
3.23	Incrément de la complaisance relative dû au comportement viscoélastique pour chaque essai : (a) essai de 14 jours (b) ; essais de 5 jours.	104
3.24	Incrément de la complaisance relative due au comportement mécanosorptif pour chaque essai : (a) essai de 14 jours (b) ; essais de 5 jours.	105
3.25	Modèle rhéologique avec les paramètres viscoélastiques et mecanosorptif (k=1,2,3,4).106	
3.26	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes de l'Okoumé : (a) essai 1 ; (b) essai 2 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	109
3.27	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Padouk : (a) essai 2 ; (b) essai 3 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	109
3.28	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Sapin blanc : (a) essai 1 ; (b) essai 3 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	110
3.29	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes de l'Okoumé : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	111
3.30	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Padouk : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	111
3.31	Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Sapin blanc : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.	112
4.1	Géométrie des essences utilisés avant usinage ; (a) éprouvettes à usiner ; (b) schéma de la poutre entaillée ; (c) diagramme du moment fléchissant.	117
4.2	Éprouvettes après usinage des entailles.	118
4.3	Géométrie de la poutre pour l'analyse RDM ; (a) demi-poutre entaillée en flexion 3-points ; (b) diagramme du moment fléchissant	119
4.4	Géométrie de la poutre pour l'analyse RDM ; (a) demie poutre entaillée en flexion 3-points ; (b) diagramme des efforts tranchants.	121
4.5	Dispositif expérimental pour les essais de rupture ; (a) éprouvettes testées ; (b) système de chargement ; (c) banc d'essai.	124

4.6	Matériel et dispositif expérimental ; (a) Géométrie des poutres testées (échelles différentes en x et en z) ; (b,c) boîte expérimentale ; (d) système d'humidification ; (e) éprouvette de suivi de la teneur en eau ; (f,g) vue globale d'un banc d'essai avec le support d'appuis des éprouvettes ; (h) microscope USB ; (i) Système de chargement.	125
4.7	Estimation des paramètres de fissuration au microscope ; (a) image sans calibration ; (b) calibration du grossissement ; (c) calibration de la distance réelle ; (d) image calibrée.	127
4.8	Histoire de chargement hydrique des essais à déformation de 0,03%.	128
4.9	Méthode d'interpolation de la déformation instantanée (a) ; Padouk ;(b) Sapin blanc.	129
4.10	Histoire de chargement hydrique des essais à déformation de 0,3%.	131
4.11	Déformation et fissuration dues aux effets viscéoélastiques et mécanosportifs des éprouvettes lors de l'essai T_3^1 ;(a) Déformation Okoumé ; (b) propagation de la fissure Okoumé ; (c) Déformation Sapin blanc ; (d) propagation de la fissure Sapin blanc ;(e) Déformation Padouk ; (f) propagation de la fissure Padouk.	133
4.12	Déformation et fissuration dues aux effets viscéoélastiques et mécanosportifs des éprouvettes lors de l'essai T_4^1 ;(a) Déformation Okoumé ; (b) propagation de la fissure Okoumé ; (c) Déformation Sapin blanc ; (d) propagation de la fissure Sapin blanc ;(e) Déformation Padouk ; (f) propagation de la fissure Padouk.	134
4.13	Déformation et fissuration dues aux effets viscéoélastiques et mécanosportifs des éprouvettes lors de l'essai T_1^2 ;(a) Déformation Okoumé ; (b) propagation de la fissure Okoumé ; (c) Déformation Sapin blanc ; (d) propagation de la fissure Sapin blanc ;(e) Déformation Padouk ; (f) propagation de la fissure Padouk.	134
4.14	Ouvertures des fissures sous l'effet de la sorption ;(a) essai TE_3^1 Sapin blanc ; (b) essai TE_4^1 Sapin blanc ; (c) essai TE_3^1 Okoumé ; (d) essai TE_4^1 Okoumé	136
4.15	Trajectoires mécanosorptives des poutres entaillées en fonction de la teneur en eau ;(a) essais T_3^1 okoumé ; (b) essais TE_4^1 okoumé ; (c) essais TE_3^1 Sapin blanc ; (b) essais TE_4^1 Sapin blanc ; (e) essais TE_4^1 Padouk.	137
4.16	Taux de restitution d'énergie en mode I des éprouvettes testées ; (a) essai T_1^1 (b) ;essai T_2^1 (c) ; essai T_1^2	139

Liste des tableaux

1.1	Ordre de grandeur de constituants dans les différentes parois pour les résineux et feuillus [Nguyen (2016)].	14
2.1	Dimensions et densités des éprouvettes testées.	53
2.2	Solutions aqueuses utilisées et humidité relative indiquées selon la norme NF ISO 483 à T=20°C.	54
2.3	Comparaison des humidités relatives et des températures obtenues dans les boites avec celles de la norme NF ISO 480.	59
2.4	Mesures des écrous avec la masse morte.	61
2.5	Mesures des écrous sans la masse morte.	62
2.6	Table d'équilibre hygroscopique des essences testées sous plusieurs humidités relatives.	66
2.7	Temps de demi-stabilisation des éprouvettes testées.	68
2.8	Paramètres de diffusion des essences testés dans le sens longitudinal.	69
2.9	Paramètres de diffusion des essences testés dans le plan transverse.	70
3.1	Dimension des éprouvettes brutes.	77
3.2	Caractéristique des éprouvettes utilisées pour les essais de rupture.	79
3.3	Forces et contraintes à la rupture des éprouvettes lors des essais de rupture.	80
3.4	Caractéristiques des éprouvettes et taux de contrainte appliqué pour les essais de 14 jours.	82
3.5	Caractéristiques des éprouvettes et taux de contrainte appliqué pour les essais de 5 jours.	83
3.6	Propriétés des éprouvettes de témoins pour l'essai de 14 jours et l'essai de 5 jours.	85
3.7	Mesures expérimentales de φ	89
3.8	Déformation instantanée (ε_1) au début de l'essai (pour $\log_{10}((t-t_0))=0$).	99
3.9	Module d'élasticité longitudinal (E_L) et module spécifique ($E_{\rho L}$) des éprouvettes.	100

4.1	Moyennes et écarts-types des forces à la rupture obtenues.	124
4.2	Caractéristiques des éprouvettes utilisées.	125
4.3	Teneur en eau initiale des éprouvettes témoins	128
4.4	Valeurs des déformations maximales des éprouvettes des essais à F80%.	129
4.5	Valeurs des modules d'élasticité et densités des éprouvettes des essais à D0.3%.	130
4.6	Ensemble des tests D0,3% effectués	131
4.7	Comparaison des valeurs des déformations à l'instant du chargement des poutres non entaillées et entaillées.	135
4.8	Comparaison des valeurs de G maximales issues de la littérature.	140
A.1	Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes d'Okoumé pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR	162
A.2	Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Padouk pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR	163
A.3	Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Sapin blanc pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR	164
A.4	Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Douglas pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR	165
A.5	Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Sapin blanc pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR	166
B.1	Éprouvette de Padouk	168

Nomenclature

b	Épaisseur due aux variations de la teneur en humidité (mm)
b_i	Épaisseur initiale (mm)
c_0	Concentration initiale
c_e	Concentration à l'équilibre
D	Coefficient de diffusion (m.s^{-2})
D	Espèce de Douglas
D^a	Coefficient de diffusion apparent (m.s^{-2})
D_L	Coefficient de diffusion dans le sens longitudinal (m.s^{-2})
D_{RT}	Coefficient de diffusion dans le plan transversal (m.s^{-2})
D_ L1,2,3	Douglas d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens longitudinal
D_ RT1,2,3	Douglas d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le plan transverse
e, h	Épaisseurs (mm)
E	Module d'élasticité longitudinal (MPa)
Eq	Équation
F	Force (N)
Fig	Figure
G	Taux de restitution d'énergie (J.m^{-2})
G	Module de cisaillement (MPa)
h	Hauteur due aux changements de la teneur en humidité (mm)
h_i	Hauteur initiale (mm)
\overline{HR}	Humidité relative moyenne (%)
HR	Humidité relative (%)
I	Espèce d'Iroko
$I(x)$	Moment quadratique (m^4)
IL1,2,3	Iroko d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens longitudinal
I_ RT1,2,3	Iroko d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le plan transverse
J	Complaisance (MPa^{-1})
J^*	Complaisance effective (MPa^{-1})
l	Longueur entre fond d'entaille et l'appui (mm)
L	Direction longitudinale
Lr	Longueur totale de l'entaille (mm)

m	Masse (g)
m_0	Masse anhydre (g)
m_{01}	Première masse anhydre (g)
m_{02}	Deuxième masse anhydre (g)
m^i	Masse d'une éprouvette i (g)
mm	Millimètre
m^p, m^q	Masses d'étalonnage (g)
M	Moment fléchissant
MC	Teneur en eau (%)
O_L1,2,3	Okoumé d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens longitudinal
O_RT1,2,3	Okoumé d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens transverse
O	Espèce d'Okoumé
P_LL1,2,3	Padouk d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens longitudinal
P_RT1,2,3	Padouk d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le plan transverse
P	Espèce de Padouk
RT	Plans transversal
S_L1,2,3	Sapin d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le sens longitudinal
S_RT1,2,3	Sapin d'épaisseurs 20 mm, 10 mm, 5 mm dans le plan transverse
S	Espèce de Sapin
S	Coefficient d'échange de surface ($m.s^{-2}$)
S_i	Section initiale (mm^2)
S_L	Coefficient d'échanges surfaciques dans le sens longitudinal ($m.s^{-1}$)
S_{RT}	Coefficient d'échanges surfaciques dans le sens longitudinal ($m.s^{-1}$)
t	Temps (s)
$t_{0.5}$	Temps de demi-sorption (s)
T	Température ($^{\circ}C$)
Tab	Tableau
$T1, 3, 4, 6, 7, 9$	Transducteurs des latéraux
$T2, T5, T8$	Transducteurs centraux
v_{Ta}	Flèche due à l'effort tranchant mesurée par les transducteurs latéraux (mm)
v_{TO}	Flèche due à l'effort tranchant au centre (mm)
V_0	Flèche mesurée par les transducteurs du centre (mm)
V_a	Flèche totale mesurée par les transducteurs latéraux (mm)
w	Teneur en humidité (%)
w^*	Teneur en eau adimensionnelle
w_{surf}	Teneur en humidité à la surface de l'éprouvette (%)
w_e	Teneur en humidité à l'équilibre (%)
x_{i0}	Mesure donnée par la cellule de force d'un spécimen testé ($mV.V^{-1}$)
x^p, x^q	Mesures données par la cellule de force des masses étalons ($mV.V^{-1}$)
ε	Déformation
ε_t	Déformation corrigée due au retrait-gonflement transversale
ε_0	Déformation instantanée

Nomenclature

λ	Niveau de propagation de l'entaille
ρ	Densité
ρ_L	Densité de la paroi cellulaire
σ	Contrainte (MPa)
σ^*	Contrainte effective (MPa)
σ_0	Contrainte initiale (MPa)
φ	Coefficient de corrections des effets mécaniques sur les transducteurs latéraux
ω	Pente due à la rotation
∇	Opérateur Nabla

Introduction Générale

Préambule

Dans le cadre d'une gestion durable de l'environnement, l'utilisation des matériaux issus des produits naturels, tels que le bois, les fibres végétales, la bagasse de canne à sucre etc..., au détriment des matériaux comme le béton et l'acier, dans le domaine de la construction, devient une nécessité planétaire. En effet, contrairement au béton et à l'acier, le bois se dégrade plus facilement et plus rapidement dans le temps, c'est un matériau facilement recyclable. Aussi, grâce à sa faculté à capter le dioxyde de carbone, le bois apparaît comme un matériau très intéressant pour la lutte contre le réchauffement climatique. Toutefois, le bois n'a pas que des caractéristiques intrinsèques avantageuses. Pour les usages en structures, par exemple, il présente des paramètres physico-mécaniques qui lui confèrent un comportement mécanique difficile à appréhender à cause notamment de ses propriétés d'hétérogénéité et d'anisotropie. De façon générale, l'état de l'art sur le bois montre que l'étude de son comportement en structure est rendue complexe à cause de ses propriétés physiques qui varient en fonction des conditions du milieu dans lequel il se trouve. Dans cette optique et en vue de faciliter son utilisation en structure, plusieurs études sur le comportement du bois sous variations climatiques et contraintes mécaniques permanentes ont été menées par plusieurs chercheurs.

Problématique et objectifs de la thèse

A ce jour, l'étude des interactions entre charges mécaniques et variations climatiques dans les structures en bois à court ou à long terme (comportement différé du bois) reste toujours une grande problématique pour la communauté scientifique. Cette étude s'avère encore plus complexe dans le cadre du couplage de ces deux effets au processus de fissuration (comportement différé du bois couplé à la fissuration). Les travaux se situent dans la continuité de la thèse de [Nziengui \(2019\)](#) orientée sur le comportement mécanique des poutres de bois entaillées soumises au fluage en extérieur. L'étude portait sur deux résineux tempérés, Sapin blanc (*Abies alba* Mill) et Douglas (*Pseudotsuga menziesii*), et visait à analyser le couplage des trois effets (chargement mécanique, variations environnementales et fissuration) dans le

cas des structures en bois de dimensions d'emploi en environnement extérieur. De ce fait, il était difficile de bien dissocier l'impact de la teneur en eau sur la fissuration et le fluage couplé. En effet, pour un essai de fluage, il est connu que le séchage réduit les déformations contrairement à l'humidification qui les accentue. En parallèle, compte tenu des résultats des travaux effectués sur la fissuration, il se trouve que la fissuration est favorisée par les effets du séchage qui en même temps accentue les déformations. Ces deux effets sur les déformations paraissent contradictoires et sont complexes à analyser, d'où l'importance de les dissocier. En outre, la grande dimension des poutres impliquait la présence de nombreux défauts (noeuds, déviations du fil) qui rendaient l'analyse encore plus complexe. L'objectif de ce travail est donc d'étudier l'influence des effets mécanosorptifs et viscoélastiques sur la fissuration du bois afin de mieux comprendre la contribution de la teneur en eau sur la fissuration du bois en environnement contrôlé. Le bois provient d'essences tropicales et résineuses tempérées choisies au regard de leur impact économique pour le Gabon et pour la France (Région AuRA). A la différence de la thèse précédente, nous avons travaillé sur des poutrelles de petites dimensions constituées de bois contenant peu de défauts, et les essais de fluage ont été menés en ambiance variable contrôlée. En outre, une étude des paramètres de sorption et de diffusion est conduite en parallèle. Enfin, le projet de thèse est réalisé grâce à une collaboration entre les universités de Clermont Auvergne (France) et de Florence (Italie), notamment pour les essais de fluage effectués au Laboratoire DAGRI.

Structure de la thèse

Cette thèse est organisée en quatre chapitres :

— Chapitre 1

Dans ce chapitre, une étude bibliographique globale est menée sur le matériau bois. Une présentation non exhaustive de ce matériau, sur le plan microscopique et macroscopique est d'abord effectuée. Puis les effets du transfert hydrique ainsi que les lois qui le régissent sont rappelés. Un état de l'art sur le fluage viscoélastique et mécanosorption est fait en rappelant également les modèles rhéologiques qui permettent de décrire ce comportement. Avant la fin de ce chapitre, un état de l'art sur les mécanismes de rupture, notamment l'initiation et la propagation de la fissure, est aussi présenté. À la fin de cette partie nous présentons l'effet des variations climatique sur la fissuration du bois.

— Chapitre 2

Ce chapitre est consacré à l'étude et à la caractérisation des paramètres de diffusion hydrique des essences étudiées, 3 tropicales et 2 résineuses tempérées. A travers cette étude nous avons estimé des temps de demi stabilisation de la teneur en eau d'équilibre sur les essences. La

connaissance de ces temps nous a permis de définir un protocole de chargement hydrique adapté lors des essais de fluage. La nouvelle approche expérimentale pour l'étude de la diffusion hydrique du bois y est présentée. Cette technique vient en complément des autres techniques expérimentales déjà utilisées. Le dispositif permet de réaliser plusieurs mesures sans perturber les conditions expérimentales et l'état hydrique des éprouvettes testées. Un tableau d'équilibre hygroscopique est proposé en plus des coefficients de diffusion et d'échanges surfaciques que nous avons calculés, notamment pour les essences tropicales mal connues.

— Chapitre 3

Ce chapitre présente le comportement viscoélastique et mécanosorptif de 3 des bois étudiés, 2 tropicaux et 1 tempéré. Le but de cette partie est d'obtenir la contribution du comportement différé seul, en vue du découplage entre fissuration et effets différés sur les déformations. Cette étude vient entre autre compléter les rares données qui existent dans la littérature sur les essences tropicales africaines. Un modèle rhéologique 1D y est également présenté.

— Chapitre 4

Ce chapitre est consacré à l'étude des effets du comportement différé sur la fissuration du bois. Une analyse RDM basée sur la théorie des poutres de Timoshenko prenant en compte le cisaillement d'une poutre entaillée nous a permis de proposer des expressions analytiques de la déformation et de la complaisance. Les deux expressions calculées prennent également en compte les variations de la teneur en eau. A la fin un calcul du taux de restitution d'énergie est effectué et les différentes valeurs sont présentées.

Chapitre 1

Généralités sur le matériau bois et son comportement

1.1 Introduction

Le bois est un matériau issu de l'activité biologique de l'arbre, il se caractérise comme étant un matériau complexe. Cette complexité est due à une distribution hétérogène des cellules qui le constituent. Il est caractérisé par trois principales propriétés : l'hétérogénéité, l'anisotropie et l'hygroscopie. On distingue deux types de bois, le bois des feuillus et le bois des résineux, qui sont tous composés par de nombreux types de cellules qui se forment lors du développement de l'arbre. La formation du bois est influencée d'une part par la génétique, d'autre part par les conditions environnementales comme l'eau, la température, le vent, et par les produits chimiques dans le sol, qui peuvent modifier considérablement les caractéristiques du matériau pendant toute la vie de l'arbre. Au sein d'une même espèce d'arbres, on peut noter d'énormes variations dans les propriétés du bois. Même dans chaque arbre individuel, les caractéristiques physiques, chimiques et anatomiques du bois peuvent être différentes, elles dépendent de la position du bois dans l'arbre et du moment où le bois s'est formé. La prise en compte de toutes ces différences est nécessaire pour une bonne utilisation finale du matériau.

1.2 Structure et composition du bois

1.2.1 Échelle macroscopique

Le caractère hétérogène du bois est présent à différentes échelles d'observations [[Assouad \(2004\)](#), [Medzegue \(2007\)](#)]. Il provient notamment de l'alternance des cernes de croissance

constitués de bois initial et final [Assouad (2004)]. L'anisotropie met en exergue les différences entre directions du bois (Fig.1.1.a) : longitudinale ou axiale (L), radiale (R) et tangentielle (T). L'hygroscopie, quant à elle, est la capacité du bois à perdre ou à gagner de l'humidité en fonction de l'ambiance du milieu, respectivement pendant les processus de séchage et d'humidification [Assouad (2004), Medzegue (2007)]. A l'échelle macroscopique, nous distinguons dans la structure générale d'une section transversale du tronc d'un arbre, de l'extérieur vers l'intérieur : l'écorce, le cambium, l'aubier, le duramen, et la moelle (Fig.1.1.b). L'écorce protège l'arbre par l'extérieur de l'arbre et conduit la sève élaborée depuis les feuilles. L'aubier contient des cellules vivantes, et assure la conduction vers les feuilles (lieu de la photosynthèse) de l'eau chargée de substances minérales (sève brute) tirées du sol par les racines. Souvent l'aubier est poreux, moins rigide et se distingue facilement par sa couleur plus claire. Entre l'aubier et l'écorce se trouve une fine couche ou cambium, il a pour rôle essentiel de

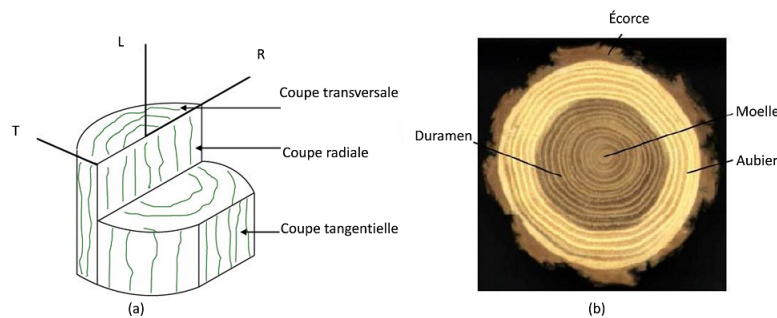


FIGURE 1.1 – Orthotropie locale : (a) différentes directions et coupes du bois ; (b) Section transversale d'un tronc d'arbre [Nguyen (2016)].

fabriquer de nouvelles cellules de l'arbre permettant ainsi au tronc de grossir. Enfin entre la moelle et l'aubier, il y a le duramen, il constitue en quelque sorte la colonne vertébrale d'un arbre car c'est lui qui confère à celui-ci sa rigidité et sa résistance face aux sollicitations ou contraintes mécaniques externes, et aussi, chez de nombreuses essences, une résistance à la biodégradation qui protège l'aubier par l'intérieur [Nguyen (2016)].

1.2.2 Structure microscopique

Au niveau microscopique, la structure anatomique du bois ou plan ligneux caractérise chaque essence. On y retrouve la distinction des espèces en deux grands groupes, les feuillus et les résineux.

Microstructure des bois résineux

Le plan ligneux des résineux est relativement simple, on peut voir sa structure à travers la Fig.1.2. On remarque qu'il est composé principalement de deux types de cellules, trachéides et parenchymes, disposés de manière longitudinale ou radiale. Les trachéides longitudinales représentent plus de 90% de l'ensemble des cellules des bois résineux. Elles ont pour rôles le soutien de l'arbre et la conduction de la sève. Elles peuvent être considérées comme des aiguilles creuses de section hexagonale ou rectangulaire de 15 à 35 μm de côté. Leur longueur varie entre 2 et 9 mm selon les essences. Les trachéides du bois de printemps possèdent des parois plus fines et un lumen plus important que celles du bois d'été, ceci pour répondre au besoin plus grand en sève brute au printemps. La conduction de la sève d'une trachéide à l'autre est assurée par de multiples ponctuations, petites vannes qui assurent sa montée continue par capillarité. Les rayons ligneux, constitués essentiellement de groupes de parenchymes radiaux, assurent la conduction radiale ainsi que l'accumulation et le stockage de matière nutritive dans le bois [Pfeiffer (2015)].

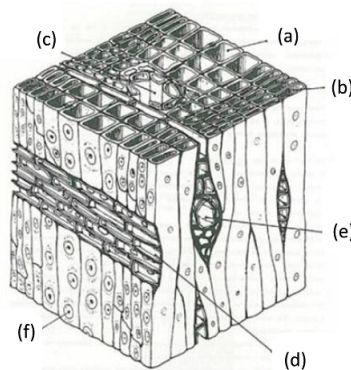


FIGURE 1.2 – Structure cellulaire du bois résineux. (a) trachéide dans le bois de printemps, (b) trachéide dans le bois d'été, (c) canal résinifère, (d) rayon ligneux, (e) rayon ligneux avec canal résinifère, (f) ponctuations, [Guitard (1987)].

Microstructure des bois feuillus

Les feuillus désignent les arbres du groupe des dicotylédones en raison de leurs feuilles plates à nervation ramifiée. Il existe des feuillus tempérés et tropicaux. Les feuillus sont apparus plus récemment que les résineux dans l'évolution et ont une microstructure plus complexe. Dans la direction longitudinale, on peut distinguer deux types de cellules : les vaisseaux et les fibres. Les vaisseaux assurent la conduction longitudinale de la sève brute, ils occupent entre 6 et 55% du volume. Chez les feuillus tempérés, on peut les assimiler à des

tubes de diamètre 10 à 300 μm et de très grande longueur (100 à 500 mm) comme le montre la Fig.1.3. Ils sont reliés les uns aux autres par des ponctuations comme les trachéides. Leur nombre et/ou leurs dimensions sont plus importants dans le bois de printemps. Les fibres assurent le soutien mécanique du bois. Elles occupent entre 25 et 75% du volume. Ces cellules aux parois épaisses possèdent un fort élancement : 0,8 à 1,3 mm de longueur pour 10 à 30 μm de largeur. Les rayons ligneux des feuillus sont plus importants que ceux des résineux : plusieurs dizaines de couches de parenchymes peuvent se superposer. Comme dans les résineux, ils assurent le stockage de nutriments [Pfeiffer (2015)]. Chez les feuillus tropicaux

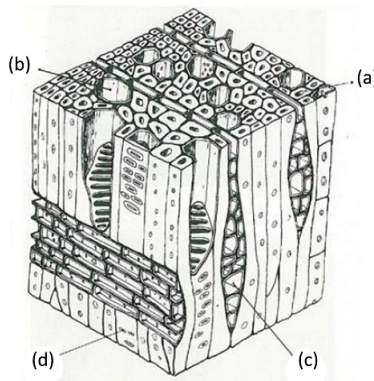


FIGURE 1.3 – Structure cellulaire du bois feuillu. (a) fibres, (b) vaisseaux, (c) rayons, (d) ponctuations [Nguyen (2016)].

le plan ligneux constitué des trachéides et parenchymes est le même que celui des feuillus tempérés, mais leur nombre, leur disposition et leur forme varient largement comme on le voit (Fig.1.4) sur les trois coupes du Framiré [Dirol & Deglise (2001)]. On rappelle également que la limite des cernes annuels des feuillus tropicaux est quasiment invisible à l'œil nu sur une section transversale.

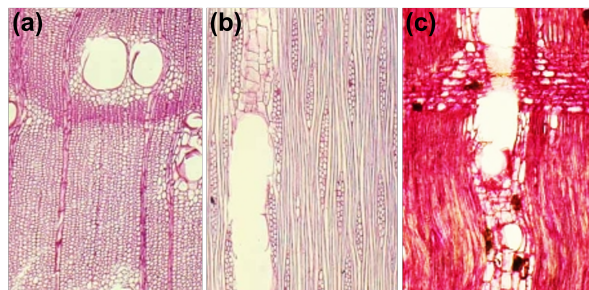


FIGURE 1.4 – Plan ligneux d'un feuillu tropical : le Framiré (*Terminalia ivorensis*); (a) Coupe transversale; (b) Coupe tangentielle; (c) Coupe radiale [Dirol & Deglise (2001)].

1.2.3 Ultrastructure du bois

Les différentes cellules (trachéides, parenchymes, vaisseaux, et fibres) sont liées entre elles par une matrice appelée lamelle moyenne ou couche intercellulaire. Elle est composée essentiellement de lignine et de pectines, polymères amorphes. Son épaisseur est d'environ $0,1 \mu\text{m}$. Les parois des cellules sont des composites multicouches. Ces couches ont en commun d'être composées d'une matrice de lignine et d'hémicellulose renforcée par des microfibrilles, tissées à partir de longues molécules de cellulose, polymère semi-cristallin. Le diamètre des microfibrilles varie entre 100 et 300 Å. La couche primaire P est fine (environ $0,1 \mu\text{m}$) et contient

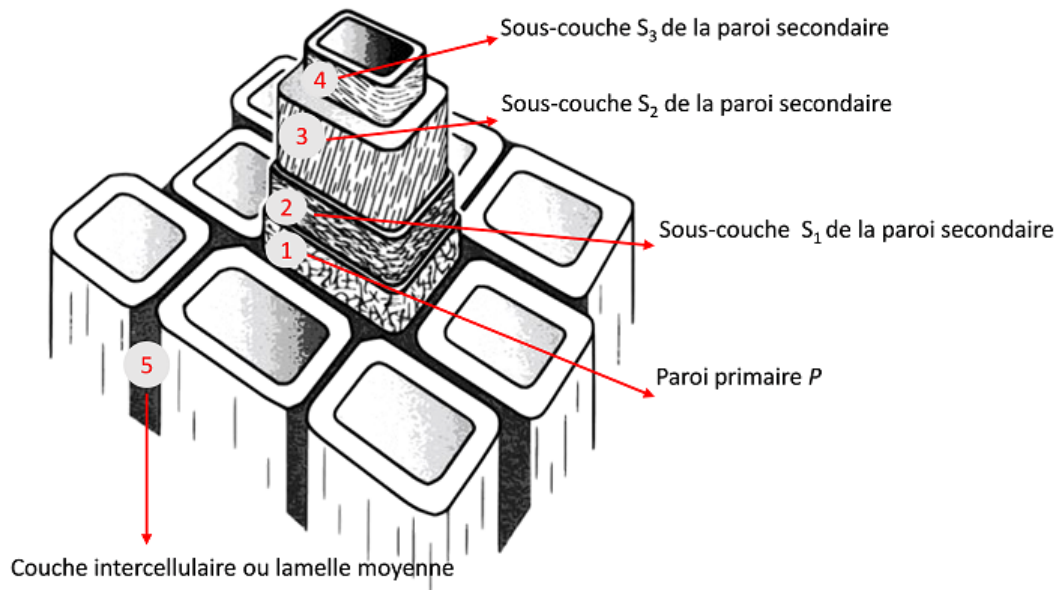


FIGURE 1.5 – Paroi cellulaire d'une trachéide [Nguyen (2016)].

beaucoup de lignine ; les microfibrilles de cette couche ne sont pas organisées. Il est assez difficile d'isoler la couche primaire de la couche intercellulaire. D'autres auteurs, assimilent souvent la couche primaire à la couche intercellulaire pour former la lamelle moyenne. La couche secondaire S diffère de la couche primaire par l'organisation des microfibrilles dans ses trois sous-couches S_1 , S_2 et S_3 . Ces dernières s'enroulent en hélice autour du lumen. L'inclinaison de cette hélice par rapport à l'axe de la cellule est appelé angle des microfibrilles (Fig.1.5). La couche S_2 est la plus épaisse, son angle de microfibrilles n'est que d'environ 15 à 30° . Elle joue un rôle majeur dans les caractéristiques mécaniques du matériau notamment la rigidité et son retrait au séchage. Son épaisseur varie entre le bois de printemps et le bois d'été (entre 1 et $10 \mu\text{m}$ selon la densité du bois). Les couches S_1 et S_3 sont assez semblables par leur épaisseur (700 à 800 \AA .) ainsi que par l'enroulement des microfibrilles en double hélices ($\pm 80^\circ$ pour S_1 et $\pm 70^\circ$ pour S_3) [Pfeiffer (2015)]. La couche S_1 joue un rôle dans important

dans la résistance mécanique transversale grâce à l'orientation de ses microfibrilles. Quant à la couche *S3*, elle joue un rôle important dans la résistance au flambement et la compression de la paroi de la cellule. Le Tab.1.1 donne la composition des différentes couches de la paroi cellulaire [Lamy (2016)].

TABLEAU 1.1 – Ordre de grandeur de constituants dans les différentes parois pour les résineux et feuillus [Nguyen (2016)].

Parois	Cellulose(%)	Hémicelluloses(%)	Lignines(%)
Lamelle mitoyenne	5	10	85
Parois primaire	10	15	75
Parois secondaires			
S1	30	55	40
S2	50	30	20
S3	50	35	15
Bois feuillus	50	30	20
Bois résineux	50	25	25

1.2.4 Composition chimique

On a principalement dans le bois des polymères de haut poids moléculaire, cellulose, hémicelluloses et lignine ; ces trois polymères sont présents à 90% en masse chez les feuillus et 97% chez les résineux. Ces trois polymères du bois se situent principalement dans la paroi cellulaire. Il y a également des substances organiques ou extractibles, de faible masse molaire, et des substances inorganiques comme les cendres, localisées soit dans la paroi soit dans les lumens.

La cellulose

Découverte en 1838 par le chimiste français Anselme Payen, la cellulose est le polymère du bois le plus abondant. La structure moléculaire de la cellulose est déterminante pour le bois en ce qui concerne sa capacité à absorber de l'eau, et sa grande réactivité chimique. De ces trois propriétés caractéristiques de la cellulose, une est particulièrement intéressante dans le comportement mécanique du bois. C'est le caractère hydrophile de la molécule individuelle, qui se traduit par la possibilité de se lier avec sa voisine par des liaisons hydrogènes créant ainsi des régions cristallines (entre 60% à 97%) entourées de régions amorphes [Pittet (1996)]. Dans la cellulose nous avons en effet de nombreux groupes OH^- , ces groupes assurent les liaisons entre des différentes chaînes et constituent des zones de retentions des molécules

d'eau dans la partie non cristalline. La cellulose amorphe joue un rôle dans le comportement viscoélastique du bois.

Les hémicelluloses

Les hémicelluloses sont des copolymères d'oses, un copolymère étant un polymère formé par la réunion de deux types de monomères [Jebrane (2009)]. Elles sont présentes pour 20% à 25% en masse dans le bois, dans une mesure dépendant de l'essence. Cette diversité est un facteur très important qui ne doit pas être négligé dans le comportement du bois notamment pour un traitement thermique de celui-ci. Selon la littérature, les xylènes et les glucomannanes sont abondants dans les bois de feuillus, tandis que les résineux sont riches en arabinogluconoxylyanes, galactoglucomannanes et arabinogalactanes. La majorité des hémicelluloses sont amorphes et sont hydrophiles.

La lignine

La proportion massique de lignine dans la matière lignocellulosique est de 16% à 35% [Safou-Tchiana (2005)]. C'est un polymère amorphe dont la teneur au sein de la paroi cellulaire varie, la proportion de la plus importante étant dans la lamelle mitoyenne. Elle joue le rôle de matrice pour les matériaux lignocellulosiques, grâce à son degré de réticulation assez important. Tout comme les hémicelluloses la composition de la lignine diffère selon les essences. Ainsi chez les feuillus, la lignine est riche en unité *G* et *S*, alors que chez les résineux il y a surtout des unités *G*; les feuillus ont moins de liaisons hydrogènes dans leurs lignines et sont très solubles [Jebrane (2009), Candelier (2013)]. Tout comme la cellulose amorphe, la lignine joue également un rôle dans le comportement viscoélastique du bois.

Les extractibles

Le terme générique d'extractibles s'explique du fait que l'on peut extraire ces composées avec de l'eau ou des solvants, sans modification chimique des constituants structuraux du bois [Stevanovic & Perrin (2009)]. Les extractibles se trouvent soit dans les parois, soit dans les lumens, ou dans les tissus spécialisés [Committee *et al.* (1964)] comme les canaux résini-fères. Leur concentration reste toutefois très faible dans les cellules de rayons [Hillis (1985), Nelson (1975)]. Chez les résineux par exemple ils se trouvent sous forme de molécules libres. En fonction du genre, de la famille et de l'espèce on peut distinguer plusieurs types d'extractibles dont les classes principales sont les polyphénols, les terpènes, les glucides complexes et composés azotés. La teneur en extractibles augmente progressivement de la moelle vers la périphérie du bois. Les bois tropicaux présentent de nombreux cas particuliers d'extrac-

tibles, en revanche chez les résineux on note une quantité relativement faible d'extractibles qui ne dépasse pas les 5% de la masse anhydre de façon générale [Kawazumi *et al.* (1991)]. De façon générale les extractibles, surtout lorsqu'ils se trouvent dans les parois, jouent un rôle important dans les propriétés physiques et technologiques du bois : hygroscopicité, stabilité dimensionnelle ou biologique, comportement viscoélastique [Snakkers *et al.* (2000)].

1.3 Comportement hygroscopique et diffusion

1.3.1 Comportement hygroscopique

Les constituants non cristallins du bois, hémicelluloses, cellulose amorphe mais aussi lignine sont hydrophiles [Stevanovic & Perrin (2009)]. Ils confèrent donc une propriété particulière au bois, son caractère hygroscopique. Cela signifie qu'il a la capacité d'absorber ou de désorber de l'eau. Les molécules d'eau gagnées par le bois en adsorption s'intègrent parmi ses constituants. Ces molécules influencent fortement ses propriétés mécaniques et physiques.

L'eau dans le bois

L'eau est présente dans le bois sous deux formes et trois états : eau liée, eau libre sous forme liquide et eau libre sous forme vapeur. L'eau libre se situe dans les lumens et l'eau liée dans les parois. L'eau libre liquide est un peu différente de l'eau liquide ordinaire du fait qu'elle est soumise à la pression capillaire [Husson (2009)]. Lors du séchage du bois c'est l'eau qui disparaît en premier car elle se déplace facilement. L'eau liée quant à elle imprègne les membranes cellulaires, absorbée par les groupes hydroxyles des macromolécules du bois. Elle est en équilibre avec l'eau libre des lumens. Le domaine hygroscopique débute lors du départ d'eau liée après élimination préalable de toute l'eau liquide des lumens.

État hydrique du bois

La teneur en eau w d'un échantillon de bois de masse m est définie comme le rapport entre la masse d'eau qu'il contient et sa masse à l'état anhydre m_0 :

$$w = \frac{m - m_0}{m_0} \quad (1.1)$$

La masse m_0 est obtenue par pesée après séchage à l'étuve à 103°C selon la norme EN ISO 483. La teneur en eau peut être évaluée de plusieurs manières : pesée, méthodes électriques, gammamétrie notamment. La pesée est la méthode la plus couramment employée. Elle consiste à déterminer la quantité d'eau d'un échantillon en effectuant deux pesées, avant

et après séchage à 103°C. Cette méthode est assez simple en pratique. Toutefois, elle comporte quelques inconvénients. Elle s'applique à des échantillons à l'échelle du laboratoire mais non à des structures en service. Elle est également destructive et ne permet de mesurer que l'humidité moyenne d'un échantillon. Les méthodes électriques sont basées sur la résistivité électrique du bois qui varie en fonction de la teneur en eau. En connaissant la résistance électrique, il est possible de déduire le taux d'humidité d'un bois. Ces méthodes sont non destructives et simples à utiliser. Toutefois, elles ne sont pas précises car elles nécessitent une calibration afin de relier la résistivité et la teneur en eau. Cette méthode est également limitée aux teneurs en eau supérieures 10% car la fonction qui lie la résistivité à la teneur en eau est une fonction exponentielle. La méthode gammamétrique est une autre technique non destructive. Avec cette méthode, la détermination de la teneur en eau se fait en utilisant une source radioactive de rayons gamma par atténuation différentielle du rayon lorsqu'il rencontre les molécules d'eau [Jamaaoui (2017)].

Point de saturation des fibres

Le point de saturation des fibres (PSF) est la teneur en eau limite à laquelle les lumens sont vidés d'eau libre liquide tandis que les parois cellulaires sont saturées d'eau liée. La détermination du PSF est très importante pour un bois. Il dépend principalement de l'essence

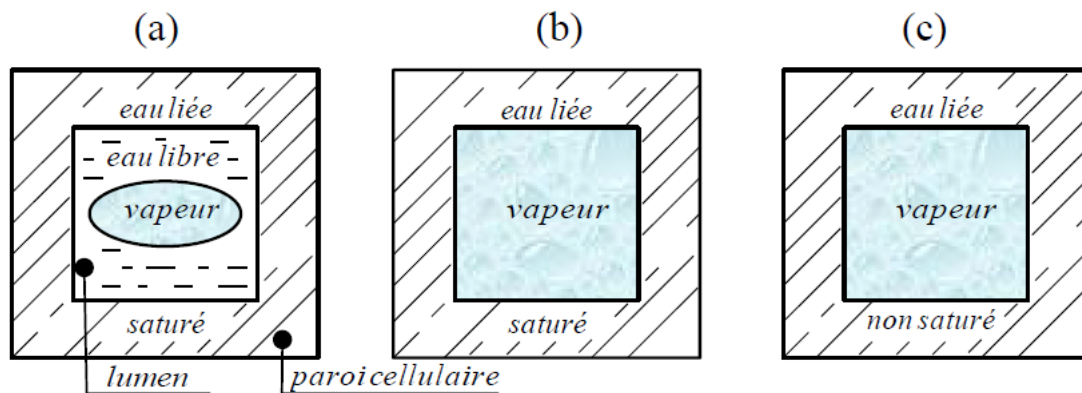


FIGURE 1.6 – Schéma des états de l'eau dans le bois : (a) au dessus du PSF, (b) au PSF, (c) en dessous du PSF [Nguyen (2014)].

étudiée, et a priori très peu de sa masse volumique. Ce point varie de 20% à 40% suivant les essences [Nguyen (2014)] et vaut typiquement 30% (Fig.1.6). Entre l'état anhydre et le PSF du bois (domaine hygroscopique), les variations de la teneur en eau peuvent modifier les propriétés physiques du bois tout en conservant son caractère orthotrope. Le PSF diminue en fonction de la température [Perré & May (2001)].

1.3.2 Diffusion hydrique

Le processus de diffusion hydrique est une propriété de transfert de la matière. Elle se caractérise par la migration de l'eau liée et de la vapeur d'eau dans le bois des zones humides vers les zones sèches [Manfoumbi Boussougou (2012)]. Plusieurs auteurs ont étudié le processus de diffusion hydrique en déterminant certains paramètres comme les coefficients de diffusion du bois afin de connaître le champ d'humidité au cœur du bois et pour calculer les flux d'eau absorbées ou désorbées. Parmi ces études, on peut en citer des anciennes de Rosen (1978), Avramidis & Siau (1987), Perré & Degiovanni (1990), Agoua *et al.* (2001) ou de plus récentes de Manfoumbi Boussougou (2012), Varnier (2019), Alkadri *et al.* (2020).

Loi de diffusion

Pour traiter les problèmes liés à la diffusion hydrique, il est possible de les aborder sous des approches analytiques et expérimentales en utilisant l'équation de la première loi de Fick. L'équation de Fick établit le lien entre le flux massique et le gradient d'une force motrice à l'origine de la migration de l'eau. La cinétique de diffusion est différente selon la direction. Sous sa forme tridimensionnelle la loi de Fick s'écrit :

$$\vec{J} = -\overline{\overline{\lambda}}\vec{\nabla}w \quad (1.2)$$

où \vec{J} désigne le vecteur flux massique, $\overline{\overline{\lambda}}$ le tenseur de diffusion d'ordre 2, w la teneur en eau. En se basant sur le principe de la conservation de la masse, Fick a établi une seconde loi qui permet de mettre en évidence l'évolution du flux massique en fonction du temps. Ce principe stipule que la somme des flux entrant et sortant d'un volume, délimité par une surface fermée est égale au taux de variation de la quantité de matière présente dans le volume. Cette loi peut s'écrire :

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \text{div}(\overline{\overline{D}}_w\vec{\nabla}w) \quad (1.3)$$

où $\overline{\overline{D}}_w$ est le tenseur de diffusion hydrique, dont D_L, D_R, D_T , sont les valeurs propres dans une base orientée suivant les directions d'orthotropie. Dans le cadre d'une diffusion unidirectionnelle d'une éprouvette de bois d'épaisseur h , en considérant D constant dans cette direction (Fig.1.7), la relation précédente se met sous la forme [Liu & Simpson (1997), Wadsö (1993)] :

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}(D\frac{\partial w}{\partial x}), \quad 0 < x < h, \quad t > 0 \quad (1.4)$$

Lors de la diffusion, deux phénomènes interviennent en parallèle. Au sein du matériau et à l'interface entre les premières fibres et l'air ambiant, une résistance interne et externe se développent, respectivement. La résistance interne est décrite par le coefficient de diffusion.

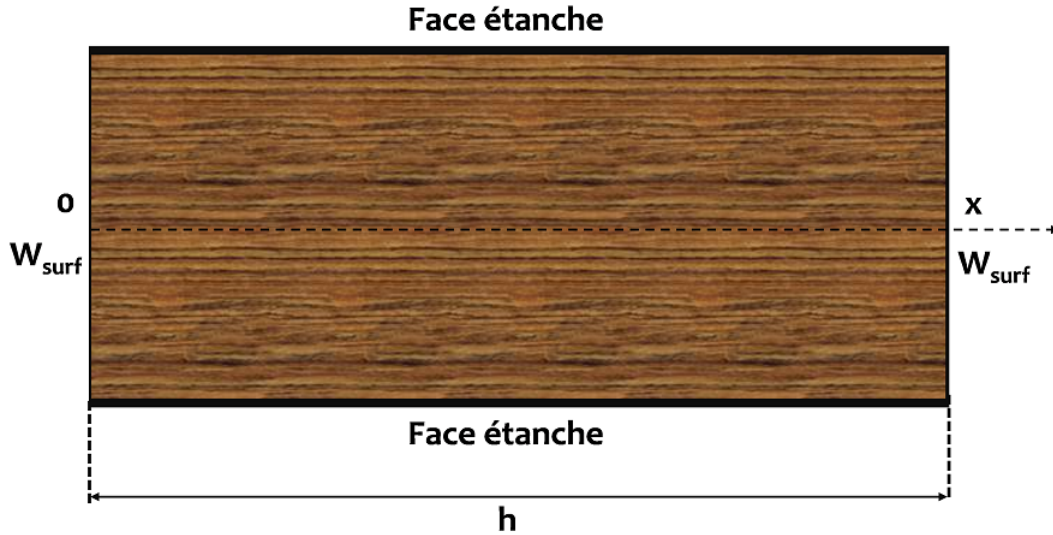


FIGURE 1.7 – Éprouvette en bois [Nguyen (2014)].

En surface, le flux hydrique est caractérisé par un coefficient d'échange convectif hydrique S , entre l'humidité de l'air ambiant, représenté par le taux d'humidité équivalent, w_{eq} , et les premières fibres du matériau ayant atteint l'équilibre, w_{surf} :

$$D \frac{\partial w}{\partial x} = S(w_{surf} - w_{eq}) \quad (1.5)$$

En négligeant la résistance de transfert hydrique externe à la surface de l'échantillon, nous avons les conditions aux limites suivantes :

$$w_{surf} = w_{eq} \quad , \quad x = 0 \quad ; \quad x = h \quad ; \quad t > 0 \quad (1.6)$$

Dans le cadre d'une diffusion isotherme et non linéaire, la relation entre le coefficient de diffusion et la teneur en eau est donnée par Droin-Josserand *et al.* (1988) :

$$D = D_0 \cdot \exp(w \cdot k) \quad (1.7)$$

où D_0 désigne le coefficient de diffusion à l'état anhydre et k est une constante qui traduit la dépendance exponentielle à l'humidité. A ce jour, il existe plusieurs méthodes, analytiques ou numériques, permettant d'évaluer le coefficient de diffusion [Agoua *et al.* (2001)]. Dans le cadre de cette étude l'identification, des paramètres de diffusion a été effectuée par une approche analytique. Dans le chapitre consacré à la diffusion, nous allons décrire de façon détaillée cette méthode ainsi que les hypothèses physiques sur lesquelles elle repose.

1.3.3 Équilibre hygroscopique et hystérésis

L'équilibre entre l'eau du bois et l'humidité de l'air se traduit par une isotherme de sorption. Cet équilibre est la relation entre l'humidité relative de l'air et l'humidité interne dans un échantillon de bois en équilibre pour une température donnée [Manfoumbi Boussougou (2012), Jamaaoui (2017)]. Cet état d'équilibre est décrit par des courbes expérimentales appelées isothermes de sorption qui expriment l'état hydrique d'équilibre du bois à partir des conditions hygrométriques ambiantes à température constante. Les courbes isothermes d'adsorption et de désorption ne coïncident pas : elles englobent une zone d'hystérésis (Fig.1.8) qui peut s'expliquer par une réhydratation incomplète des sites de sorption [Manfoumbi Boussougou (2012)]. De façon générale, la courbe d'adsorption est située sous celle de la courbe de désorption. Cela est lié directement à la structure du bois. Le phénomène de gonflement

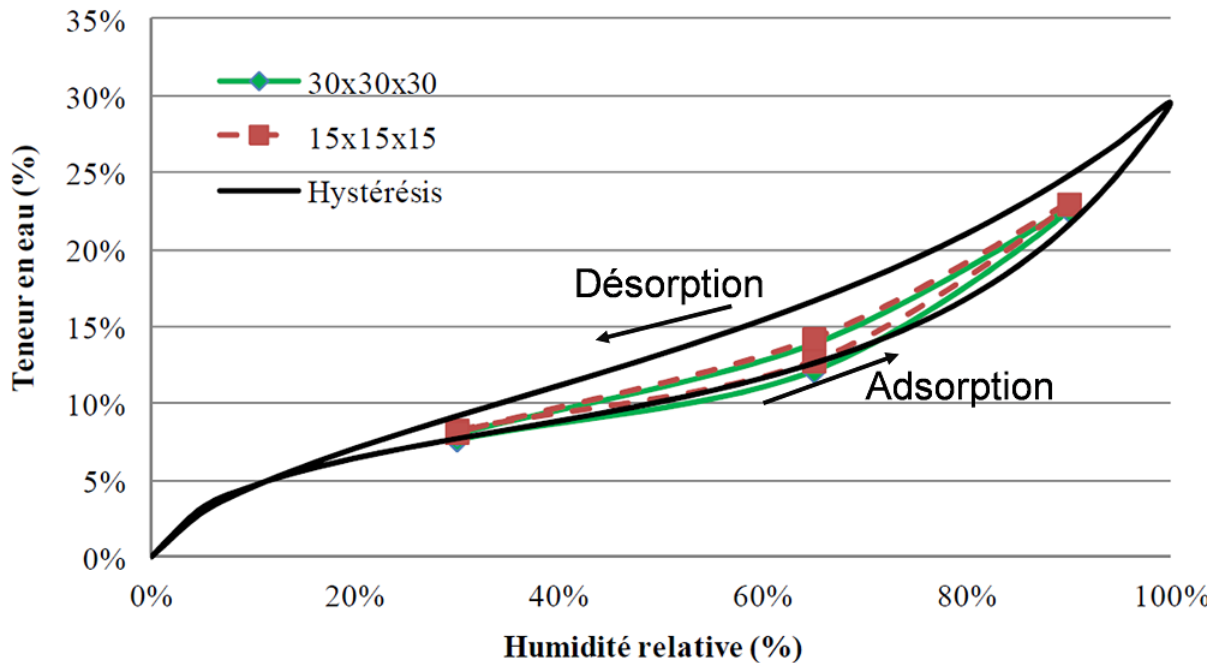


FIGURE 1.8 – Hystérésis de sorption pour un cycle [Manfoumbi Boussougou (2012)].

du bois pendant l'adsorption gêne le mouvement des molécules d'eau [Kouchade (2004), Navi & Heger (2005), Nguyen (2016)], par conséquent le processus d'adsorption est plus lent que celui de désorption. La forme d'une isotherme de sorption varie fortement en fonction du matériau hygroscopique. D'après Skaar (1988) elles se présentent sous trois formes (Fig.1.9) correspondant à différents modes de fixation de l'eau sur les parois du matériau :

- Les isothermes de sorption de type A prennent en compte une seule couche moléculaire adsorbée sur les sites de sorption ;

- Les isothermes de sorption de type B sont caractéristiques d'une adsorption multimoléculaire sur d'autres couches déjà fixées avec un épaissement progressif des couches adsorbées ;
- Les isothermes de sorption de type C correspondent à la fixation des molécules sur des irrégularités de surface : les couches se superposent et la première fait appel aux forces de Van der Waals ;

Il est à noter que les isothermes de sorption du bois sont de type B.

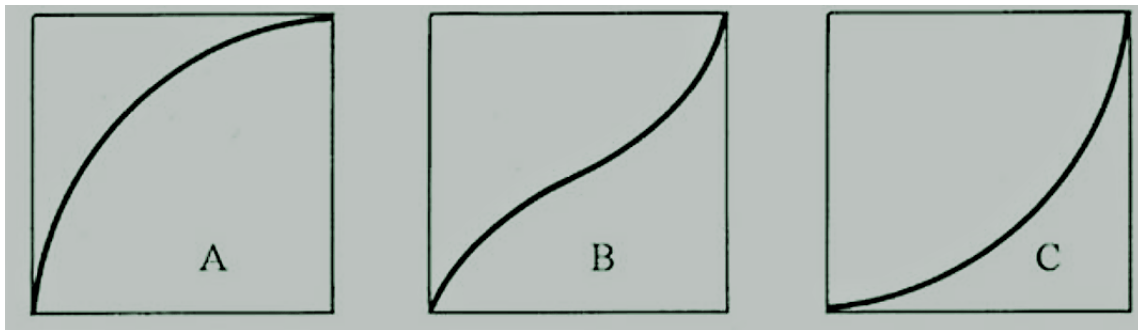


FIGURE 1.9 – Les trois types d'isothermes de sorption [Skaar (1988)].

1.3.4 Modèles des isothermes de sorption

Aujourd'hui il existe plusieurs modèles permettant de décrire l'équilibre hygroscopique du bois. Ils reposent sur des approches théoriques ou empiriques et permettent d'établir un lien entre la teneur en eau du bois avec la température et l'humidité relative.

Approche normative

Dans le domaine hygroscopique, l'Eurocode 5 utilise un abaque d'équilibre hygroscopique pour estimer la teneur en eau d'un bois à une humidité relative et température donnée [Joly & More-Chevalier (1980)]. Ainsi, la Fig.1.10 représente l'évolution de la teneur en eau du bois en fonction de l'humidité relative ambiante et de la température en supposant un équilibre atteint et en négligeant les cycles hydriques partiels. Cependant, ces courbes ont été construites à partir d'essais de désorption de Keylwerth (1964) sur des essences de résineux tempérés uniquement. Ces essais ne mettent pas en évidence l'effet de la variabilité entre famille ou essence ni la distribution spatiale et temporelle de l'humidité.

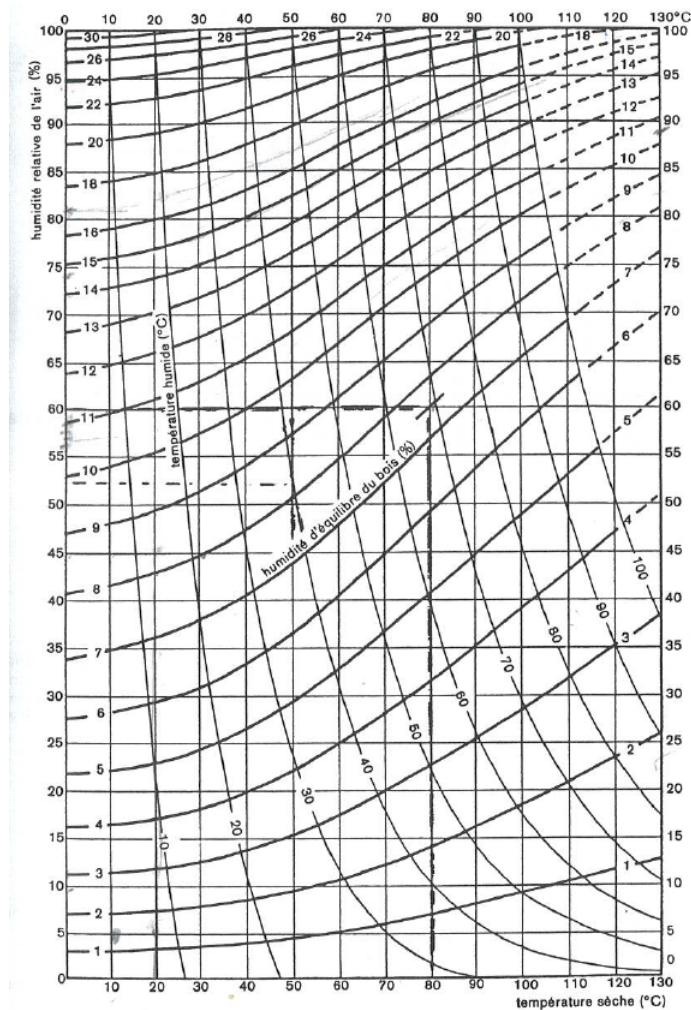


FIGURE 1.10 – Isotherme de sorption du bois des résineux tempérés [Joly & More-Chevalier (1980)].

Modèle de B.E.T et G.A.B.

Ce modèle a été mis au point par Brunauer *et al.* (1938). Ce modèle repose sur l'adsorption surfacique. Schématiquement, cela correspond à la formation de couches successives de film d'eau pendant l'adsorption. Il met en évidence le phénomène généralisé de sorption monocouche où les molécules d'eau sont absorbées sur une couche S_0 qui correspond à la première couche avec une énergie de liaison importante. En ce qui concerne les couches secondaires, le modèle pose l'hypothèse que les propriétés thermodynamiques de l'eau absorbée sur les couches secondaires sont identiques à celles de l'eau libre. Cela signifie que l'apport de la chaleur latente de vaporisation est suffisant pour évaporer les molécules d'eau des couches secondaires. En considérant b est une constante reliée à l'énergie de liaison des molécules d'eau avec le support et n le nombre de couches absorbées et w_0 le teneur en eau au niveau

de la première couche. L'évolution de la teneur en eau w en fonction de l'humidité relative décrit par le modèle de B.E.T (Brunauer, Emmett et Teller) est donnée par :

$$w = \frac{w_0 \cdot b \cdot h}{1 - h} - \frac{1 - (n + 1)h^n + nh^{n+1}}{1 + (b - 1)h + bh^{n+1}} \quad (1.8)$$

Modèle de Dent

Le modèle de Dent est la version modifiée du modèle de B.E.T. Dans ce modèle Dent considère que les propriétés thermodynamiques des molécules d'eau secondaires sont différentes de celles de l'eau libre. Ainsi, l'humidité du bois à l'équilibre est donnée par :

$$w = \frac{w_0 \cdot b_1 \cdot h}{(1 - b_2 \cdot h)(1 + b_1 h - b_2 h)} \quad (1.9)$$

Les constantes d'équilibre b_1 et b_2 sont liées respectivement à l'énergie de liaison des couches primaires et secondaires. La théorie de [Dent \(1977\)](#) stipule que l'eau est absorbée sous forme de molécules d'eau primaire et sous forme de molécule secondaire. L'eau absorbée sous la première forme se caractérise par une liaison directe des molécules d'eau aux sites de sorption et par une énergie de liaison grande. Quant à l'eau adsorbée sous forme de molécules secondaires, elle est liée aux sites de sorption déjà saturés par les molécules primaires. Sur la totalité de la surface S des sites de sorption, Dent considère dans son modèle que seulement une portion S_0 est libre, une portion S_1 est occupée par une seule couche moléculaire, une portion S_2 est quant à elle occupée par deux couches, et ainsi de suite.

Modèle de Simpson

Le modèle de [Simpson \(1973\)](#) est basé sur les travaux de [Hailwood & Horrobin \(1946\)](#). Il considère que la sorption résulte d'une réaction chimique entre le bois sec et l'eau libre. Cette réaction donne à la fin un bois hydraté. Ce modèle donne la teneur en eau en fonction de la température (T) et de l'humidité relative (HR). Il est défini par :

$$w = \frac{1800}{M_P} \frac{K \cdot h}{1 - h} + \frac{\sum_{k=0}^n i(k \cdot h)^i \prod_{k=1}^n k_i}{1 + \sum_{k=0}^n i(k \cdot h)^i \prod_{k=1}^n k_i} \quad (1.10)$$

où M_P est la masse molaire de l'unité de polymère formant les hydrates, K la constante d'équilibre entre l'eau vapeur et l'eau liquide, K_i la constante d'équilibre entre l'eau liquide et l'hydrate de la couche i et n le nombre de couches. Pour la suite, ce modèle sera utilisé pour la comparaison des teneurs en eau à l'équilibre obtenues expérimentalement dans la partie consacrée à la diffusion. Il est important de rappeler que l'ensemble de ces modèles

théoriques permettent, d'établir des lois d'évolution à partir des coefficients de diffusion. Cependant, leurs paramètres empiriques ne permettent pas de distinguer une phase d'adsorption et de désorption. De plus, ces modèles ne prennent pas en compte l'état hydrique initial du matériau : le sens de variation de l'humidité et l'influence de la température. A ce jour, il existe des modèles semi empiriques qui permettent de prendre en compte les limites des modèles empiriques précédents notamment la différenciation d'une phase d'adsorption et de désorption et de la prise en compte de la température. Ces modèles sont basés sur une approche thermodynamique de l'équilibre des phases de l'eau. Ils considèrent que l'eau, à l'état liquide, est caractérisée par une pression de vapeur d'équilibre appelée pression de vapeur saturante et par une chaleur latente de vaporisation. Ces deux paramètres varient uniquement avec la température [Merakeb *et al.* (2009), Varnier (2019)]. Dans le cadre de notre travail, nous nous limiterons aux modèles mathématiques.

1.4 Comportement viscoélastique et mécanosorptif

1.4.1 Comportement viscoélastique linéaire

Nous avons vu précédemment que le bois est un composite naturel constitué majoritairement de fibres en cellulose d'une part et de matrice en lignine et hémicellulose d'autre part. Cette composition lui confère un comportement viscoélastique. En environnement constant,

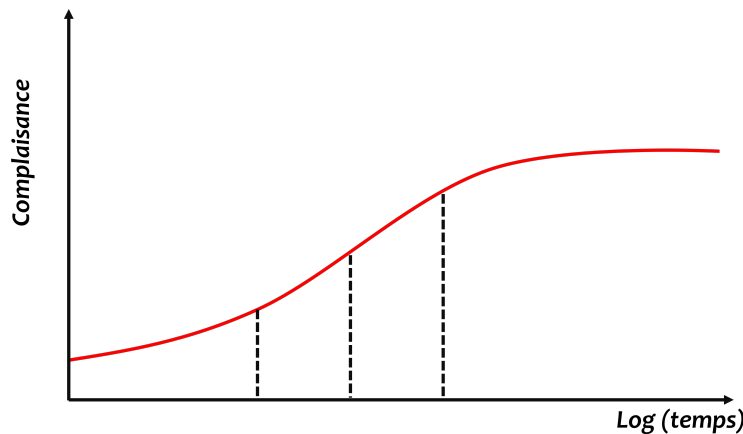


FIGURE 1.11 – Cinétique de fluage en environnement constant [Montero (2010)].

l'évolution du comportement dans le temps est similaire à celle d'un polymère fortement cristallisé [G Hunt (2004)]. Durant cette évolution, exprimée en fonction du logarithme du temps, on distingue deux zones approximativement linéaires qui sont reliées par une zone de transition au-delà d'un point d'inflexion ; à titre hypothétique [Montero (2010)], dans le

cas du matériau bois l'évolution tend vers une limite de comportement comme le montre la Fig.1.11. De façon un peu plus concrète, le comportement viscoélastique peut être considéré comme un comportement intermédiaire entre celui d'un solide élastique parfait où la réponse est instantanément réversible et celui d'un fluide visqueux parfait dont la contrainte est proportionnelle à la vitesse de déformation [Pluvinage (1992), Husson (2009)]. Le comportement viscoélastique est dissipatif et réversible, il constitue une sorte d'élasticité retardée : la réponse en contrainte ou en déformation n'est pas instantanée avec l'application de la sollicitation ou sa suppression.

1.4.2 Essais fondamentaux

Le comportement différé des matériaux est mis en évidence par des expériences de type fluage ou relaxation.

Essai de fluage - recouvrance

L'essai de fluage consiste à imposer à une éprouvette un échelon de contrainte d'amplitude σ_0 à un instant t_0 et à la maintenir constante pour $t > t_0$ [Bardet & Gril (2002)]. Après

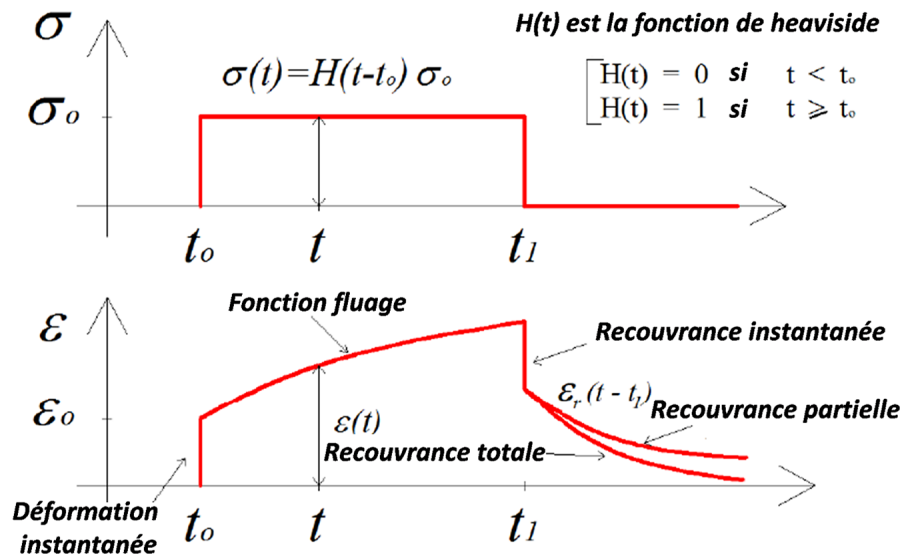


FIGURE 1.12 – Essai de fluage-recouvrance; (a) Contrainte (b) Déformation [Phan (2015)].

l'application de la contrainte on observe instantanément une déformation élastique puis une évolution de la déformation au cours du temps. Cette déformation différée est dite déformation de fluage. Après déchargement, l'évolution de la déformation manifeste l'existence d'une

déformation différée du bois et traduit la propriété de recouvrance du bois [Husson (2009)]. Sur la Fig.1.12 nous avons une représentation idéale d'un essai de fluage-recouvrance. On peut voir que l'évolution de la contrainte et de la déformation en fonction du temps peut être envisagée en trois points [Navi & Heger (2005)] :

- A $t=t_0$, l'application d'une contrainte instantanée produit une déformation instantanée ;
- Pour $t > t_0$, le maintien de la contrainte constante conduit à une déformation $\varepsilon(t)$ qui évolue en fonction du temps ;
- A $t = t_1$, la suppression de la contrainte conduit à une recouvrance instantanée qui est égale à la déformation instantanée si le bois est non vieillissant, non endommagé ou non fissuré durant l'application de la charge. On peut également observer une recouvrance différée ou partielle, celle-ci dépend de du niveau de contrainte et du type de matériau ;

Sous une contrainte constante σ_0 , la déformation $\varepsilon(t)$ est une fonction du temps et de la contrainte σ_0 , définie par :

$$\varepsilon(t) = J(t)\sigma_0 \quad (1.11)$$

$J(t)$ est la complaisance ou fonction fluage. Pour un matériau viscoélastique non vieillissant, la fonction de fluage est définie par l'Eq.1.12 :

$$J(t - t_0) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} \quad (1.12)$$

Où t_0 est le temps initial où la contrainte est appliquée. En considérant un comportement viscoélastique linéaire, d'après le principe de superposition de Boltzmann, la réponse à la déformation correspondant aux contraintes $\Delta\sigma_0, \Delta\sigma_1, \Delta\sigma_2... \Delta\sigma_k$, qui sont respectivement appliquées à l'instant $t_1, t_2... t_k$, est exprimée par :

$$\varepsilon(t) = \sum_{k=0}^n \Delta\sigma_k J(t - t_k) \quad (1.13)$$

En faisant tendre vers zéro la discrétisation temporelle précédente on peut écrire la déformation $\varepsilon(t)$ comme :

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t J(t - \tau) \frac{d\sigma(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (1.14)$$

Cette formulation exprime que la déformation à l'instant t est une fonction de l'histoire de la contrainte entre t_0 et t . De ce fait le calcul de $\varepsilon(t)$ nécessite de connaître l'expression de la fonction fluage $J(t)$.

Essai de relaxation-effacement

Un essai de relaxation est l'expérience duale du fluage. Il consiste à imposer à une éprouvette un échelon de déformation et à le maintenir constant pour observer l'évolution de la contrainte (Fig.1.13.a). Au cours du temps, la contrainte, mesurée instantanément lors de l'application de la déformation initiale, décroît. Cette expérience est l'expérience de relaxation (Fig.1.13.b). L'expérience duale de la recouvrance est celle de l'effacement : après avoir imposé un créneau de déformation entre t_0 et t_1 , on remet la déformation à zéro pour $t > t_1$. Tout comme pour un essai de fluage-recouvrance, un essai de relaxation se réalise en trois

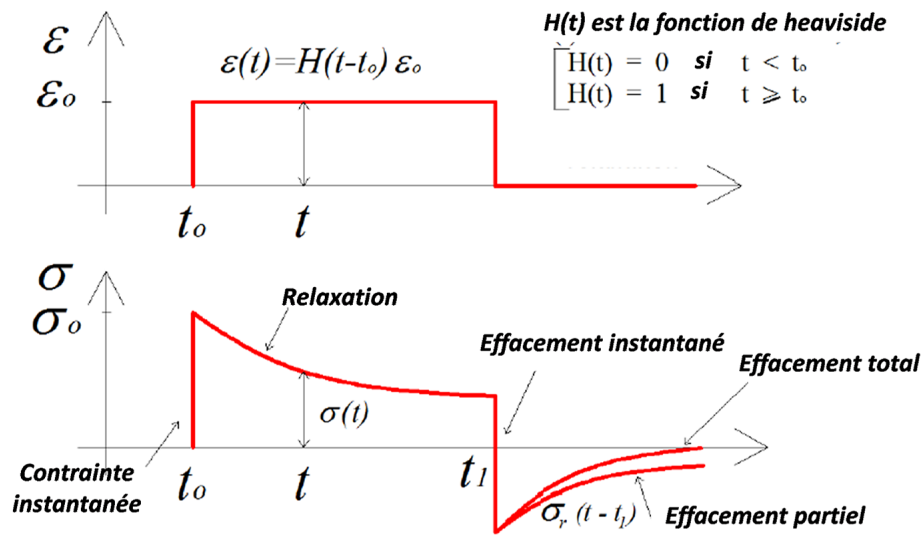


FIGURE 1.13 – Essai de relaxation-effacement; (a) Déformation; (b) Contrainte [Phan (2015)].

étapes :

- A $t = t_0$, l'application d'une déformation ϵ_0 produit une contrainte instantanée σ_0 ;
- Entre t_0 et t_1 , le maintien de la déformation constante ϵ_0 induit une contrainte $\sigma(t)$ qui décroît en fonction du temps : $\sigma(t) < \sigma_0$;
- Pour $t = t_1$, la réduction de la déformation conduit à un effacement différé. Cet effacement peut être partiel ou total. Dans le cas où il y a effacement total, on a un comportement viscoélastique pure en revanche si l'effacement est partiel cela signifie que la contrainte est permanente.

Comme la fonction de fluage, la fonction de relaxation est donnée par l'Eq.1.15 :

$$R(t - t_0) = \frac{\sigma(t - t_0)}{\epsilon_0} \quad (1.15)$$

En pratique il est souvent plus facile de réaliser un essai sous contrainte constante que sous déformation constante. De ce fait, l'essai de fluage est préféré à l'essai de relaxation. Pour des niveaux de contraintes élevés, le bois peut présenter un comportement viscoélastique non linéaire. Dans ce cas, le principe de superposition de Boltzmann ne s'applique plus. Ainsi [Morlier \(1994\)](#), a proposé une formulation qui établit les relations entre la déformation et la contrainte en fonction du temps qui est décrit par l'Eq.1.16 :

$$\varepsilon(t) = \int_{0^-}^t J_1(t - \tau_1) \frac{\partial \sigma(\tau_1)}{\partial \tau_1} d\tau_1 + \iint_{0^-}^t J_2(t - \tau_1, t - \tau_2) \frac{\partial \sigma(\tau_2)}{\partial \tau_2} \frac{\partial \sigma(\tau_1)}{\partial \tau_1} d\tau_1 d\tau_2 + \dots \quad (1.16)$$

La formulation de Green-Rivlin [[Morlier \(1994\)](#)] donnée par (Eq.1.16) peut être réduite en une fonction polynomiale non linéaire dépendante de la contrainte. Toutefois, la formule de Green-Rivlin reste difficile à appliquer, même pour les fonctions de troisième ordre. Cette fonction est définie par (Eq.1.17).

$$\epsilon(t) = \sigma^1 J_1(t) + \sigma^2 J_2(t) + \sigma^3 J_3(t) + \dots \quad (1.17)$$

Cependant d'autres auteurs [[Zavodney & Nayfeh \(1989\)](#), [Findley & Davis \(2013\)](#), [Nakada \(1960\)](#)] ont proposé des expressions alternatives implicites pour résoudre le problème de la non linéarité du comportement viscoélastique.

1.4.3 Modèles rhéologiques

Dans l'étude du comportement viscoélastique linéaire du bois, deux modèles rhéologiques sont très souvent proposés en fonction de l'essai effectué. Pour un essai de fluage-recouvrance, le modèle le plus adapté est le modèle de Kelvin-Voigt généralisé, pour un essai de relaxation c'est le modèle de Maxwell généralisé qui est adapté. L'usage de modèles rhéologiques permet de représenter les comportements instantanés et différés en combinant des éléments élastiques (ressorts) et visqueux (amortisseurs). Leur but est de faciliter la modélisation du comportement viscoélastique.

Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Un modèle de Kelvin-Voigt généralisé est constitué de N cellules de Kelvin-Voigt associées en série avec un ressort isolé de rigidité K_0 qui traduit la réponse élastique instantanée (Fig.1.14). La $i^{\text{ème}}$ cellule de Kelvin-Voigt permet de traduire le comportement visqueux et est composée d'un amortisseur de viscosité η_i et d'un ressort purement élastique de rigidité K_i reliés en parallèle, avec ($i = 1..N$). Pour une meilleure modélisation du comportement, il est recommandé d'utiliser de nombreuses cellules de Kelvin-Voigt associées en série. Sur la

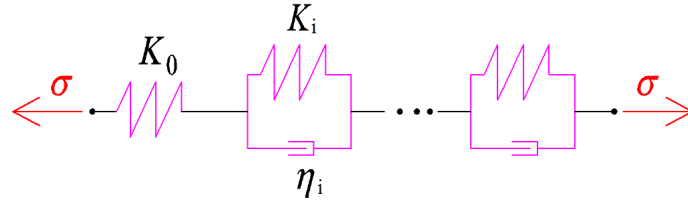


FIGURE 1.14 – Modèle de Kelvin-Voigt généralisé [Phan (2016)].

base de ce modèle (Fig.1.14), la déformation totale $\varepsilon(t)$ à tout instant est donnée par :

$$\varepsilon(t) = \int_0^t J(t, \tau) \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (1.18)$$

Pour un matériau non vieillissant, en définissant les temps caractéristiques $\tau_i = \eta_i / K_i$, la fonction fluage $J(t)$ est :

$$J(t) = \frac{1}{K_0} + \sum_{i=1}^N \left[\frac{1}{K_i} \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right) \right] \quad (1.19)$$

Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle généralisé de Maxwell quant à lui est constitué de N cellules de Maxwell en parallèle avec un ressort de rigidité K_0 qui traduit le comportement limite. La $i^{\text{ème}}$ cellule de

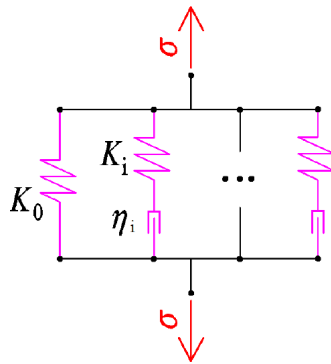


FIGURE 1.15 – Modèle de Maxwell généralisé [Phan (2016)].

Maxwell traduit le comportement visqueux et est composée d'un amortisseur de viscosité η_i et d'un ressort de rigidité K_i reliés en série, avec $(i = 1 \dots N)$. La Fig.1.15 présente un modèle de Maxwell généralisé. De ce modèle, la contrainte totale $\sigma(t)$ à tout instant est donnée par :

$$\sigma(t) = \int_0^t R(t, \tau) \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (1.20)$$

Pour un matériau non vieillissant, en définissant des temps caractéristiques $\tau_i = \eta_i/K_i$, la fonction relaxation $R(t)$ est donnée par :

$$R(t) = K_0 + \sum_{i=0}^N [K_i \cdot (1 - \exp(\frac{-t}{\tau_i}))] \quad (1.21)$$

1.4.4 Comportement mécanosorptif

Le fait que les déformations (ϵ) d'une éprouvette en bois (E) soumise à une variation d'humidité relative sous contrainte constante (σ) augmentent (cas 1) par rapport à celles d'une même éprouvette (E) soumise à une contrainte (σ) similaire sans variation d'humidité relative (cas 2), est l'une des caractéristiques du comportement mécanosorptif (Fig.1.16). Les effets engendrés par le comportement mécanosorptif donnent lieu à des réponses pour

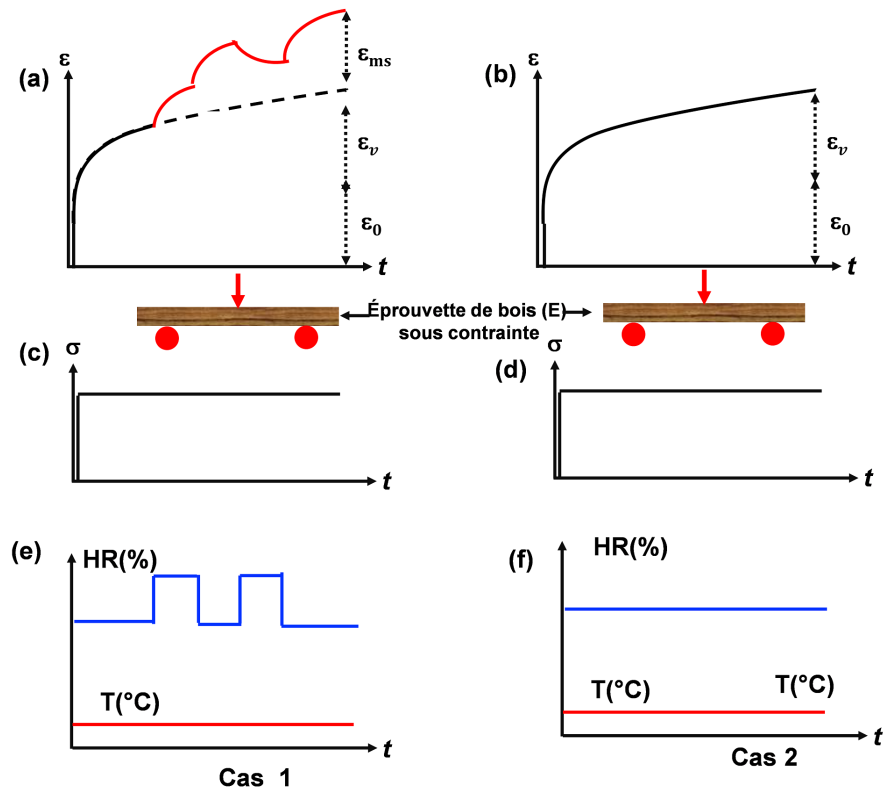


FIGURE 1.16 – Comportement théorique du fluage du bois lors d'un essai de flexion Essai de relaxation-effacement ; (a) Mécanosorption ; (b) Viscoélastique ; (c, d) Contraintes ; (e, f) Cycles de sorption.

lesquelles plusieurs interprétations phénoménologiques ont été proposées [Pittet (1996)]. Les mécanismes se situent soit au niveau moléculaire en lien avec les processus de rupture et de reformation de liaisons hydrogènes, soit au niveau de la microstructure des parois du bois

en lien avec la configuration ou l'orientation des microfibrilles dans la couche S_2 [Meylan (1972), Husson (2009)].

État de l'art du comportement mécanosorptif

Ce phénomène a été mis en évidence pour la première fois par Armstrong et Kingston en 1960 sur des essais de fluage en flexion, [Armstrong & Kingston (1960)]. Ils ont montré que le bois se comportait différemment sous climats ambiants et variables, en remarquant que les déformations étaient influencées par le mode de variation de l'humidité au cours de leurs expériences (Fig.1.17). Sur cette base de nombreux travaux expérimentaux ont été réalisés pour permettre de mieux caractériser le phénomène observé [Eisenhut *et al.* (2016)]. En 1961,

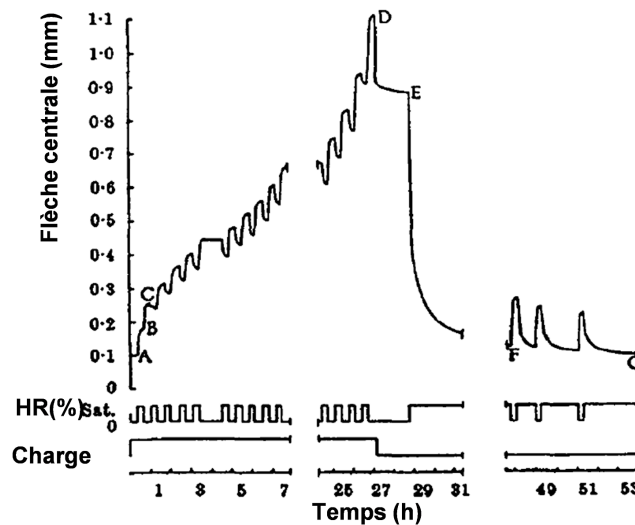


FIGURE 1.17 – Fluage du bois sous variations de l'humidité relative en flexion [Armstrong & Kingston (1960)].

Armstrong & Christensen (1961) ont poursuivi l'expérimentation de façon plus rigoureuse sur des éprouvettes de dimensions plus petites dont l'épaisseur était de 20mm et 1mm afin de réduire au maximum les effets de gradient d'humidité lors des variations de la teneur en eau. Les essais ont été également effectués en flexion sous contrainte inférieure à 25% de la contrainte de rupture. Les résultats obtenus étaient similaires à ceux effectués en 1960. La Fig.1.18 montre les résultats obtenus pour l'éprouvette de faible section. En 1962 des essais encore plus poussés, réalisés en flexion à contrainte entre 18% et 40% de la rupture sur 5 essences de bois [Armstrong (1962)], ont permis de tirer les conclusions suivantes :

- L'effet mécanosorptif est plus prononcé lors des sollicitations en compression ;
- L'adsorption induit une diminution de la déformation, sauf pour un essai de traction où elle augmente par paliers ;

- La première adsorption induit une augmentation de la déformation en flexion et en traction ;
- La déformation globale est impactée par l'amplitude de sorption et non par sa vitesse ;

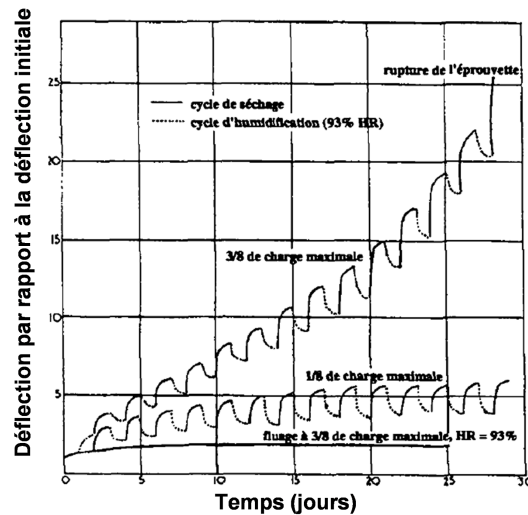


FIGURE 1.18 – Essai de fluage sur des éprouvettes sous HR variable et constant [Hearmon (1964)].

D'autres résultats encore plus intéressants furent obtenus par Hearmon (1964). Ils ont effectué des essais en flexion pour différents niveaux de charge sur des éprouvettes de 2mm d'épaisseur. Ces résultats montrent que sous contrainte élevée, les effets mécanosorptifs ont tendance à entraîner la rupture précoce du bois, en revanche pour des contraintes faibles ils tendent à se stabiliser. Les résultats obtenus mettent également en évidence l'ampleur que peut prendre l'augmentation des déformations sous variation climatique des éprouvettes de bois de faible section. En 1965, des investigations de Eriksson & Norén (1965) sur des éprouvettes longitudinales de faibles sections (0,4 x 5mm) sollicitées en traction ont plutôt fait état d'une augmentation de la déformation durant la désorption et une diminution de celles-ci pendant l'humidification contrairement aux résultats des études des précédents auteurs sauf pour le premier changement d'humidité (Fig.1.19). Ces résultats ont permis de mettre en évidence la prise en compte de l'influence du retrait-gonflement dans l'analyse des résultats. Dans le cas contraire, les résultats obtenus pourraient être erronés. Cela confirme les résultats de Armstrong & Kingston (1960). L'observation d'une différence de comportement mécanosorptif a été ensuite faite par Ranta-Maunus (1975) lors de ses essais en flexion sur 2 essences d'épaisseur variant de 7 à 12mm, sur Sapin (résineux) (Fig.1.20.a) et Bouleau (feuillu) (Fig.1.20.b). Les résultats de ses essais ont montré que les déformations du Bouleau à un instant donné dépendent de l'histoire hydrique et que pour le Sapin elles dépendent de

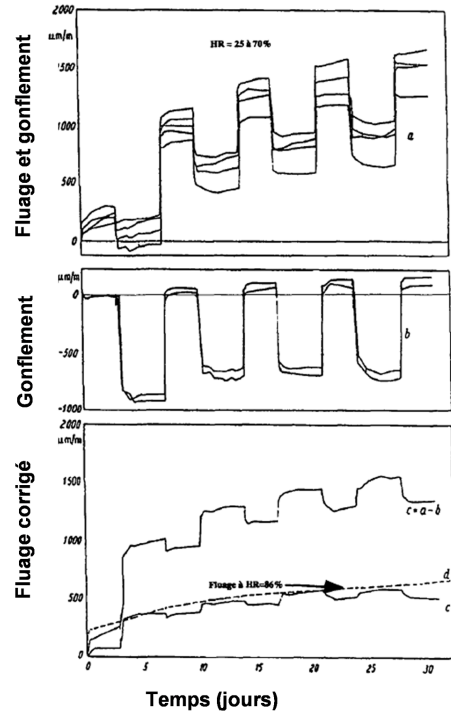


FIGURE 1.19 – Fluage du bois sous variation d’humidité relative (HR) de 25 et 70% : (a) fluage non corrigé (b) ; retrait-gonflement (c) ; fluage corrigé des effets de retrait-gonflement (d) ; fluage à HR constant [Eriksson & Norén (1965)].

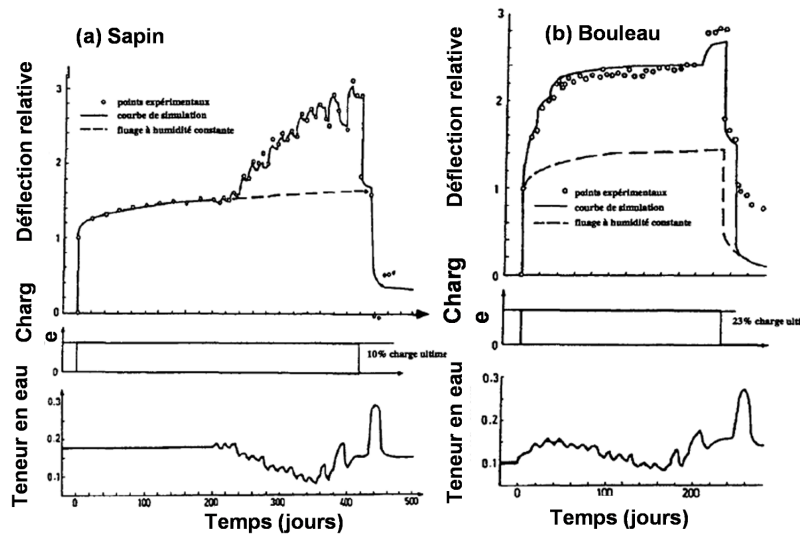


FIGURE 1.20 – Essais de fluage-recouvrance : (a) Sapin (b) ; Bouleau [Ranta-Maunus (1975)].

la valeur maximale de la teneur en eau sans effet cumulatif. Toutefois, du fait d’une différence de taux de chargement mécanique et des cycles de sollicitation hydrique cette étude n’a pas permis de faire une comparaison correcte des données. Cependant, il a proposé une approche

quantitative avec la définition des coefficients hygro viscoélastiques représentant les pentes de dJ/dw nommées a^{++} , a^+ et a^- , respectivement pour la première adsorption, pour les adsorptions ultérieures et pour les désorptions. Des études expérimentales importantes ont ensuite été effectuées par [Hunt & Darlington \(1978\)](#), [Hunt & Darlington \(1979\)](#), [Hunt \(1984\)](#), [Hunt \(1986\)](#), [Hunt & Shelton \(1987a\)](#), [Hunt & Shelton \(1988\)](#), [Hunt \(1989\)](#), [Hunt \(1999\)](#). Il a constaté une forte dépendance de ces coefficients au fur et à mesure des cycles de sorption. Cette étude lui a permis d'introduire la notion de déformation limite due aux effets mécanosorptifs sous charge et décharge successive et variation de la teneur en eau. Il a proposé également une représentation des déformations en fonction de la teneur en eau afin de dissocier les effets du temps du comportement mécanosorptif. Les courbes obtenues sont connues sous le nom de trajectoires mécanosorptives. La quantité portée en ordonnée par Hunt est la complaisance (J). Cette grandeur est définie comme la déformation corrigée des effets du retrait-gonflement, rapporté à la contrainte appliquée. En considérant un essai de flexion, un exemple de trajectoire mécanosorptive est donnée dans la Fig.1.21. Dans l'exemple, le premier changement de la teneur en eau conduit à la plus importante amplitude du fluage relatif. L'amplitude des variations des déformations, mesurée après les cycles de variation hydrique consécutifs, diminue et tend vers une limite. Toutefois l'hypothèse d'un état limite de déformation mécanosorptive a été remise en question par certains travaux [[Mohager & Toratti \(1992\)](#), [Liu \(1993\)](#)].

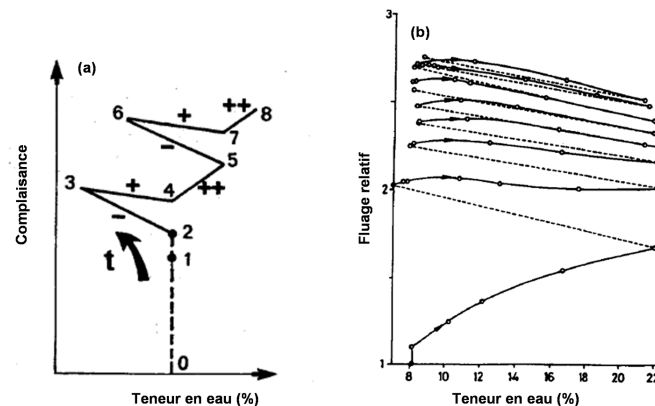


FIGURE 1.21 – Allures des trajectoires mécanosorptives : (a) selon la théorie de Ranta-Maunus [[Ranta-Maunus \(1975\)](#)] (b) ; mise en évidence de la limite de fluage [[Hunt \(1984\)](#)].

1.4.5 Modélisation du comportement mécanosorptif

Plusieurs approches thermodynamiques ont été proposées pour modéliser le comportement mécanosorptif [[Husson \(2009\)](#)]. L'ensemble de ces modèles découle soit du modèle de

Maxwell soit de celui de Kelvin-Voigt et reposent sur l'hypothèse d'un matériau viscoélastique linéaire et non vieillissant. De ce fait deux types de modèles ont été développés par plusieurs auteurs notamment les modèles phénoménologiques et les modèles physiques. Les modèles phénoménologiques sont mathématiques et basées sur l'observation macroscopique des déformations. Les modèles physiques quant à eux sont fondés sur une analyse physique des déformations observées qui sont en relation avec la structure du bois (microstructure et structure moléculaire). Selon la répartition des déformations, deux concepts peuvent être

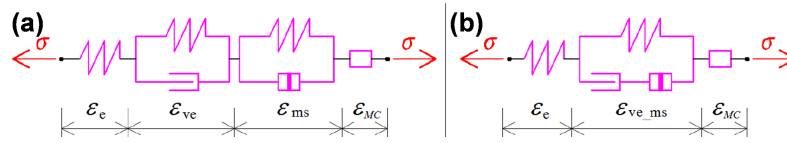


FIGURE 1.22 – Modèles mécanosorptifs : (a) modèle à activations indépendantes (b) ; modèle à activations combinées [Phan (2016)].

envisagés. Ainsi, si le fluage viscoélastique et le fluage mécanosorptif sont faiblement couplés entre eux, la déformation totale est considérée comme la somme de diverses déformations. Ces déformations sont supposées être mesurées de manière indépendante et incluent la déformation instantanée, la déformation viscoélastique, la déformation mécanosorptive et la déformation due au retrait-gonflement. Les modèles basés sur cette hypothèse sont appelés modèles à activation indépendante (Fig.1.22a) et sont définis par :

$$\varepsilon_{tot}(t) = \varepsilon_e(t) + \varepsilon_{ve}(t) + \varepsilon_{ms}(t) + \varepsilon_{MC}(t) \quad (1.22)$$

Si par contre les mécanismes viscoélastiques et mécanosorptifs sont fortement couplés entre eux, le comportement du bois présente une forte interaction entre les déformations dues à l'effet viscoélastique et celles dues à l'effet mécanosorptif (Fig.1.22b). Les modèles basés sur cette hypothèse sont appelés modèles à activation combinée et s'écrivent :

$$\varepsilon_{tot}(t) = \varepsilon_e(t) + \varepsilon_{ve+ms}(t) + \varepsilon_{MC}(t) \quad (1.23)$$

Dans ces deux équations, le retrait-gonflement est la somme de la déformation due au retrait-gonflement libre et de la déformation due à l'influence mécanique sur le coefficient de retrait-gonflement :

$$\varepsilon_{MC}(t) = \varepsilon_{MC0}(t) + \varepsilon_{MC\sigma}(t) \quad (1.24)$$

1.4.6 Interaction entre comportement viscoélastique et mécanosorptif

En observant l'effet des cycles de teneur en eau sur l'évolution du fluage en fonction du logarithme du temps nous pouvons avoir différent type d'interaction entre le comportement viscoélastique et mécanosorptif (Fig.1.23). Dans un premier temps il est possible que l'apport de l'effet mécanosorptif sur l'effet viscoélastique soit très négligeable (Fig.1.23a) ou constant (Fig.1.23b). Un modèle associant en série les deux effets permettrait de représenter ce type de comportement. Dans un second temps, peut s'y adjoindre une modification de la réponse viscoélastique sans un incrément (Fig.1.23c) ou (Fig.1.23d) avec un incrément. Dans ce cas, une modélisation combinée serait plus adaptée. d'importantes études on été menées afin de

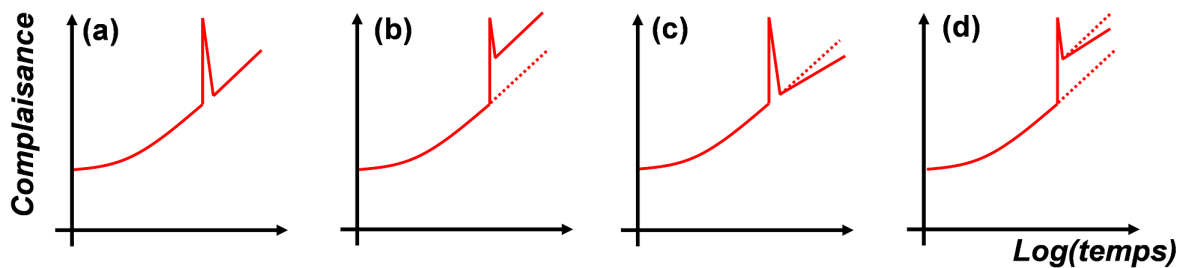


FIGURE 1.23 – différentes possibilités d'interaction entre le comportement viscoélastique et mécanosorptif. L'apport de la mécanosorption sur le comportement viscoélastique peut être nul (a) ou constant (b) pouvant s'y adjoindre une modification de la réponse viscoélastique sans incrément (c) ou avec (d) [Montero (2010)].

mettre en évidence les interactions entre effets mécanosorptif et viscoélastique (Fig.1.24). A cet effet, la pente du fluage en fonction du logarithme du temps a été quantifiée après des cycles successifs d'adsorption. [Hanhijärvi & Hunt (1998)] ont montré une évolution de la pente après plusieurs cycles de sorption ainsi qu'un incrément de déflexion relative. De même, Montero (2010) a montré que les cycles de sorption induisent deux effets observables sur la réponse viscoélastique : une nette diminution de la pente, et l'augmentation du niveau de complaisance liée aux cycles de sorption. D'autres auteurs ayant observés cette augmentation de complaisance, considèrent la mécanosorption comme une accélération du fluage [Hunt & Shelton (1987b), Hunt (1999), Montero (2010)]. Hanhijärvi & Hunt (1998) ont mis en évidence une évolution de la pente après plusieurs cycles de sorption ainsi qu'un incrément de déflexion relative.

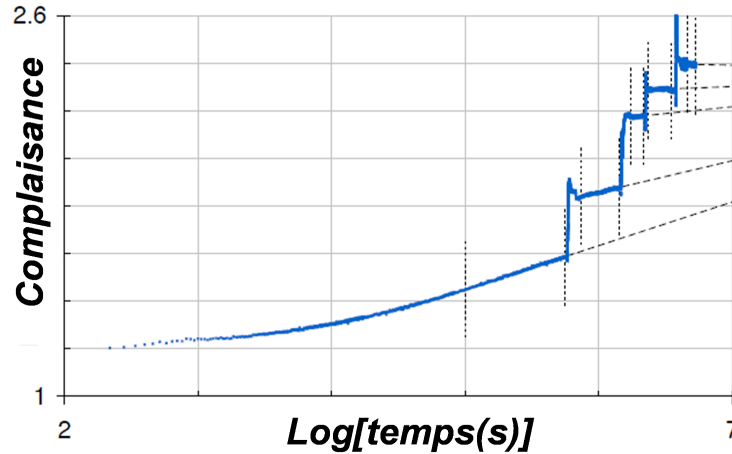


FIGURE 1.24 – Évolution de la complaisance ($\varepsilon(t)/\sigma_0$, GPa^{-1}) en fonction du logarithme décimal du temps, (—) : extrapolation linéaire [Montero (2010)].

1.5 Mécanique de la rupture et comportement à la rupture du bois

1.5.1 Mécanique de la rupture

La mécanique de la rupture a pour but d'étudier les conditions de ruine ou de rupture d'une structure causées par des fissurations préalablement initiées dans le matériau qui la constitue, sous l'effet d'une sollicitation mécanique. C'est Griffith (1921) qui en 1920, fut le premier à s'intéresser aux phénomènes de rupture des matériaux, notamment ceux ayant une faible déformation avant leur rupture (matériaux fragiles). Ses travaux, réalisés dans un milieu élastique comportant des fissures, ont permis de mettre en évidence un paramètre important : le taux de restitution d'énergie qui définit la rupture d'un matériau sur le plan énergétique [Le (2013)]. Selon lui, la création de fissure consomme de l'énergie et cette énergie est proportionnelle à l'aire de la surface. Cette grandeur admet une valeur critique notée G_c qui est propre à un matériau. C'est dans les années 1950 et 1960 que la mécanique de la rupture prend de l'importance dans la communauté scientifique. C'est ainsi que les travaux de Irwin (1957) ont mis en évidence une autre grandeur appelée facteur d'intensité de contraintes K . Cette grandeur définit l'état de sollicitation du domaine dans lequel se fait la rupture. Entre 1960 et 1980 dans le but de prendre en compte des aspects plastiques lors de la rupture, apparaît la mécanique non linéaire de la rupture. Rice (1968) et Bui (1973) introduisent la notion d'intégrale indépendante du contour J permettant de déterminer la ténacité K_c d'un matériau quand les aspects plastiques sont hors de la pointe de fissure [Le (2013)].

Zones d'ouverture d'une fissure

La rupture se manifeste par la séparation définitive d'un milieu continu où l'on peut observer essentiellement deux parties ; l'une appelée pointe de fissure et l'autre appelée lèvres de fissure. Ainsi, selon la théorie de la fissuration ductile, nous avons trois zones dans un matériau fissuré à l'exemple du bois. Ces zones peuvent être illustrées par les Fig.1.25.a et 1.25.b.

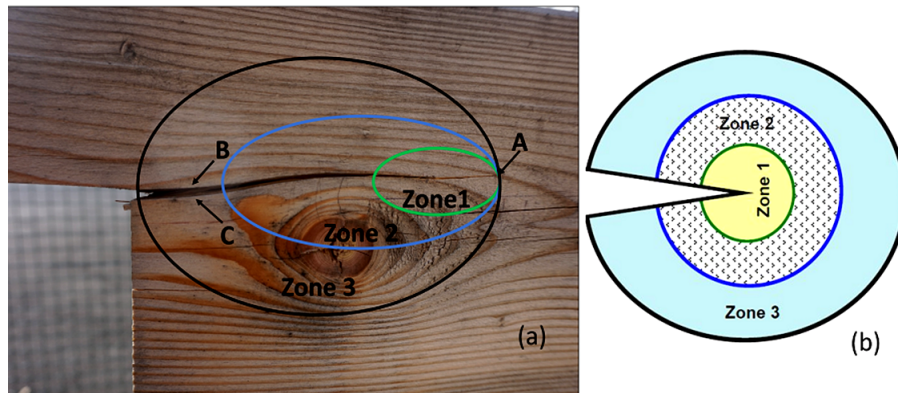


FIGURE 1.25 – Présentation des différentes zones de fissuration : (a) illustration sur une pièce en bois de sapin blanc, (A) pointe de fissure , (B, C) lèvres d'une fissure (b) ; Schémas [Moutou Pitti (2008)].

- Zone 1 : Appelée zone d'élaboration, c'est la zone la plus proche de la fissure. Elle englobe la pointe de fissure. Dans cette région, le haut niveau de contraintes entraîne un endommagement irréversible. Ce qui rend son étude très complexe. Une taille importante de zone entraîne une fissuration ductile, l'inverse, une fissuration fragile ;
- Zone 2 ou zone singulière : elle englobe la zone d'élaboration. Le matériau obéit à un comportement viscoélastique linéaire. La forme singulière des champs mécaniques est indépendante de la géométrie étudiée. L'interface, commune avec la zone d'élaboration, est supposée continue en contrainte et en déplacement [Dubois (1997)] ;
- Zone 3 ou zone lointaine : c'est la zone la plus éloignée de la pointe de fissure. Elle raccorde la zone singulière avec les conditions limites de chargement et de déplacement. Tout comme la zone singulière elle obéit à un comportement viscoélastique linéaire ;

Modes de sollicitation

En considérant notre matériau de la Fig.1.25.a l'évolution des fissures sur celui-ci peut se caractériser par trois déplacements distincts de fissuration (Fig.1.26). Le mode I est l'ouverture de la fissure causé par un déplacement suivant l'axe $(0x2)$, la direction de propagation

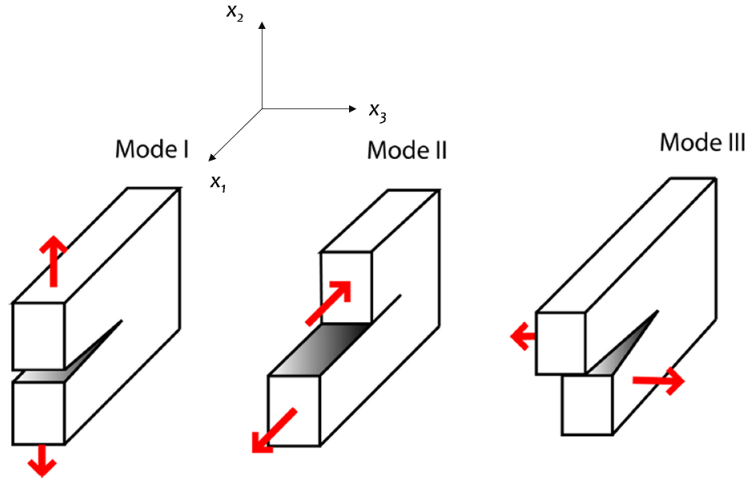


FIGURE 1.26 – Les 3 modes de sollicitation d’une fissure.

des fissures dans ce mode est orthogonal aux lèvres de la fissure [Moutou Pitti (2008)]. Du fait de ses similitudes avec les déplacements engendrés par une séparation rectiligne parallèle à la pointe de la fissure, il est considéré comme le mode le plus dangereux. Le mode II, est produit suite à un cisaillement dans le plan de la fissure, ses déplacements sont dus à une séparation rectiligne parallèle à la pointe de la fissure. Le mode III ressemble à une séparation (déchirement) parallèle à la pointe de fissure. Il est généré par un cisaillement anti-plan, dans le plan $(0x_1x_3)$ contenant la fissure et parallèle à l’axe $(0x_1)$, [Le (2013)].

Critères de propagation en élasticité linéaire : approche énergétique

L’aspect énergétique lors de la rupture des solides fissurés fut mis en évidence par Moutou Pitti (2008) en établissant un lien entre la physique et le processus de fissuration qui est un phénomène dissipateur d’énergie. Ainsi, pour traduire l’évolution d’une fissure dans un solide, on se ramène communément à faire un bilan énergétique. Considérons le cas d’une pièce fissurée en bois, matériau viscoélastique, soumis à une sollicitation mécanique sur les bords extérieurs. La propagation de la fissure entraînera une augmentation de la surface fissurée (A) (Fig.1.27). Le bilan global de conservation de l’énergie peut être donné par :

$$\Delta W_{ext} = \Delta W_{elas} + \Delta U \quad (1.25)$$

où ΔW_{elas} est l’énergie dissipée due au comportement élastique du bois, ΔW_{ext} le travail des forces extérieures, ΔU l’énergie dissipée due au processus de propagation de la fissure sur une longueur ΔA . On se base sur les hypothèses de la théorie de Griffith, dans le cadre de la rupture fragile [Zeghloul (2003)]. L’énergie ΔU correspond à l’énergie nécessaire à la

création de nouvelles surfaces fissurées dans le matériau. Ainsi ΔU est définie tel que : $\Delta U = \Delta W_{sép}$. La grandeur $\Delta W_{sép}$ est l'énergie de séparation des surfaces. Par conséquent l'énergie de Griffith G est rapportée à l'unité de surface et est défini par :

$$G = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta U}{\Delta A} = \frac{\partial U}{\partial A} \quad (1.26)$$

où $\Delta A = b\Delta a$ est la surface fissurée lors de la propagation unitaire de la fissure sur la longueur $b\Delta a$ dans une éprouvette d'épaisseur b [Odounga (2018)]. De façon générale on considère une épaisseur unité ($b = 1$). L'énergie de Griffith G rapportée à cette épaisseur unité devient alors :

$$G = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{\Delta U}{\Delta a} = \frac{\partial U}{\partial a} \quad (1.27)$$

En considérant γ_s , l'énergie de création de surface, la relation (Eq.1.27) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$G = \frac{\Delta U}{\Delta A} = 2\gamma_s \quad (1.28)$$

Les expressions de l'énergie de Griffith G et la contrainte de rupture sont données par l'Eq.1.29 :

$$G = \frac{\pi(\sigma_R)^2 a}{E} \quad , \quad \sigma_R = \alpha \sqrt{\frac{E\gamma_s}{a}} \quad (1.29)$$

Avec $\alpha = \sqrt{\frac{2}{\pi}}$ et E est le module de Young.

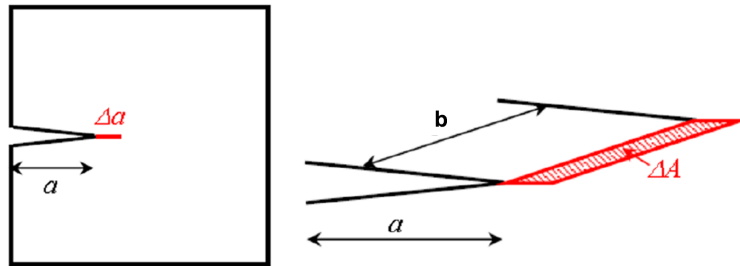


FIGURE 1.27 – Propagation d'une fissure sur une longueur Δa [Zeghloul (2003)].

Afin de mieux appréhender le sens physique de l'énergie de Griffith G ou du taux de restitution d'énergie, il est pratique d'envisager la propagation dans deux cas classiques, à partir d'une configuration initiale. Dans le premier cas, on impose un déplacement d et dans un second cas une force F . Ce dernier cas correspond aux essais que nous avons effectués

dans le cadre de ce travail, propagation de fissure x à force imposée F . De ce fait, on a :

$$\Delta F = 0 \quad \Rightarrow \quad \Delta\left(\frac{x}{C}\right) = 0, \quad \text{soit} \quad \frac{\Delta x}{x} = \frac{\Delta C}{C} \quad (1.30)$$

Avec $C = x/F$ la complaisance. La variation de l'énergie externe devient :

$$\Delta W_{ext} = F \cdot \Delta x = \frac{Fx}{C} \Delta C \approx F^2 \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_F \Delta a \quad (1.31)$$

De ce fait, l'énergie élastique vaut :

$$W_{elas} = \frac{1}{2} Fx = \frac{F^2}{2} C \quad \text{d'où} \quad \Delta W_{elas} = \frac{F^2}{2} \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_F \Delta a \quad (1.32)$$

En considérant Δx on a :

$$\Delta U = \Delta W_{ext} - \Delta W_{elas} = \frac{F^2}{2} \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_F \Delta a \quad (1.33)$$

Pour l'épaisseur unité ($e = 1$) l'énergie de Griffith G devient :

$$G = \frac{x^2}{2C} \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right) = \frac{F^2}{2} \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_F \quad (1.34)$$

Pour un matériau d'épaisseur ($e \neq 1$), il est nécessaire de modifier cette équation de la manière suivante :

$$G_c = \frac{(F_{ci})^2}{2e} \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_F \quad (1.35)$$

où F_{ci} ($i = 1, 2, 3, \dots$) est la force critique ayant entraîné une propagation de la longueur de a donc une variation de Δa de la longueur de fissure ($i = 1, 2, 3, \dots$). De façon générale, la complaisance est définie par $C = \frac{U_i}{F_{ci}}$ où U_i est l'ouverture de fissure induite par chaque force critique F_{ci} . L'indice F signifie que l'essai est effectué avec une force imposée. C'est cette formule qui sera utilisée dans les prochains chapitres.

Critères de propagation en élasticité linéaire : approche locale

Elle peut être vue comme une approche indissociable aux modèles d'endommagement, dans certains aspects, elle consiste à caractériser les paramètres de la mécanique de la rupture à travers les champs de contrainte σ_{ij} , et les déplacements u_{ij} au niveau de la pointe de fissure. Ces deux paramètres impliquent la notion de facteurs d'intensité de contraintes. En considérant un plan $(x_1 \ x_2)$ symétrique à une fissure (Fig.1.28), et en se ramenant à une base locale en coordonnées polaires (r, θ) : selon Irwin (1957) dans un repère de coordon-

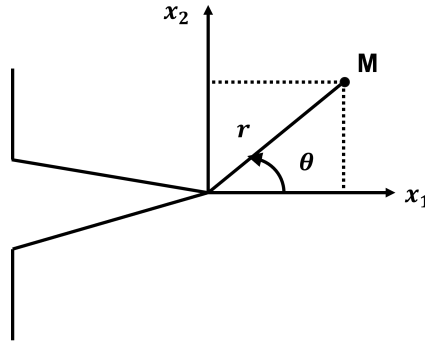


FIGURE 1.28 – Coordonnées polaires d’un point (M) en pointe de fissure [Moutou Pitti (2008)].

nées polaires (r, θ) le premier terme du développement donnant le champ de contrainte au voisinage du fond de fissure, pour des matériaux isotropes plans, se met sous la forme :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) \quad (1.36)$$

La forme générale du champ des contraintes au voisinage de l’extrémité d’une fissure dans un milieu élastique linéaire est donnée par Irwin (1957) :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) + \sum_{p=0}^{\infty} \alpha_p r^{\frac{p}{2}} h_{ij}^{(p)}(\theta) \quad (1.37)$$

avec f_{ij} et h_{ij} des fonctions sans dimension dépendant du mode de sollicitation. En supposant cette pièce de bois isotrope, plane et homogène [Gautherin (1980)], cherchons la forme du champ de contrainte. Le coefficient K_{α} est le facteur d’intensité de contrainte en mode α (mode I et mode II) et est indépendant du point M . Pour $r \rightarrow 0$, les champs de contrainte présentent une singularité en $1/\sqrt{r}$ au voisinage de la pointe de fissure. Dans l’Eq.1.37 les termes d’ordres très élevés tendent vers 0 et peuvent être négligés. Ainsi, au voisinage de la zone critique, à l’extrémité de la fissure et selon le mode de sollicitation α , les contraintes et les déplacements sont de la forme :

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}^{\alpha}(\theta) \\ u_i = \frac{K_{\alpha}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot f_i^{\alpha}(\theta) \end{cases} \quad (1.38)$$

Les constantes K_{α} évaluent l’importance de la singularité des contraintes. Ainsi, pour les sollicitations en mode I ou II, selon Irwin il existe une valeur critique $K_{\alpha C}$, appelée ténacité. Cette grandeur est une valeur intrinsèque à chaque matériau qui permet de déterminer, en fonction des valeurs du facteur d’intensité de contrainte, s’il y a propagation ou non d’une

fissure. On peut alors écrire qu'en mode (I) :

$$si \begin{cases} K_{\alpha} < K_{\alpha C}, \text{ pas de propagation de la fissure} \\ K_{\alpha} = K_{\alpha C}, \text{ il y a propagation de la fissure} \end{cases} \quad (1.39)$$

La formule d'Irwin permet de relier le taux de restitution d'énergie G aux facteurs d'intensité de contrainte associé en pointe de fissure avec le module d'élasticité E , elle s'écrit :

$$G = \frac{K_{\alpha}^2}{E} \quad (1.40)$$

1.5.2 Comportement du bois à la rupture

Influence de la densité

Comme pour les propriétés élastiques, la résistance à la rupture du bois est également influencée par sa densité. Ce constat a été fait par plusieurs auteurs dans la littérature [Ashby *et al.* (1985), Ashby & Gibson (1997), Petterson & Bodig (1983)]. Les résultats de ces études ont établi que la résistance à la rupture est proportionnelle à la densité comme le montre la Fig.1.29. En se basant sur une observation au niveau cellulaire, Ashby & Gibson (1997)

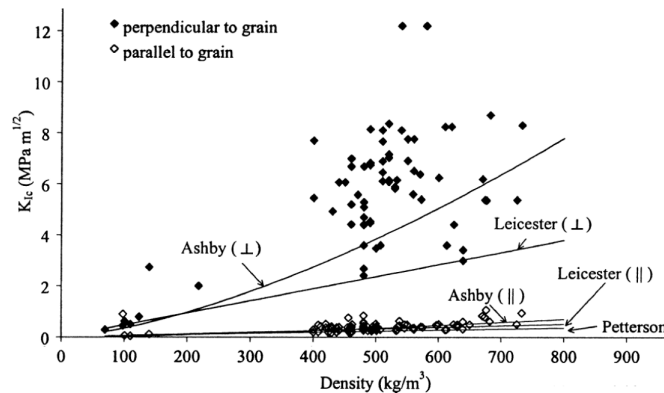


FIGURE 1.29 – Effet de la densité sur la résistance à la rupture [Conrad *et al.* (2003)].

ont proposé une relation entre la densité et la résistance à la rupture K_{IC} pour un mode de sollicitation en mode (I), où k est un paramètre du matériau. Selon eux la fissure doit traverser une plus grande quantité de cellulose et cela conduit à une forte résistance à la rupture et à la propagation de la fissure. Cependant, comme le montre la Fig.1.29, dans la gamme de densités de 400 à 600 kg/m^3 , la relation entre la densité et K_{IC} semble difficile à interpréter.

Influence de la teneur en eau

Plusieurs études évaluant l'impact de l'humidité sur la fissuration reposent sur la caractérisation des paramètres de fissuration comme la ténacité et le facteur d'intensité de contrainte ou de l'énergie de rupture. Ainsi, les travaux effectués par [Petterson & Bodig \(1983\)](#) au sujet de la teneur en eau sur la fissuration du bois ont montré que la phase d'adsorption induit une diminution de la résistance à la rupture (ténacité) pour une propagation de fissure dans le sens TL. De même les travaux de [Kretschmann & Green \(1996\)](#) sur les facteurs d'intensité de la contrainte en mode I (K_I) et en mode II (K_{II}) du Pin austral sous différentes teneurs en eau ont permis d'observer que ces facteurs augmentent avec la diminution de l'humidité de l'état saturé à l'état sec (entre 7% et 13 % de la teneur en eau). Toutefois les travaux de [Prokopski \(1996\)](#) sur des éprouvettes de Chêne et de Pin sous trois taux d'humidité différentes (6%, 9% et 12%) ont mis en évidence cette fois-ci deux effets opposés. Il a observé qu'il y avait une diminution de K_{IC} pour le Pin et une augmentation de K_{IC} pour le chêne durant l'adsorption. Les travaux de [Reiterer & Tschegg \(2002\)](#) sur des éprouvettes de Pin Maritime à 7%, 12%, 18% et 55% de HR pour étudier la fissuration en mode I, ont montré que l'énergie de rupture augmente lorsque l'humidité augmente. Selon [Vasic & Stanzl-Tschegg \(2007\)](#), l'augmentation de cette énergie avec la teneur en eau est liée à l'humidité qui produit une plus grande ductilité du bois et démontre ainsi que le mécanisme de déformation sous-jacent est meilleur que la résistance à la rupture. La plupart des résultats obtenus dans des études antérieures [[Boström \(1994\)](#), [King et al. \(1999\)](#), [Kretschmann & Green \(1996\)](#), [Prokopski \(1996\)](#), [Reiterer & Tschegg \(2002\)](#), [Vasic & Stanzl-Tschegg \(2007\)](#), [Xavier et al. \(2014\)](#)] montrent que l'énergie de rupture augmente avec l'augmentation de l'humidité, ce qui s'explique principalement par une augmentation de l'effet de pontage et une augmentation de la ductilité du bois.

Influence de la température

Afin de mettre en évidence l'effet de la température sur la fissuration du bois d'épicéa et du hêtre, [Reiterer & Tschegg \(2002\)](#) a réalisé une étude sur des éprouvettes en bois sous différentes températures (20°C, 40°C, 60°C et 80°C). Les éprouvettes étaient préalablement conditionnées à 12% de la teneur en eau. Au cours de la procédure de chauffage, l'humidité a été réduite de 1% pour 40°C, de 2% pour 60°C et de 4% pour 80°C. Les résultats de son étude ont permis de remarquer que le facteur d'intensité de contrainte K_{IC} avait tendance à diminuer avec la température. Il a expliqué ces observations par l'affaiblissement des liaisons entre les différentes couches de la cellule du bois et par un adoucissement des substances macromoléculaires du bois (la cellulose et la lignine) pour des températures de 60°C à 80°C.

Cependant, l'effet de la variation de l'humidité dans le bois ou l'effet de couplage de la température et de l'humidité sur la fissuration du bois n'a pas été clairement établi.

Influence de la géométrie

L'influence de la géométrie sur la propriété de rupture du bois est due à la différence de complaisance des éprouvettes. En pratique, pour une même hauteur ou longueur des éprouvettes, l'énergie de rupture dépend de la forme de l'éprouvette. Les essais réalisés par [Morel et al. \(2003\)](#) sur des éprouvettes d'épicéa de type Double Cantilever Beam (DCB), (Fig.1.30.a) et Tapered Double Cantilever Beam (TDCB30, TDCB60), (Fig.1.30.b) et, (Fig.1.30.c) ont montré que la résistance à la fissuration (G_{RC}) et l'incrément de fissuration Δa_c augmentent avec la complaisance. En raison de la géométrie, la complaisance de l'éprouvette TDCB60 est plus élevée que celle de l'éprouvette DCB. Par conséquent, le (G_{RC}) des éprouvettes TDCB60 est le plus élevé, tandis que celui des éprouvettes DCB est le plus petit. Selon sa configuration une éprouvette peut également présenter des avantages et des inconvénients pour le suivi d'une propagation de la fissure. C'est le cas des éprouvettes Single Edge Notch Tensile (SENT), (Fig. 1.30.d). [Valentin & Caumes \(2004\)](#) montrent que par leur forme géométrique elles favorisent l'augmentation du facteur d'intensité. L'éprouvette CANTILEVER à

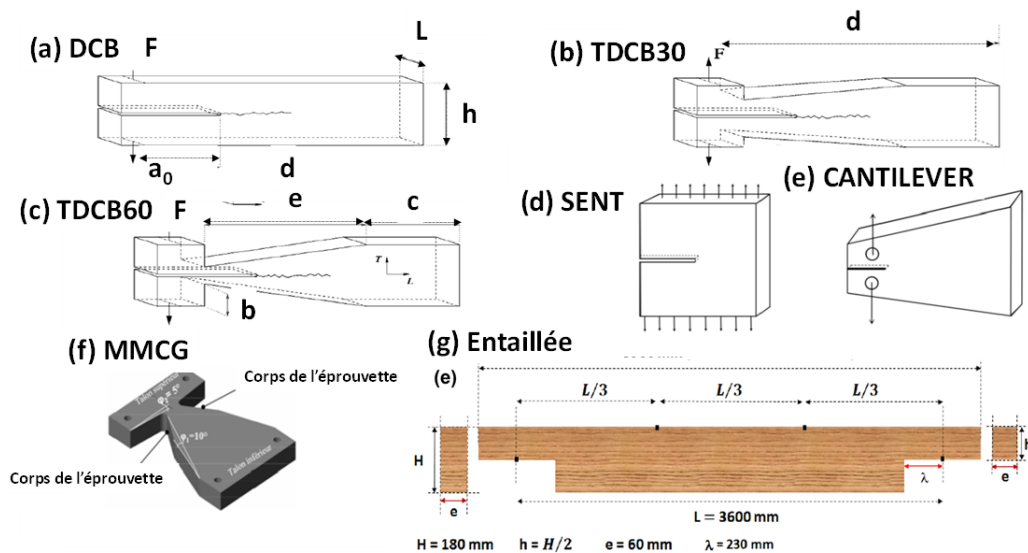


FIGURE 1.30 – Exemples d'éprouvettes utilisées pour des essais de fissuration : (a) Éprouvette DCB; (b) Éprouvette TDCB30; (c) Éprouvette TDCB60; (d) Éprouvette SENT; (e) Éprouvette CANTILEVER; (f) Éprouvette MMCG; (g) Éprouvette entaillée [[Nziengui \(2019\)](#), [Phan \(2016\)](#)].

inertie variable (Fig.1.30.e), présente une meilleure plage de propagation stable. Cette éprouvette est adaptée aux essais de fissuration en mode mixte [[Meite \(2012\)](#)]. Proposée par [Dubois](#)

et al. (2002), l'éprouvette DCB à inertie variable, présente une stabilité de la fissure lors de sa progression. Néanmoins, cette éprouvette compte tenu de sa géométrie, n'est pas adaptée à l'étude du mode de cisaillement. Les configurations des géométries des éprouvettes précédemment citées, ont permis à Moutou Pitti (2008) de réaliser l'éprouvette Mixed Mode Crack Growth en abrégé MMCG (Fig.1.30.f). La particularité de cette éprouvette est de garantir la stabilité de la fissure et de reproduire, sur cette même éprouvette, l'ensemble des deux modes de sollicitations. Enfin les éprouvettes entaillées telles que présentés sur la Fig.1.30.g favorisent, en fond des entailles, une initiation et une propagation des fissures sur la poutre [Nziengui (2019)]. Les études réalisées sur ce type de poutres montrent que les entailles réduisent la résistance de la poutre au voisinage de leur connections en accélérant les effets du cisaillement et la ruine du matériau.

1.5.3 Couplage des comportements viscoélastiques et thermo - hygromécaniques avec la fissuration

Couplage du comportement viscoélastique et fissuration

Les fissures dues au fluage sont en partie liées aux effets viscoélastiques et aux différents modes de sollicitations mécaniques du bois [Dubois & Pop (2013)]. La propagation d'une fissure se fait dans des directions du repère orthotrope et se définit comme étant la diminution des forces de contact assurant l'adhérence du matériau [Le (2013), Dubois & Pop (2013)]. On peut distinguer différents critères, pour la prévision de l'évolution d'une fissure initiale dans un matériau. Ces critères reposent soit sur une méthode statique qui évalue avant rupture du matériau les champs de contrainte près du front de fissure, soit sur une méthode prenant en compte l'aspect énergétique qui intervient lors de la propagation d'une fissure [Moutou Pitti (2008)].

Couplage du comportement thermo-hygromécanique et fissuration

Avant d'aborder cette partie il est important de faire une brève description du mouvement de l'eau dans le bois ; ainsi il est connu que l'eau se déplace dans le bois des zones humides vers les zones sèches. Ce mouvement limité obéit à certaines lois de la physique, comme la loi de la diffusion de Fick. Il est connu que dans le bois la diffusion est plus rapide dans la direction longitudinale, en suite dans la direction radiale puis dans la direction tangentielle [Dubois & Pop (2013)]. Ces mouvements d'eau créent des gradients d'humidités qui peuvent selon l'amplitude entraîner des fissurations dans le bois. Ainsi, les études de Jourdain (1996) ont montré l'influence de l'environnement climatique sur des petites poutres LVL (Laminated Veneer Lumber) entaillées et ont révélé que les variations hydriques avaient un impact sur

la répartition des contraintes dans la zone d'élaboration de la fissure. Cela augmentait le

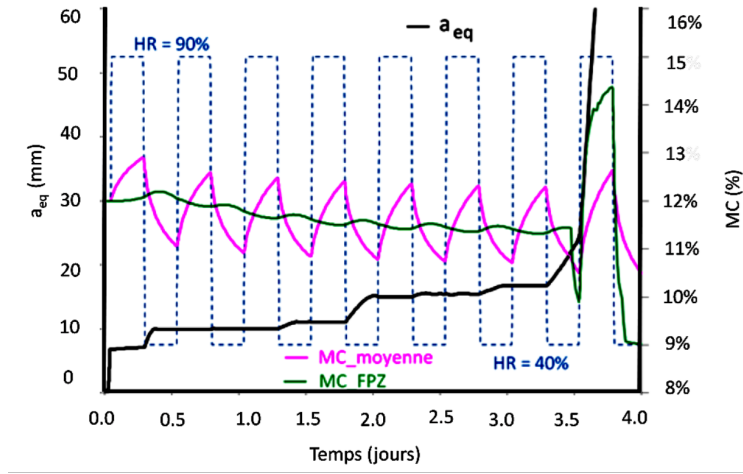


FIGURE 1.31 – Effet des variations hydriques sur l'évolution d'une fissure (a_{eq} et la longueur de la fissure équivalente) [Phan (2016)].

processus de fissuration dont la réponse était presque instantanée. Dans le même ordre d'idées les études de Dubois & Pop (2013) sur la fissuration du bois pendant le séchage ont montré qu'il y avait un risque très élevé de propagation des fissures notamment pendant les phases de séchage. D'autres travaux de Chaplain & Valentin (2010), Phan (2015), Phan (2016), Hamdi *et al.* (2017) ont confirmé la même observation en phase de séchage, de plus il a été observé que les phases d'adsorption limitaient le risque de fissuration [Phan (2015)]. La Fig.1.31, montre l'impact des variations hydriques sur la propagation des fissures. De même les études de fluage récentes de Nziengui (2019) sur des poutres entaillées à l'échelle 1 menées sur le Sapin et le Douglas en ambiance non contrôlée, dans des conditions non abritées, expliquent mieux l'effet des variations climatiques sur la fissuration du bois. Ces résultats mettent en évidence les liens entre l'humidité relative (HR), la teneur en eau (MC), la température (T), et la propagation des fissures sur la flèche observée de la poutre (Fig.1.32). Il explique notamment qu'au cours de l'adsorption, l'adoucissement du bois favorise l'augmentation de sa flèche relative. Au cours de la désorption, il se produit une rigidification du bois mais un certain nombre d'initiation de fissures, puis une propagation des fissures qui amplifient l'augmentation de la flèche de la poutre. La propagation des fissures conduit finalement à l'effondrement global de la poutre. La mesure combinée de l'ouverture et de la longueur de la fissure, en relation avec les paramètres hygrothermiques, est utile pour l'identification et la caractérisation des processus de fissuration du bois. Ces résultats obtenus confirment également les observations des études précédentes.

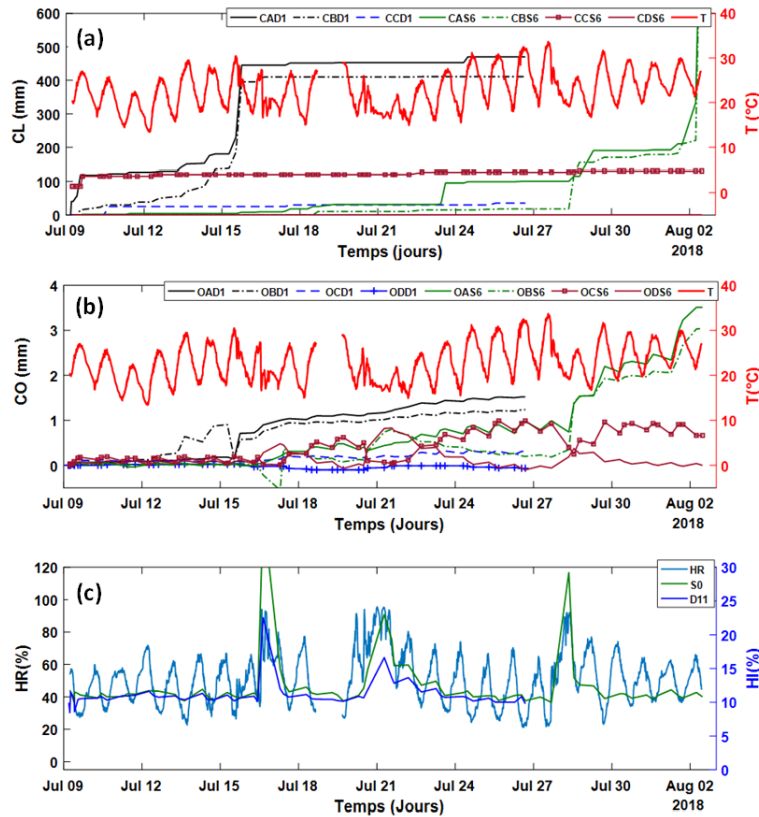


FIGURE 1.32 – Effet des variations de la teneur en eau sur la fissuration : (a) longueur de fissure (b) ouverture de fissure (c) humidité relative (HR) et teneur en eau (HI) [Nziengui (2019)].

1.6 Conclusion du chapitre 1

Dans ce chapitre nous avons présenté de façon globale la composition et la structure du bois à plusieurs échelles de même que son comportement sous diverses sollicitations. On distingue deux familles de bois, les résineux et les feuillus. Ces bois sont constitués essentiellement de cellulose, de lignine et d'hémicelluloses qui jouent un rôle dans le comportement thermo-hydromécanique du bois. Il a été montré que le bois est fortement influencé par la teneur en eau. Cette caractéristique du bois à une influence capitale sur son comportement mécanique d'une part et sur le processus de fissuration d'autre part. De ce fait, des travaux ont été effectués par de nombreux auteurs pour mieux caractériser le comportement hydrique du bois et comprendre les effets des variations de la teneur sur le bois. Ces travaux ont permis de mettre en place des modèles rhéologiques, mathématiques et numériques qui décrivent mieux le comportement thermo-hydromécanique. Ils ont aussi permis d'améliorer la compréhension que nous avons sur la contribution réelle de l'effet de la teneur en eau sur les propriétés mécaniques et la fissuration du bois. Cependant la majorité de ces études portent

Conclusion du chapitre 1

sur des essences tempérées et à ce jour les études sur le bois tropical sont rares. De ce fait, le chapitre suivant consistera à faire une étude des propriétés hydriques des essences tropicales sur lesquelles se porte notre travail.

Chapitre 2

Comportement hydrique des essences étudiées

2.1 Introduction

Le bois est un matériau hygroscopique ; ses propriétés mécaniques et physiques dépendent fortement de son état hydrique [Merakeb *et al.* (2009), Liu *et al.* (2020), Engonga Edzang *et al.* (2021)]. L'étude du transfert de la teneur en eau dans un matériau poreux d'un point de vue théorique et expérimental a été largement abordée ces dernières années [Stamm (1959), Comstock (1963), Siau & Avramidis (1996)] avec des formulations basées sur la loi de Fick. Dans le bois, l'eau est présente sous forme d'eau libre, sous forme liquide ou de vapeur dans les lumens, et sous forme d'eau liée dans les parois [Varnier *et al.* (2020)]. En dessous du point de saturation des fibres (PSF), le mouvement de l'eau dans le bois est caractérisé par des phénomènes de diffusion [Manfoumbi Boussougou *et al.* (2014)]. La connaissance des propriétés de l'eau telles que les coefficients de diffusion permet de mieux estimer le flux d'eau désorbé ou adsorbé. Ces propriétés sont impliquées dans plusieurs processus tels que le séchage du bois et les traitements chimiques [Agoua & Perre (2010)]. Au cours de ce processus de migration de l'eau, il est important de comprendre les phénomènes impliqués, notamment le processus de diffusion de l'eau. Une bonne caractérisation du processus de diffusion nécessite le développement de techniques expérimentales simples et fiables. A ce jour, il existe plusieurs techniques et méthodes expérimentales permettant de suivre l'évolution de l'humidité dans le bois en régime transitoire et en régime permanent, notamment la méthode de pesée et les méthodes électriques [Mouchot & Zoulalian (2002)]. Certaines de ces techniques nécessitent parfois de sortir le bois de l'enceinte et de le peser sur une balance pour estimer sa masse, ce qui peut parfois perturber l'historique de l'humidité des spécimens testés. Par ailleurs, les études sur le comportement hydrique des bois tropicaux sont encore assez rares dans la lit-

térature. Quelques travaux ont été réalisés sur le comportement hydrique des bois tropicaux, notamment ceux de [Manfoumbi Boussougou *et al.* \(2014\)](#) qui ont contribué à l'utilisation de l'Eurocode 5 dans la vérification des constructions en bois et leur dimensionnement en milieu tropical. Nous pouvons également citer les travaux de [Alkadri *et al.* \(2020\)](#) qui ont mis en évidence les propriétés hydromécaniques du bois de grenadille (*Dalbergia melanoxylon*), ainsi que d'autres [[Simo-Tagne *et al.* \(2016\)](#)]. Ces différentes études sont encore insuffisantes pour mettre en évidence ou valoriser les propriétés des bois tropicaux africains. Cela rend difficile l'intégration des bois tropicaux dans certaines normes actuelles comme l'Eurocode 5, où il n'existe qu'une seule table d'équilibre hygroscopique pour le bois [[Varnier \(2019\)](#)]. L'objectif de ce chapitre est d'étudier le comportement hydrique des essences qui nous serviront à effectuer des essais de fluage afin de proposer un protocole de cycle de sorption adapté. D'autre part ce chapitre met en évidence une approche expérimentale améliorée pour le suivi en régime transitoire de la masse des éprouvettes de bois et pour la caractérisation hydrique de trois espèces tropicales.

2.2 Matériels et Méthodes

2.2.1 Matériel

Les essais ont été effectués sur 60 éprouvettes de bois au total : 3 feuillus tropicaux, l'Okoumé (O), le Padouk (P), l'Iroko (I); et 2 résineux tempérés, le Sapin blanc (S), le Douglas (D). Ces éprouvettes sont réparties dans 2 boîtes d'essais (boîte J=1,2), régulées en humidité relative (HR) au moyen de solutions salines, et elles-mêmes placées dans une pièce régulée en température (T) à 20°C et HR de l'ordre de 43%. Dans chaque boîte, des tests sont

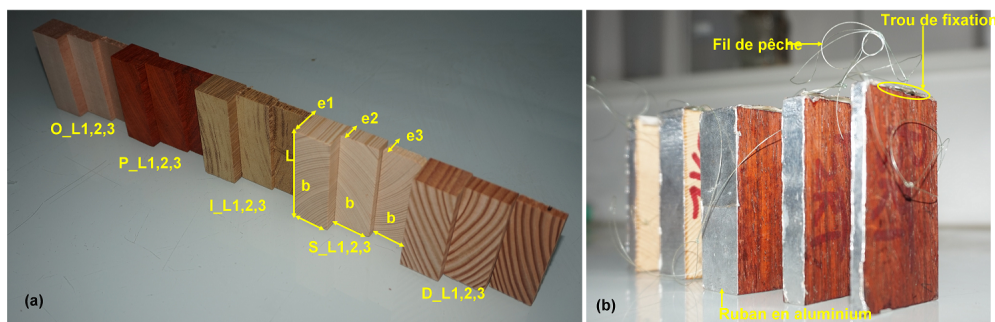


FIGURE 2.1 – Éprouvettes testées (a); types et géométrie des éprouvettes;(b) éprouvettes avec ruban et fil de pêche.

réalisés sur des éprouvettes de bois d'épaisseurs différentes (Fig.2.1a) : $e_1=20$ mm (type 1), $e_2=10$ mm (type 2), $e_3=5$ mm (type 3). Pour chaque essence, l'épaisseur des éprouvettes est

orientée suivant la direction longitudinale (L) et dans le plan transverse (RT). Afin de forcer la diffusion dans le sens L ou le plan RT, nous avons recouvert les quatre (4) autres faces par plusieurs couches de ruban adhésif en aluminium (Fig.2.1b). Sur l'une des faces supérieures des éprouvettes nous avons laissé un espace pour fixer un fil de pêche à l'éprouvette. Le Tab.2.1 présente les dimensions, les densités et le nombre des éprouvettes testées dans les deux directions.

TABLEAU 2.1 – Dimensions et densités des éprouvettes testées.

Sens de diffusion	Hauteur e (mm)	Épaisseur b (mm)	Longueur L (mm)	Nombre d'éprouvettes				
				Okume	Padouk	Sapin	Douglas	Iroko
L ₁	20	24	65	2	2	2	2	2
L ₂	10	24	65	2	2	2	2	2
L ₃	5	24	65	2	2	2	2	2
RT ₁	20	24	65	2	2	2	2	2
RT ₂	10	24	65	2	2	2	2	2
RT ₃	5	24	65	2	2	2	2	2
Densités des éprouvettes								
Boite J1				0.45±0.01	0.81±0.01	0.49±0.01	0.49±0.05	0.51±0.02
Boite J2				0.44±0.01	0.80±0.01	0.48±0.01	0.49±0.06	0.50±0.01

2.2.2 Dispositif expérimental

Le dispositif expérimental consiste en 2 boites de plexiglass de dimensions 45x20x20 mm et d'un bras mobile équipé d'une cellule de force (Fig.2.2). Le bras mobile facilite le déplacement de la cellule de force lors de la prise des mesures. Les boites sont conditionnées dans une salle à température et humidité constante de 20°C et de 43%. La cellule permet de mesurer un signal électrique, par la suite converti en masse. L'hygrométrie des boites est contrôlée aux moyens des solutions salines. Les boites sont dotées de capteurs thermo-hygrométriques pour le suivi de HR et de T. Elles disposent également de ventilateurs pour homogénéiser l'ambiance, que l'on arrête durant les mesures. Une grille métallique empêche les éprouvettes de tomber dans le bac de solution saline. Les éprouvettes sont retenues par le fil de pêche sortant par des trous de 10 mm de diamètre sur la face supérieure de la boite, refermés avec des bouchons en silicone de forme conique qui bloquent le fil. Le bouchon de chaque éprouvette n'est enlevé que le temps de sa mesure de masse, ce qui réduit considérablement les échanges d'air entre l'intérieur de la boite et la pièce. Dans le cadre de ce travail nous avons réalisé des essais en parallèle dans les deux boites en utilisant 6 solutions salines pour des ambiances hygrométriques de 11 %, 43 %, 57%, 75% pour la boite J1 et de 43%, 57%, 75%, 84% et 97% pour la boite J2. Chaque solution saline est préparée avec de l'eau distillée contenant du sel en excès selon la norme NF ISO 483 (2010). Le Tab.2.2 indique les sels utilisés ainsi que leur

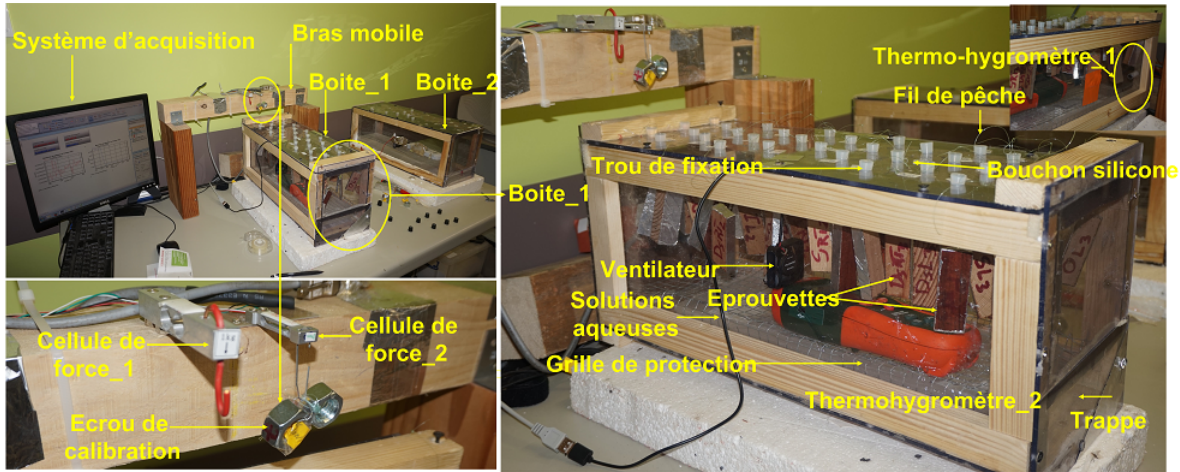


FIGURE 2.2 – : Dispositif expérimental pour essais de diffusion.

solubilité dans l'eau, permettant d'estimer la quantité minimale de sel à déposer dans le bac.

TABLEAU 2.2 – Solutions aqueuses utilisées et humidité relative indiquées selon la norme NF ISO 483 à $T=20^{\circ}\text{C}$.

Solutions aqueuses	Solubilité dans l'eau (g/l)	Humidité Relative indiquée
Chlorure de Lithium (LiCl)	769	11.3
Carbonate de Potassium (K_2CO_3)	1120	43.2
Bromure de Sodium (NaBr)	733	57.6
Chlorure de Sodium (NaCl)	357	75.3
Chlorure de Potassium (KCl)	340	84.3
Sulfate de Potassium (K_2SO_4)	120	97.3

2.2.3 Méthodes

Chargement et suivi de mesure

Après usinage, les éprouvettes sont séchées à 104°C à l'étuve pour estimation de la première masse anhydre m_{01} (masse anhydre sans ruban et fil). Une fois m_{01} atteint, nous recouvrons les éprouvettes du ruban adhésif en fixant le fil de pêche entre deux couches, avant un nouveau séchage à l'étuve à 104°C , pour estimation de la deuxième masse anhydre m_{02} (masse anhydre avec ruban et fils). Après ces deux étapes les éprouvettes sont placées dans les boites pour le suivi de masse dans un ordre spécifique (Okoumé, Padouk, Sapin blanc, Douglas et Iroko) et en commençant par les éprouvettes de petite épaisseur jusqu'aux plus grandes. Aux premiers instants de chaque chargement hydrique, nous effectuons plusieurs mesures pour mieux estimer le temps de demi-montée ou de sorption ($t_{0.5}$) et de la teneur en eau adimensionnelle à cet instant ($w_{0.5}^*$). Comme cela sera expliqué plus loin, ces deux

paramètres sont très importants pour l'estimation des coefficients de diffusion et doivent être estimés très rapidement [Siau (1984a)]. La première mesure se fait au bout de 10 minutes après le chargement, la deuxième après 30 minutes et la troisième après 3 heures. Le reste des mesures est effectué deux fois par jour jusqu'à stabilisation de la masse de l'éprouvette.

Estimation de la masse des éprouvettes et de la teneur en eau

L'estimation de la masse m^i en (g) d'une éprouvette est donnée par l'Eq.2.1 et obtenue par l'algorithme de la Fig.2.3. La cellule de force fournit les signaux électriques x^{io} de l'éprouvette

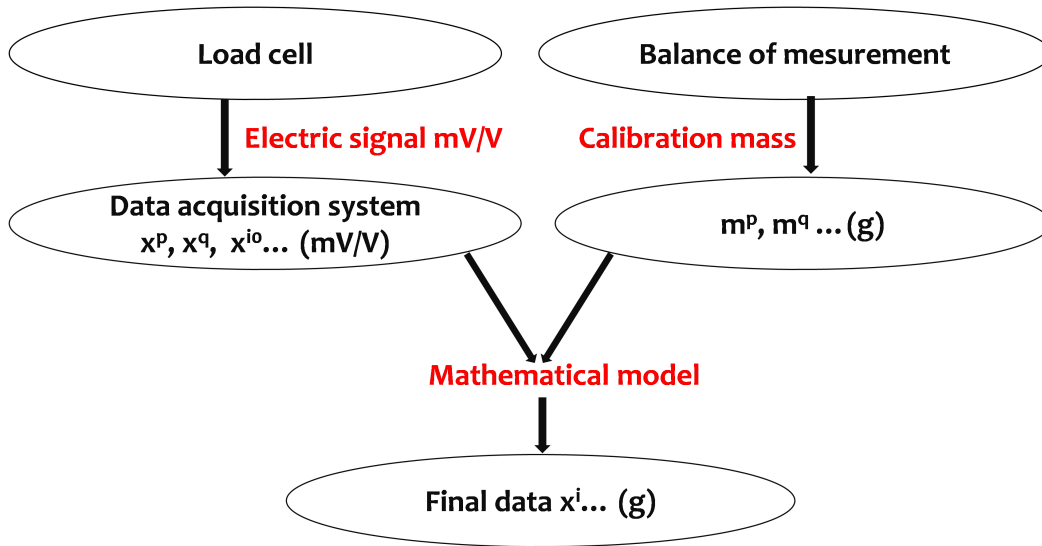


FIGURE 2.3 – Algorithme d'acquisition et de traitement des données brutes.

de bois et x^p et x^q de deux écrous de calibration, les masses m^p et m^q de ces derniers ayant été mesurés préalablement au moyen d'une balance de précision. Cette procédure permet de s'affranchir des dérives éventuelles du capteur de force, en le recalibrant à chaque fois.

$$m^i = m_p + \frac{m^q - m^p}{x^q - x^p} (x^{io} - x^p) \quad (2.1)$$

Après obtention de la masse m^i , le calcul de l'évolution de la teneur en eau dans le temps $w(t)$ d'une éprouvette est donnée par (Eq.2.2).

$$w(\%) = \frac{m^i(t) - m_{02}}{m_{01}} \quad (2.2)$$

Approche analytique de détermination des paramètres de diffusion

Dans le cadre de ce travail l'identification des paramètres de diffusion s'est faite en se basant sur la méthode de Newman (1931) en régime non permanent cité par Liu (1989).

Du point de vue théorique il a proposé une méthode qui consiste à séparer le coefficient de diffusion D et le coefficient d'échange surfacique S en se basant sur la seconde lois de Fick [Avramidis & Siau (1987)]. La méthode de Newman a été ajustée par Choong & Skaar (1972) qui ont proposé une solution analytique décrite par la relation suivante :

$$\frac{t_{0.5} \cdot D}{h^2} = \tau_{0.5}^\alpha + \frac{0.7}{H \cdot h} \quad (2.3)$$

où $H = S/D$, $t_{0.5}$ est le temps de demi-sorption et $\tau_{0.5}^\alpha$ est un temps adimensionnel de demi-sorption correspondant à la situation limite où Hh tend vers l'infini [Rosen (1978), Siau (1984a), Siau & Avramidis (1996)], D et S sont les coefficients de diffusion et d'échange surfacique, respectivement, et $h = e/2$ est la demi-épaisseur. En considérant le coefficient de diffusion apparent D^α obtenue avec la même hypothèse que $\tau_{0.5}^\alpha$, la relation précédente revient à l'équation suivante :

$$\frac{h}{D^\alpha} = \frac{h}{D} + \frac{3.5}{S} \quad (2.4)$$

Selon Rosen (1978), Siau & Avramidis (1996) et Siau (1984a), la représentation de h/D^α en fonction de h pour différentes épaisseurs donne des droites dont la pente est $(1/D)$ et $(3.5/S)$ l'ordonnée à l'origine. Considérons la teneur en eau adimensionnelle w^* définie dans le cas d'une adsorption par Liu & Simpson (1996) et Olek & Weres (2006) :

$$w^* = \frac{w - w_0}{w_e - w_0} \quad (2.5)$$

Avec w_0 la teneur en eau initiale et w_e la teneur en eau à l'équilibre. En négligeant les effets surfaciques, la seconde loi de Fick peut se réécrire sous la forme suivante [Agoua *et al.* (2001), Jamaaoui (2017)] :

$$\frac{\partial w^*}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial w^*}{\partial x} \right) \quad (2.6)$$

Selon Agoua *et al.* (2001) pour des temps assez courts on peut se mettre dans des conditions d'un milieu semi infini. L'équation de Fick peut s'écrire avec une seule variable :

$$\frac{\partial w^*}{\partial t} = -2\zeta \frac{\partial^2 w^*}{\partial \zeta^2} \quad (2.7)$$

où $\zeta^2 = x/\sqrt{4D^\alpha t}$, avec les conditions aux limites sur w^* suivantes :

$$w^* = \begin{cases} 0 & \text{si } \zeta \rightarrow \infty \\ 1 & \text{si } \zeta \rightarrow 0 \end{cases}$$

Pour nos éprouvettes d'épaisseur e , l'approximation d'une solution analytique de l'équation précédente, qui sera donnée plus loin, permet d'obtenir la relation suivante [Siau (1984b)] :

$$w^* = \frac{4}{e} \sqrt{\frac{D^\alpha t}{\pi}} \quad (2.8)$$

La Fig.2.4 montre les évolutions typiques de la teneur en eau adimensionnée w^* en fonction de la racine carrée du temps pour une éprouvette de Douglas de 20 mm d'épaisseur dans la direction longitudinale et transversale, obtenues expérimentalement. Dans la plupart des cas, les courbes étaient linéaires jusqu'à $w^* = 0.6$. Dans ce cas, le coefficient D^α a été estimé en considérant la zone linéaire de la courbe expérimentale comme le montre la Fig.2.4.

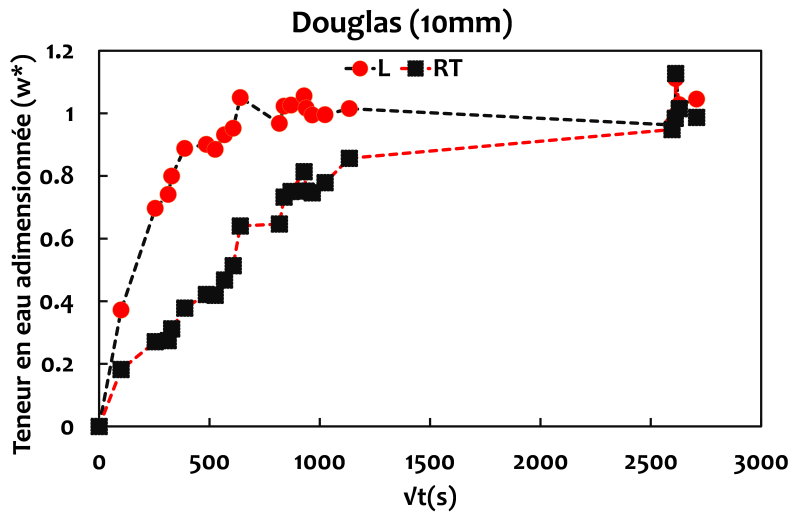


FIGURE 2.4 – Courbe expérimentale de la teneur en eau adimensionnelle en fonction de la racine carrée d'une éprouvette de Douglas dans le sens longitudinal et transversal .

Modélisation de la cinétique de diffusion

Dans le but de décrire la cinétique de diffusion, nous avons supposé que D est constant dans un palier de HR et assimilé nos éprouvettes à des plaques d'épaisseur totale e avec une concentration initiale c_0 et c_e au bord de celle-ci pour $t > 0$. Ainsi Nadler *et al.* (1985) propose une solution analytique de la seconde loi de Fick (Eq.2.6). Elle est donnée par la relation suivant :

$$\frac{c(x, t) - c_0}{c_e - c_0} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n + 1} \exp\left(-\frac{D(2n + 1)^2}{4h^2} \pi^2 t\right) \cos\left(\frac{2n + 1}{2h} \pi x\right) \quad (2.9)$$

La teneur en eau $w(t)$ de l'éprouvette à l'instant t peut être obtenue par intégration de la concentration $c(x, t)$ sur l'épaisseur. En considérant la teneur en eau à l'équilibre w_e la relation précédente donne :

$$\frac{w(t) - w_0}{w_e - w_0} = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{(2n+1)^2} \exp\left(-\frac{D(2n+1)^2}{4h^2} \pi^2 t\right) \cos\left(\frac{2n+1}{2h} \pi x\right) \quad (2.10)$$

Pour des temps longs [Siau \(1984b\)](#) propose une approximation (pour $n=0$) de la relation précédente :

$$w(t) = \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \exp\left(-\frac{D}{4h^2} \pi^2 t\right)\right) (w_e - w_0) + w_0 \quad (2.11)$$

Cette équation est valable pour $\tau > 0,2$ avec $\tau = Dt/h^2$. Pour les temps courts, il convient de faire une approximation de l'Eq.2.10 en une fonction racine carrée. Ce qui nous permet d'écrire la relation (Eq.2.12) suivante :

$$w(t) = 4\sqrt{\frac{Dt}{h^2}} (w_e - w_0) + w_0 \quad (2.12)$$

Cette équation est valable pour $\tau < 0,2$ avec $\tau = Dt/h^2$. Ces deux équations permettent de modéliser la cinétique de diffusion.

2.3 Résultats et analyses

2.3.1 Études préliminaires

Vérification de fiabilité du système de mesure

Avant le début des essais, nous avons réalisé des essais préalables avec le dispositif expérimental afin de vérifier la capacité du dispositif à maintenir l'humidité relative et la température des boîtes constantes. Le Tab.2.3 présente les solutions salines utilisées ainsi que les valeurs moyennes de HR de T dans les boîtes J1 et J2 durant la phase expérimentale. Ces valeurs sont comparées à celles que prévoit la norme NF EN ISO 483 en utilisant ces solutions salines. On peut observer que les valeurs de l'humidité relative (HR) oscillent avec de faibles écarts-types autour des valeurs que propose la norme. On observe également de légères variations de la température (T), qui ont très peu d'incidence sur la valeur de HR à atteindre. En effet, selon la norme, que l'on soit à $T=20^\circ\text{C}$ ou à $T=25^\circ\text{C}$, on trouvera sensiblement les mêmes valeurs de HR avec les solutions salines que nous avons utilisées. De ce fait les variations de T n'ont pas d'effet sur HR à atteindre.

TABLEAU 2.3 – Comparaison des humidités relatives et des températures obtenues dans les boites avec celles de la norme NF ISO 480.

Solution aqueuse	Humidité relative (%)			Température (°C)	
	NF ISO 483	Boite J1	Boite J2	Boite J1	Boite J2
Lithium chloride LiCl	11	12.4±1.2	-	20.9±0.7	-
Potassium carbonate K ₂ CO ₃	43	43.8 ±0.3	42.0±0.4	23.3±0.6	20.6±0.5
Sodium bromide NaBr	57	57.6±1.2	57.8 ±1.1	21.3 ±1.00	23.7 ±0.5
Sodium chloride NaCl	75	74.0±1.3	73.5±1.3	23.8 ±0.5	23.8 ±0.4
Potassium chloride KCl	84	-	83.4±0.6	-	23.9±0.7
Potassium sulfate K ₂ SO ₄	97	-	94.8 ±1.1	-	23.3±1.4

Vérification de la précision du système de mesure

Nous avons effectué des essais de diffusion préalable sur des éprouvettes afin d’estimer la précision du système de mesure sous plusieurs cycles d’humidité relative. Pour ces essais les

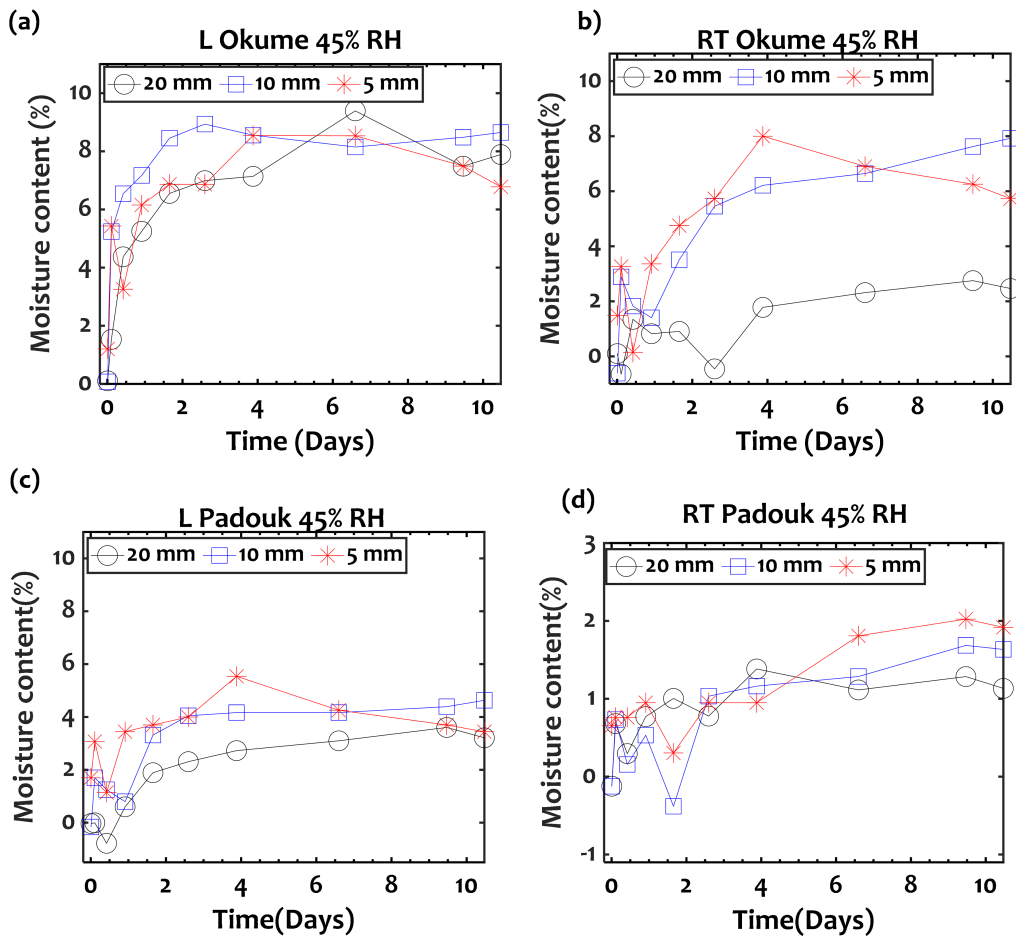


FIGURE 2.5 – Teneur en eau des éprouvettes en fonction du temps lors des essais préliminaires à 45 %HR dans le sens longitudinal (L) et transverse (RT) ; (a, b) Okoumé ; (c, d) Padouk.

mesures ont d'abord été effectuées avec une cellule de force de 1 kg (cellule de force 1). La Fig.2.5 montre les résultats obtenus sur des éprouvettes d'Okoumé (Fig.2.5a-b) et de Padouk (Fig.2.5c-d) dans le sens longitudinal (L) et transverse pour les 3 épaisseurs. De même la Fig.2.6 pour le Sapin blanc (Fig.2.6a-b) et le Douglas (Fig.2.6c-d). Sur ces courbes on observe généralement que l'ensemble des mesures est fortement bruité, ce qui rend l'analyse de ces données difficilement exploitables. Ces bruits de mesures s'expliquent par la capacité de la

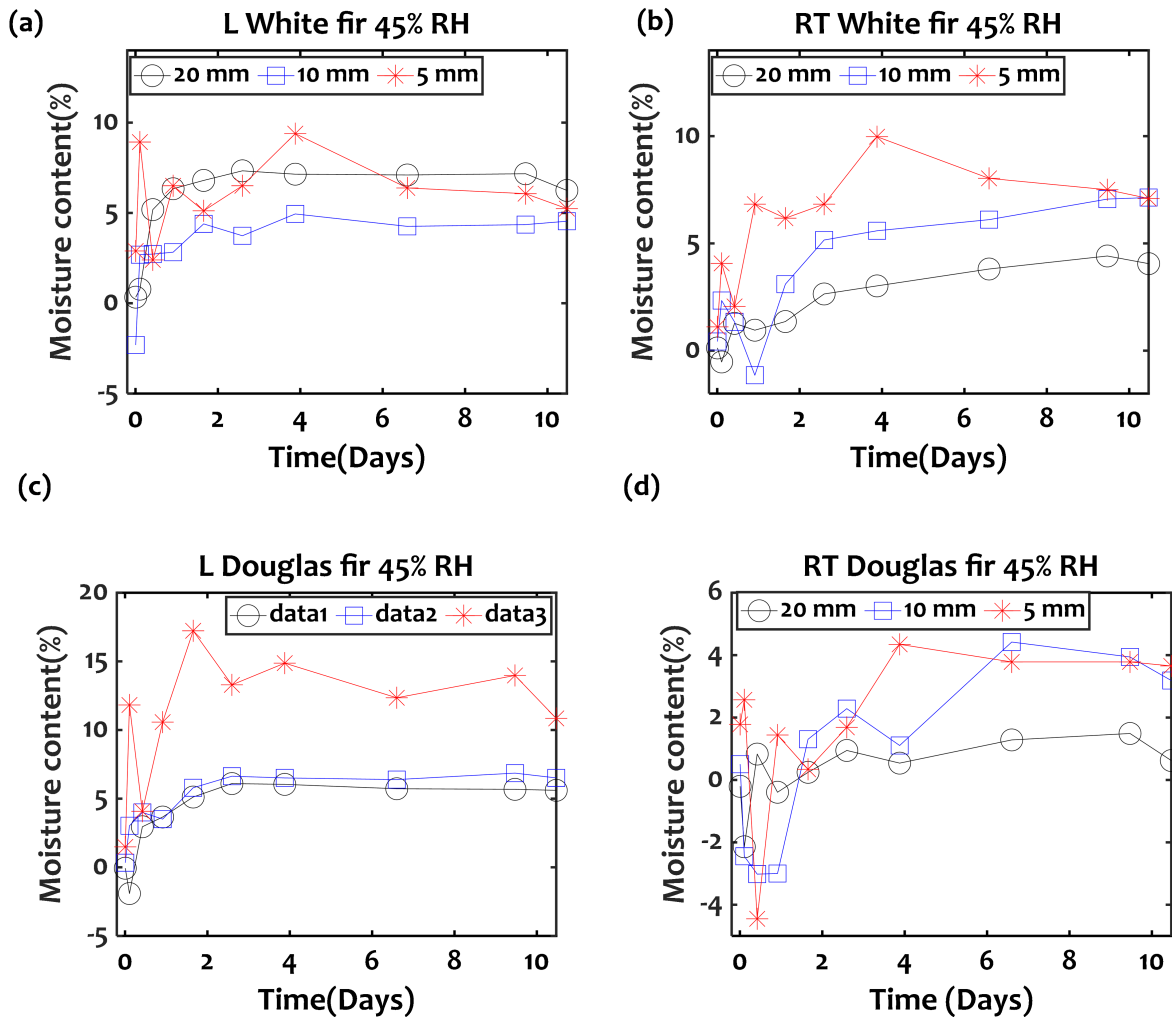


FIGURE 2.6 – Teneur en eau des éprouvettes en fonction du temps lors des essais préliminaires à 45 %HR dans le sens longitudinal (L) et plan transverse (RT); (a, b) Sapin blanc; (c, d) Douglas.

cellule de force utilisée qui n'est pas adaptée pour effectuer des mesures sur des éprouvettes de faibles masses : $4,61 \pm 1,06$ g pour les éprouvettes de 5 mm, $9,33 \pm 2,27$ g pour les éprouvettes de 10 mm et $18,01 \pm 4,07$ g pour les éprouvettes de 20 mm. Suites à ces observations nous avons utilisé une nouvelle cellule de force (cellule de force 2) de capacité réduite de 100 g

proche de la masse de nos éprouvettes. Toutefois la cellule de force n'était toujours pas très bien adaptée à la masse des éprouvettes. Par la suite, nous avons décidé d'ajouter une masse morte d'un écrou métallique de 22,23 g à nos éprouvettes afin que la masse totale mesurée soit plus proche de la capacité de la cellule de force. Dans l'estimation finale de la masse des éprouvettes, cette valeur de masse morte est soustraite à chaque mesure. Pour vérifier l'effet de l'ajout de la masse morte sur les éprouvettes, nous avons effectué une série de 3 mesures sur 7 écrous métalliques de masse différente avec le capteur de force de capacité 100g en considérant la masse morte d'une part et d'autre part en ne la considérant pas. Les mesures effectuées ont été converties en masse par l'Eq.2.1. Par la suite, les masses de ces écrous ont été mesurées sur une balance de précision au millième de gramme près. Le Tab.2.4 donne les valeurs des masses mesurées sur la balance Sartorius et celles obtenues à partir des mesures sur la cellule de charge avec la masse morte. Le Tab.2.5, quant-à lui, donne les mesures effectuées sans masse morte. Ces tableaux présentent également les valeurs des

TABLEAU 2.4 – Mesures des écrous avec la masse morte.

Ecrous	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7
Masse balance	12.22	3.01	22.70	14.54	9.44	28.90	39.67
Mesures peson							
Série 1	12.22	3.00	22.70	14.54	9.43	28.90	39.66
Série 2	12.22	3.00	22.70	14.54	9.43	28.91	39.67
Série 3	12.22	3.00	22.70	14.55	9.43	28.90	39.68
Précision				0.01%			

erreurs absolues entre les mesures de la balance et celles de la cellule de force pour chaque cas. En considérant la valeur maximale de l'erreur absolue parmi toutes les mesures effectuées, la précision (le rapport entre l'erreur maximale et la capacité maximale de la cellule de charge multipliée par 100) de la cellule de force a été déduite. Dans le cas de la prise en compte de la masse morte, l'erreur sur la mesure était de 0,01% et dans le cas contraire, elle était 0,03%. Ces résultats montrent que l'usage de la masse morte permet de réduire considérablement le bruit de mesure avec une erreur relativement faible comparée à celle qu'on obtient en ne considérant pas cette masse morte. Par la suite, nous avons décidé d'utiliser une masse morte pour effectuer toutes les mesures.

2.3.2 Estimation de la teneur en eau d'équilibre

Dans la pratique, la détermination de w_0 et w_e a été rendue difficile par : (1) le bruit expérimental dû au système de pondération utilisé et par (2) la longue durée nécessaire pour atteindre l'équilibre, en particulier dans le cas de bois dense ou d'échantillons épais. Pour

TABLEAU 2.5 – Mesures des écrous sans la masse morte.

Écrous	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7
Masse balance	12.22	3.01	22.70	14.54	9.44	28.90	39.67
Mesures peson							
Série 1	12.25	3.02	22.71	14.56	9.45	28.92	39.67
Série 2	12.22	3.01	22.70	14.54	9.44	28.89	39.66
Série 3	12.23	3.00	22.69	14.54	9.42	28.89	39.66
Précision				0.03%			

surmonter ces deux difficultés, la fonction $X(t)$ suivante est utilisée pour ajuster les données pendant les essais lors du changement d'humidité par paliers :

$$X(t) = A - B \exp\left(\frac{-t}{C}\right) \quad (2.13)$$

où A, B, C sont des constantes inconnues, déterminées en minimisant une fonction d'erreur comme expliqué ci-dessous. Soit t_i ($i = 0 \dots N$) les temps de mesure pendant l'étape, $w_i = w(t_i)$ les mesures de la teneur en eau et $X_i = X(t_i)$ la valeur modélisée correspondante. La fonction de l'(Eq.2.13) est choisie parce que, selon l'Eq.2.11 et l'Eq.2.12, une telle évolution de w est attendue après un temps suffisant. La fonction suivante de moyenne quadratique (rms) est minimisée en utilisant le solveur Microsoft Excel :

$$\text{rms} = \sqrt{\frac{1}{N - K} \sum_{i=K+1}^N [w(t_i) - X(t_i)]^2} \quad (2.14)$$

où K est tel que $t_K - t_0 < \beta.C < t_{K+1} - t_0$ et β est une constante. Pour l'estimation de la teneur en eau à l'équilibre w_e , 2 conditions sur β sont à considérer :

$$\beta = \begin{cases} 0 & \text{cas 1} \\ 0,74 & \text{cas 2, } \beta = \pi^2 \tau / 4 \quad (\text{avec } \tau = 0,3) \end{cases}$$

La première condition sur β est à utiliser si l'on veut considérer tous les points de mesures. La seconde condition permet d'exclure les premiers points de mesures. Ces conditions sur β se justifient du fait que les mesures effectuées n'ont pas été menées jusqu'à l'équilibre. Une fois que A, B et C sont obtenues, A est considérée comme une bonne approximation de w_e . Pour l'estimation de w_e , nous avons considérée uniquement la moyenne des éprouvettes L et RT de 5 mm. Sur ces éprouvettes l'équilibre est atteint facilement.

Considération de tous les points de mesure de w : cas 1 avec $\beta = 0$

L'estimation de la teneur en eau à l'équilibre s'est faite, en considérant pour chaque palier d'humidité relative la fonction X qui pour un temps infini tend vers une valeur spécifique, dans notre cas la teneur en eau à l'équilibre. La Fig.2.7 présente la dérivée de la fonction

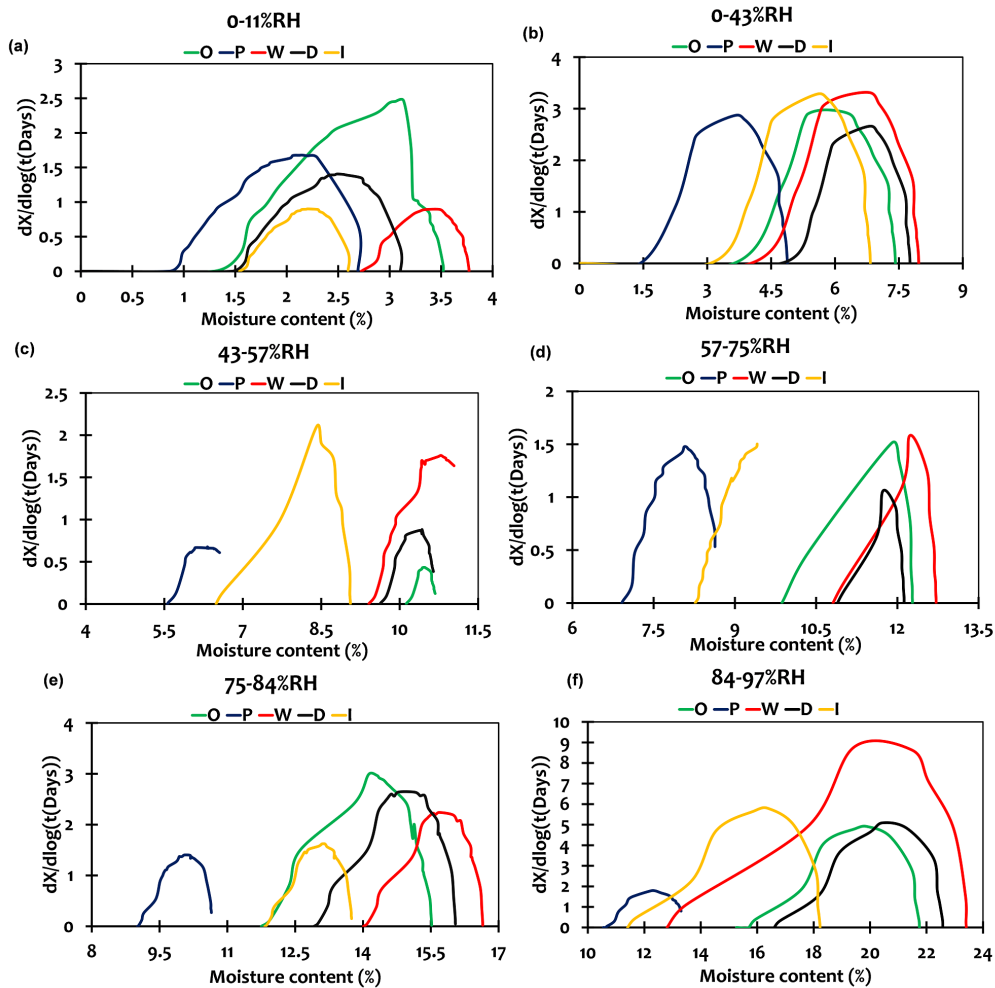


FIGURE 2.7 – Détermination de la teneur en humidité d'équilibre à la fin de chaque étape d'humidification pour les éprouvettes de 5 mm d'épaisseur pour $\beta = 0$: (a) 0-11% HR, (b) 0- 43% HR, (c) 43-57% HR, (d) 57-75% HR, (e) 75-84% HR, (f) 84-97% HR (O= Okume, P=Padouk, W= Sapin blanc, D=Douglas, I= Iroko).

analytique X par rapport au logarithme du temps en fonction de la teneur en eau pour chaque cycle d'humidification : 0-11% (Fig.2.7a), 0-43% (Fig.2.7b), 43-57% (Fig.2.7c), 57-75% (Fig.2.7d), 75-84% (Fig.2.7e) et 84-97% (Fig.2.7f). On observe dans la plupart des cas que la dérivée s'annule à ce point qui est le point d'équilibre. Pour l'estimation de w , nous avons considéré uniquement les éprouvettes de type 3 d'épaisseur de 5mm car c'est elles qui arrivent rapidement à l'équilibre. Toutefois on peut remarquer que sur certains cas (Fig.2.7c)

l'équilibre n'est pas atteint. Cela est encore plus accentué pour l'éprouvette de P et de I, mais cela ne constitue pas un véritable souci car l'extrapolation effectuée a permis d'estimer ces valeurs. Toutefois la difficulté avec cette méthode est qu'elle ne permet pas de partir d'un même état d'équilibre entre un palier à un autre. En effet, si on considère deux paliers successifs notamment les paliers de (75-84% de HR) pour la Fig.2.7e et de (84-97% de HR) et pour la Fig.2.7f, on peut voir que les valeurs d'équilibre du palier de (75-84% de HR) ne sont pas les valeurs initiales du palier suivant (84-97% de HR). On s'attendrait à ce qu'entre 2 paliers successifs la valeur d'équilibre du premier palier soit la valeur initiale du second palier. Pour résoudre cette difficulté nous avons décidé de ne pas considérer les premiers points.

Exclusion des premiers points de mesure de w : cas 1 avec $\beta = 0,74$

La Fig.2.8 montre les résultats obtenus en ne tenant pas compte des premiers points de mesures. Ces résultats ont été obtenus avec le même principe avec $\beta = 0$. Dans l'ensemble des cas, on note une stabilisation des courbes du modèle à la fin de chaque palier sauf pour le Padouk comme prévu, en raison de sa forte densité, le Padouk n'a pas toujours atteint l'équilibre. C'était particulièrement pour les paliers de 75-84% de HR et 84-97% de HR de forte humidité (Fig.2.8e et Fig.2.8f). Les valeurs de la teneur en eau obtenues sont regroupées dans un tableau et seront analysées dans le prochain paragraphe.

Équilibre hygroscopique des essences étudiées

La Fig.2.9 montre les différentes valeurs de la teneur en eau (MC) à l'équilibre pour chaque éprouvette obtenues pour $\beta = 0,74$. Les valeurs de la teneur en eau trouvées ont été comparées à des valeurs de la littérature, celles données par les abaques d'équilibre hygroscopique AFNOR 2010 et un modèle prédictif de la teneur en humidité à l'équilibre [Simpson (1973)], l'Eq.1.10 du paragraphe 1.3.4 du chapitre 1. Ce modèle que nous avons utilisé, est basé sur les paramètres de sorption du modèle de Hailwood & Horrobin (1946) pour deux hydrates. Son modèle permet d'estimer la teneur en eau à l'équilibre en fonction de la température (T) et de l'humidité relative (HR). Dans notre cas, nous avons utilisé (T) et (RH) donnés par le Tab.2.4. Il apparaît que pour certaines essences, les valeurs de MC trouvées à partir de ce modèle sont proches des valeurs prescrites par la charte d'équilibre hygroscopique AFNOR 2010, qui reste la principale référence pour l'estimation de la teneur en eau d'équilibre [Varnier *et al.* (2020)] du bois. Or, cette norme est surtout valable pour les résineux tempérés. Ainsi, sur cette figure, les valeurs de la teneur en eau pour le Sapin blanc, le Sapin de Douglas et l'Okoumé sont très proches des valeurs prédites par le modèle de Simpson dans la plupart des cas. Cependant, ces valeurs sont légèrement différentes avec l'Iroko, cette différence est

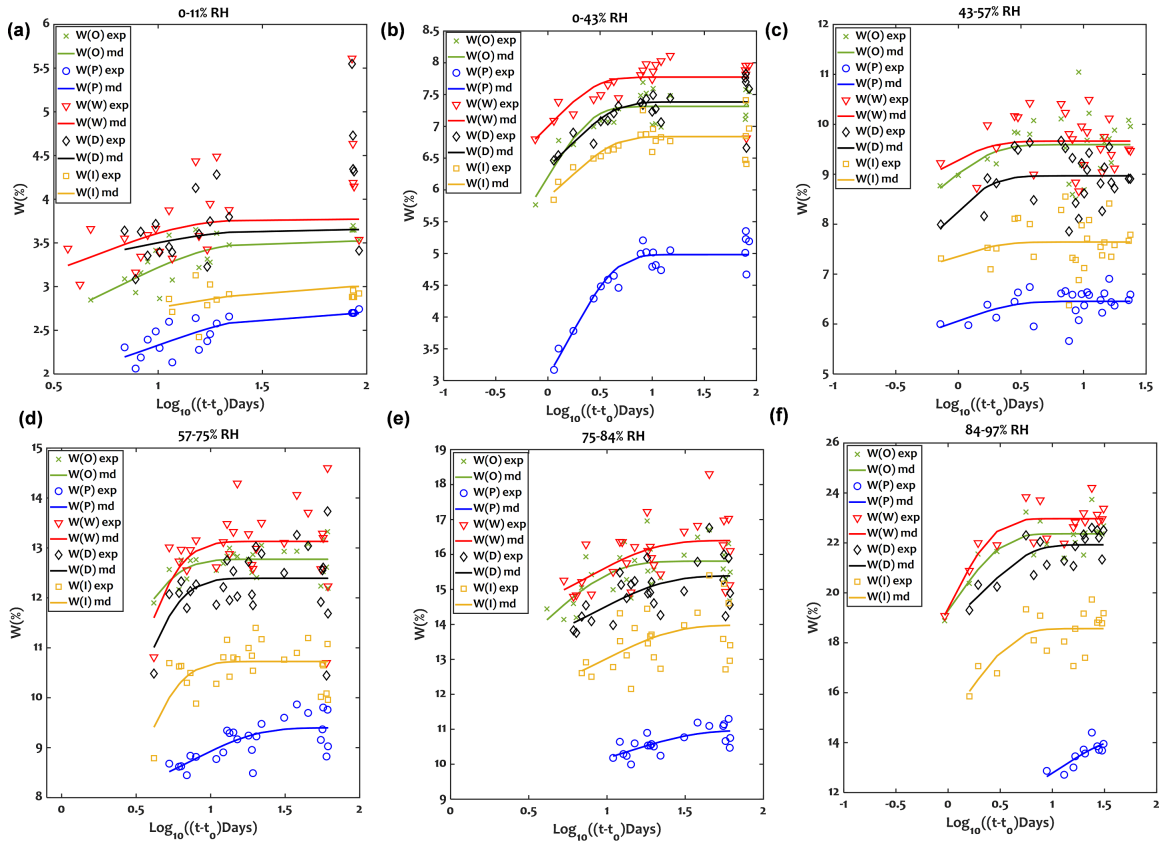


FIGURE 2.8 – Détermination de la teneur en humidité d’équilibre à la fin de chaque étape d’humidité pour les éprouvettes de 5 mm d’épaisseur pour $\beta = 0.74$: (a) 0-11% HR, (b) 0- 43% HR, (c) 43-57% HR, (d) 57-75% HR, (e) 75-84% HR, (f) 84-97% HR (croix verte, Okoumé; cercle bleu, Padouk; triangles rouges, Sapin blanc; losange noir, Douglas; carré jaune, Iroko; marques, données expérimentales; ligne continue, modèle ajusté).

encore plus importante avec le Padouk. Ceci peut être justifié par la teneur en extractibles de ces deux espèces par rapport à celle du Sapin blanc, du Douglas et de l’Okoumé. Selon Gérard *et al.* (2011), le Padouk et l’Iroko sont des essences très durables grâce à leur résistance aux champignons, aux insectes et aux termites. Le duramen de Douglas est considéré comme durable vis-à-vis de certains insectes tandis que le Sapin et l’Okoumé sont peu durables. Par ailleurs, plusieurs études ont montré que la durabilité d’une essence est liée à la teneur en extractible et au type de lignine [Antwi-Boasiako *et al.* (2010), Highley (1982), Yamamoto & Hong (1994)]. En considérant également les travaux de Gérard *et al.* (2011), nous pouvons suggérer que les teneurs en extractibles du Padouk et de l’Iroko semblent être plus élevées que celles des trois autres espèces. En parallèle selon Choong & Achmadi (1991) il existe un lien entre la teneur en extractibles et la teneur en eau à l’équilibre. Il a montré que la valeur de la teneur en humidité d’équilibre du bois riche en matières extractives était inférieure à celle du bois sans matières extractives. Ceci explique pourquoi la teneur en eau du Padouk

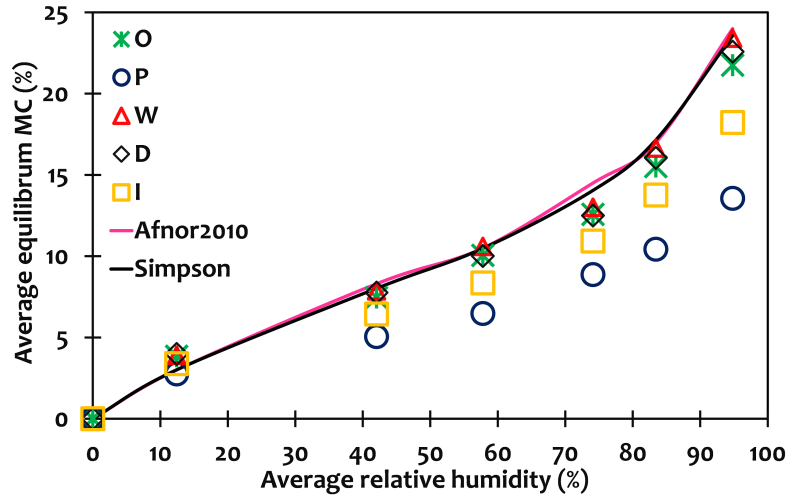


FIGURE 2.9 – Teneur en eau à l'équilibre de chaque espèce (croix verte, O= Okoumé, cercle bleu; P= Padouk, triangles rouges; W=Sapin blanc, diamant noir, D = Douglas, carré jaune, I= Iroko, ligne continue rose; modèle Afnor 2010; ligne continue noire, modèle Simpson (1973)).

et de l'Iroko est inférieure à celle des autres espèces testées. Ces résultats mettent donc en évidence le fait que les modèles d'estimation de la teneur en eau proposés par AFNOR 2010 et Simpson (1973) pour une température de 20°C ne sont pas adaptés au Padouk et à l'Iroko, mais qu'ils restent applicables à l'Okoumé. Par la suite, nous avons proposé une table d'équi-

TABLEAU 2.6 – Table d'équilibre hygroscopique des essences testées sous plusieurs humidités relatives.

We	Humidité relative moyenne (%)					
	0-12	0-44	44-57	57-74	74-83	83-95
We O	3.8±0.6	7.5±0.2	10.0±0.8	12.6±0.4	15.5±0.4	21.7±0.8
We P	2.8±0.1	5.0±0.3	6.5±0.6	8.9±0.4	10.4±0.8	13.6±0.9
We W	3.9±0.2	7.9±0.2	10.6±1	13.0±0.4	16.6±0.3	23.4±0.6
We D	4.0±0.5	7.8±0.5	10.0±0.9	12.5±0.6	16.1±0.9	22.6±0.9
We I	3.4±0.5	6.6±0.5	8.3±0.9	10.9±0.3	13.8±0.3	18.2±0.5

libre hygroscopique pour les essences dont les propriétés d'humidité ne peuvent pas être bien décrites par le modèle AFNOR 2010, à savoir l'Iroko et le Padouk. Le Tab.2.6 présente les valeurs moyennes de la teneur en eau (MC) à l'équilibre et leurs écarts types obtenus pour différents cycles d'humidification des espèces testées. Ce tableau reste valable pour une température de 20°C et dans les 6 plages d'humidité relative considérées. De manière générale, il apparaît que si l'on se base sur l'AFNOR 2010 pour estimer le MC de certaines espèces tropicales africaines riches en matières extractibles, il est possible que leurs valeurs estimées

soient surestimées comme nous l'avons vu pour le Padouk et l'Iroko.

2.3.3 Estimation du temps de la demi-stabilisation des éprouvettes

L'estimation du temps de demi-équilibre s'est faite sur l'ensemble des éprouvettes pour $w^* = 0,5$ comme le montre la Fig.2.10 pour une éprouvette de Sapin blanc de 5 mm d'épaisseur pour un palier 43% d'humidité relative. Les valeurs moyennes des temps déduits et les écarts-types pour $w^* = 0.5$ sont présentés dans le Tab.2.7. On peut voir sans surprise que

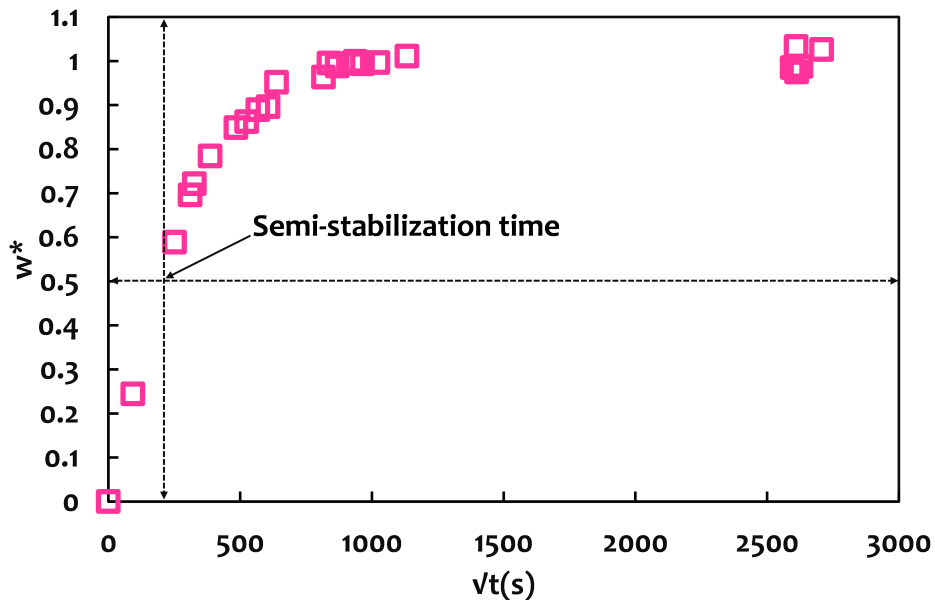


FIGURE 2.10 – Évolution de la teneur en eau adimensionnelle en fonction de la racine carrée du temps pour l'estimation du temps de demi-stabilisation.

le temps de demi-stabilisation croît avec l'épaisseur de l'éprouvette et que pour une même épaisseur il est plus important dans le sens transversal. De façon globale c'est le Padouk qui présente le temps de stabilisation le plus important parmi toutes les essences étudiées. Dans la suite de notre travail seules les valeurs du temps de demi-stabilisation des éprouvettes de 5 mm d'épaisseur nous serviront à définir la durée d'un cycle de sorption pour les essais du chapitre suivant.

2.3.4 Paramètres de diffusion des essences palier par palier

En théorie, les valeurs de B et C obtenues à partir de l'ajustement pourraient être utilisées pour estimer les deux autres paramètres inconnus du modèle de diffusion, w_0 et D . Cependant, cette méthode s'est avérée peu satisfaisante en raison des difficultés mentionnées ci-dessus.

TABLEAU 2.7 – Temps de demi-stabilisation des éprouvettes testées.

Essences et direction	Temps de demi-stabilisation(Jours)		
	Épaisseur de 5 (mm)	Épaisseur de 10 (mm)	Épaisseur de 20 (mm)
O (L)	0.4 ± 0.2	1.1 ± 0.5	1.2 ± 0.4
O (RT)	1.6 ± 0.9	3.0 ± 0.9	6.6 ± 0.4
P (L)	0.5 ± 0.3	3.4 ± 1.8	4.7 ± 2.1
P (RT)	3.5 ± 2.0	6.6 ± 1.4	6.8 ± 1.7
W (L)	0.2 ± 0.1	1.0 ± 0.6	1.2 ± 0.4
W (RT)	1.4 ± 0.5	2.9 ± 1.9	5.1 ± 1.1
D (L)	0.7 ± 0.9	1.0 ± 0.6	1.4 ± 0.5
D (RT)	1.2 ± 0.6	2.9 ± 1.1	4.3 ± 0.9
I (L)	0.3 ± 0.1	1.0 ± 0.4	1.5 ± 0.6
I (RT)	1.4 ± 0.7	4.3 ± 1.9	5.9 ± 2.3

Au lieu de cela, la valeur finale du modèle :

$$X(t_N) = A - B \exp\left(\frac{-t_N}{C}\right) \quad (2.15)$$

est utilisée comme w_0 pour l'étape d'humidité suivante, sauf pour la première étape commençant à partir de conditions anhydres où $w_0 = 0$ est supposé. Grâce à ces estimations de w_0

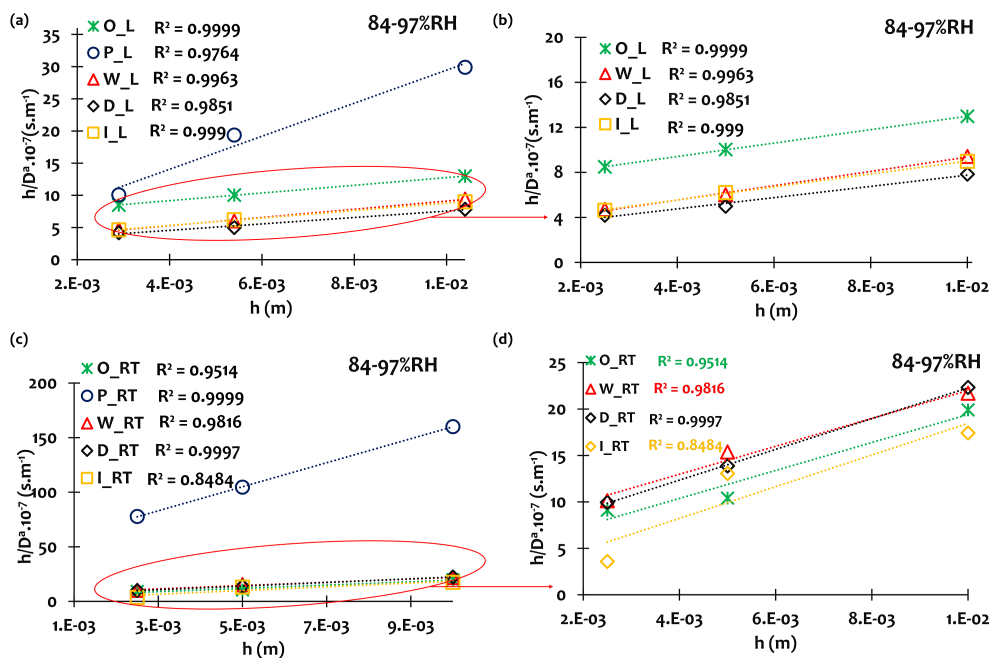


FIGURE 2.11 – Exemple de courbes de h/D^a en fonction de h dans les direction L et RT pour un cycle de sorption des éprouvettes testées (a) ; direction longitudinale (b) ; zoom (Fig.2.11a) (c) ; plan transverse (d) ; zoom (Fig.2.11c).

et w_e pour l'étape actuelle, les vitesses de réaction $w_i^* = w^*(t_i)$ peuvent être calculées selon l'Eq.2.5, et à partir de la pente initiale dans un tracé de w^* en fonction de $\sqrt{t_i}$, une estimation du coefficient de diffusion apparent D^a est obtenue par l'Eq.2.8. Notons que dans le cas d'éprouvettes n'ayant pas complètement atteint l'équilibre, l'utilisation de l'Eq.2.8 n'est pas strictement correcte. En utilisant les D^a obtenus pour trois valeurs d'épaisseur h pour une espèce donnée et une orientation donnée, le coefficient de diffusion D et le coefficient d'échange de surface S ont finalement été obtenus par un ajustement linéaire de l'Eq.2.4. La Fig.2.11 montre les droites obtenues et leurs coefficients de corrélation dans la direction longitudinale (Fig.2.11a-b) et plan transversale (Fig.2.11c-d) pour un palier d'humidité de 84-97% de HR. Les Fig.2.11b-d sont les mêmes, pour des raisons de lisibilité nous les avons représentées distinctement car la droite du Padouk et les autres ne sont pas du même ordre de grandeur. Sur ces figures on peut remarquer qu'il y a une assez bonne corrélation pour chaque direction avec les valeurs de R^2 proches de 1. Ces observations sont similaires à celles des travaux antérieurs [Rosen (1978), Siau & Avramidis (1996)]. Les Tab.2.8b-d et Tab.2.9

TABLEAU 2.8 – Paramètres de diffusion des essences testés dans le sens longitudinal.

Humidité relative	Paramètres de diffusion D et S	Essences				
		Okoumé	Padouk	Sapin blanc	Douglas	Iroko
0-12%	D ($m^2.s^{-1}$)	1.88E-10	5.12E-11	3.22E-10	2.63E-10	2.89E-10
	S ($m.s^{-1}$)	8.31E-07	1.44E-08	1.25E-06	3.20E-07	3.21E-07
0-44%	D ($m^2.s^{-1}$)	4.20E-10	6.93E-11	4.59E-10	3.54E-10	3.33E-10
	S ($m.s^{-1}$)	7.22E-07	5.00E-08	1.39E-06	2.52E-07	1.78E-06
44-57 %	D ($m^2.s^{-1}$)	2.78E-10	5.98E-11	3.23E-10	2.94E-10	2.78E-10
	S ($m.s^{-1}$)	1.41E-06	1.67E-07	9.14E-07	1.13E-06	2.68E-06
57 -74%	D ($m^2.s^{-1}$)	2.13E-10	4.29E-11	2.13E-10	2.00E-10	1.63E-10
	S ($m.s^{-1}$)	2.96E-06	2.01E-07	2.80E-06	6.78E-07	1.00E-06
74-83%	D ($m^2.s^{-1}$)	2.13E-10	3.26E-11	1.64E-10	2.32E-10	1.74E-10
	S ($m.s^{-1}$)	3.37E-07	2.71E-07	5.55E-07	6.54E-07	9.77E-08
83-95%	D ($m^2.s^{-1}$)	1.67E-10	3.90E-11	1.57E-10	2.00E-10	1.73E-10
	S ($m.s^{-1}$)	4.98E-08	7.28E-08	1.16E-07	1.27E-07	1.08E-07

présentent l'ensemble des paramètres de diffusion des 5 espèces étudiées notamment les coefficients de diffusion D ($m^2.s^{-1}$) et les coefficients d'échange surfacique S ($m.s^{-1}$) dans la direction longitudinale et plan transverse. On peut remarquer que la diffusion est plus rapide dans le sens longitudinal que dans le plan transverse ce qui a été largement observé par plusieurs auteurs [Agoua *et al.* (2001), Mouchot & Zoulalian (2002)]. On remarque également que les effets d'échange surfacique sont importants dans cette direction contrairement au plan transverse. Le tableau met également en évidence l'effet d'humidification sur les coefficients

TABLEAU 2.9 – Paramètres de diffusion des essences testés dans le plan transverse.

Humidité relative	Paramètres de diffusion D et S	Essence				
		Okoumé	Padouk	Sapin blanc	Douglas	Iroko
0-12 %	D ($m^2.s^{-1}$)	2.05E-11	4.17E-12	1.41E-11	1.28E-11	1.26E-11
	S ($m.s^{-1}$)	3.35E-08	2.88E-08	8.70E-08	5.34E-08	6.72E-08
0-44 %	D ($m^2.s^{-1}$)	2.70E-11	4.87E-12	3.23E-11	3.59E-11	2.76E-11
	S ($m.s^{-1}$)	4.91E-08	2.24E-08	5.69E-08	2.99E-08	3.65E-08
44-57 %	D ($m^2.s^{-1}$)	4.12E-11	6.72E-12	4.79E-11	4.98E-11	3.59E-11
	S ($m.s^{-1}$)	9.95E-08	1.23E-07	1.17E-07	2.45E-08	4.56E-08
57-74 %	D ($m^2.s^{-1}$)	4.96E-11	6.66E-12	5.88E-11	7.06E-11	4.73E-11
	S ($m.s^{-1}$)	4.70E-07	4.24E-09	9.04E-08	4.89E-08	1.18E-07
74-84 %	D ($m^2.s^{-1}$)	5.46E-11	8.54E-12	5.81E-11	5.44E-11	5.11E-11
	S ($m.s^{-1}$)	4.38E-08	1.60E-08	3.01E-08	4.61E-08	8.81E-08
84-95 %	D ($m^2.s^{-1}$)	6.64E-11	9.10E-12	6.65E-11	6.04E-11	5.86E-11
	S ($m.s^{-1}$)	8.04E-08	6.99E-09	5.03E-08	6.12E-08	2.50E-07

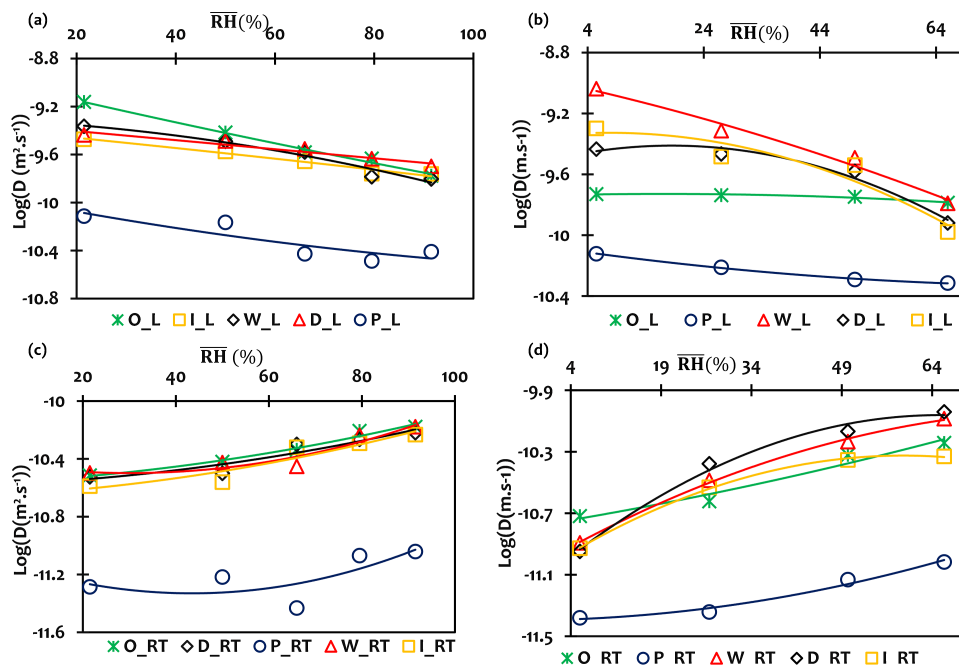


FIGURE 2.12 – Impact des variations d’humidité relative sur la diffusion en fonction de la direction : (a, b) direction longitudinale, (c, d) plan transverse (croix verte, Okoumé ; cercle bleu, Padouk ; triangles rouges, Sapin blanc ; losange noir, Douglas ; carré jaune, Iroko).

de diffusion. Ces effets sont illustrés sur la Fig.2.12. Sur chaque graphe, on remarque que la plage d’humidification a un effet sur les coefficients de diffusion du bois et ce en fonction de la direction étudiée. Dans le sens longitudinal (Fig.2.12a et Fig.2.12b), les coefficients de

diffusion ont tendance à diminuer en fonction de l'humidité alors qu'ils augmentent dans le plan transverse (Fig.2.12c) et (Fig.2.12d). Ces deux observations confirment les résultats expérimentaux de [Manfoumbi Boussougou *et al.* \(2014\)](#) et sont en accord également avec les résultats théoriques de [Siau \(1984a\)](#).

2.3.5 Effet de la densité sur la diffusion

La Fig.2.13 représente l'effet de la densité sur la diffusion hydrique des bois testés dans la direction longitudinale pour les différents cycles d'humidification. On constate que la diffusion

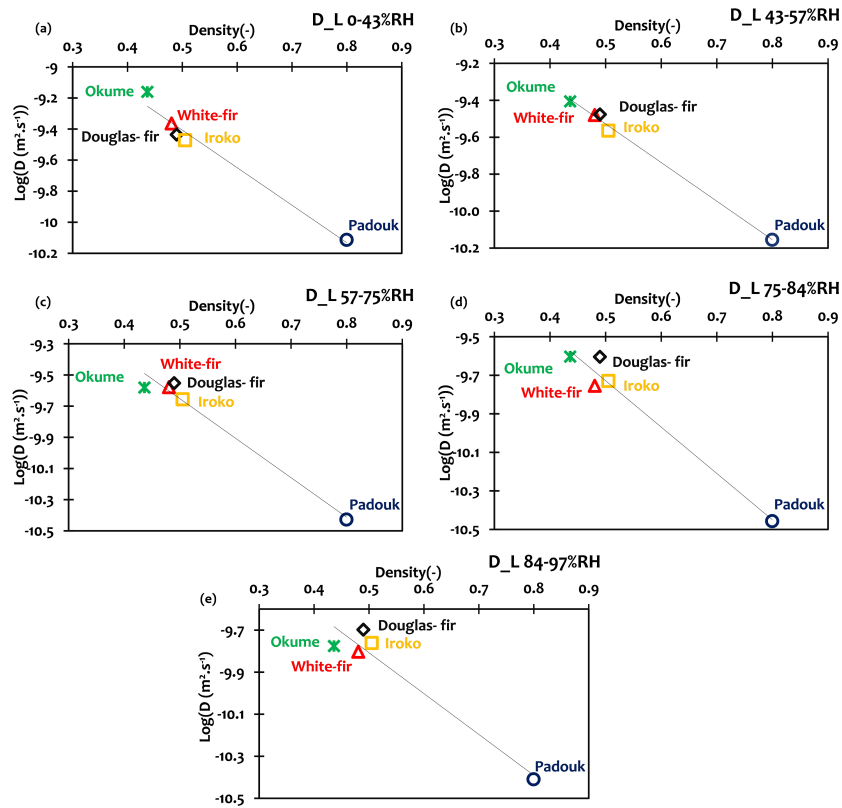


FIGURE 2.13 – Effet de la densité et de l'humidité relative sur la diffusion dans le sens longitudinale (a) ; 0-43% de RH (b) ; 43-57% de RH (c) ; 57-75% de RH (d) ; 75-84% de RH (e) ; 84-97% de RH

décroît avec l'augmentation de la densité. Cela se justifie par le fait que les bois de densité élevée ont des parois cellulaires épaisses et des lumens de diamètre relativement faible ce qui réduit la taille de leurs pores et par conséquent le mouvement de l'eau dans ces pores. Ces résultats confirment ceux effectués par [Kouchade \(2004\)](#) sur l'effet de l'infra densité sur la diffusion de même que les travaux de [Perré & May \(2001\)](#) effectués sur du bois initial et du bois final où ils ont remarqué que le bois initial de densité plus faible diffusait plus vite

que le bois final de densité plus élevée. Sur ces différentes courbes on constate d'une manière générale que l'okoumé, le Sapin et le Douglas sont plus diffusifs que le Padouk et l'Iroko. On remarque que l'Okoumé présente un comportement particulier entre les essences des feuillus étudiées et ses propriétés de diffusion sont presque similaires à celles du Sapin et du Douglas qui sont des résineux. Le fait que la diffusion soit lente chez ces deux feuillus (Padouk et Iroko) peut s'expliquer par leur plus forte densité.

2.3.6 Cinétique de diffusion

La Fig.2.14 montre l'évolution de la teneur en eau dans le temps de toutes les éprouvettes testées dans le sens longitudinal (L) et plan transversal (RT). Cette évolution est décrite par

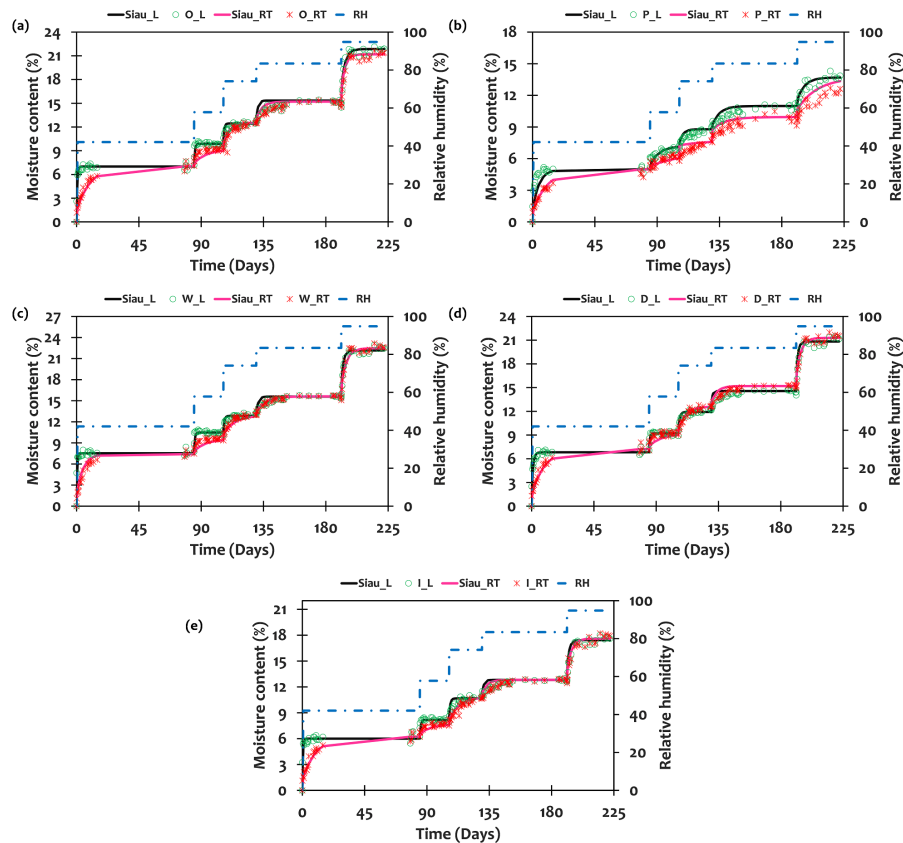


FIGURE 2.14 – Cinétique de diffusion des espèces testées dans le sens longitudinal et le plan transversal : (a) Okoumé, (b) Padouk, (c) Sapin blanc, (d) Douglas, (e) Iroko (les lignes pointillées représentent l'humidité relative, les lignes continues le modèle de Siau dans la direction L et dans le plan RT, les points les valeurs MC mesurées, les lignes rouges et les croix le plan RT, les lignes noires et les cercles verts la direction L).

les données expérimentales et par le modèle analytique de Siau (1984b) donné par l'Eq.2.11 et l'Eq.2.12, en utilisant pour chaque étape l'humidité initiale et finale, et le coefficient de

diffusion, obtenus ci-dessus. Dans toutes les figures, les lignes représentent le modèle de Siau et les points les valeurs MC mesurées, la croix rouge représente la direction RT, le cercle vert la direction L. Nous pouvons voir que les coefficients de diffusion calculés décrivent bien l'évolution de la teneur en eau dans le temps avec le modèle analytique de Siau (1984b). Ces courbes mettent également en évidence l'effet de l'orthotropie sur la diffusion du bois et l'impact des effets de surface sur le bois. En effet, l'augmentation initiale de la teneur en eau est rapide dans la direction longitudinale, mais lente dans la direction transversale. Ce phénomène s'explique par la plus grande valeur de D (diffusion plus rapide), dans la direction L que dans le plan RT (Tab.2.8 et Tab.2.9) malgré le fait que S soit plus faible (échanges de surface plus lents).

2.4 Conclusion du chapitre 2

Une nouvelle approche expérimentale simple permettant d'étudier le comportement hydrique du bois en régime transitoire ainsi que les paramètres de diffusion de 5 essences sont présentés. Les applications sont faites sur trois essences tropicales africaines, le Padouk, l'Okoumé et l'Iroko et deux essences tempérées, le Sapin blanc et le Douglas. Pour ce travail, trois lots d'éprouvettes d'épaisseurs (5 mm, 10mm, et 20mm) ont été étudiés sous plusieurs paliers d'humidités relatives (0, 11, 43, 55, 75, 84 et 97 %) dans la direction longitudinale (L) et plan transverse (RT). Le chapitre présente la méthode expérimentale adoptée et les propriétés hydriques des essences testées à travers des coefficients de diffusion D et d'échange surfacique S . Ainsi, il a été observé dans la direction longitudinale et plan transverse que variations de l'humidité relative ont un effet sur le coefficient de diffusion. Le chapitre présente également un tableau d'équilibre hygroscopique des bois tropicaux étudiés. Les données de ce tableau ont été confrontées aux modèles de prédiction d'équilibre hygroscopique de Simson et de l'Eurocode 5. Dans la plupart des cas, les différentes valeurs de la teneur en eau trouvées pour chaque cycle d'humidité ne sont pas très différentes des valeurs prédites par ces modèles pour ce qui est de l'Okoumé, du Sapin et du Douglas. En revanche on a constaté qu'il y a une différence très significative chez le Padouk et l'Iroko. Pour ce travail, le protocole et le dispositif expérimental adoptés permettent de réduire considérablement les échanges avec le milieu extérieure lors de la prise des mesures. Ce travail met surtout en évidence les propriétés de diffusion hydrique de certains bois tropicaux africains qui jusqu'à ce jour n'avaient jamais été étudiés. Les résultats obtenus ont montrés qu'on peut rapprocher certaines propriétés hydriques de l'Okoumé avec celles des résineux testées contrairement à l'Iroko et le Padouk. L'étude constitue donc une des premières bases de données sur le comportement hydrique de ces essences tropicales.

Chapitre 3

Comportement viscoélastique et mécanosorptif des poutres non entaillées

3.1 Introduction

Les propriétés mécaniques du bois sont considérablement affectées par l'interaction des conditions extérieures et des charges mécaniques [Grossman & Kingston (1954), Randriambololona *et al.* (2002), Dubois *et al.* (2012)], particulièrement lorsque le bois est en dessous du point de saturation des fibres [Llana *et al.* (2018)]. Pour les structures en bois soumises à ces interactions dans le temps, leur durée de vie est fortement réduite [Hamdi *et al.* (2018)]. Le bois, par sa nature polymérique, présente les caractéristiques d'un matériau viscoélastique avec une dépendance à la température sous l'effet d'un chargement mécanique [Placet (2006), Bažant (1985)]. Plusieurs études ont tenté de définir la limite de linéarité du comportement viscoélastique; cette limite dépend du type d'essai réalisé, du critère sur lequel elle est basée et de la précision avec laquelle elle est mesurée [Hunt (1989)]. Selon Mukudai & Yata (1987) pour des charges inférieures à 40% de la contrainte de traction maximale, le bois présente un comportement linéaire. Certains auteurs comme Randriambololona *et al.* (2002) ont placé cette limite entre 10% et 20% en compression et entre 20% et 30% en flexion ou en traction. Des travaux sur le Sapin blanc de Hoyle Jr *et al.* (1986) et sur les bois tropicaux de Foudjet & Bremond (1989) ont estimé cette limite à 40% et 35% de la résistance à la flexion. Dans le chapitre 1 il a été dit que le comportement viscoélastique peut être démontré par des essais de fluage dans un environnement climatique constant [Navi & Heger (2005)]. Lorsque les effets des variations climatiques sous une charge mécanique constante sont ajoutés au comportement viscoélastique, le bois présente un autre comportement plus

complexe appelé mécanosorption [Navi & Heger (2005), Nguyen (2016)]. D'un point de vue théorique, l'étude du comportement en fonction du temps des polymères tels que le bois comporte deux volets : l'étude de la limite de fluage et l'étude des paramètres visqueux [Mohager & Toratti (1992)]. A ce jour, il existe plusieurs études traitant du comportement viscoélastique et mécanosorptif. Des travaux sur les essais de fluage mécanosorptifs sous différents cycles d'humidité, de Mohager & Toratti (1992) suggèrent qu'il n'y a pas de limite de déformation due aux effets mécanosorptifs. Cette hypothèse a également été discutée par Gril (1988) et par Montero (2010) qui ont étudié la cinétique du fluage viscoélastique. Les résultats de leurs travaux ont permis d'évaluer un état limite de complaisance pour des temps très longs. La comparaison de ces résultats avec les effets mécanosorptifs a révélé des effets irréversibles. Les approches expérimentales de Montero (2010) et de Montero *et al.* (2012) visaient à séparer les contributions des variations de temps et de teneur en eau des phénomènes viscoélastiques et mécanosorptifs, qui restent cependant difficiles à séparer. La plupart de ces travaux ont été réalisés sur des résineux et des feuillus tempérés et se sont déroulés à des niveaux de contrainte élevés dépassant parfois la limite linéaire viscoélastique. L'utilisation d'éprouvettes de grande dimension, impliquant d'autres phénomènes tels que l'effet de diffusion de l'humidité, a rendu l'étude du comportement viscoélastique et mécanosorptif encore plus complexe. Jusqu'à présent, très peu d'études sur le comportement viscoélastique et mécanosorptif des essences tropicales, comme les bois tropicaux africains, ont été publiées. Manfoumbi Boussougou (2012) a contribué à l'application de l'Eurocode 5 dans la conception et la vérification des constructions en bois en zone tropicale. Il a montré, par exemple, que les bois tropicaux ont un comportement retardé accentué par la forte variation d'humidité pour des variations de température insignifiantes. Houanou *et al.* (2014) ont estimé l'influence de la durée de chargement sur les paramètres viscoélastiques linéaires du bois tropical en essai de fluage. Ses travaux ont montré que la durée de chargement n'a pas d'influence sur le module dynamique. Ce chapitre présente les données de fluage de deux espèces tropicales et d'une espèce de bois résineux européen sous deux niveaux de contrainte et cycles d'humidité relative différents. Le comportement en fonction du temps des bois des deux espèces tropicales est peu documenté. Les essais ont été réalisés à l'Université de Florence.

3.2 Expérimentation

3.2.1 Matériel

Usinage des éprouvettes utilisées

Pour la suite de ce travail, trois essences ont été retenues sur les cinq étudiées au chapitre 2, deux tropicales et une tempérée. Ce choix a été fait pour alléger la quantité de travail à

TABLEAU 3.1 – Dimension des éprouvettes brutes.

Éprouvettes	Essences	L(mm)	h(mm)	b(mm)
O1	Okoumé	678	69.92±0.2	37.33±0.91
O2		677	69.51±0.4	36.50±1.13
O3		677	71.34 ±0.2	38.07±0.31
O4		677	71.57±0.2	37.70±0.15
O5		678	71.45±0.4	38.25±0.48
P1	Padouk	678	73.27±0.27	41.31±0.01
P2		680	70.73 ±0.22	44.04±0.04
P3		678	73.03±0.28	41.22±0.08
P4		678	72.91±0.23	41.33±0.02
P5		676	72.81 ±0.23	40.85±0.02
W4A	Sapin blanc	33.10	69.750.11	24.070.18
W4B		33.00	69.82±0.17	24.24±0.03
W4C		33.10	70.26±0.52	24.77±0.08
W4D		32.99	70.04±0.02	24.18±0.07

effectuer dans le temps imparti. Pour les essences tropicales nous sommes partis de l'essence la moins dense (Okoumé=O) à l'essence la plus dense (Padouk=P). Le choix du Sapin blanc se justifie par le fait que c'est une essence qui a été abondamment étudiée dans la littérature, elle constitue pour nous également une essence pilote. Le Tab.3.1 présente les caractéristiques géométriques de certaines éprouvettes brutes. Pour des raisons pratiques le Sapin blanc sera parfois noté soit par la lettre (W) ou par la lettre (S). Il faut noter que toutes les éprouvettes n'ont pas été présentées dans ce tableau, nous disposons d'environ 20 éprouvettes brutes pour chaque espèce. Les éprouvettes brutes de (680x40x60 mm) de ces 2 essences tropicales (Fig.3.1a et Fig.3.1b) ont été ramenées du Gabon à Clermont-Ferrand, puis stockées en milieu extérieur abrité de température (T) de 45°C±3.8 et d'humidité relative (HR) de 71,03±12,4. Les éprouvettes brutes de l'essence tempérée (Fig.3.1c) sont celles utilisées par [Nziengui \(2019\)](#), elles étaient stockées en ambiance abritée du hall GC de Polytech Clermont. La Fig.3.1d montre le plan d'usinage des éprouvettes brutes sur une section (70x35 mm²). Lors de l'usinage, le but est d'avoir des poutrelles sur une éprouvettes brute. La section est orientée sur deux repères un repère dans le plan (XY) et un autre repère en fonction de la direction transverse (RT) du bois à privilégier. Ainsi pour la découpe, elle se fait dans les directions parallèles aux axes X (traits de scie horizontaux) et Y (traits de scie verticaux) de façon

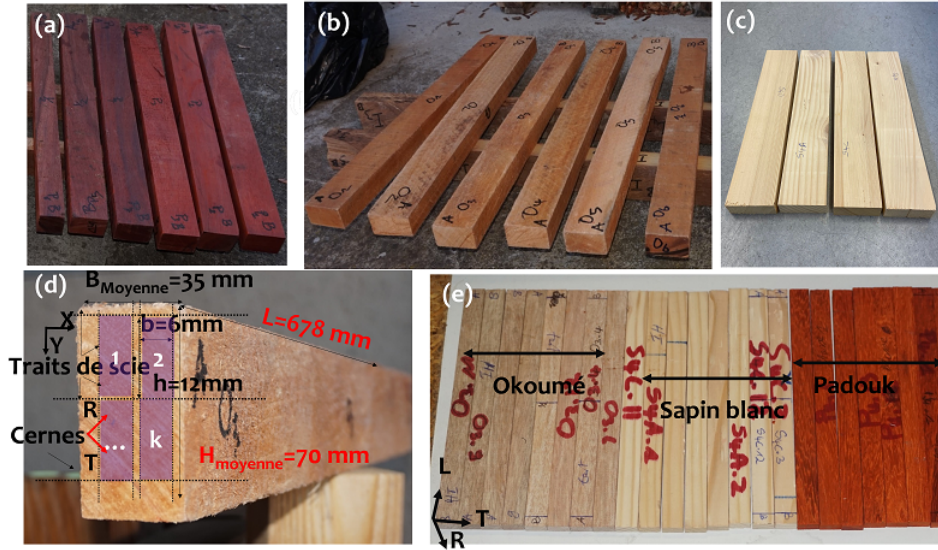


FIGURE 3.1 – Éprouvettes utilisées : (a,b,c) éprouvettes brutes de Padouk et d’Okoumé ; (d) plan d’usinage ; (e) géométrie des éprouvettes retenues pour les tests.

à obtenir des petites sections de l’éprouvette. Pour cette étude, les dimensions théoriques de ces éprouvettes (Fig.3.1e) étaient de 160 mm dans la direction longitudinale (L) pour la longueur, 12 mm dans la direction tangentielle (T) pour l’épaisseur (h) et 6 mm dans la direction radiale (R) pour la largeur (b).

Caractérisations des éprouvettes utilisées

Nous avons réalisé deux types d’essais de fluage durant 14 jours T_i^{14} (avec $i=1..3$) et 5 jours T_j^5 (avec $j=1..5$). Avant ces essais de fluage, nous avons effectué des tests statiques jusqu’à la rupture sur des éprouvettes des trois espèces afin d’estimer la contrainte de rupture. Le Tab.3.2 donne les caractéristiques spécifiques des éprouvettes testées L, b et h sont respectivement la longueur, l’épaisseur et la hauteur des éprouvettes. Pour chaque espèce, nous avons testé 4 éprouvettes mais seules 3 éprouvettes ont été considérées. Ce choix est justifié par l’obtention de valeurs aberrantes des forces à la rupture des éprouvettes (O3.7, W4C.7 et P4.17) qui étaient relativement trop petites ou trop grandes par rapport aux autres valeurs. Pour tous les essais réalisés, les éprouvettes utilisées provenaient des éprouvettes brute O3 et O8 pour l’Okoumé, de P4 pour le Padouk et de W4C pour le Sapin blanc. Ainsi sur les éprouvettes testées, le premier chiffre fait référence au numéro de l’éprouvette brute et le second chiffre indique le numéro de l’éprouvette. Les dimensions et la densité des éprouvettes sont présentées dans le Tab.3.2. Avant le début des essais statiques, les éprouvettes ont été initialement conditionnées à 65% d’humidité relative et à une température de 20°C pendant

TABLEAU 3.2 – Caractéristique des éprouvettes utilisées pour les essais de rupture.

Éprouvettes	Essences	L(mm)	h(mm)	b(mm)	Masse (g)	Densité
O8.7	Okoumé	160.29	6.09±0.06	12.03±0.03	5.44	0.46
O3.5		160.49	6.14±0.05	12.12±0.03	6.04	0.51
O3.7		160.29	6.09±0.06	12.03±0.03	5.44	0.46
O3.10		160.22	6.19±0.02	12.20±0.02	6.04	0.50
P4.10	Padouk	160.46	6.19±0.01	12.02±0.06	10.31	0.87
P4.11		160.58	6.11±0.02	12.08±0.01	9.06	0.77
P4.17		160.51	6.18±0.01	12.11±0.00	5.44	0.77
P4.20		160.48	6.28±0.02	12.16±0.01	5.44	0.41
W4C.2	Sapin blanc	160.41	6.20±0.02	12.13±0.01	4.92	0.41
W4C.5		160.30	5.91±0.18	12.10±0.03	5.10	0.45
W4C.7		160.39	6.15±0.03	12.20±0.01	5.60	0.47
W4C.9		160.42	6.26±0.03	12.13±0.01	4.82	0.4

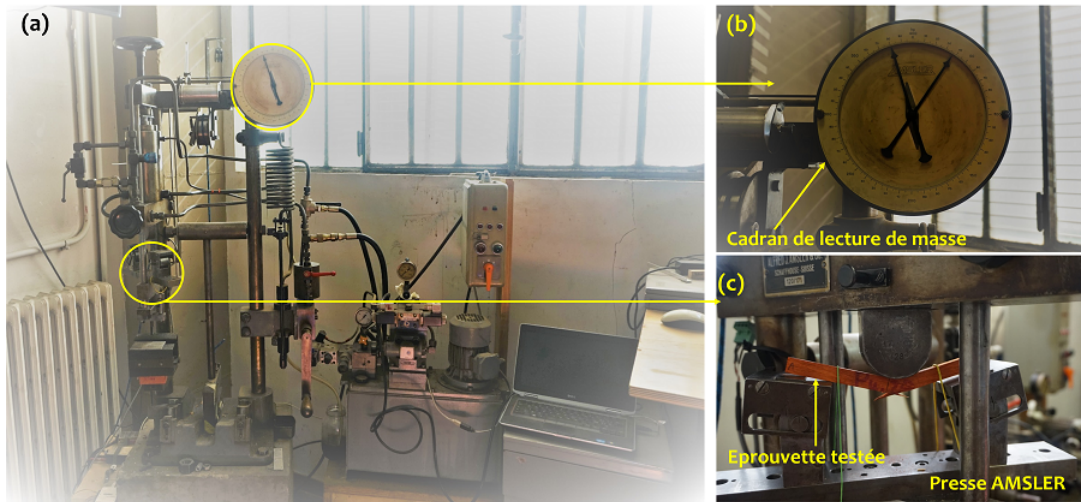


FIGURE 3.2 – Dispositif expérimental pour les essais de rupture ; (a) presse AMSLER pour l’essai de rupture) ; (b) cadran de lecture de la presse ; (b) banc d’essai.

7 jours. Leur teneur en humidité initiale, le jour de l’essai, a été évaluée sur des éprouvettes témoins des essais de 14 jours de même taille et de même histoire hydrique. Elles ont été testées en flexion 3 points sur une presse AMSLER (Fig.3.2a), composée d’un cadran (Fig.3.2b) pour la lecture directe de la force de rupture d’un échantillon et d’un banc d’essai statique (Fig.3.2c) avec une portée totale (L_r) de 150 mm. La Fig.3.3 présente l’évolution de la force des éprouvettes testées en fonction du temps avant la rupture. Les 25 premières secondes représentent une phase de stabilisation de l’éprouvette sur le banc d’essai avec une amplitude de force apparente de 22,2 daN, cette valeur est soustraite à la valeur finale mesurée. En plus du cadran à lecture directe, la presse dispose également d’un système d’enregistrement

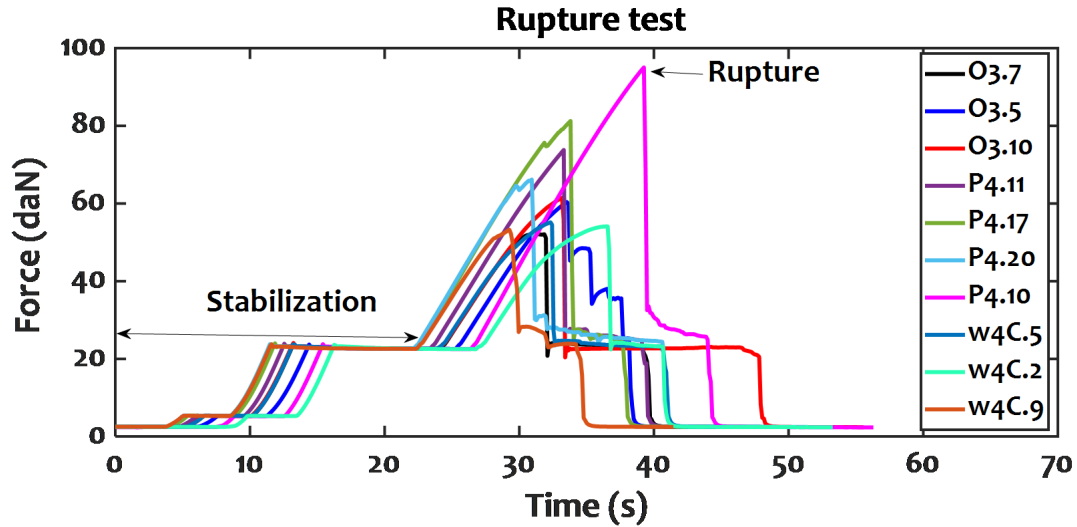


FIGURE 3.3 – Évolution de la force des éprouvettes dans le temps lors des essais de rupture.

automatique des données. La contrainte à la rupture est déduite en appliquant l' Eq.3.1, basée sur l'hypothèse d'une relation linéaire homogène entre la contrainte et la déformation dans l'éprouvette. Sur la Fig.3.3 l'évolution des forces des éprouvettes O8.7 et W4C.1 n'est pas représentée à cause d'une erreur d'enregistrement des données, les valeurs à la rupture ont été directement mesurées sur le cadran.

$$\sigma = F \cdot L_r \cdot \frac{h_i}{8I} \quad (3.1)$$

où F est la force appliquée, $I = b_i h_i^3 / 12$ le moment d'inertie. Les contraintes de rupture sont données dans le Tab.3.3.

TABLEAU 3.3 – Forces et contraintes à la rupture des éprouvettes lors des essais de rupture.

Eprouvettes	Essences	Force à la rupture (daN)	Contrainte moyenne à la rupture σ (MPa)
O8.7	Okoumé	35.50	90.92±1.85
O3.5		37.50	
O3.7		29.00	
O3.10		38.50	
P4.10	Padouk	71.50	123.26±47
P4.11		51.00	
P4.17		58.00	
P4.20		43.00	
W4C.2	Sapin blanc	31.00	76.18±4.97
W4C.5		32.00	
W4C.7		23.82	
W4C.9		30.00	

3.2.2 Méthodes

Essais viscoélastiques et mécanosorptifs de 14 jours

Les essais de fluage ont été lancés après avoir estimé les contraintes à la rupture des éprouvettes. La Fig.3.4a montre l'ensemble du dispositif expérimental et les bancs d'essais de fluage utilisés (Fig.3.4b). Les détails et fonctionnement du dispositif expérimental seront détaillés au paragraphe suivant. Ces essais ont été réalisés pendant 14 jours, sous température et contrainte constantes et cycle hydrique variable (Fig.3.5). Au total, trois essais ont été réalisés par paire : le premier (T_1^{14}) sur Okoumé et Sapin blanc, le deuxième (T_2^{14}) sur Padouk et Okoumé et le troisième (T_3^{14}) sur Padouk et Sapin blanc. La Fig.3.4c montre le support en plastique pour fixer la charge sur les éprouvettes pendant le chargement, réalisé à l'aide d'une imprimante 3D. La Fig.3.4d montre les dimensions du banc d'essai : la longueur totale est de 160 mm et le bras de levier ($L/2$) de 70 mm. La distance entre les transducteurs est

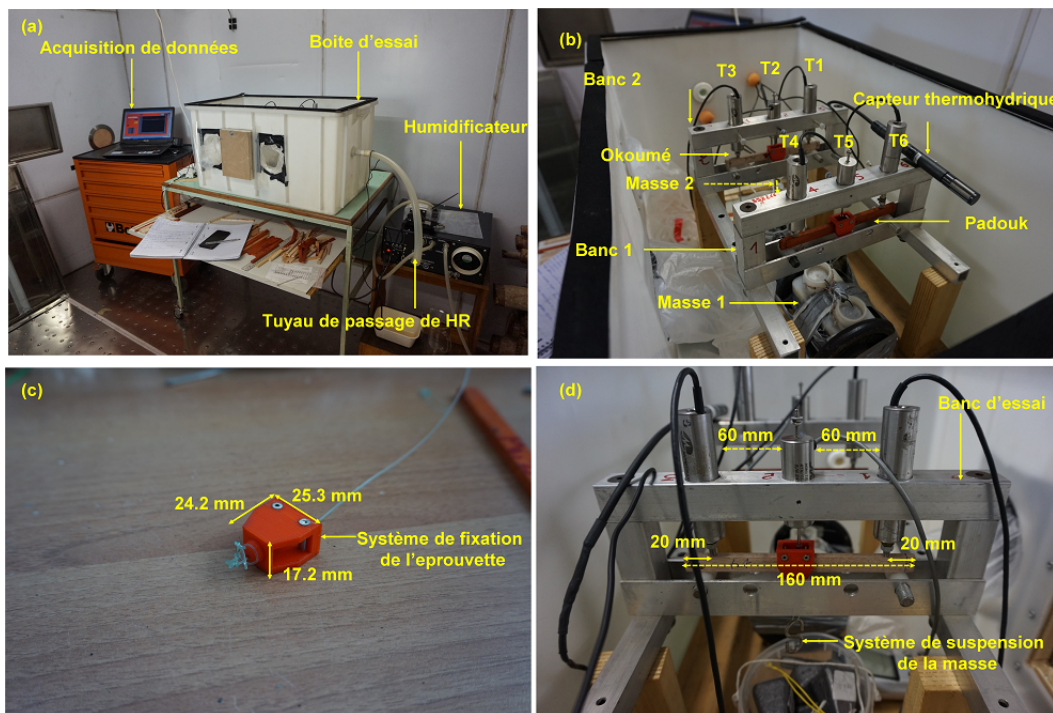


FIGURE 3.4 – Dispositif expérimental pour les essais de fluage de 14 jours ; (a) dispositif expérimental global ; (b) vue de la paire de bancs de fluage ; (c) support plastique de la charge sur la poutre ; (d) banc d'essai.

de 60 mm, de sorte que l'écart entre la position de chaque transducteur latéral et le support de chargement correspondant est de 10 mm. La Fig.3.5 présente l'histoire de chargement hydrique et mécanique. Les cycles de sorption ont été fixés à un jour et varient entre 45, 65 et 75% HR en partant d'un état sec de 65% HR à un état humide de 75% HR correspondant

au premier changement d'humidité. En pratique, il nous a été difficile de respecter cette

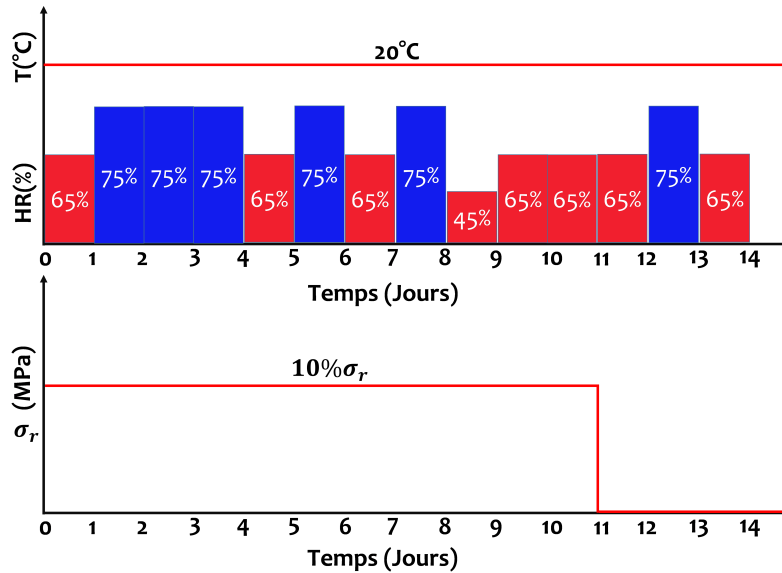


FIGURE 3.5 – Histoire de chargement hydrique et mécanique des éprouvettes des essais de 14 jours.

consigne d'un jour durant les week-ends où dans certains cas les phases d'humidification (entre le 1er et le 4ème jour) ou de séchage (entre le 9ème et le 12ème jour) ont duré 3 jours. Notons aussi que lors de ces essais nous ne disposions pas encore des données sur la diffusion, notamment la durée de stabilisation de la teneur en eau. De ce fait le choix de la durée d'une phase de sorption d'un jour s'est fait de façon arbitraire. Pour ces essais, le Tab.3.4 donne les différents essais effectués, les densités des éprouvettes testées et le taux de chargement appliqué correspondant à 10% de la contrainte à la rupture que nous avons déterminé préalablement pour chaque essence.

TABLEAU 3.4 – Caractéristiques des éprouvettes et taux de contrainte appliqué pour les essais de 14 jours.

Éprouvettes	Essences	Type et numéro de test	Densité (ρ)	Taux de chargement σ / σ_r
O3.2	O	T ₁ ¹⁴	0.49	10%
W4C.4	W	T ₁ ¹⁴	0.42	10%
O3.1	O	T ₂ ¹⁴	0.48	10%
P4.1	P	T ₂ ¹⁴	0.78	10%
W4C.12	W	T ₃ ¹⁴	0.4	10%
P4.23	P	T ₃ ¹⁴	0.75	10%

Essais viscoélastiques et mécanosorptifs de 5 jours

Pour les essais de 5 jours, une série de tests a été réalisée, 5 sur Sapin blanc et Padouk et 4 sur Okoumé mais dans le cadre de ce travail nous présenterons uniquement 4 essais. Nous avons amélioré le dispositif expérimental par rapport aux essais de 14 jours en ajoutant

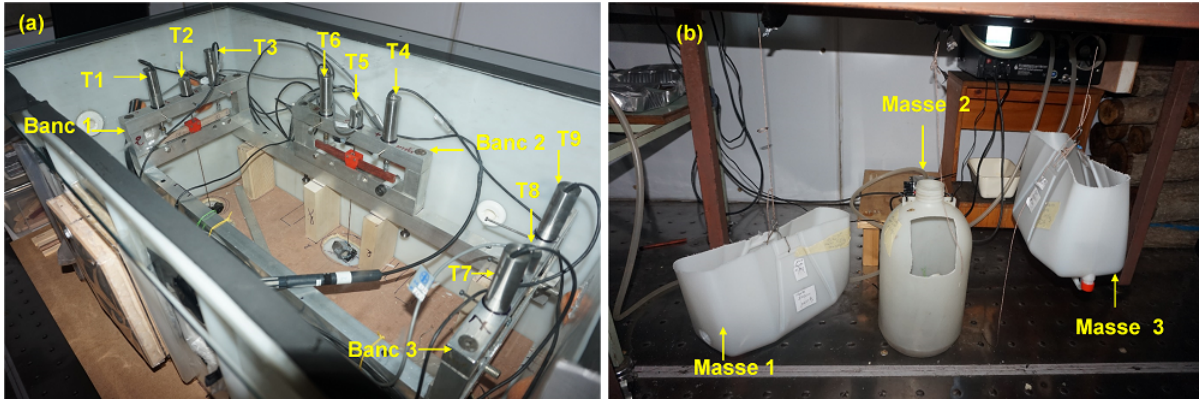


FIGURE 3.6 – Dispositif expérimental pour les essais de fluage sur 5 jours : (a) vue des trois bancs de fluage ; (b) charges mécaniques.

un troisième banc (Fig.3.6a) et en plaçant le système de chargement à l’extérieur de la boîte pour les charges élevées (Fig.3.6b). Ces ajustements nous ont permis de tester les trois espèces simultanément sans modifier le fonctionnement des bancs d’essai de fluage. Le Tab.3.4 liste les éprouvettes utilisées et le taux de chargement appliqué. Chaque banc est

TABLEAU 3.5 – Caractéristiques des éprouvettes et taux de contrainte appliqué pour les essais de 5 jours.

Éprouvettes	Essences	Type et numéro de test	Densité (ρ)	Taux de chargement σ / σ_r
O5.2	O	T ₁ ⁵	0.41	35%
P5.1	P	T ₁ ⁵	0.76	35%
W5.2	W	T ₁ ⁵	0.41	35%
O5.5	O	T ₂ ⁵	0.41	35%
P5.3	P	T ₂ ⁵	0.76	35%
W4D.10	W	T ₂ ⁵	0.45	35%
O5.1	O	T ₃ ⁵	0.41	35%
P5.6	P	T ₃ ⁵	0.78	35%
W4D.12	W	T ₃ ⁵	0.4	35%
O5.21	O	T ₄ ⁵	0.4	35%
P5.22	P	T ₄ ⁵	0.73	35%
W4D.18	W	T ₄ ⁵	0.41	35%
P5.26	P	T ₅ ⁵	0.71	35%
W4D.3	W	T ₅ ⁵	0.44	35%

composé de 3 transducteurs, deux aux extrémités et un au centre. Les transducteurs latéraux (T1, T3, T4, T6, T7, T9) permettent d'estimer le retrait-gonflement transversal le long de la hauteur de l'échantillon et de corriger la flèche centrale mesurée par les transducteurs au centre (T2, T5, T8), comme expliqué ci-dessous. Les bancs sont placés dans une boîte hermétiquement fermée par une fenêtre transparente de dimensions (750x450x450 mm) et équipée de deux capteurs thermo-hygromètres pour le contrôle de la température T et de l'humidité relative HR . Le contrôle de HR se fait au moyen d'une pompe à humidité (système d'humidification). La pompe diffuse l'humidité dans la boîte par un tuyau. La Fig.3.7 montre l'histoire de chargement hydrique des essais de 5 jours ainsi que l'histoire de chargement mécanique correspondant à 35% de la contrainte à la rupture. Pour ces essais, les cycles de sorption ont été rallongés d'un jour en se basant cette fois-ci sur les données de diffusion obtenues au chapitre 2. En pratique, nous nous sommes basé sur les données du Sapin blanc et de l'Okoumé pour fixer la durée de sorption à 2 jours. Celle du Padouk était relativement longue et risquait de rallonger la durée des essais compte tenu du temps à notre disposition. Rappelons que les essais de diffusion réalisés sur les éprouvettes de 5 mm d'épaisseur, proches de celles (éprouvettes) utilisées pour les essais de fluage, ont montré que la durée du début de stabilisation de la teneur en eau était de 1,4 jours pour le Sapin blanc, de 1,6 jours pour l'Okoumé et de 3,5 jours pour le Padouk dans le sens transverse. Ainsi, les cycles de sorption varient entre 45 et 75% HR en partant d'un état humide de 75% HR à un état sec de 45% HR correspondant au premier changement d'humidité. Le choix d'un cycle de sorption de 2 jours en séchage se justifie également par le souhait de mettre en évidence l'effet du séchage sur le processus de fissuration des éprouvettes du chapitre 4 suivant. Toutefois nous avons gardé la

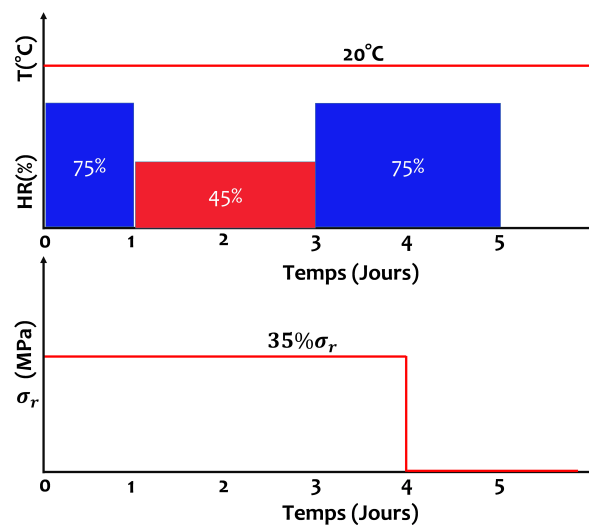


FIGURE 3.7 – Histoire de chargement hydrique et mécanique des éprouvettes des essais de 5 jours.

même durée d'un jour au début des essais afin d'observer l'effet du taux de chargement et du taux d'humidité sur le comportement viscoélastique. Dans la boîte, nous avons également placé des éprouvettes témoins de chaque espèce de la même taille afin d'estimer la teneur en eau (MC) des éprouvettes testées par un suivi de masse. Ce suivi se fait par pesée successive trois (3) fois par jours des éprouvettes via une balance précise au 1/10000 g. Pour les essais de 14 jours nous disposions de 4 éprouvettes témoins et 5 pour les essais de 5 jours. Le calcul de la teneur en eau s'est fait en utilisant l'Eq.3.2.

$$MC(\%) = \frac{m(t) - m_0}{m_0} \quad (3.2)$$

La masse à l'état sec m_0 a été estimée par séchage à l'étuve à 104°C des éprouvettes à la fin de chaque essai. Pour tous les essais de fluage réalisés, le Tab.3.6 donne l'ensemble des éprouvettes utilisées pour le suivi de la teneur en eau, leurs densités ainsi que leurs teneurs en eau initiales.

TABLEAU 3.6 – Propriétés des éprouvettes de témoins pour l'essai de 14 jours et l'essai de 5 jours.

Essais de 14 jours				Essais de 5 jours			
Éprouvette	Essence	Densité MC(%)		Éprouvette	Essence	Densité MC(%)	
O3.3	Okoumé	0.49	11.2	O9	Okoumé	0.40	13.35
O3.9		0.48	11.69	O11		0.41	13.44
O3.8		0.47	11.18	O16		0.44	13.25
O3.11		0.49	11.32	O17		0.41	13.43
				O33		0.40	13.27
W4A.2	Sapin blanc	0.40	11.11	S2	Sapin blanc	0.41	13.62
W4A.3		0.40	11.06	S4		0.42	12.86
W4A.1		0.42	10.94	S8		0.44	13.35
W4A.4		0.42	11.54	S15		0.38	13.44
				S17		0.39	12.66
P4.8	Padouk	0.81	8.67	P8	Padouk	0.73	10.96
P4.14		0.76	8.53	P13		0.71	10.62
P4.16		0.77	8.25	P15		0.70	11.10
P4.19		0.80	8.55	P23		0.70	10.80
				P24		0.70	10.90

3.2.3 Analyse des essais de fluage à taux d'humidité variable

L'analyse est basée sur une approche de la résistance des matériaux, en supposant une relation linéaire entre la contrainte et la déformation, ainsi que des propriétés homogènes de

la teneur en humidité dans l'éprouvette. Selon la théorie des poutres d' Euler-Bernoulli, pour une petite perturbation, la déformation ε en fonction de l'espace (x, y) et du temps t peut être exprimée par l'Eq.3.3 suivante :

$$\varepsilon(x, y, t) = \varepsilon_0(t) \cdot \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \cdot \left(1 - \frac{2y}{h}\right) \quad (3.3)$$

avec L la portée totale ($L=140\text{mm}$) et ε_0 la déformation maximale en traction à mi travée de la poutre. La flèche $v(x, t)$ est donnée par (Eq.3.4) :

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = -\frac{2\varepsilon_0}{h} \cdot \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (3.4)$$

La complaisance ($J = \varepsilon/\sigma$) étant indépendante de la position, la distribution des contraintes (Fig.3.8a) est donnée par :

$$\sigma(x, y, t) = \frac{\varepsilon(x, y, t)}{J(t)} = \sigma_0(t) \cdot \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \cdot \left(1 - \frac{2y}{h}\right) \quad (3.5)$$

où σ_0 est la contrainte de traction maximale à la position $x = 0$, donnée comme dans (Eq.3.5) par la relation suivante :

$$\sigma_0 = \left(\frac{1}{J}\right) \cdot \varepsilon_0 = FL \cdot \frac{h}{8I} = \frac{3 \cdot F \cdot L}{2h^2 \cdot b} \quad (3.6)$$

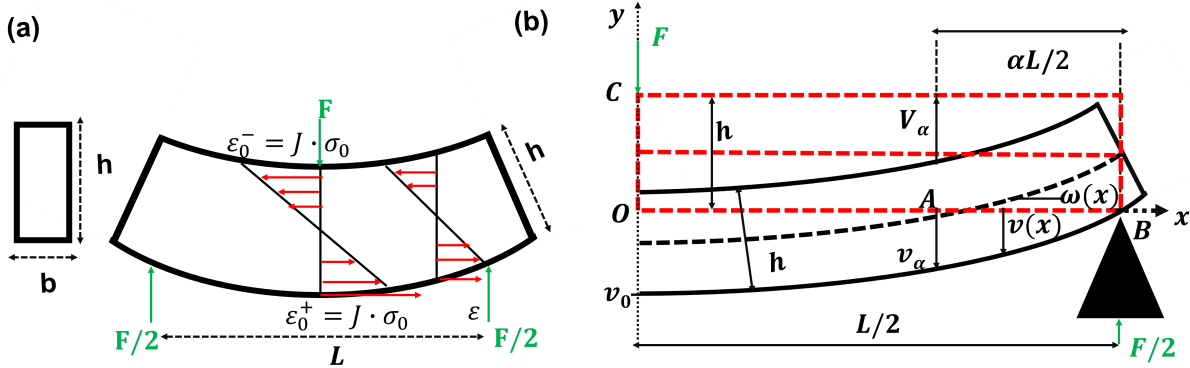


FIGURE 3.8 – Géométrie des éprouvettes pour une approche RDM; (a) répartition des contraintes et des déformations dans l'éprouvette; (b) déplacement mesuré.

— Analyse des déformations et de l'effet de rotation

Dans cette partie l'analyse est faite en prenant en compte les effets du cisaillement. Ainsi, en intégrant successivement l'Eq.3.4; l'expression de la pente ω et de la flèche v sont données

par les relations suivantes :

$$\omega = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\varepsilon_0 L}{2h} \omega_1 (2\xi - \xi^2) \quad (3.7)$$

$$v = v_0 \left(1 - \frac{3}{2}\xi^2 + \frac{1}{2}\xi^3\right) \quad (3.8)$$

où $\xi = 2x/L$ est la position axiale relative. La pente maximale ω_1 (pour $\xi = 1$) et la flèche maximale v_0 (pour $\xi = 0$) sont données par l'Eq.3.9 :

$$\omega_1 = \varepsilon_0 \frac{L}{2h} (\xi^2 - \xi^3) \quad ; \quad v_0 = -\varepsilon_0 \frac{L^2}{6h} \quad (3.9)$$

Le transducteur central étant placé à la position $x = 0$ au-dessus de l'éprouvette tandis que les points d'appui B sont placés en dessous (Fig.3.8b), sa mesure V_0 , en plus de v_0 , comprend la variation de hauteur Δh et la flèche due à l'effort tranchant v_{TO} . L'expression de la flèche mesurée par un transducteur centrale est ainsi donnée par :

$$V_0 = -v_0 - \Delta h - v_{TO} \quad (3.10)$$

— **Détermination de la flèche due à l'effort tranchant**

En se basant cette fois-ci sur l'approche de [Timoshenko \(1921\)](#) et en considérant toujours la Fig.3.8b il apparaît que l'effort tranchant $F/2$, en plus de la flexion simple dans la zone (BO) déjà analysée plus haut, induit un cisaillement. La contrainte de cisaillement moyenne τ , due à l'effort F au point (O) de l'éprouvette de section rectangulaire ($S = hb$), vaut :

$$\tau = \frac{6F}{5S} \quad (3.11)$$

D'autre part $\gamma = \tau/G$, ainsi le déplacement dû à l'effort tranchant v_{TO} devient :

$$v_{TO} = \frac{3FL}{10bhG} \quad (3.12)$$

En écrivant v_{TO} en fonction de v_0 (Eq.3.12) se met sous la forme suivante (Eq. 3.13) :

$$v_{TO} = \frac{6E}{5G} \left(\frac{h}{L}\right)^2 v_0 \quad (3.13)$$

En considérant cette dernière expression (Eq.3.13), la relation donnée par l'Eq.3.10 se réécrit sous la forme de l'Eq.3.14 suivante :

$$V_0 = -v_0 - \Delta h - \frac{6E}{5G} \left(\frac{h}{L} \right)^2 v_0 \quad (3.14)$$

E (MPa) est le module d'élasticité longitudinal et G (MPa) est le module de cisaillement longitudinal. Dans notre cas, le rapport (E/G) est de 12.9 ± 3.2 pour le Padouk, de 16.6 ± 2.8 pour le sapin blanc et de 13.6 ± 1.7 pour l'Okoumé : ces valeurs ont été obtenues grâce à des essais dynamiques réalisés selon la méthode de " Bing ", basée sur la mesure des premières fréquences de résonance de la vibration libre en mode flexion [Brancheriau & Paradis (2007)]. Les transducteurs latéraux sont également placés au-dessus de l'éprouvette à la position A, à une faible distance $\alpha L/2$ ($\alpha \approx 1/7$) du point d'appui correspondant B. Les déplacements V_a mesurés sont donnés par :

$$V_a = -v_a - \Delta h_a - v_{Ta} \quad (3.15)$$

La flèche v_a à la position $\xi = 1 - \alpha$ est légèrement influencée par la pente à cette position. Δh_a est la variation de la hauteur au point (A) et v_{Ta} est la flèche due au cisaillement. En pratique, la mesure de v_a est légèrement influencée par la pente à la position $\xi = 1 - \alpha$ lors du chargement mécanique. Pour corriger cet effet mécanique sur la flèche, on a introduit un coefficient φ . Ainsi l'équation précédente devient :

$$V_a = -v_a - \Delta h_a - v_{Ta} = -\varphi v_0 - \Delta h_a - \frac{6\alpha E}{5G} \left(\frac{h}{L} \right)^2 v_0 \quad (3.16)$$

Le coefficient de correction de l'effet mécanique sur la mesure du retrait-gonflement vaut :

$$\varphi = \frac{3 - \alpha^2}{2} \alpha \quad (3.17)$$

Le coefficient φ prend en compte les effets mécaniques sur les transducteurs latéraux, sa valeur théorique vaut 0,21 et se calcule via l'Eq.3.4. Cependant, ce paramètre sera déterminé expérimentalement en calculant la pente entre V_a et V_0 pendant le chargement et le déchargement. Cette pente est définie par l'Eq.3.18 :

$$V_a = \varphi V_0 \quad (3.18)$$

En pratique, il s'avère que cette valeur de φ traduit ici par les pentes (Fig.3.9, cas de l'essai (T_3^5)) n'est pas la même pendant le chargement et le déchargement. Le Tab.3.7 montre les différentes valeurs mesurées. Cette différence peut s'expliquer par plusieurs facteurs tels que

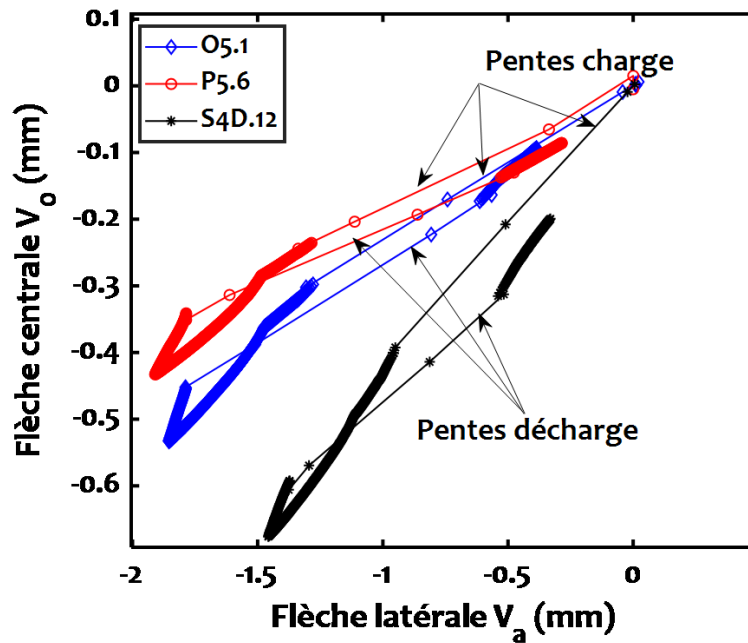


FIGURE 3.9 – Comparaison des pentes des flèches lors du chargement et de la décharge des éprouvettes.

les effets de contact des poutres sur les supports, et par une différence des valeurs de l’humidité relative pendant le chargement et le déchargement. En considérant les expressions de V_0 et

TABLEAU 3.7 – Mesures expérimentales de φ .

Essai	φ Okoumé		φ Padouk		φ Sapin blanc	
	Charge	Décharge	Charge	Décharge	Charge	Décharge
T ₁ ¹⁴	0.033	0.030	0.195	0.124	-	-
T ₂ ¹⁴	0.032	0.031	-	-	0.003	0.020
T ₃ ¹⁴	-	-	0.510	0.381	0.426	0.339
T ₁ ⁵	0.395	0.298	0.118	0.121	0.384	0.345
T ₂ ⁵	0.213	0.307	0.129	0.126	0.308	0.310
T ₃ ⁵	0.236	0.256	0.185	0.167	0.437	0.377
T ₄ ⁵	0.315	0.250	0.084	0.108	0.385	0.289
Valeur théorique			0.212			

V_a de l’Eq.3.14 et de l’Eq.3.16, la déformation d’une éprouvette en (O) est donnée par :

$$\varepsilon_0 = \frac{6h}{L^2} \left(\frac{V_0 - V_a}{1 - \varphi + \omega} \right) \quad (3.19)$$

et la variation de la hauteur Δh :

$$\Delta h = \frac{(1 + \omega)V_a - (\varphi + \Omega\alpha)V_0}{1 + \omega - (\varphi + \alpha)} \quad (3.20)$$

où $\omega = (6/5).(h/L)^2.(E/G)$

— Analyse des contraintes et détermination de la complaisance

La complaisance $J(t)$ peut être obtenue comme le rapport ε_0/σ_0 à partir de l'Eq.3.6 et de l'Eq.3.19. Cependant, dans un essai de fluage, la charge F est maintenue constante, pas la contrainte. Lorsque la teneur en eau change, les dimensions transversales, hauteur h et épaisseur b , changent aussi, et par conséquent la contrainte; l'essai n'est plus, à proprement parler, un essai de fluage. Mais dans le cas d'un essai effectué dans le sens des fibres du bois, la variation de la section transversale est principalement due au dépôt de couches d'eau dans la paroi cellulaire, qui ne supportent pas une partie significative de la charge (Fig.3.10); il est approprié pour l'analyse du fluage de considérer comme effective la contrainte nominale σ^* , rapport de la charge axiale à la section transversale initiale, liée à σ par :

$$\sigma^* = \frac{S}{S_i}\sigma \quad (3.21)$$

où $S = bh$ est la section transversale et $S_i = b_i h_i$ sa valeur initiale. Dans un essai de fluage en traction, σ^* ainsi défini restera constant. Dans le fluage en flexion, les variations de σ^* existent, bien qu'atténuées par rapport à celles de σ . En considérant la relation précédente la contrainte nominale est :

$$\sigma^* = \frac{hb}{h_i b_i}\sigma = \frac{3LF}{2h_i^2 b_i} \frac{1}{(1 + \varepsilon_t)} \quad (3.22)$$

où $\varepsilon_t = h/h_i$ est la variation relative de la hauteur de l'éprouvette, ou l'expansion transversale depuis le moment de la charge. Comme les variations du bois induites par l'humidité dans la direction L restent faibles, une telle correction n'est pas nécessaire pour la déformation. Par conséquent, pour de petites fluctuations de σ^* . En considérant les expressions des l'Eq.3.19 et l'Eq.3.22, la complaisance effective J^* est donnée par l'Eq.3.23 suivante :

$$J(t)^* = \frac{\varepsilon_0}{\sigma_0} = 4h^3 b \frac{V_0(t) - V_a(t)}{L^3 F (1 - \varphi + \omega)} (1 + \varepsilon_t) \quad (3.23)$$

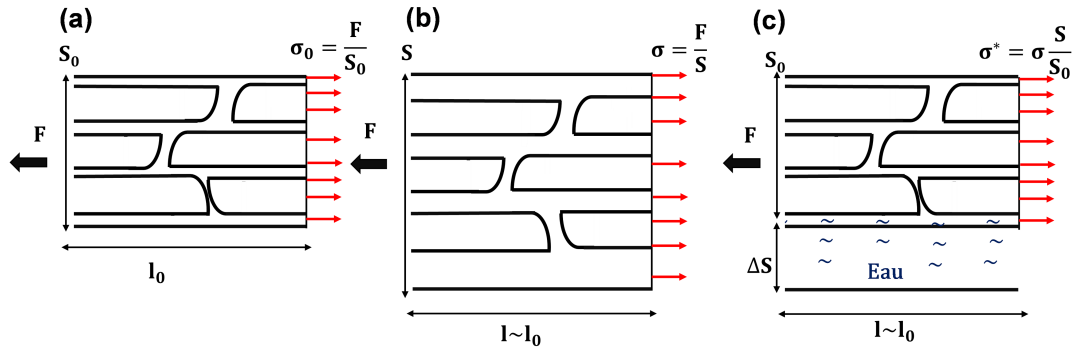


FIGURE 3.10 – La contrainte effective (nominale) dans la direction longitudinale du bois : (a) état sec initial; (b) état humide gonflé; (c) équivalent à l'état humide dans la direction des fibres.

3.3 Résultats et analyses

Dans cette partie nous présentons les différents résultats obtenus pour les essais de fluage de 14 jours et de 5 jours.

3.3.1 Essais à vide

Dans un premier temps, des essais à vide ont été effectués afin de vérifier le fonctionnement du dispositif de mesure. La Fig.3.11a montre la flèche (V_h) due aux variations hydriques mesurées par les capteurs latéraux dont les mesures sont ($\Delta hT1$) et ($\Delta hT3$) et centraux dont la mesure est ($\Delta hT2$). On peut voir qu'il y a une assez bonne réaction des capteurs qui décrivent bien le comportement hydrique attendu. Durant la phase de stabilisation le premier jour à 75% HR, on note une stabilisation des mesures (Δh) des variations hydriques, après le changement de l'humidité relative en séchage à 45% de HR, on peut voir qu'il y a une diminution de la flèche (V_h) qui traduit un retrait des éprouvettes. Après la ré-humidification le 3ème jour à 75% HR, la flèche a tendance à augmenter et à revenir à l'état initial traduisant ainsi un gonflement de l'éprouvette. Cette flèche se stabilise tout au long de la ré-humidification. La Fig.3.11b montre la valeur moyenne des mesures des capteurs latéraux V_a ; cette valeur est soustraite des mesures du capteur central ($V_a - V_0$) afin d'évaluer l'effet global des variations de HR sur la poutre. La Fig.3.11c montre cet effet global; en réalité, on s'attendait à ce qu'il soit nul tout au long de l'essai mais cela n'est pas le cas. Cela peut s'expliquer par une non-homogénéité de la teneur en eau dans l'éprouvette. Ces essais à vide permettent néanmoins, étant donné les faibles valeurs observées, de se rassurer sur le bon fonctionnement du système de mesure pour la prise en compte des effets du retrait-gonflement.

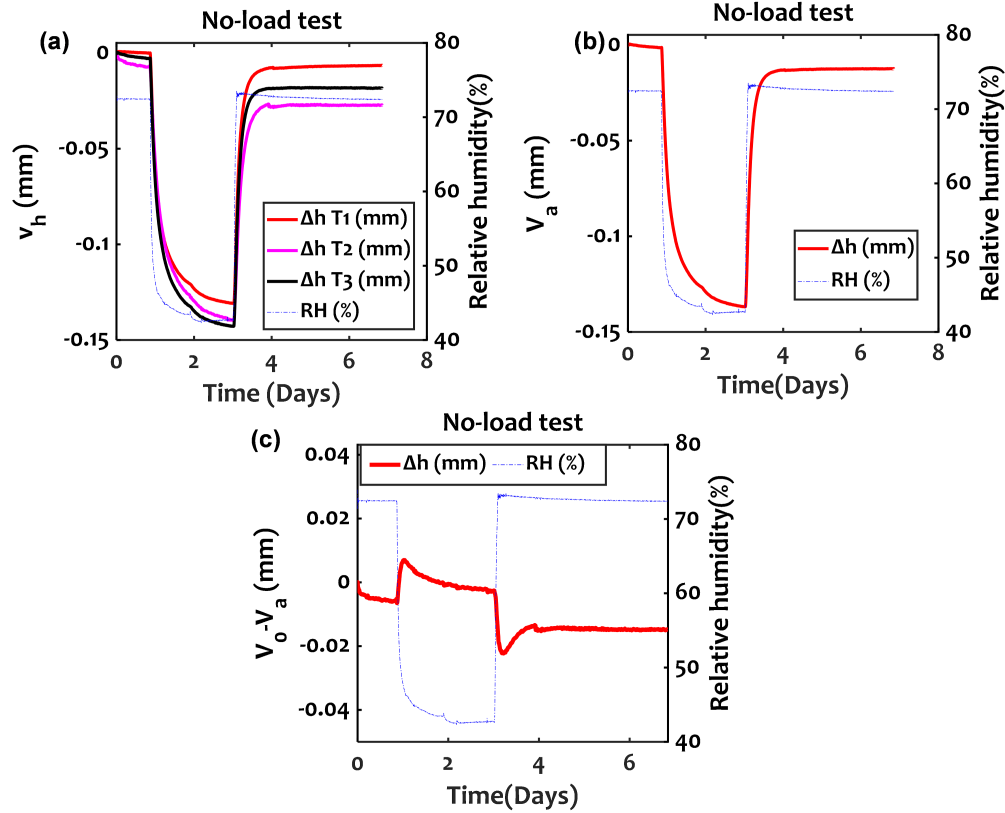


FIGURE 3.11 – Mesure du retrait-gonflement sur des essai à vide; (a) mesures des 3 capteurs; (b) moyenne des capteurs latéraux; (c) évolution globale du retrait-gonflement d’une éprouvette.

3.3.2 Estimation de la teneur en eau

La Fig.3.12a et la Fig.3.12b montrent l’évolution moyenne du retrait mesuré par les deux transducteurs latéraux (V_a) pour l’Okoumé et le Padouk. En plus du retrait, les transducteurs

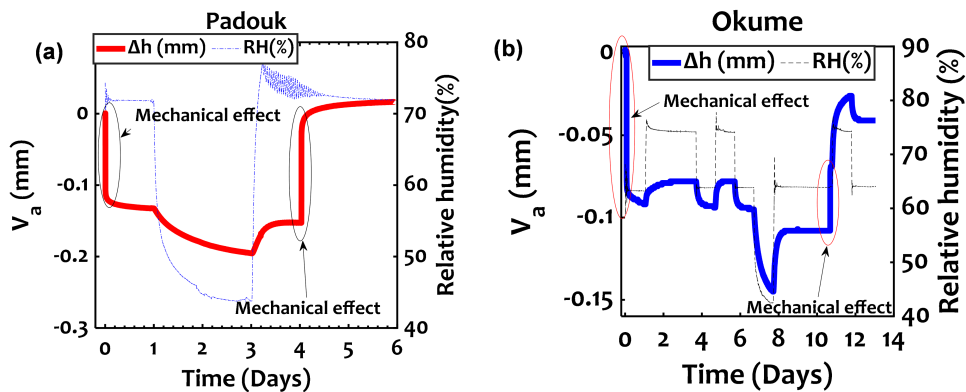


FIGURE 3.12 – Mesures du retrait-gonflement mesuré par les capteur latéraux expansion transversale; (a) Padouk essai à 5 jours; (b) Okoumé essai à 14 jours.

mesurent également les effets du chargement mécanique φ comme on peut le voir au début et à la fin du chargement sur ces deux figures. Dans ce cas, il est possible d'éliminer cet effet grâce à la correction (Eq.3.20). La Fig.3.13a et la Fig.3.13b montrent la déformation due

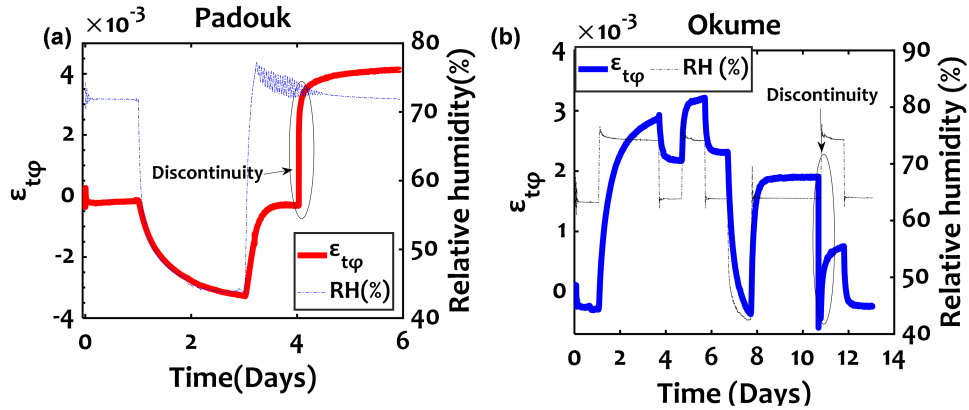


FIGURE 3.13 – Déformation due au retrait gonflement corrigée des effets mécaniques avec discontinuité; (a) Padouk; (b) Okoumé.

au retrait-gonflement ($\varepsilon_t = h/h_i$) corrigée des effets mécaniques des éprouvettes du Padouk (essai de 5 jours) et de l'Okoumé (essai de 14 jours). Ces déformations ont été calculées en

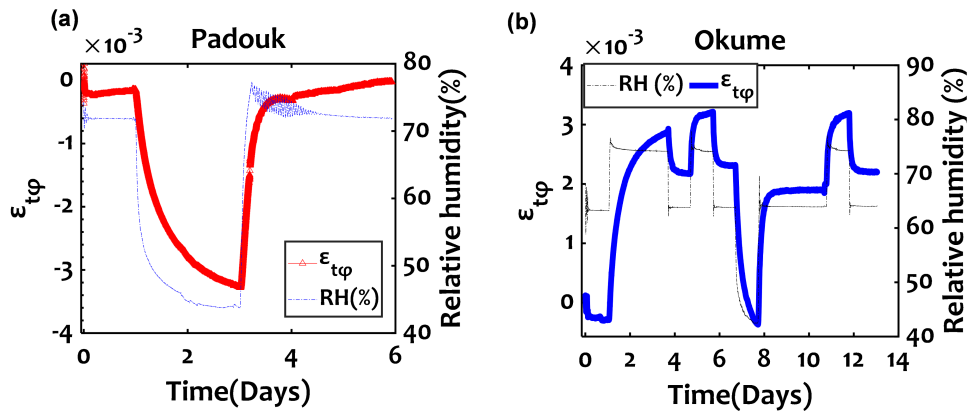


FIGURE 3.14 – Déformation due retrait gonflement ajustée au point de discontinuité; (a) Padouk 5 jours; (b) Okoumé essai de 14 jours.

tenant compte du paramètre φ pendant l'essai pour le Padouk et pour l'Okoumé. Dans ces figures, le paramètre φ permet de corriger les effets mécaniques pendant toute la phase de chargement. En plus des effets mécaniques, il y a une discontinuité après la décharge, qui peut être expliquée par les effets de contact et la différence d'humidité relative pendant le chargement et la décharge. Dans cette section (dans la discontinuité), nous avons fait un ajustement de la courbe pour le Padouk dans la Fig.3.14a et l'Okoumé dans la Fig.3.14b. Après avoir estimé les déformations transversales ε_t et considéré les effets mécaniques pendant

le chargement et le déchargement, nous avons déterminé la teneur en eau des éprouvettes par corrélation linéaire entre les déformations (ε_t) et les mesures expérimentales de la teneur en eau (Mc-Exp) des éprouvettes témoins donnée par l'Eq.3.2. La corrélation linéaire a été faite de cycle en cycle pour avoir un meilleur coefficient de détermination. Pendant la phase de

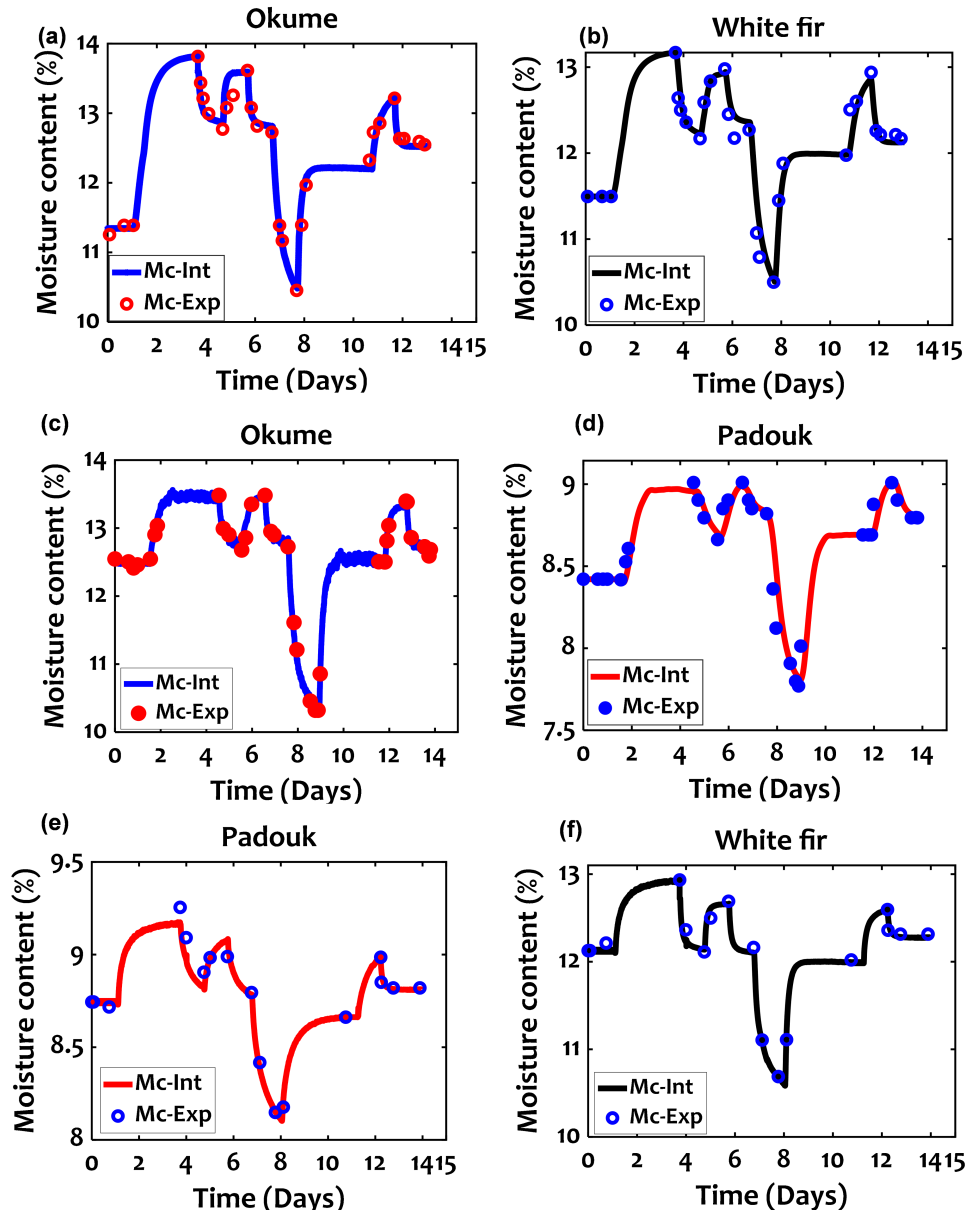


FIGURE 3.15 – Évolution de la teneur en eau des éprouvettes témoins pour les trois tests de 15 jours; (a, b) test 1, Okoumé et Sapin blanc; (c, d) test 2, Okoumé et Padouk; (e, f) test 3, Padouk et Sapin blanc. Cercles ouverts : mesures expérimentales sur des éprouvettes appariés; Mc-Exp); lignes continues : résultat de l'interpolation (Mc-Int).

chargement, l'estimation de la teneur en eau a été faite en utilisant l'Eq.3.24. Les paramètres (γ , k) sont respectivement la pente et l'ordonnée à l'origine que nous avons obtenus en traçant

ε_t en fonction de la teneur en eau expérimentale.

$$(Mc-Int)(t) = \gamma \cdot \varepsilon_{t\varphi} + k \quad (3.24)$$

Où les constantes (γ , k) sont ajustées de cycle en cycle pour avoir un meilleur coefficient de détermination. La Fig.3.15 et la Fig.3.16 montrent l'évolution dans le temps de la teneur en eau des éprouvettes pour les essais de 14 jours et de 5 jours. Sur toutes les courbes, on observe une bonne corrélation entre les points expérimentaux (Mc-Exp) et les points obtenus par corrélation (Mc-Int). Cependant, sur la Fig.3.15e, une valeur isolée de MC peut être observée pour le Padouk ; ceci peut être expliqué par une mesure erronée de la masse lors de la prise des mesures. L'absence de points expérimentaux entre la fin du premier jour et le 4ème jour de l'essai est justifiée par le fait que le laboratoire était fermé le week-end et que nous n'avons donc pas pu mesurer la masse des spécimens. Cependant, les mesures nous ont donné une idée de la teneur en humidité des spécimens testés pendant cette période.

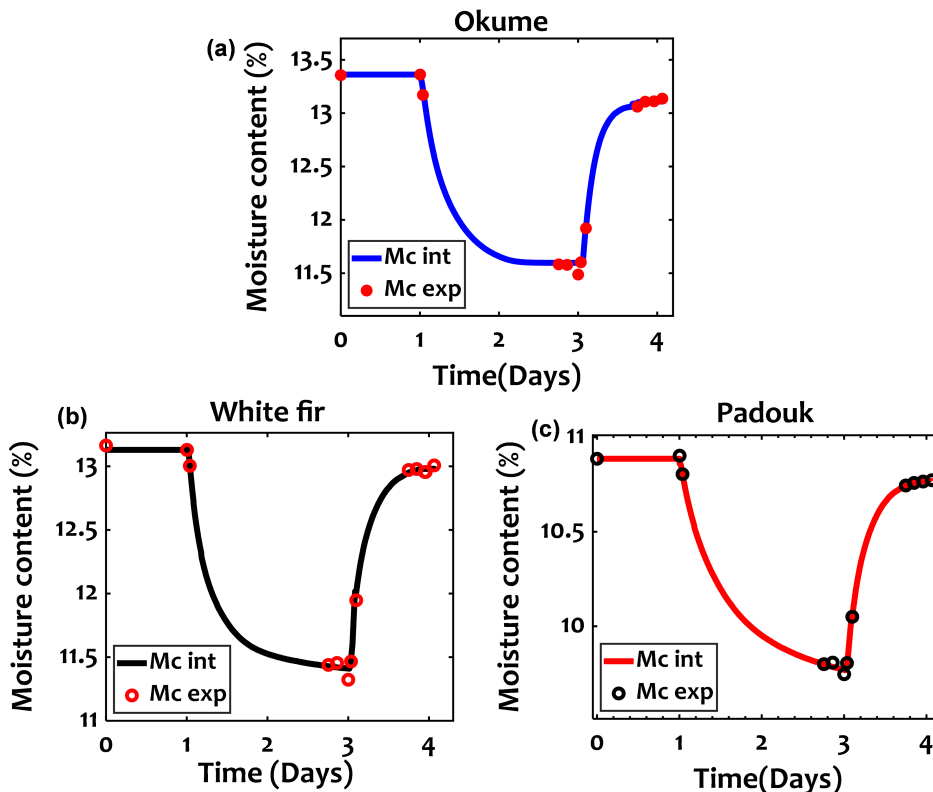


FIGURE 3.16 – Évolution de la teneur en eau par interpolation linéaire des éprouvettes témoins pour le test de 5 jours ; (a) Okoumé ; (b) Sapin blanc ; (c) Padouk. Cercles ouverts : mesures expérimentales sur des éprouvettes appariées (Mc-Exp) ; lignes continues : résultat de l'interpolation (Mc-Int).

3.3.3 Analyse des essais viscoélastiques et mécanosorptifs

La Fig.3.17 et la Fig.3.18 montrent les résultats des essais de fluage et de recouvrance à un niveau de contrainte de 10% et 35% pour les essais de 14 jours et 5 jours, respectivement. La déformation maximale ε_0 a été calculée selon l'Eq.3.19. Après chargement des

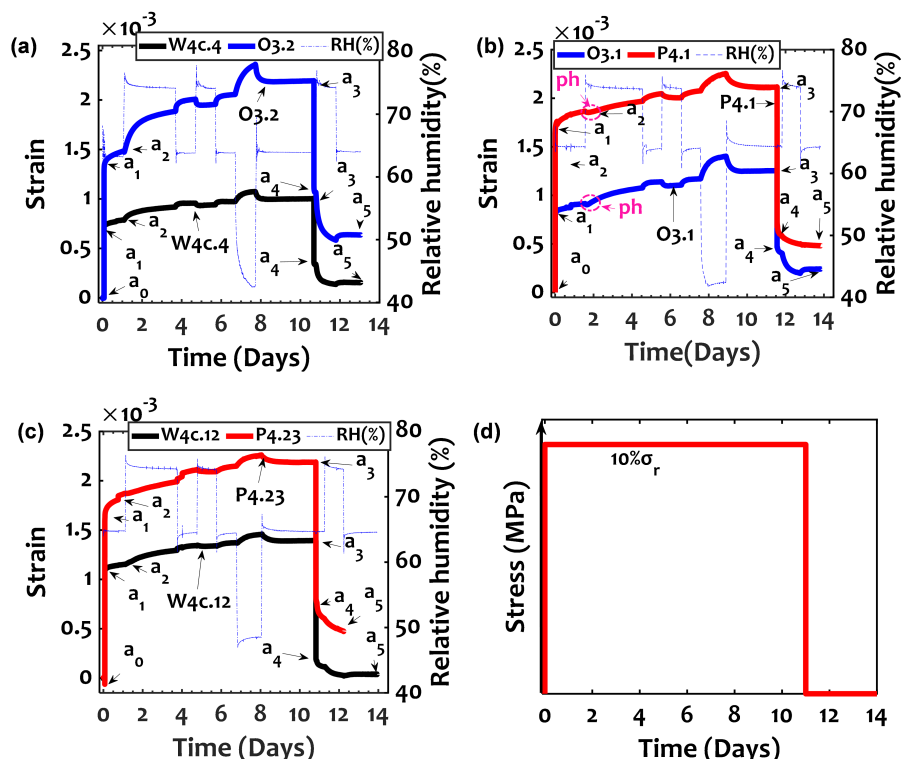


FIGURE 3.17 – Fluage à un niveau de contrainte de 10% pendant 11 jours suivi d’une recouvrance pendant 3 jours : (a) test 1, Okoumé (O3.2) et Sapin blanc (W4C.4) ; (b) test 2, Okoumé (O3.1) et Padouk (P4.1) ; (c) test3, Padouk (P4.23) et Sapin blanc (W4C.12) ; (d) contrainte.

éprouvettes, on observe une déformation instantanée (a_0 - a_1) suivie d’une déformation viscoélastique à humidité constante (a_1 - a_2) puis d’un fluage à humidité variable (a_2 - a_3). Le déchargement provoque une recouvrance instantanée (a_3 - a_4) suivie d’une recouvrance différée (a_4 - a_5). Dans le 3^{ème} essai de 14 jours (Fig.3.17c), les données à la fin pour le Padouk sont manquantes en raison d’un problème avec les capteurs le 11^{ème} jour. Bien que le même niveau de contrainte ait été appliqué à toutes les éprouvettes, leurs réponses instantanée et différée diffèrent sensiblement. La déformation observée est généralement plus importante pour le Padouk et plus faible pour le Sapin blanc ; dans la première série, les deux éprouvettes testées d’Okoumé ont présenté des réponses extrêmement contrastées, alors qu’elles étaient intermédiaire pour les quatre éprouvettes des essais de 5 jours. Les variations d’humidité par paliers sous charge entraînent toujours une augmentation de la déformation dans le cas d’une

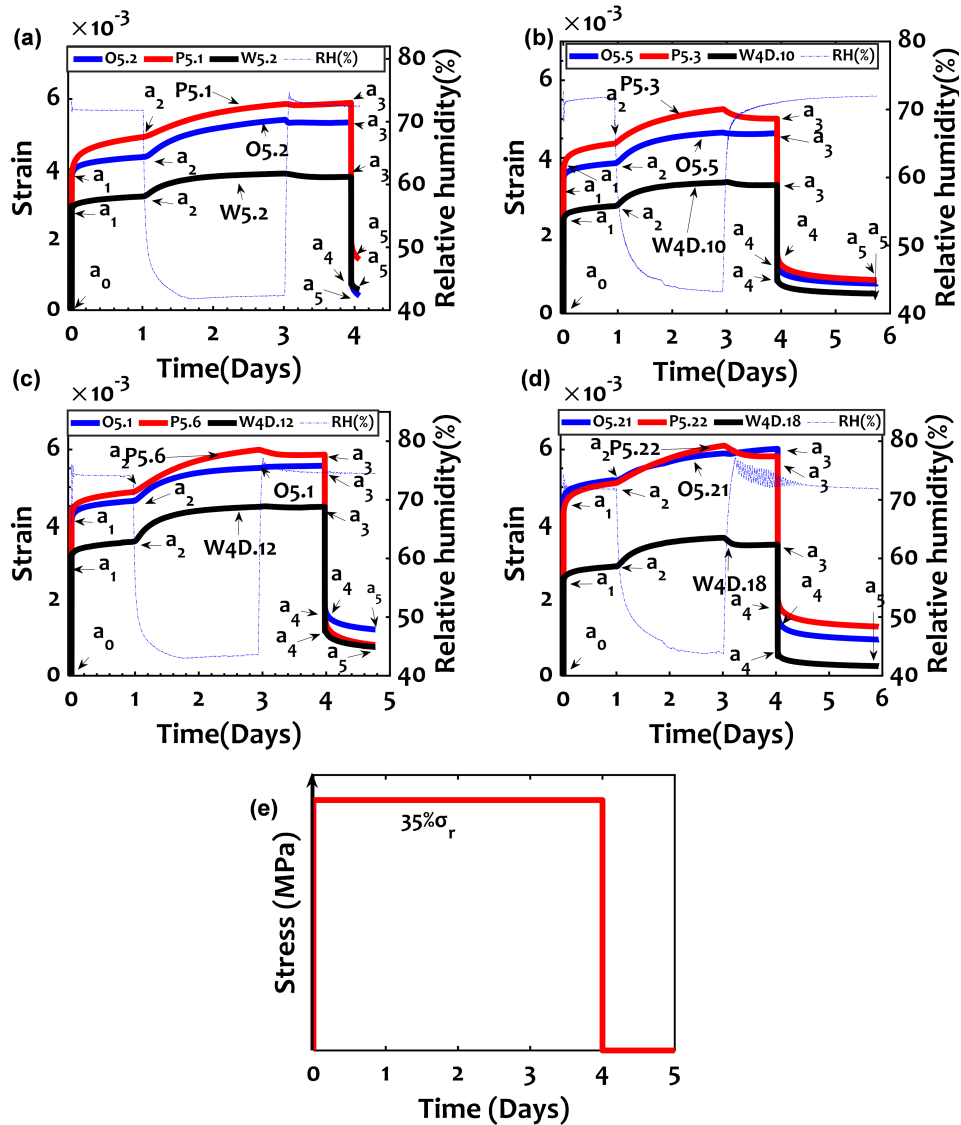


FIGURE 3.18 – Fluage à un niveau de contrainte de 35% pendant 4 jours, suivi de 0-2 jours de recouvrance; (a) test 1, Okoumé (O5.2), Padouk (P5.1) et Sapin blanc (W5.2); (b) test 2, Okoumé (O5.5), Padouk (P5.3) et Sapin blanc (W4D.10); (c) test 3, Okoumé (O5.1), Padouk (P5.6) et Sapin blanc (W4D.12); (d) test 4, Okoumé (O5.21), Padouk (P5.22) et Sapin blanc (W4D.18); (e) contrainte appliquée.

première humidification (Fig.3.17) et d'un séchage comme sur la Fig.3.17 et la Fig.3.18; pour une humidification ultérieure, on observe soit une récupération, soit une légère augmentation. Ces caractéristiques sont typiques du comportement mécanosorptif du bois soumis au fluage par flexion [Pittet (1996), Dubois *et al.* (2005)], et seront analysées plus en détail ci-dessous. Selon G Hunt (2004), bien que l'humidification et la mise sous charge contribuent toutes deux de manière égale au fluage mécanosorptif, un effet supplémentaire et réversible conduit à une différence apparente, le pseudo-fluage pendant le séchage et la pseudo-recouvrance

pendant l'humidification. Ce phénomène a été interprété par [Hunt \(1984\)](#) comme une différence d'expansion hydrique longitudinale du bois soumis à la tension et à la compression. En conséquence, les étapes de séchage induisent plus de fluage que les étapes d'humidification, avec parfois une recouvrance apparente observée pendant les étapes d'humidification, à l'exception de la première humidification où la contribution du fluage viscoélastique, déclenchée par l'humidité plus élevée domine la réponse mécanosorptive. Dans tous les cas, les variations d'humidité sous charge (a_2 - a_3) entraînent une augmentation significative de la déformation, qui peut être attribuée principalement au fluage mécanosorptif, avec une contribution inconnue du fluage viscoélastique. Au début de la première humidification (Fig.3.17b), avant le deuxième jour, la déformation a eu tendance à diminuer légèrement comme le montrent les zones encerclées (ph). Le comportement observé est dû aux phénomènes d'expansion de l'humidité : après une humidification à 75% d'humidité relative, on observe un léger pic d'humidité relative, suivi d'une diminution rapide de l'humidité relative conduisant à un retrait transitoire. Les mêmes observations ont également été faites par [Hunt \(1994\)](#). Dans les essais de 14 jours, pour Okoumé et Sapin blanc, l'humidification après le déchargement a déclenché la reprise, tandis que pour Padouk elle n'a pas eu d'effet visible, ce qui pourrait s'expliquer par la diffusion plus lente. Pour tous les essais réalisés, on constate que les éprouvettes présentent un effet mémoire car la déformation instantanée est égale ou légèrement inférieure à la reprise instantanée. Les essais réalisés sur le Padouk et l'Okoumé ne présentent pas d'effet mémoire, ceci peut s'expliquer par un mauvais fonctionnement du capteur dû aux effets de friction du capteur lors de la décharge. Ainsi, sur le Sapin blanc, cet effet mémoire peut être observé. D'après les tests effectués, nous remarquons que le Padouk a une déformation instantanée plus importante que l'Okoumé et le Sapin Blanc. Pour mieux analyser cet effet, nous allons déterminer les paramètres élastiques de ces essences dans la section suivante.

3.3.4 Analyse de la réponse élastique

Le calcul des modules élastiques nécessite la mesure de la déformation instantanée. Tout d'abord, le temps initial t_0 est estimé en considérant le temps moyen entre a_0 et a_1 (Fig.3.19a). Ensuite, la déformation $\varepsilon_0(t)$ calculée selon l'Eq.3.25 est tracée en fonction du logarithme du temps, exprimé en seconde (Fig.3.19b), de sorte que le début de la réponse viscoélastique peut être ajusté à une ligne droite ; l'ordonnée à l'origine est la déformation élastique ε_1 , définie au temps $t_1 = t_0 + 1$ sec, une seconde après le début de l'essai. Notez que ε_1 n'est pas réellement la déformation calculée à partir des mesures expérimentales, mais une extrapolation à une plage de temps inférieure. Le module d'Young longitudinal (E_L) de l'éprouvette peut être

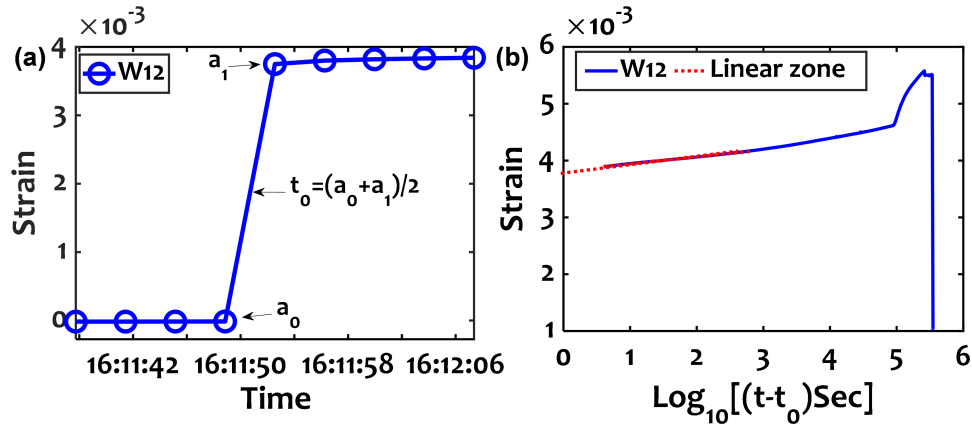


FIGURE 3.19 – Estimation des paramètres instantanés ; (a) estimation du temps initial (t_0) ; (a) estimation de la déformation instantanée et du module d'Young (MOE).

calculé comme montre l'Eq.3.25 suivante :

$$E_L = \frac{1}{J(t_1)} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_1} \quad (3.25)$$

en utilisant l'expression de la contrainte σ_0 donnée par l'Eq.3.6. Le Tab.3.8 et le Tab.3.9 donnent respectivement pour chaque éprouvette la valeur de ε_1 et E_L . Le module spécifique

TABLEAU 3.8 – Déformation instantanée (ε_1) au début de l'essai (pour $\log_{10}((t-t_0))=0$).

		Okoumé					
Éprouvettes		O2	O5	O1	O5.21	O3.2	O3.1
ε_1		0.30	0.31	0.37	0.41	0.11	0.06
		Padouk					
Éprouvettes		P1	P3	P6	P5.22	P4.1	P4.23
ε_1 (%)		0.29	0.31	0.37	0.36	0.12	0.15
		Sapin blanc					
Éprouvettes		W2	W10	W12	W4D.18	W4.C4	W4C.12
ε_1 (%)		0.24	0.19	0.26	0.22	0.06	0.08

$E_{\rho L}$ donné dans le Tab.3.9 est également un indicateur de la rigidité de la paroi cellulaire et de l'angle des microfibrilles. Les déformations instantanées de Padouk et Okoumé sont relativement proches. Les valeurs de E_L trouvées sont légèrement inférieures aux valeurs de la littérature pour le Padouk et le Sapin blanc Gérard *et al.* (2011). Pour l'Okoumé, une rigidité inhabituellement élevée a été obtenue notamment avec l'éprouvette (O3.1). Dans l'ensemble, il apparaît que le Sapin blanc et l'Okoumé ont un module spécifique beaucoup plus élevé que le Padouk, ce qui peut indiquer un angle de microfibrilles plus élevé.

TABLEAU 3.9 – Module d'élasticité longitudinal (E_L) et module spécifique ($E_{\rho L}$) des éprouvettes.

Okoumé	E_L (GPa)	$E_{\rho L}$ (GPa)	Padouk	E_L (GPa)	$E_{\rho L}$ (GPa)	Sapin blanc	E_L (GPa)	$E_{\rho L}$ (GPa)
O2	10.71	39	P1	14.36	28.35	W2	11.1	40.6
O5	10.46	38	P3	13.34	26.34	W10	13.7	45.6
O1	8.89	33	P6	11.23	21.6	W12	10.1	37.8
O5.21	7.9	29	P5.22	11.4	22.6	W4D.18	11.4	40.2
O3.2	8.02	25	P4.1	11.15	21.43	W4.C4	11.1	41.6
O3.1	14.26*	44*	P4.23	9.15	16.14	W4C.12	9.1	32.5
Moyenne écart type	9.19±1.3	32.7±6.0		11.8±1.8	22.7±4.26		11.1±1.5	39.71±4.35

3.3.5 Trajectoires mécanosorptives

En se basant sur l'observation que l'effet mécanosorptif est indépendant du temps [Grossman \(1976\)](#), et [Hunt \(1986\)](#) ont proposé l'utilisation de trajectoires mécanosorptives donnant la complaisance en fonction de MC. Elles ont été construites ici pour Okoumé, Sapin blanc

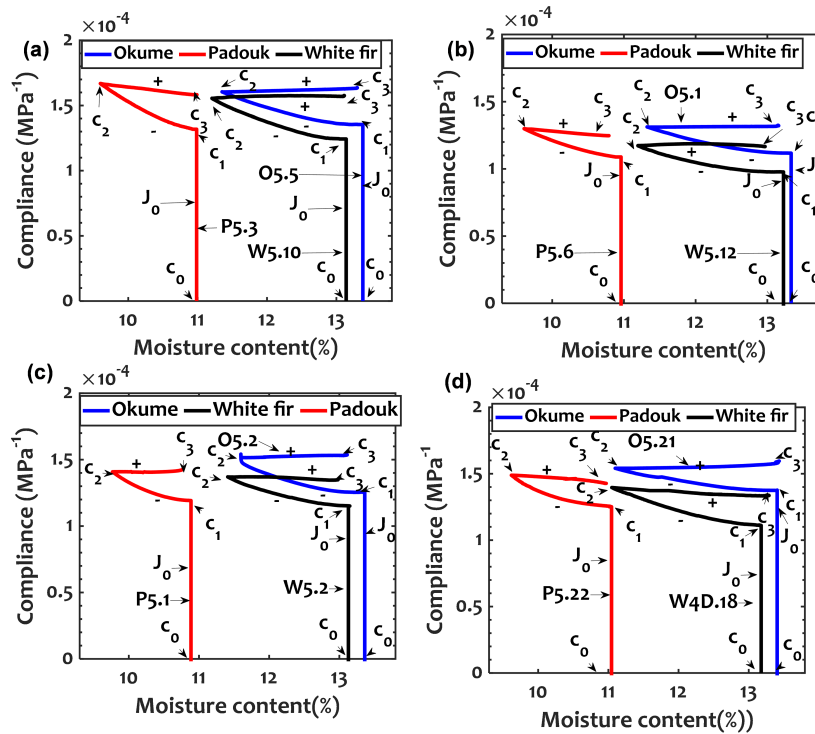


FIGURE 3.20 – Trajectoires mécanosorptives (J^*) de 5 jours; (a) test 1 Okoumé (O5.5), Sapin blanc (W5.10) et Padouk (P5.3); (b) test 2 Okoumé (O5.1), Sapin blanc (W5.12) et padouk (P5.6) (C_0 , C_2 et C_3 =cycle de résorption); (c) test 3 Okoumé (O5.2), Sapin blanc (W5.2) et Padouk (P5.1); (d) test 4 Okoumé (O5.21), Sapin blanc (W4D.18) et Padouk (P5.22); J_0 complaisance.

et Padouk en utilisant l'Eq.3.23 pour la complaisance corrigée J^* et l'Eq.3.24 pour le MC. La Fig.3.20 montre les trajectoires mécanosorptives des essais de 5 jours, où le chargement initial des éprouvettes a été effectué à 75% HR et où un seul cycle de séchage a été appliqué. Le Sapin blanc se distingue de l'Okoumé et du Padouk par une complaisance instantanée (C_0 - C_1) légèrement inférieure. La première variation de l'humidité (lors du séchage C_1 - C_2) a

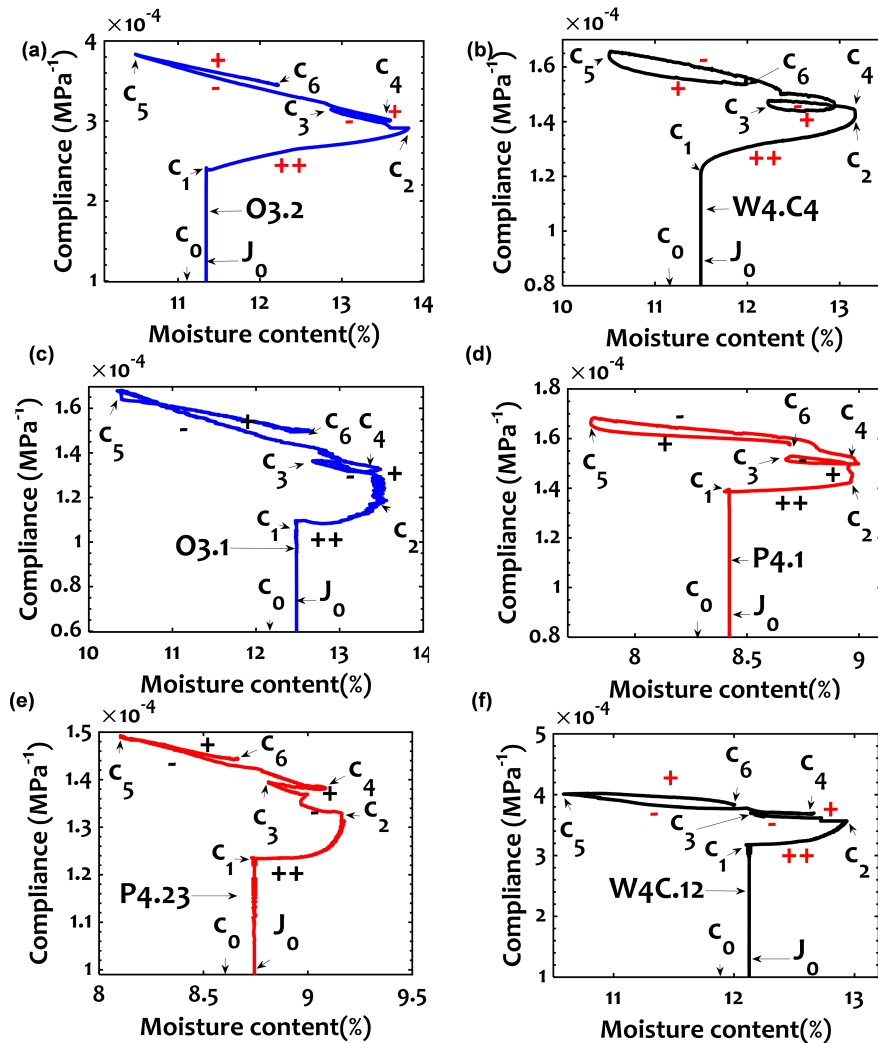


FIGURE 3.21 – Trajectoires mécanosorptives (J^*) des essais à 14 jours ; (a, b) essai 1 Okoumé (O3.2), sapin blanc (W4C.4) ; (c, d) essai 2 Okoumé (O3.1), Padouk (P4.1) ; (e, f) essai 3 Padouk (P4.23), Sapin blanc (W4C.12) ; ($C_1, C_2 \dots 6$ =cycle de sorption) ; J_0 complaisance.

entraîné une augmentation de la complaisance connue sous le nom d'effet (-). Comme déjà visible sur la Fig.3.18, les variations ultérieures d'humidité, connues sous le nom d'effet (+), sont marquées soit par une légère diminution, soit par une augmentation de la complaisance, conformément à l'interprétation de Hunt (1984) comme une dépendance de la pente (dJ^*/dMC) par rapport à la déformation pendant les cycles d'humidité. La Fig.3.21 montre

les trajectoires mécanosorptives des tests de 14 jours ; sur ces figures, pour une meilleure visualisation, la complaisance instantanée n'est pas entièrement représentée. Les charges ont été effectuées dans un état plus sec (65% RH). Les essais montrent les effets de la teneur en humidité sur la complaisance. On constate que la complaisance instantanée du Padouk est élevée par rapport à l'Okoumé et au Sapin blanc. Il apparaît après le chargement instantané (C₀-C₁) que la première adsorption (C₁-C₂) conduit à une augmentation marquée de la complaisance marquée ici par l'effet (++) [Hanhijärvi & Hunt (1998), Gril (2015)]. Après la première phase d'adsorption, les changements ultérieurs de la teneur en humidité (C₂-C₃, C₃-C₄) n'ont pas conduit à une augmentation significative de la complaisance. En revanche, la dernière phase de sorption (C₄-C₅, C₅-C₆), marquée par un assèchement important, n'a pas conduit à une augmentation de la complaisance. Ces résultats sont fortement marqués par le phénomène de pseudo-fluage et de pseudo-recouvrance lors des phases continues de séchage et de mouillage. Il apparaît surtout que l'effet mécanosorptif n'est pas très important ou prononcé. Ceci peut être justifié par la durée des cycles de chargement et surtout par la charge appliquée. Cependant, la vitesse des trajectoires mécanosorptives observées est similaire à celle des courbes d'évolution théoriques de la complaisance de Hunt (1989) et semble mettre en évidence l'existence d'un fluage limite marqué pour nos essais. En effet, nous remarquons que les droites ont tendance à se superposer à chaque cycle de sorption.

3.3.6 Interactions entre le comportement mécanosorptif et viscoélastique

Dans cette section, nous analysons l'influence du chargement et de l'état d'humidité initial sur le comportement viscoélastique de l'ensemble de l'essai. L'analyse est effectuée en évaluant l'incrément du fluage relatif dû à l'effet viscoélastique, et cela uniquement au début du premier cycle, qui a duré un jour pour chaque essai avant les cycles de sorption. La Fig.3.22 montre les incréments du fluage relatif J_r de tous les essais effectués. Ce fluage relatif est défini par :

$$J_r = \frac{J^* - J_0}{J_0} \quad (3.26)$$

Les graphes montrent deux parties du comportement global observé : la partie (1) due au comportement viscoélastique (Vs) ; la partie (2) due au comportement mécanosorptif (Ms). Dans la première partie des courbes, correspondant au fluage observé sur 1 jour, nous avons déterminé les paramètres d'une extrapolation linéaire (Ext) du comportement viscoélastique sur 5 ou 14 jours, et cela pour chaque essai. Pour cette extrapolation, nous avons considéré l'intervalle de $\log_{10}(t)$ (t en jours) compris entre -0.5 et 0, qui nous donnait un R² proche de 1. A T_f=11 jours ou 4 jours (juste avant décharge) on est revenu à l'humidité du premier

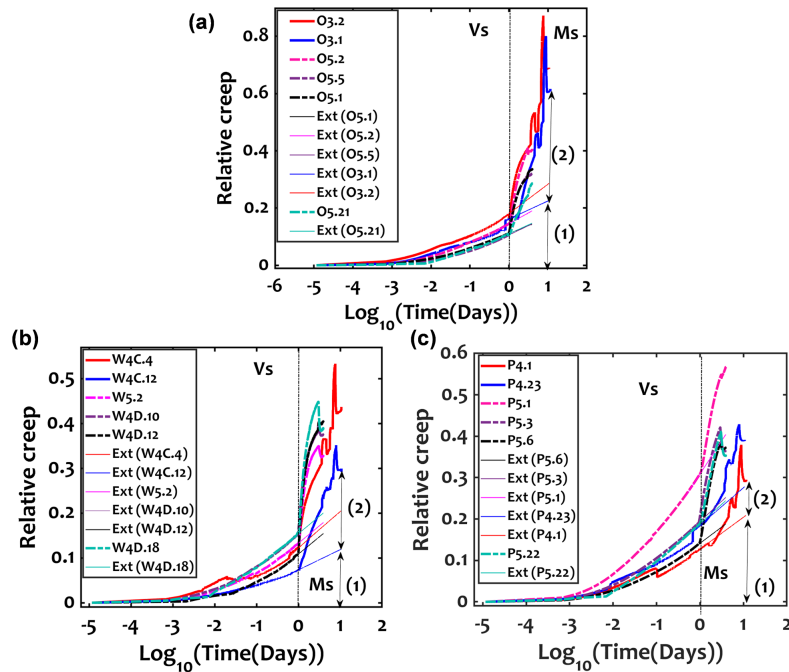


FIGURE 3.22 – Couplage entre le comportement viscoélastique et le comportement mécanosorptif des essences étudiées ; (a) Okoumé ; (b) Sapin blanc ; (c) Padouk ; (1) incrément viscoélastique ; (2) incrément mécanosorptif ; (Ext) extrapolation linéaire.

jour des essais. On définit donc deux grandeurs $V_s(t_f)$ obtenu par extrapolation, et $M_s(t_f)$ définis par différence entre le fluage relatif avant décharge $J_r(t_f)$ et $V_s(t_f)$:

$$M_s = J_r - V_s \quad (3.27)$$

Ces figures montrent les résultats obtenus respectivement sur les éprouvettes de toutes les espèces testées à 10% et celles testées à 35%. Notre analyse se concentre sur la partie V_s dans un premier temps et se poursuivra dans la partie M_s pour étudier l'interaction du comportement viscoélastique sur le comportement mécanosorptif. Dans la plupart des résultats obtenus, nous constatons qu'il n'y a pas de différence significative dans les valeurs de la complaisance relative due à l'effet viscoélastique sous les deux chargements de 10% et 35% de la contrainte de rupture et sous les deux chargements hydriques. Ce résultat confirme les études de plusieurs auteurs sur la linéarité du comportement viscoélastique sous des contraintes allant de 35% à 45% de la contrainte de rupture pour un essai de flexion [Mukudai (1983), Hoyle Jr *et al.* (1986), Foudjet & Bremond (1989)]. La Fig.3.23 montre les incréments relatifs de complaisance viscoélastique obtenus pour l'essai de 14 jours (Fig.3.23a) et pour l'essai de 5 jours (Fig.3.23b). L'analyse du comportement viscoélastique des essais réalisés à 14 jours et à 5 jours montre que l'incrément de la complaisance viscoélastique du Padouk est plus

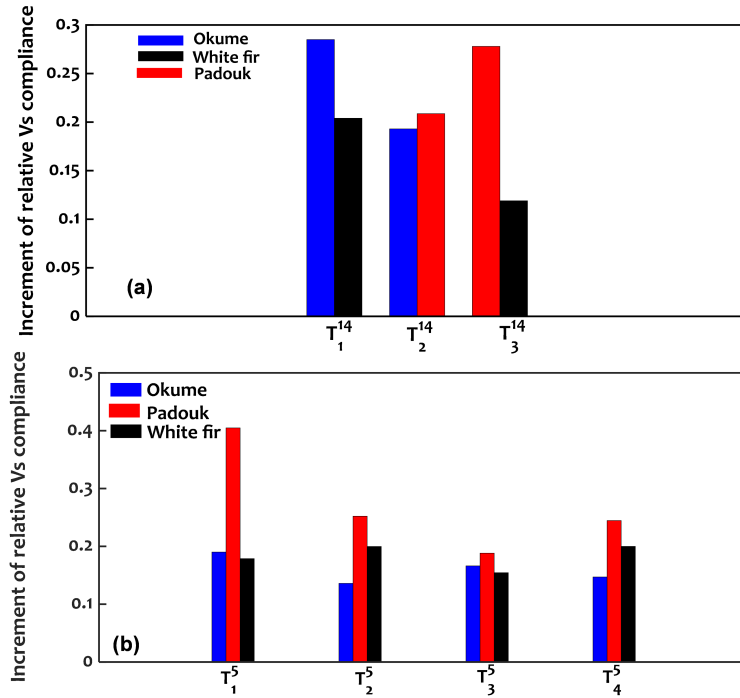


FIGURE 3.23 – Incrément de la complaisance relative dû au comportement viscoélastique pour chaque essai : (a) essai de 14 jours (b) ; essais de 5 jours.

élevée que celle du Sapin blanc et de l'Okoumé. L'incrément de l'Okoumé est significativement supérieur à celui du Sapin blanc. En effet, dans l'analyse du comportement instantané maximal, il a été observé que le Padouk présente un module spécifique plus faible et une déformation instantanée plus importante que les deux autres essences. Dans le cas du comportement viscoélastique différé, il a également été observé que l'incrément de complaisance viscoélastique du Padouk était élevé par rapport aux deux autres espèces. Des observations similaires ont été faites par Gril (1988), mais pour le comportement mécanique, alors que dans notre cas, elles sont observées pour le comportement viscoélastique. En ce qui concerne le comportement mécanosorptif, l'analyse concerne cette fois la deuxième partie des figures (Ms), qui met en évidence l'augmentation de la complaisance relative due au comportement mécanosorptif et l'interaction du comportement viscoélastique et mécanosorptif. En général, l'effet mécanosorptif a un impact sur le comportement viscoélastique des spécimens testés. Cet impact est marqué par une évolution de la pente des courbes à laquelle s'ajoutent des incréments de complaisance mécanosorptive au cours de chaque cycle de sorption. Cette interaction est davantage mise en évidence dans les essais de 14 jours car ils comportent plus de cycles de sorption que les essais de 5 jours. En revanche, les essais à 5 jours nous permettent de mieux analyser le comportement viscoélastique. La Fig.3.24 montre l'incrément de complaisance dû au comportement mécanosorptif de chaque espèce pour les tests de 14 jours

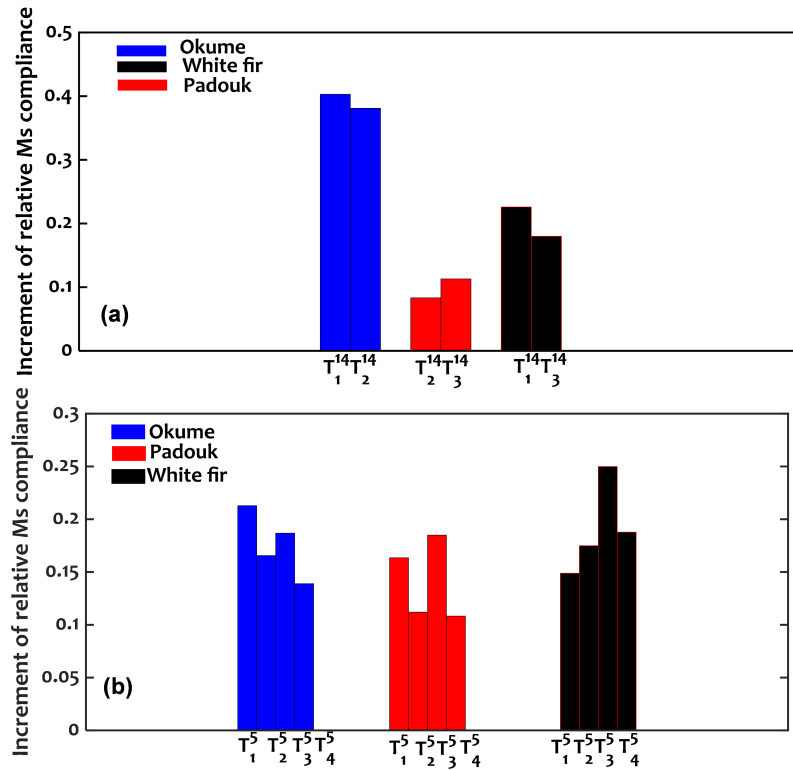


FIGURE 3.24 – Incrément de la complaisance relative due au comportement mécanosorptif pour chaque essai : (a) essai de 14 jours (b) ; essais de 5 jours.

(Fig.3.24a) et les tests de 5 jours (Fig.3.24b). Il apparaît que les incréments de complaisance dus aux variations de la teneur en humidité sont plus faibles pour le Padouk et plus importants pour l’Okoumé et le Sapin blanc. Ceci a été généralement observé dans les trois essais de 5 jours de la Fig.3.24b. Il serait plus probable que l’incrément mécanique soit également plus important pour le Padouk, puisque son incrément de complaisance viscoélastique et sa déformation élastique maximale sont plus importants, comme l’a observé Gril (1988) sur le pin et le pin sylvestre. Dans notre cas, cette différence peut s’expliquer par la diffusion de l’humidité dans le bois. Plus le bois est dense, moins l’humidité est rapidement diffusée. De plus, le comportement mécanique du bois dépend de la teneur en humidité.

3.4 Modélisation rhéologique du comportement mécanosorptif et viscoélastique

Afin analyser plus profondément le comportement viscoélastique et mécanosorptif et d’obtenir de façons valables les paramètres viscoélastiques et mécanosorptifs des essences testées, nous avons appliqué un modèle rhéologique en 1D pour décrire le comportement mécanique

des essais comme le montre la Fig.3.25. Ainsi l'approche est basée sur un modèle de Kelvin

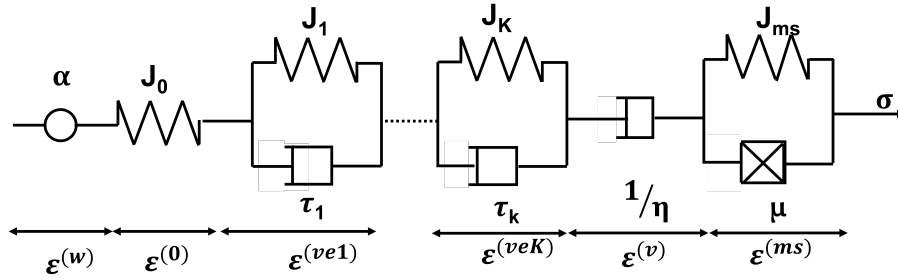


FIGURE 3.25 – Modèle rhéologique avec les paramètres viscoélastiques et mecanosorptif ($k=1,2,3,4$).

-Voigt constitué de 5 blocs en série donc 4 blocs pour décrire les déformations induites par le comportement viscoélastique (ε^{ve}) et un bloc pour la description des déformations dues au comportement mécanosorptif (ε^{ms}). Les 4 blocs viscoélastiques sont constitués chacun d'un ressort de complaisance viscoélastique (J_k) et d'un amortisseur de temps caractéristique (τ_k). Le dernier bloc est constitué d'un ressort de complaisance mécanosorptive (J_{ms}) et d'une humidité caractéristique μ . L'ajout d'un ressort en série de complaisance instantané J_0 permet de mettre en évidence le comportement instantané qui est défini par la déformation instantanée ε^0 . Quant à l'expansion hydrique, nous avons ajouté un élément en série pour traduire la déformation hydrique (ε^w). Afin de prendre en compte les déformations permanentes après décharge, nous avons également ajouté un amortisseur en série. Cet amortisseur permet d'estimer une déformation visqueuse permanente (ε^v). Dans la littérature, plusieurs auteurs ont supposé que tous les ressorts et les propriétés des amortisseurs ont une dépendance à la teneur en eau [Bažant (1985), Hunt (1999), Gril (2015)].

3.4.1 Équations du modèle

En se basant sur la répartition de notre modèle, la déformation totale ε due aux comportements viscoélastique et mécanosorptif est donnée [Toratti & Morlier (1995)] par la relation (Eq.3.28) suivante :

$$\varepsilon = \varepsilon^w + \varepsilon^0 + \varepsilon^{ve1} \dots + \varepsilon^{veK} + \varepsilon^v + \varepsilon^{ms} \quad (3.28)$$

La déformation ε^0 instantanée en fonction de J_0 la complaisance instantanée est introduite par la relation (Eq.3.29) suivante :

$$\varepsilon^{(0)} = J_0 \cdot \sigma(t) \quad (3.29)$$

La déformation due à l'expansion hydrique avec prise en compte des phénomènes de pseudo-recouvrance et du pseudo fluage [Hunt (1994)] est traduite par l'expression (Eq.3.30) suivante :

$$\varepsilon^{(w)} = (\alpha - \beta \cdot \varepsilon(t))(w - w_0) \quad (3.30)$$

Avec α est le coefficient de dilatation hydrique, w_0 est la teneur en eau initiale et β est une constante. La déformation mécanosorptive est définie par l'équation différentielle ci-dessous (Eq.3.31) :

$$\frac{d\varepsilon^{(w)}}{dt} = \frac{J^{(w)} \cdot - \varepsilon^{(w)}}{\mu} \left| \frac{dw}{dt} \right| \quad (3.31)$$

μ est le temps de relaxation mécanosorptive et J^{ms} la complaisance mécanosorptive. Le fluage viscoélastique est donnée par les 4 éléments de Kelvin-Voigt avec des temps caractéristiques différents et se met sous la forme de l'Eq.3.32 suivante :

$$\frac{d\varepsilon^{(w)}}{dt} = \frac{J^{(w)} \cdot - \varepsilon^{(w)}}{\tau^K} \quad (3.32)$$

Où τ^K est le temps caractéristique d'un K-élément de Kelvin-Voigt et est défini par l'expression suivante :

$$\text{Log}\tau^K = \text{Log}\tau_0^K - a \cdot w$$

La déformation visqueuse permanente donnée par l'amortisseur en série est définie par l'expression (Eq.3.33) suivante :

$$\frac{d\varepsilon^{(v)}}{dt} = \frac{\sigma}{\eta} \quad (3.33)$$

avec

$$\frac{1}{\eta} = \frac{1}{\eta_0 \cdot 10^{-\alpha w}}$$

L'amortisseur que nous avons ajouté en série est équivalent à un $K + 1$ élément de Kelvin de complaisance J_{K+1} et temps caractéristique η/J . Dans l'ensemble, le modèle comporte 9 paramètres principaux à ajuster (J_0 , J_v , J_{ms} , μ , α , η , a , η_0 et τ). Ces 9 paramètres ont été déterminés grâce au solveur du logiciel Excel après l'implémentation de la formule incrémentale de notre modèle. En réalité il y a 15 paramètres on a diminué leur nombre en imposant des valeurs des τ_i et en supposant tous les J_v égaux ou variant de manière affine impliquant une même influence de l'humidité pour tous.

3.4.2 Formulation incrémentale

Dans notre cas d'étude, la contrainte est imposée et varie légèrement à cause de l'expansion hydrique comme nous l'avons démontré avec l' Eq.3.22. En faisant l'hypothèse d'une

croissance affine des contrainte entre t et Δt . En intégrant chaque élément de notre partition de déformation entre t_0 et $t_0 + \Delta t$, la formulation incrémentale de chacune des déformations précédentes se met sous la forme suivante (Eq.3.34) [Randriambololona (2003)].

— La déformation instantanée :

$$\Delta\varepsilon^{(0)} = J_0 \cdot \sigma \quad (3.34)$$

— La déformation due à l'expansion hydrique est définie par l'Eq.3.35 :

$$\Delta\varepsilon^{(w)} = (\alpha - \beta \cdot \varepsilon(t))\Delta w \quad (3.35)$$

— La déformation mécanosorptive est traduite par l'Eq.3.36 :

$$\Delta\varepsilon^{ms} = (1 - \exp(-\frac{\psi}{\mu})) \cdot (J_{ms} \cdot \sigma_0 - \varepsilon_0^{ms}) + (1 - \frac{(1 - \exp(-\frac{\psi}{\mu}))}{\frac{\psi}{\mu}}) \cdot J_{ms} \cdot \Delta\sigma_0 \quad (3.36)$$

Avec $\psi = |\frac{\Delta w}{\Delta t}|$

— La déformation viscoélastique pour un élément de Kelvin Voigt est de la forme suivante (Eq.3.37) :

$$\Delta\varepsilon^{ve1} = (1 - \exp(-\lambda)) \cdot (J_{ve1} \cdot \sigma_0 - \varepsilon_0^{ve1}) + (1 - \frac{(1 - \exp(-\lambda))}{\lambda}) \cdot J_{ve1} \cdot \Delta\sigma_0 \quad (3.37)$$

Avec $\lambda = \frac{\Delta t}{\tau_i}$ et $i=1...4$

— La déformation visqueuse permanente est définie par l'Eq.3.38 suivante :

$$\Delta\varepsilon^v = \Delta t \cdot \frac{\sigma_0}{\eta} + \Delta t \cdot \frac{\sigma}{2\eta} \quad (3.38)$$

En regroupant tous les termes en σ_0 et les termes σ entre eux on peut définir deux termes P (Eq.3.39) et Q (Eq.3.40) tel que :

$$P = J_0 + (1 - \frac{(1 - \exp(-\frac{\psi}{\mu}))}{\frac{\psi}{\mu}}) \cdot J_{ms} + (1 - \frac{(1 - \exp(-\lambda))}{\lambda}) \cdot J_{ve1} + \frac{\Delta t}{2\eta} \quad (3.39)$$

et

$$Q = \frac{(1 - \exp(-\lambda))}{\tau_1} \cdot (J_{ve1} \cdot \sigma_0 - \varepsilon_0^{ve1}) + \Delta t \cdot \frac{\sigma_0}{\eta} + (1 - \exp(-\frac{\psi}{\mu})) \cdot (J_{ms} \cdot \sigma_0 - \varepsilon_0^{ms}) \quad (3.40)$$

Dans le cadre de ces essais nous étions dans un cas de contrôle de contraintes pendant un temps Δt où $\Delta\sigma$ est connu, ainsi l'incrément de déformation totale est obtenue par la relation

(Eq.3.41) suivante :

$$\Delta\varepsilon = P\Delta\sigma + Q + (\alpha - \beta \cdot \varepsilon(t))\Delta w \quad (3.41)$$

3.4.3 Modélisation du comportement viscoélastique et mécanosorptif

Modélisation des essais de 14 jours

Dans un premier temps, nous présentons les résultats obtenus pour les essais de 10 jours. Ainsi les Fig.3.26, Fig.3.27 et Fig.3.28 comparent le modèle rhéologique aux résultats expérimentaux pour les trois essences testées. Nous avons mis en annexe l'ensemble des paramètres de chaque essais. On observe de façon globale que le modèle permet d'approcher de manière

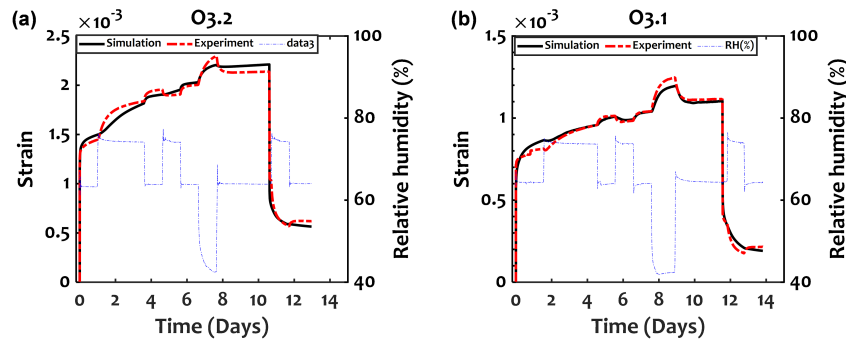


FIGURE 3.26 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes de l'Okoumé : (a) essai 1 ; (b) essai 2 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

satisfaisante le comportement viscoélastique et mécanosorptif des mesures expérimentales notamment sur les 11 premiers jours de chaque essai. Après le 11ème jour lors de la décharge, la déformation permanente (simulée notamment par le coefficient de viscosité η) n'est pas parfaitement prise en compte. Lors de la recouvrance on a remarqué que le modèle semble

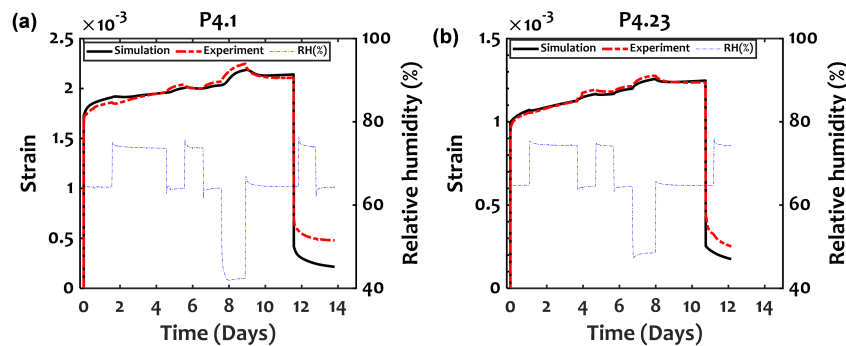


FIGURE 3.27 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Padouk : (a) essai 2 ; (b) essai 3 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

surestimer ou sous-estimer la recouvrance du matériau notamment pour les deux essais du Padouk sur la Fig.3.27a et la Fig.3.27b, et l'essai du Sapin sur la Fig.3.28b où les recouvrances instantanées du modèle et de l'expérimentation ne sont pas identiques. Cela peut s'expliquer par du bruit de mesures lié au frottement des capteurs lors de la décharge ou par un défaut sur les éprouvettes utilisées car sur ces essais il est apparu que la déformation instantanée était différente de la recouvrance instantanée.

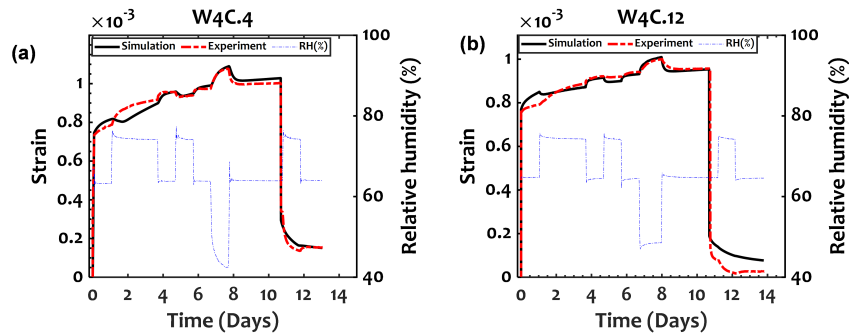


FIGURE 3.28 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Sapin blanc : (a) essai 1 ; (b) essai 3 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

Modélisation des essais de 5 jours

Dans un second temps, nous présentons les résultats des essais de 5 jours pour les 4 essais effectués et de chacune des essences. Les résultats du modèle sont comparés aux résultats expérimentaux comme indiqué par les Fig.3.29, Fig.3.30 et Fig.3.31. D'une manière générale, cette comparaison indique une bonne représentation des phénomènes modélisés par notre approche. Plus précisément, le modèle reflète une augmentation du fluage viscoélastique lors de la première désorption suivi du phénomène de pseudo-fluage ou de pseudo-recouvrance lors de l'humidification le 3ème jour. Pour ces essais la recouvrance est également bien décrite contrairement à certains cas observés pour les essais de 14 jours à l'exception des essais sur l'Okoumé et le Sapin blanc.

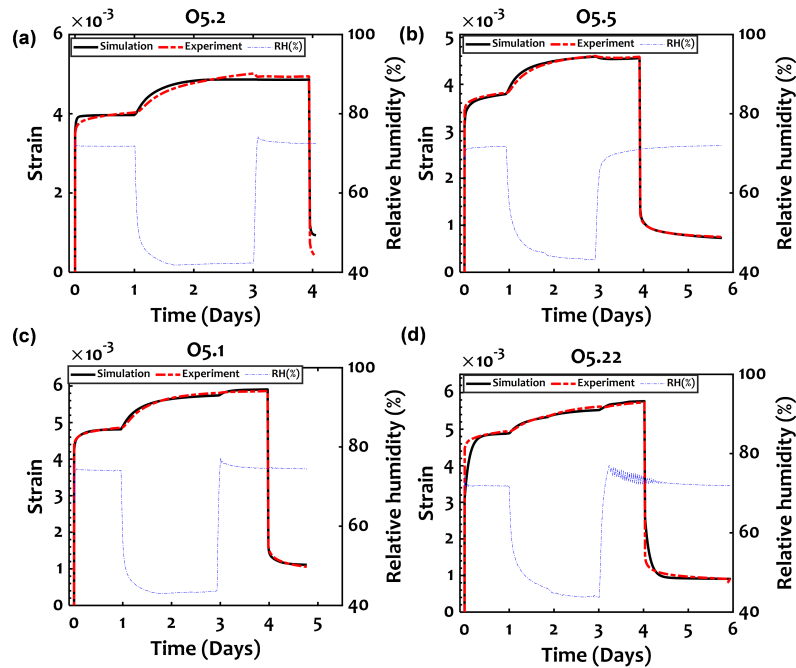


FIGURE 3.29 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes de l’Okoumé : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

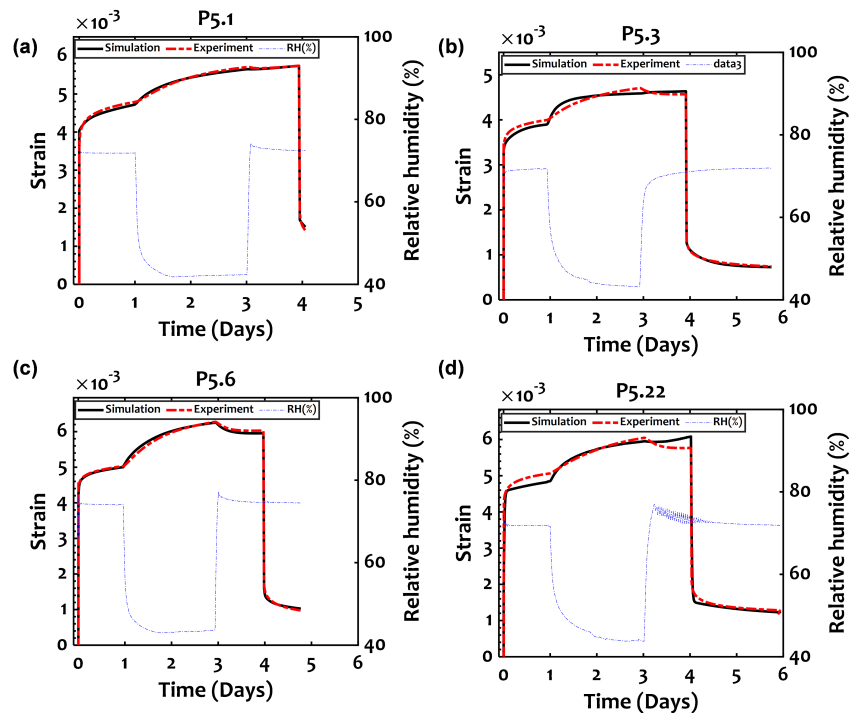


FIGURE 3.30 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Padouk : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

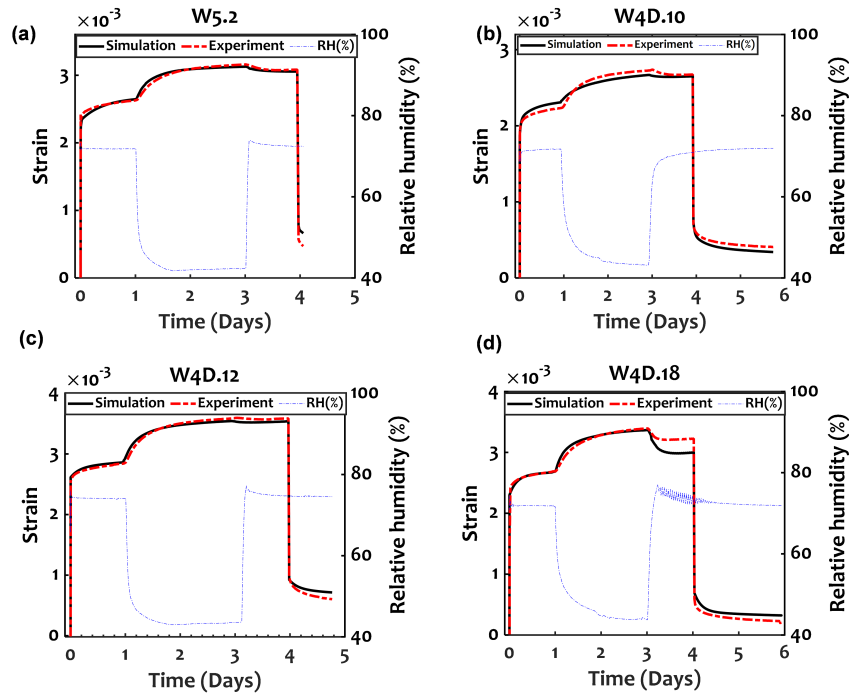


FIGURE 3.31 – Modélisation du fluage-recouvrance des éprouvettes du Sapin blanc : (a) essai 1 ; (b) essai2 ; (c) essai 3 ; (d) essai 4 ; en pointillés la courbe expérimentale, ligne modélisation.

3.5 Conclusion du chapitre 3

Le but de ce chapitre était d'étudier le comportement viscoélastique et mécanosorptif de deux espèces tropicales et d'une espèce tempérée sous chargement mécanique. Ainsi, nous avons réalisé des essais viscoélastiques et mécanosorptifs sur le Padouk, l'Okoumé et le Sapin blanc. Les éprouvettes ont été chargées en flexion 3 points à 10% et 35% de la contrainte de rupture pendant 14 jours et 5 jours sous deux cycles d'humidité relative (45, 65 et 75% HR) et (45, et 75% HR). Les résultats obtenus montrent l'impact du taux de chargement et de l'humidité relative sur le comportement viscoélastique et mécanosorptif. Ces résultats sont également en accord avec ceux de plusieurs auteurs, mettant en évidence des effets mécanosorptifs et viscoélastiques à faible contrainte. Il a été observé que la déformation diminue pendant les phases d'humidification, sauf pendant la première, et que les phases de séchage provoquent une augmentation de la déformation. On a également constaté que malgré son module d'élasticité et sa densité élevés, le Padouk présente une déformation instantanée et un comportement viscoélastique plus élevé que l'Okoumé et le Sapin blanc, mais que les cycles de sorption provoquent moins de déformation dans cette essence que dans les deux autres. La différence dans le niveau de chargement mécanique (10% et 35% de la contrainte de rupture) et hydrique (cycle avec des variations modérées et soudaines de l'humidité relative) que nous avons appliqué aux spécimens n'a pas eu d'effet significatif sur le comportement viscoélas-

tique du bois et tend à confirmer que ce comportement est resté linéaire dans les deux types d'essais réalisés. Pour ce travail, les effets mécanosorptifs n'ont pas été très prononcés, ce qui est compréhensible en raison des cycles de chargement courts. En revanche, des effets (++) et (-) ont été observés pour l'essai de 14 jours. Il est également apparu que les cycles de sorption (humidification et séchage) sont en faveur d'une augmentation de la complaisance bien que le comportement observé tend à confirmer l'existence d'un fluage limite. Ce travail a mis en évidence le comportement viscoélastique et mécanosorptif de deux espèces tropicales jusqu'alors non étudiées et fournit une base de données importante pour l'analyse du comportement mécanique des bois tropicaux, peu disponible dans la littérature. Une étude similaire sera également réalisée sur des éprouvettes entaillées afin de mettre en évidence les effets de la fissuration sur le comportement viscoélastique et mécanosorptif. Nous avons appliqué un modèle rhéologique en 1D pour décrire le comportement viscoélastique et mécanosorptif de nos essais. D'une part, le modèle prend en compte plusieurs effets notamment, l'expansion hydrique, l'élasticité sans effet de l'humidité et la viscoélasticité hygro activé de type Kelvin généralisé avec une activation mécanosorptive. D'autre part, le modèle prend également en compte les effets de la mécanosorption de type Kelvin mécanosorptif pour effet découplé de la viscoélasticité. Enfin, le modèle prend en compte l'effet viscoélastique hygro activé pour obtenir une déformation permanente après décharge. De façon globale le modèle décrit de façon satisfaisante le comportement observé.

Chapitre 4

Comportement mécanosorptif et viscoélastique des poutres entaillées

Les interactions entre les sollicitations mécaniques et environnementales sur les structures en bois peuvent fortement modifier leur comportement mécanique, ce qui complexifie leur mise en œuvre et peut hypothéquer leur durée de vie en service. Plusieurs études ont été menées pour comprendre et caractériser le comportement mécanique du bois à long ou à court terme sous diverses sollicitations mécaniques à l'exemple du fluage du bois en environnement variable. Très peu d'études existent encore sur le couplage de l'effet de la teneur en eau, des paramètres de fissuration et du fluage viscoélastique et mécanosorptif du bois. Les travaux connus à ce jour dans ce domaine, ont permis d'étudier l'impact du couplage de ces 3 effets sur le bois notamment pour des essais de fluage en environnement variable ou de traction en environnement constant. Ces travaux ont montré un réel impact : l'humidification favoriserait l'augmentation des déformations du bois tandis que le séchage serait propice au départ et à la propagation des fissures. Cependant, ces derniers n'ont pas permis de bien découpler la contribution de la teneur en eau des effets mécaniques dus au processus de fissuration. L'objectif de ce travail, est donc d'étudier l'influence des effets mécanosorptifs et viscoélastiques sur la fissuration du bois afin de mieux comprendre la contribution de la teneur en eau sur les processus de fissuration dans le bois. Pour cela, nous avons effectué des essais de fluage et de fissuration sur des éprouvettes d'Okoumé, de Sapin blanc et de Padouk sous cycles d'humidité relative contrôlés et à température constante de 20°C. Ainsi, dans ce chapitre, nous présentons un protocole spécifique de suivi des paramètres de fissuration au cours d'un essai de fluage. La présentation du matériel utilisé, du dispositif expérimental et l'analyse phénoménologique des différents résultats expérimentaux obtenus, sont également effectuées.

4.1 Etude mécanique d'une poutre entaillée en flexion 3-points

4.1.1 Choix de la géométrie des éprouvettes

La configuration géométrique des éprouvettes retenue est similaire à celles d'études précédentes [Nziengui (2019), Angellier *et al.* (2017)], avec des entailles à la moitié de la hauteur ($h/2$) à leurs extrémités. Les mêmes éprouvettes de départ de dimensions 6x12x160 mm qu'au chapitre précédent devant être utilisées (Fig.4.1a), ainsi que les mêmes bancs de fluage avec un entraxe L de 140 mm, nous avons choisi une longueur d'entaille de 20 mm. Cela conduit à une position de l'entaille à $l = 10$ mm de l'appui et juste au droit du capteur latéral correspondant. Nous verrons que ce choix simplifie l'analyse tout en favorisant l'initiation de la rupture à partir de l'entaille.

4.1.2 Analyse des contraintes

Avant de détailler les expérimentations effectuées, nous allons procéder à une analyse mécanique de l'essai. Celle-ci va être basée comme précédemment sur une approche de la résistance des matériaux (RDM), en considérant l'éprouvette comme la juxtaposition de trois poutres droites, avec continuité des déplacements et des rotations au niveau des entailles. Ce faisant nous ne tenons pas compte des écarts évidents au principe de Saint-Venant, notamment au niveau des entailles où l'estimation des concentrations de contrainte nécessiterait un calcul 3D. Par raison de symétrie on considère la demi-poutre entaillée avec une zone non entaillée (S_0) et la zone entaillée (S_1) et une réaction égale à $F/2$ (Fig.4.1b). Le diagramme de moment fléchissant pour la flexion 3-points est a priori le même qu'au chapitre précédent (Fig.4.1c). L'expression du moment fléchissant est donnée par l'Eq.4.1 :

$$M(x) = M_0 \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (4.1)$$

Où $I(x)$ est le moment quadratique. Au niveau de la section (S_0), la contrainte maximale est donnée par l'Eq.4.2 :

$$\sigma(x) = \frac{M(x)h}{2I(x)} = \frac{FLh}{8I(x)} \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (4.2)$$

Dans la zone (S_0) on a $I(x) = I_0 = h^3b/12$, où h et b sont la hauteur et l'épaisseur de l'éprouvette, respectivement. La valeur maximale de $\sigma(x)$ est atteinte en $x=0$ et est donnée par l'Eq.4.3 :

$$\sigma_0 = \frac{M_0h}{2I_0} \quad (4.3)$$

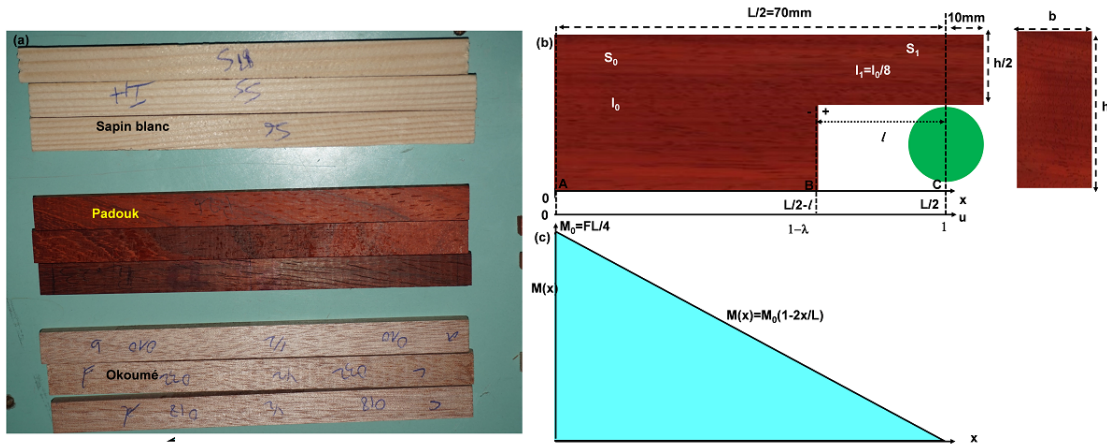


FIGURE 4.1 – Géométrie des essences utilisés avant usinage; (a) éprouvettes à usiner;(b) schéma de la poutre entaillée;(c) diagramme du moment fléchissant.

Dans la zone (S_1) on a $I(x) = I_1 = I_0/8$ et $h' = h/2$; la valeur maximale de $\sigma(x)$ est atteinte au niveau de l'entaille et est donnée par l'Eq.4.1 :

$$\sigma_1 = M_0 \frac{2l}{L} \frac{h'}{2I_1} = 2M_0 \frac{h}{I_0} \lambda \quad \text{avec} \quad \lambda = 2l/L \quad (4.4)$$

Ainsi on peut écrire :

$$\frac{\sigma_0}{\sigma_1} = \frac{1}{4\lambda} \quad (4.5)$$

où $\lambda=2l/L$. Partir d'un chargement dans lequel $\sigma_1 \succ \sigma_0$ risque d'entraîner une rupture des éprouvettes dans la zone S_1 , or pour nos types d'essai de fluage le but est d'observer pendant un temps raisonnable (à partir de 3 jours) les phénomènes voulus tels que la fissuration associée au fluage viscoélastique et mécanosorptif. S'assurer que ces phénomènes se produisent en premier implique d'opter pour un chargement initial où la contrainte dans la zone (0) est partout bien inférieure à celle dans la zone (1), soit : ($\sigma_1 \geq \sigma_0$) ce qui donne l'Eq.4.6 :

$$\alpha = \frac{2l}{L} \leq 1/4 \quad (4.6)$$

ou l'Eq.4.7 :

$$l \leq \frac{L}{8} = 17.5 \quad \text{avec} \quad L = L_{ent} = 140\text{mm} \quad (4.7)$$

Avec l la distance entre le fond de l'entaille et l'appui. L'analyse montre donc qu'on pourrait faire une entaille de 17,5 mm au maximum. On a choisi $l = 10\text{mm}$, ce qui revient à une entaille de 20 mm. Cela permettra d'avoir les capteurs latéraux au droit de l'entaille et simplifiera l'analyse des déformations. La Fig.4.2 montre la géométrie des éprouvettes après l'usinage.

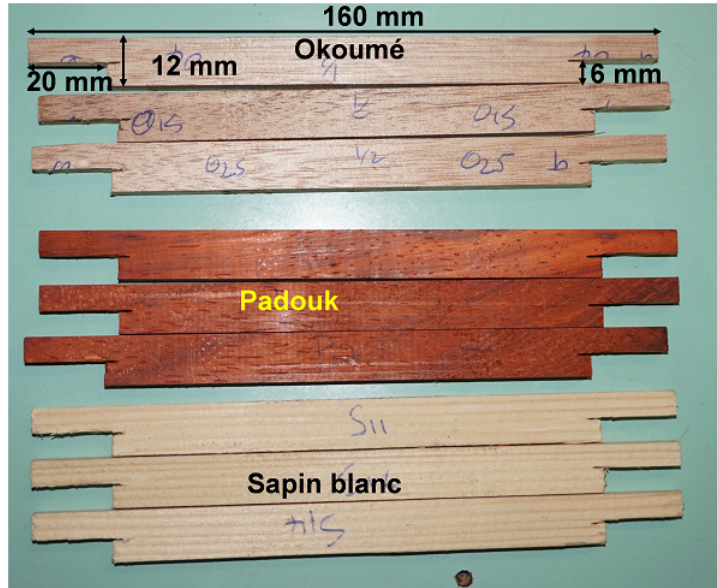


FIGURE 4.2 – Éprouvettes après usinage des entailles.

4.1.3 Expression de la flèche

Pour le calcul de la déformée de la poutre entaillée au moyen d'une approche de type RDM, sur la Fig.4.3a la position des capteurs de déplacement pour la mesure des flèches a été indiquée, et sur la Fig.4.3b le diagramme du moment fléchissant est présenté. Lors d'un chargement la mesure du déplacement du capteur centrale (Tc) V_0 comprend la flèche au centre v_0 , la variation de hauteur qui vaut maintenant $\Delta h/2$ et la flèche due à l'effort tranchant v_{T0} est donnée par l'Eq.4.8 :

$$V_0 = -v_0 - \Delta h/2 - v_{T0} \quad (4.8)$$

Pour les transducteurs latéraux (dont on prendra la moyenne pour l'analyse des mesures), le déplacement V_a comprend la flèche due au moment v_a , la variation de la hauteur $\Delta h/2$, et la flèche due à l'effort tranchant v_{Ta} est donnée par l'Eq.4.9 :

$$V_a = -v_a - \Delta h_a/2 - v_{Ta} \quad (4.9)$$

$\Delta h_a/2$ est la moyenne des variations de la hauteur que mesurent les transducteurs latéraux. Nous faisons encore l'hypothèse d'homogénéité à tout instant des propriétés et de l'humidité dans l'éprouvette. Cela nous permet d'écrire $\Delta h_a = \Delta h$. Dans le chapitre précédent nous avons montré que V_a était légèrement impacté par une contribution mécanique proportion-

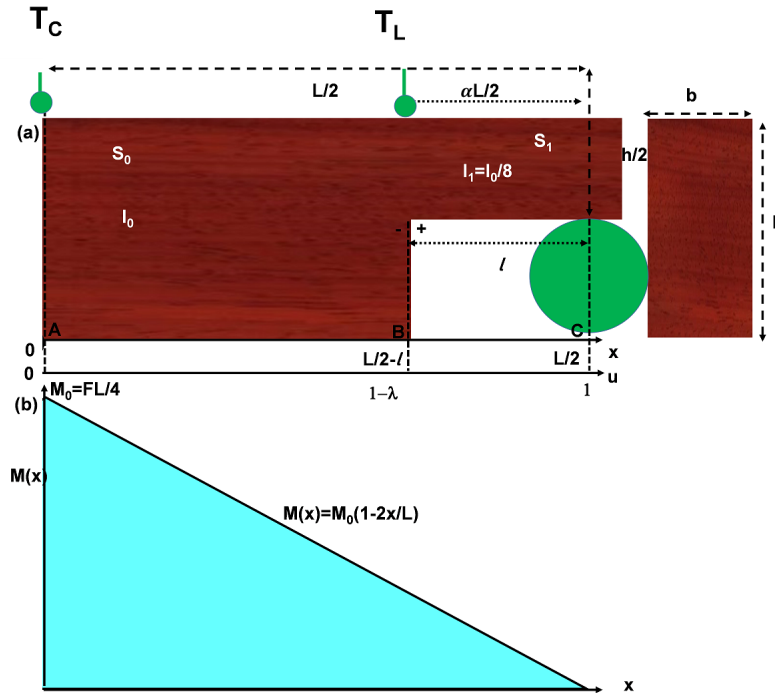


FIGURE 4.3 – Géométrie de la poutre pour l'analyse RDM; (a) demi-poutre entaillée en flexion 3-points; (b) diagramme du moment fléchissant

nelle à V_0 . Notant le facteur de proportionnalité φ_e , l'équation précédente devient :

$$V_a = -\varphi_e v_0 - \Delta h/2 - v_{Ta} \quad (4.10)$$

Expression de la flèche due au moment fléchissant : v_0

La flèche v_0 s'obtient comme au chapitre 3 en intégrant l'Eq.4.11 différentielle suivante :

$$E.I(x) \frac{d^2v}{dx^2} = M_0 \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (4.11)$$

En effectuant le changement de variable sur $u = 2x/L$, l'Eq.4.11 devient :

$$E.I \frac{d^2v}{du^2} = M_0 \frac{L^2}{4} (1 - u) \quad (4.12)$$

Pour résoudre cette équation, le système étudié sera subdivisé en 2 tronçons suivant la variable u . Pour $u = 1$ nous avons un appui simple de ce fait $v(1) = 0$ et en $u = 0$ la symétrie implique $dv(0)/du = 0$. L'assemblage parfait des zones (S_0) et (S_1) au niveau de l'entaille se traduit par la continuité de v et dv/du à la jonction donnée par $u = 1 - \lambda$ où $\lambda = 2l/L$ est le coefficient d'entaille. On notera que par le choix de l , λ est égal au paramètre α défini au

chapitre 3 pour caractériser la position des capteurs latéraux.

— Entre $0 \leq u \leq 1 - \lambda$

$$\frac{d^2v}{du^2} = M_0 \frac{L^2}{4} \cdot (1 - u) = A_0 \cdot (1 - u) \quad \text{avec} \quad A_0 = \frac{M_0 L^2}{4EI_0} \quad (4.13)$$

En intégrant successivement l'Eq.4.13 on a :

$$\frac{\partial v}{\partial u} = A_0 \cdot \left(u - \frac{u^2}{2}\right) \quad (4.14)$$

$$v = A_0 \cdot \left(u - \frac{u^2}{2}\right) + v_0 \quad (4.15)$$

— Pour $1 - \lambda \leq u \leq 1$

$$\frac{d^2v}{du^2} = A_1(1 - u) \quad \text{avec} \quad A_1 = \frac{M_0 L^2}{4EI_1} \simeq 8A_0 \quad (4.16)$$

De même, l'intégration de l'Eq.4.16 permet d'écrire :

$$\frac{dv}{du} = A_1 \cdot \left(u - \frac{u^2}{2}\right) - (A_1 - A_0) \cdot \left(1 - \frac{\lambda^2}{2}\right) \quad (4.17)$$

$$v = A_1 \cdot \left(u - \frac{u^2}{2}\right) - (A_1 - A_0) \cdot \left(\frac{1 - \lambda^2}{2}\right)u - (A_1 - A_0) \cdot \left(\frac{u^2}{2} - \frac{u^3}{6}\right)_{|u=1-\lambda} + (A_1 - A_0) \cdot \left(\frac{1 - \lambda^2}{2}\right)u_{|u=1-\lambda} + v_0 \quad (4.18)$$

— Pour $u = 1$, $\Rightarrow v = 0$, en considérant l'Eq.4.18 on montre que :

$$v_0 = -\frac{1}{3}(A_1 \lambda^3 + (A_1 - A_0) + A_0(1 - \lambda^3)) = \frac{(1 + \lambda^3)}{3}A_0 \quad (4.19)$$

Ainsi l'expression de la flèche finale pour $0 \leq u \leq 1 - \lambda$ est définie par l'Eq.4.20 :

$$v(u) = A_0 \left(\frac{u^2}{2} - \frac{u^3}{6}\right) - \frac{1}{3}(A_1 \lambda^3 + (A_1 - A_0) + A_0(1 - \lambda^3)) \quad (4.20)$$

Pour $1 - \lambda \leq u \leq 1$ la flèche est définie par l'Eq.4.21 :

$$v(u) = A_0 \left(\frac{u^2}{2} - \frac{u^3}{6} - \frac{1}{3}\right) + (A_1 - A_0) \frac{(1 - \lambda^2)}{2} (1 - u) \quad (4.21)$$

Pour la position du transducteur latéral T_L , définie par $u = 1 - \alpha$ nous allons considérer le cas général $1 - \lambda \leq 1 - \alpha$. En considérant l'Eq.4.21, la valeur de la flèche qu'il mesure est

donnée par l'Eq.4.23 :

$$v(1 - \alpha) = -\left(A_1 \frac{3\lambda^2 - \alpha^2}{6} + A_0 \frac{1 - \lambda^2}{2}\right)\alpha = -\left(\frac{1}{2} + \frac{7\lambda^2}{2} - \frac{4\alpha^2}{3}\right)\alpha A_0 \quad (4.22)$$

En réécrivant l'Eq.4.23 en fonction de v_0 , nous avons la relation suivante :

$$v(1 - \alpha) = -\left(A_1 \frac{3\lambda^2 - \alpha^2}{6} + A_0 \frac{1 - \lambda^2}{2}\right)\alpha = -\frac{3}{2}\left(\frac{1+7\lambda^2}{2} - \frac{8\alpha^2}{3}\right)\alpha v_0 = \varphi_e v_0 \quad (4.23)$$

où le facteur $\varphi_e = \frac{3}{2}\left(\frac{1+7\lambda^2}{2} - \frac{8\alpha^2}{3}\right)\alpha = 0.204$ caractérise la contribution mécanique à la mesure des capteurs latéraux lors du chargement de la poutre entaillée. Par la suite $v(1 - \alpha)$ sera noté v_a . Pour $\lambda = 0$ on montre que $\varphi_e \approx \varphi$, cela peut se justifier par le fait que $A_0 \approx 8I_0$. Dans la suite de ce travail, nous considérons la flèche pour $0 \leq u \leq 1 - \lambda$.

Prise en compte de la flèche due au cisaillement

En adoptant l'approche de Timoshenko (1921), nous allons pouvoir estimer la flèche supplémentaire due au cisaillement. Considérons la demie poutre entaillée (Fig.4.4a) et son diagramme des efforts tranchants (Fig.4.4b). En plus du moment $M(x)$ qui induit une flexion

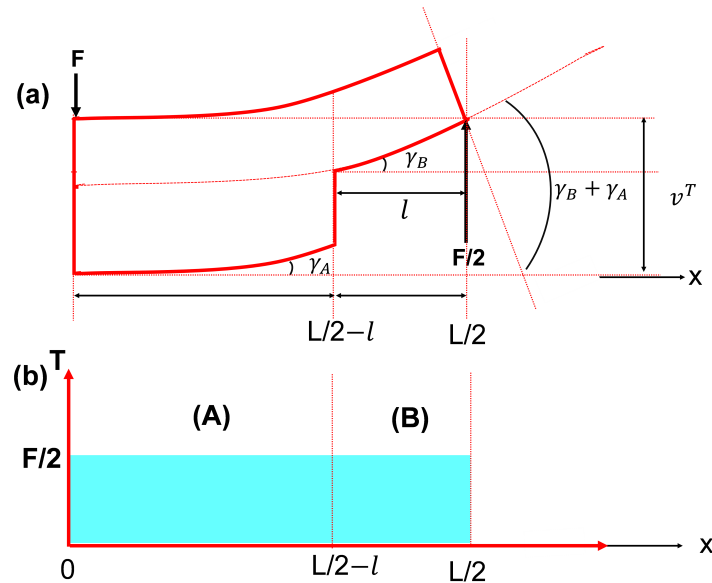


FIGURE 4.4 – Géométrie de la poutre pour l'analyse RDM; (a) demie poutre entaillée en flexion 3-points; (b) diagramme des efforts tranchants.

simple, l'effort tranchant $F/2$ induit un cisaillement simple entre les points d'application de la force. En tenant compte de l'entaille de la demi-poutre, la flèche v_{T0} induite par l'effet du

cisaillement que mesure le capteur du centre se met sous la forme de l'Eq.4.24 suivante :

$$v_{T0} = \gamma_A \cdot \left(\frac{L}{2} - l\right) + \gamma_B \cdot l \quad (4.24)$$

En notant $\tau_A = 3F/5eH$ et $\tau_B = 6F/5eH$ les contraintes de cisaillement en (A) et (B), engendrées par l'effort $F/2$ sur la demi poutre, et $S_A = eh$ et $S_B = eh/2$ les sections, l'expression précédente se met alors sous la force suivante de l'Eq.4.25 :

$$v_{T0} = \frac{\tau_A}{G} \cdot \left(\frac{L}{2} - l\right) + \frac{\tau_B}{G} \cdot l \quad (4.25)$$

En réécrivant cette expression nous avons :

$$v_{T0} = \frac{3F}{5ehG} \cdot \left(\frac{L}{2} - l\right) + \frac{6F}{5ehG} \cdot l \quad (4.26)$$

Ainsi, l'expression finale de la déformation due au cisaillement que mesure le transducteur central est donnée par l'Eq.4.27 :

$$v_{T0} = \frac{3FL}{10ehG} \cdot (1 + \lambda) \quad (4.27)$$

Le transducteur latéral étant placé à une distance $\alpha L/2 = \lambda L/2$, on observe un moment de couple $\lambda FL/4$. Ainsi ce moment crée une flexion simple dans la zone (B) et est associé à un cisaillement simple entre les points d'application de la force. De ce fait l'expression finale de la flèche due cisaillement mesurée par le transducteur latéral est donnée par l'Eq.4.28 :

$$v_{T_a} = \frac{3F}{5Gh} \cdot \lambda L \quad (4.28)$$

4.1.4 Expression des déformations et de la complaisance

En récrivant l'Eq.4.8 et l'Eq.4.10 la déformation se met sous la forme suivante :

$$\varepsilon_0 = \frac{6h}{L^2} \frac{V_0 - V_a}{(1 - \varphi + \omega_e)(1 + 7\lambda^3)} \quad \text{avec} \quad \omega_e = \frac{6E}{5G} \left(\frac{h}{L}\right)^2 \frac{1 - \lambda}{1 + 7\lambda^3} \quad (4.29)$$

En tenant compte des Eq.4.27 et Eq.4.28, on a le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} V_0 = -v_0 - \Delta h/2 - \frac{6E(1+\lambda)}{5G(1+7\lambda^3)} \left(\frac{h}{L}\right)^2 v_0 \\ V_a = -\varphi v_0 - \Delta h/2 - \frac{12E\lambda}{5G(1+7\lambda^3)} \left(\frac{h}{L}\right)^2 v_0 \end{cases} \quad (4.30)$$

En posant $Q = 5(1 + 7\lambda^3)$ et $P = E/G(h/L)^2$ la variation de demi-hauteur est donnée par l'Eq.4.31 :

$$\Delta h/2 = \frac{(Q + 6P(1 + \lambda)V_a - (Q\varphi + 12P\lambda)V_0}{Q(\varphi - 1) - 6P(1 - \lambda)} \quad (4.31)$$

En se basant sous les mêmes hypothèses qu'au chapitre précédent (voir paragraphe 3.2.3). La contrainte effective σ^* est définie par l'Eq.4.32 :

$$\sigma^* = \sigma \frac{S}{S_i} \quad (4.32)$$

Avec $S = eh$ la section transversale, $S_i = e_i h_i$ sa valeur initiale et $\varepsilon_t = h/h_i - 1$ la déformation transversale. Ainsi, en tenant compte de l'Eq.4.29 et de l'Eq.4.32, la complaisance est donnée par la relation suivante :

$$J = \frac{\varepsilon_0}{\sigma^*} = \frac{4h_i^3 b_i}{FL^3} \frac{V_0 - V_a}{(1 - \varphi_e) + \omega_e} (1 + 7\lambda^3) (1 + \varepsilon_t) \quad (4.33)$$

4.2 Matériels et méthodes

Dans cette partie nous présentons la mise en place des essais de fluage mécanosorptif couplé à la fissuration. Deux séries d'essais préalables ont été menées, l'une quasistatique pour estimer de la force de rupture, l'autre en fluage à forte charge pour déterminer la charge à appliquer sur un critère en déformation élastique initiale, et dont la réponse différée sera également analysée dans les résultats.

4.2.1 Mesure préalable de la force de rupture

Nous avons effectué dans un premier temps des essais statiques jusqu'à la rupture des éprouvettes entaillées (Fig.4.5a). Ces essais devaient nous permettre d'estimer les forces à appliquer sur les éprouvettes lors des essais de fluage. En pratique, il s'est avéré impossible d'effectuer ces essais sur les presses conventionnelles de forte capacité (100kN) dont nous disposons au regard de la taille de nos éprouvettes. De ce fait, nous avons mis en place un dispositif provisoire dédié au moyen d'un banc d'essai en flexion 3 points. Le chargement statique se fait en 2 étapes. La première consiste à appliquer des masses successives (7 masses au total) sur l'éprouvette testée et la seconde à ajouter de l'eau dans le récipient que nous avons préalablement accroché à la poutre (Fig.4.5b). La Fig.4.5c présente le banc d'essai utilisé. Le remplissage de ce récipient se fait via un tuyau relié à un robinet d'eau. Dès la rupture de l'éprouvette nous arrêtons immédiatement le robinet et relevons la masse à la rupture avec une balance. Le Tab.4.1 présente les valeurs moyennes et les écarts-types des

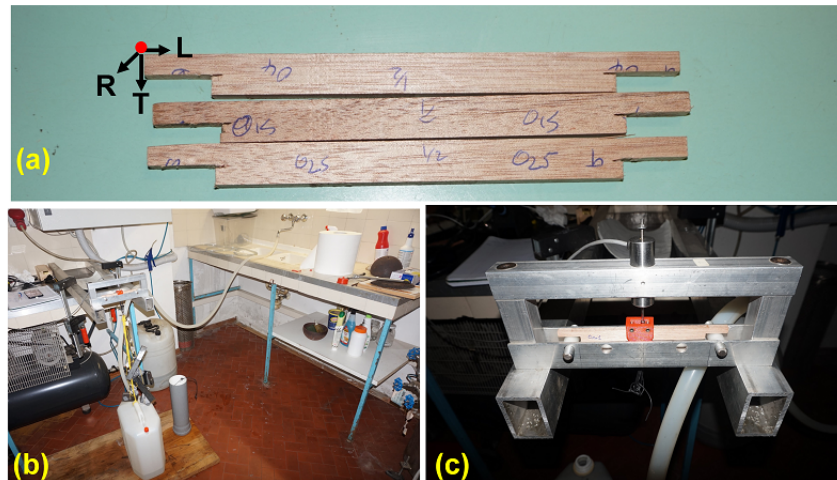


FIGURE 4.5 – Dispositif expérimental pour les essais de rupture ; (a) éprouvettes testées ; (b) système de chargement ; (c) banc d'essai.

TABLEAU 4.1 – Moyennes et écarts-types des forces à la rupture obtenues.

Okoumé	O1.1	O1.3	O1.7	O1.8	O1.13	O1.14		Moyenne	
Masse rupture (Kg)	18.30	16.45	16.45	15.8	19.10	16.35		17.08±1.31	
Force rupture (daN)	17.95	16.14	16.14	15.50	18.74	16.04		16.75 ±1.28	
Sapin blanc	S1.1	S1.2	S1.3	S1.3	S1.11	S1.14	S1.13	Moyenne	
Masse rupture (Kg)	12.90	12.7	14.65	16.1	22.5*	13.45	6.85*	13.96±1.42	
Force rupture (daN)	12.65	12.46	14.37	15.79	22.07	13.19	6.72	13.69±1.39	
Padouk	P1.1	P1.3	P1.5	P1.10	P1.12	P1.14	P1.9	P1.2	Moyenne
Masse rupture (Kg)	18.60	24.85	14.05*	10.05*	16.50	13.3*	14.35*	24.45	21.10±4.19
Force rupture (daN)	18.25	24.38	13.78	9.86	16.19	13.05	14.08	23.99	20.70±4.11

Les valeurs avec (*) = valeurs non prises en compte

forces à la rupture obtenues. Toutefois les valeurs avec (*) n'ont pas été considérées suite à certains essais non concluants.

4.2.2 Dispositif expérimental pour le fluage

Après avoir déterminé les forces à appliquer lors des essais, nous avons effectué des essais de fluage en flexion 3 points. Les poutres testées ont la même configuration géométrique que celles que nous avons utilisées pour les essais statiques (Fig.4.6a). Le Tab.4.2 donne les paramètres et les caractéristiques des éprouvettes testées. Le dispositif expérimental utilisé est quasiment similaire (avec quelques modifications) à celui utilisé pour les essais décrits au chapitre précédent. Aussi nous détaillerons surtout le protocole de suivi des paramètres de fissure, qui est spécifique. Le suivi de la teneur en eau des éprouvettes se fait par des pesées

TABLEAU 4.2 – Caractéristiques des éprouvettes utilisées.

Essais	Éprouvettes	Densité	Éprouvettes	Densité	Éprouvettes	Densité
TE ₁ ¹	O5.2	0.41	P5.1	0.76	W5.2	0.41
TE ₂ ¹	O5.5	0.41	P5.3*	0.76	W4D.10	0.45
TE ₃ ¹	O5.1	0.41	P5.6* (P5.18)	0.78* (0.76)	W4D.12	0.4
TE ₄ ¹	O5.21	0.4	P5.22	0.73	W4D.18	0.41
TE ₅ ¹	-	-	P5.26*	0.71	W4D.S3* (W4D.S19)	0.44*(0.44)

Les essais avec * =essais rupture brusque

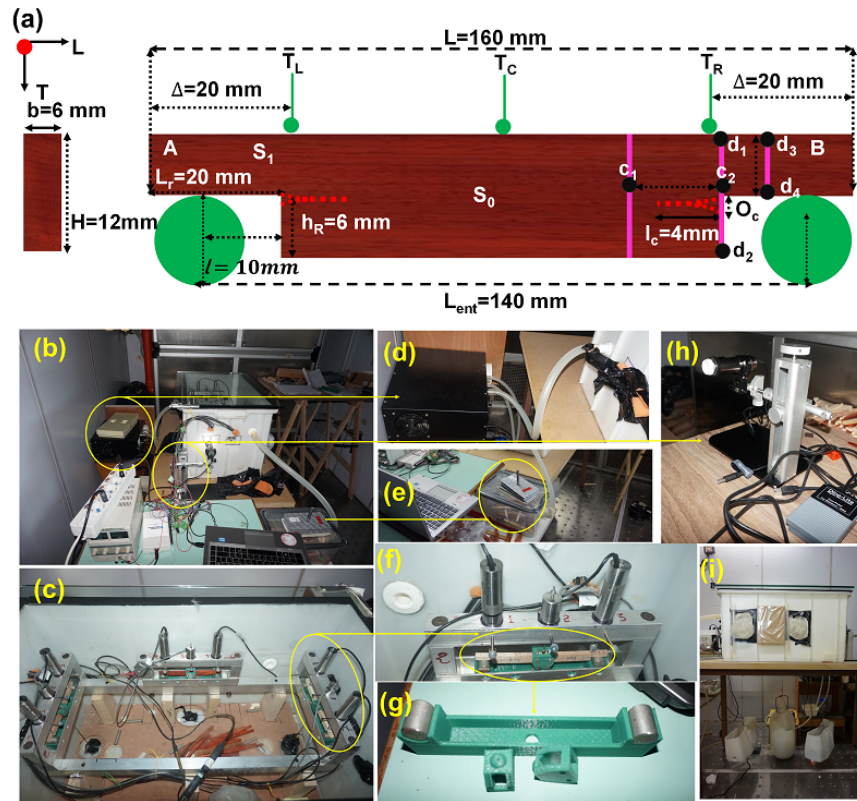


FIGURE 4.6 – Matériel et dispositif expérimental ; (a) Géométrie des poutres testées (échelles différentes en x et en z) ; (b,c) boîte expérimentale ; (d) système d’humidification ; (e) éprouvette de suivi de la teneur en eau ; (f,g) vue globale d’un banc d’essai avec le support d’appuis des éprouvettes ; (h) microscope USB ; (i) Système de chargement.

successives des éprouvettes témoins (Fig.4.6e). Ces éprouvettes sont maintenant conditionnées dans une mini boîte qui est reliée à la boîte expérimentale par un tuyau, cela nous permet d’effectuer les prises de masse sans prendre le risque de perturber les éprouvettes testées. Lors du chargement les poutrelles reposent sur un support en plastique que nous avons imprimé pour ce type d’essais (Fig.4.6g). Aux niveaux des deux extrémités des poutres (A) et (B), nous avons effectué des entailles de longueur (L_r) de 20 mm et de hauteur (h_R) de 6 mm

correspondant à la moitié de la hauteur de la poutre. Le suivi de la fissure se fait uniquement sur la face extérieure de la poutre, sur la face intérieure il nous a été difficile d'introduire le microscope (Fig.4.6h) dans la boîte pour la prise d'images sans perturber la poutrelle testée. Chaque extrémité de la poutre est graduée en millimètre (mm) et marquée par deux droites verticales (d_5d_6) et (d_1c_2) distantes de 10 mm (c_1c_2). Ces deux droites nous permettent de calibrer horizontalement les dimensions réelles de l'image en fonction du grossissement de l'image que le microscope nous donne. Lors de la prise d'une photo ces deux barres verticales doivent impérativement être filmées. Quant à l'estimation de l'ouverture de la fissure elle se fait en mesurant la variation de la distance (d_1d_2) proche du droit de l'entaille, après avoir également calibré verticalement l'image en fonction de la distance réelle donnée ici par la droite (d_3d_4) de distance égale à 6 mm. Le suivi des paramètres de fissuration, longueur et ouverture de fissure, a été fait par prise des images avec un microscope USB de type Dino-Lite universel / EDGE 5 mégapixels (Fig.4.6h) électronique ; la méthode d'estimation de ces paramètres et le fonctionnement de ce microscope seront détaillées dans le paragraphe suivant. Au fond de la boîte nous avons fait 3 trous en dessous des bancs d'essai pour le chargement des éprouvettes (Fig.4.6f).

Méthode d'estimation des paramètres de fissuration au microscope USB

Le suivi de l'évolution des paramètres de fissuration s'est fait avec un microscope USB. L'avantage cruciale de ce dispositif est que l'image se prend dans n'importe quelle position. Ce microscope est équipé d'un objectif qui permet de régler la taille de l'image et le grossissement de celle-ci de façon à ce que l'image soit nette (Fig.4.7). Lors de la prise de photos, le microscope enregistre automatiquement le numéro de l'image, la date, l'heure la taille ainsi que le grossissement. Ces informations sont très importantes dans le traitement des données. L'ensemble de ces informations est visible au-dessus de l'image dans la zone encadrée. Le microscope est réglé par défaut en mode sans calibration, mais ce mode n'est pas très précis et ne décrit pas les dimensions réelles de l'image (Fig.4.7a). Pour résoudre cette difficulté, on calibre la taille de chaque image en fonction de la distance réelle et de son grossissement (Fig.4.7b) et (Fig.4.7c). Sur la Fig.4.7 ci-contre nous montrons un exemple de l'estimation de la longueur de fissure. Cette opération se fait en 3 étapes : la première consiste à prendre une image nette avec le microscope sur laquelle on a deux points de repère de distance connue (Fig.4.7a), dans notre cas nous avons pris un exemple avec une règle graduée sur un intervalle de 16 et 17 cm. En estimant la distance de cette image, on remarque que la lecture de la distance est erronée car les dimensions réelles de l'image n'ont pas encore été calibrées. La seconde étape consiste à calibrer l'image avec le grossissement que donne le microscope pour ce cas, il vaut (25,9). Une fois le grossissement pris en compte, lors de l'étape trois

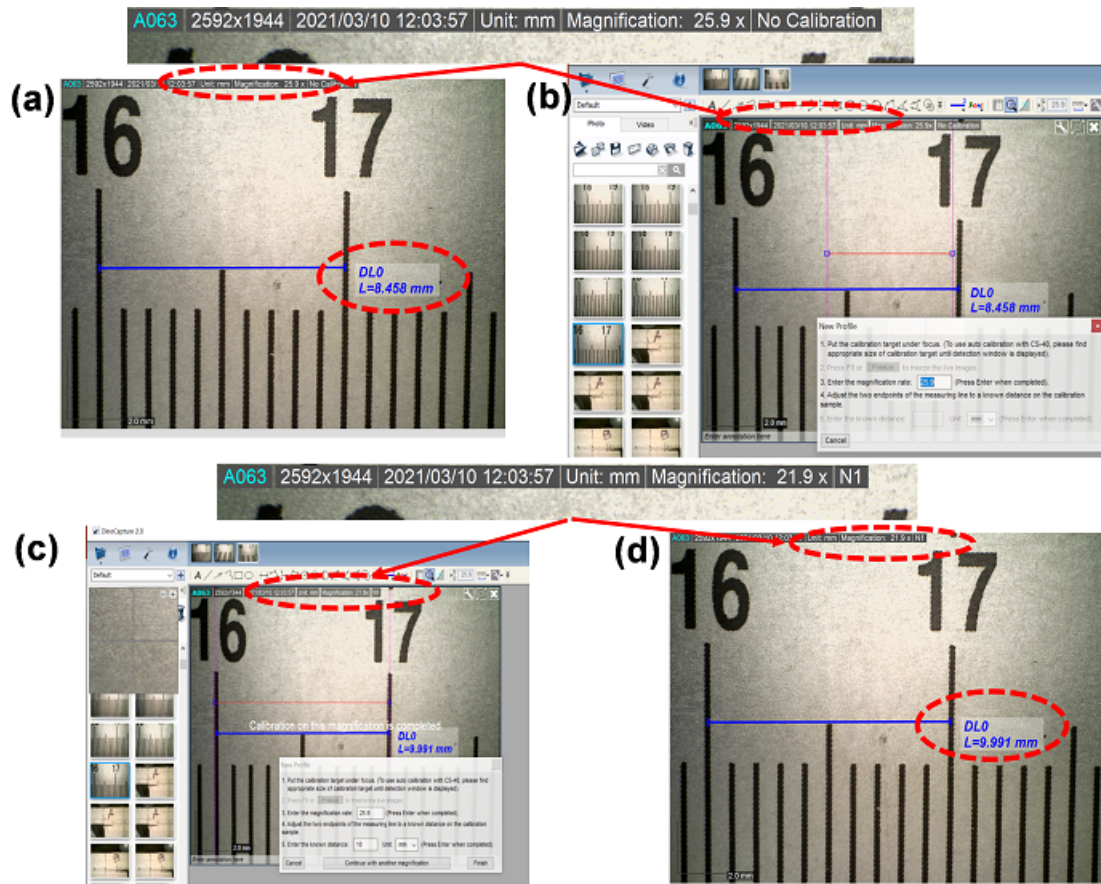


FIGURE 4.7 – Estimation des paramètres de fissuration au microscope; (a) image sans calibration; (b) calibration du grossissement; (c) calibration de la distance réelle; (d) image calibrée.

(Fig.4.7c), nous renseignons une distance réelle connue de l'image dans notre cas elle est de (10 mm). Après cette dernière étape, on arrive à avoir une lecture moins erronée de la distance mesurée (Fig.4.7d). Sur l'image finale (Fig.4.7d), on peut voir que la distance mesurée n'est pas exactement la même que la distance connue. L'erreur commise à cet effet est d'ordre de 0,09%. Cette erreur est négligeable et se justifie par la différence de précision de nos outils de mesure : notamment de la règle graduée qui est précise au millimètre contrairement au microscope qui lui est très précis grâce à sa large plage de grossissement de 10 à 220x.

4.2.3 Essais préliminaires de fluage à niveau de charge élevé

Les éprouvettes testées ont été chargées à l'état humide sous contrainte constante correspondant à 80% de la contrainte à la rupture sous un premier cycle hydrique de 45 à 75% d'humidité relative (HR). Le Tab.4.3 présente les forces que nous avons appliquées sur les éprouvettes. Au bout de ce premier cycle, si nous n'observons pas de fissuration, nous ajoutons

des charges supplémentaires au chargement initial pour accentuer le processus de fissuration et la rupture de la poutre. Le chargement ajouté correspond à un taux de chargement de

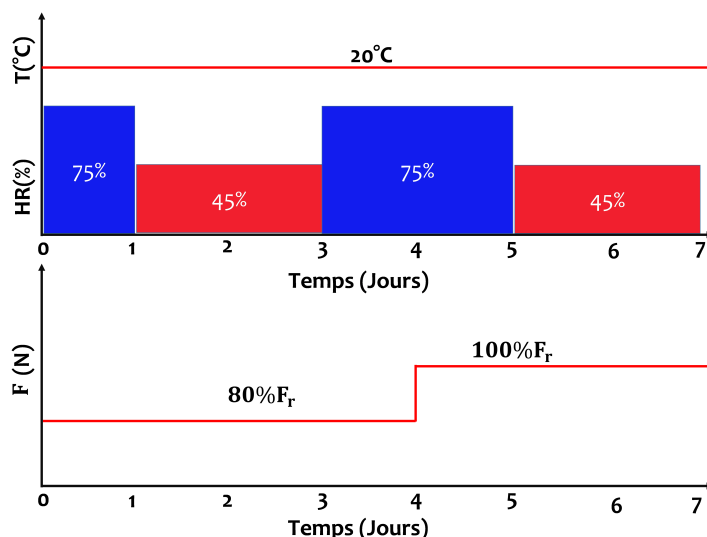


FIGURE 4.8 – Histoire de chargement hydrique des essais à déformation de 0,03%.

100% de la contrainte de rupture donnée par le Tab.4.1. L'ajout des charges supplémentaires se fait chaque 30 minutes car cela permet d'éviter une rupture brusque de la poutre. Après cette surcharge, nous appliquons un second cycle hydrique de 45 à 75% de HR. La Fig.4.8 résume l'histoire des chargements hydriques et mécaniques considérés.

TABLEAU 4.3 – Teneur en eau initiale des éprouvettes témoins

	Okoumé				Sapin blanc				Padouk			
E_p	OE20	OE21	OE22	OE23	SE20	SE21	SE22	SE23	PE20	PE21	PE22	PE23
MC(%)	13.43	13.62	12.23	14.53	13.69	13.89	15.98	13.98	11.89	12.64	12.46	12.23
M-E	13.45±0.95				14.38 ± 1.07				12.31 ± 0.33			

E_p =éprouvettes, MC= teneur en eau initiale, M-E=moyenne écart-type

4.2.4 Mise au point du chargement hygromécanique

A partir des données d'essais préliminaires effectués en amont (essais à 80%), nous avons calculé les déformations maximales (ϵ_c) de la partie la plus sollicitée (Eq.4.34) des éprouvettes en considérant la flèche (v_0) mesurée par le transducteur central de l'éprouvette. Ensuite, la déformation est tracée en fonction du logarithme du temps, exprimé en seconde. La représentation des courbes en fonction du logarithme permet de mieux observer les premiers instants du chargement. Les Fig.4.9a et Fig.4.9b présentent les résultats obtenus pour le Padouk et le Sapin blanc. Ces déformations sont tracées de sorte que le début de la réponse viscoélastique

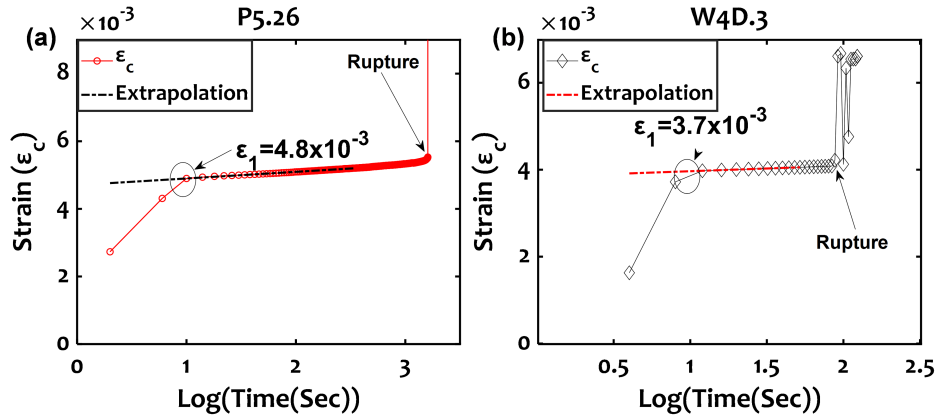


FIGURE 4.9 – Méthode d'interpolation de la déformation instantanée (a) ; Padouk ;(b) Sapin blanc.

peut être extrapoler par une ligne droite ; l'ordonnée à l'origine est la déformation élastique ε_1 , définie au temps $t_1 = t_0 + 10\text{sec}$, 10 secondes après le début de l'essai. L'expression des déformations est donnée par la relation suivante :

$$\varepsilon_c = \varepsilon_0 = \frac{6hv_0}{(1 + 7\lambda^3)L^2} \quad (4.34)$$

Le Tab.4.4 présente les valeurs et les valeurs moyennes des déformations obtenues pour l'Okoumé, le Sapin et Padouk pour chaque essai réalisé. Les valeurs moyennes de l'Okoumé,

TABLEAU 4.4 – Valeurs des déformations maximales des éprouvettes des essais à F80%.

Essais	TE ₂ ¹	TE ₃ ¹	TE ₄ ¹	TE ₂ ¹	TE ₃ ¹	TE ₄ ¹	TE ₅ ¹	TE ₂ ¹	TE ₃ ¹	TE ₄ ¹	TE ₅ ¹
ε_0	0.36%	0.35%	0.34%	0.33%	0.24%	0.30%	0.37%	0.46%	0.54%	0.43%	0.48%
Moyenne	0.35%			0.31%			0.48%				

du Sapin blanc et du Padouk sont respectivement de 0,35%, 0,31% et de 0,48%. Avant la réalisation des essais nous avons déterminé le module d'élasticité (E) des éprouvettes qui seront utilisées pour les essais de fluage. Nous avons donc effectué des essais dynamiques avec la méthode BING [Brancheriau & Paradis (2007)] sur une dizaine d'éprouvettes de chaque espèce. Le Tab.4.5 donne les valeurs des modules d'élasticité déterminées ainsi que leurs densités. Ainsi, nous avons choisi le taux de déformation initiale de 0,3% proche de l'essence ayant le taux de déformation le plus bas (le Sapin blanc). Une fois ce taux de déformation fixé, nous avons calculé les forces F à appliquer sur les éprouvettes selon l'équation suivante :

$$F = \frac{2h^2bE\varepsilon}{3L_{ent}} \quad (4.35)$$

TABLEAU 4.5 – Valeurs des modules d'élasticité et densités des éprouvettes des essais à D0.3%.

Sapin blanc	E(GPa)	Densité	Padouk	E(GPa)	Densité	Okoumé	E(MPa)	Densite
S100	14.72	0.47	P100	12.66	0.77	O115	10.53	0.40
S101	13.84	0.47	P113	12.66	0.77	O114	10.50	0.45
S102	13.95	0.46	P112	15.60	0.79	O113	10.78	0.42
S103	11.44	0.48	P111	14.52	0.80	O112	8.56	0.45
S104	18.62	0.51	P110	12.59	0.75	O111	10.47	0.41
S105	14.61	0.48	P107	11.49	0.73	O110	8.44	0.40
S106	14.37	0.45	P108	13.89	0.81	O109	10.33	0.41
S107	12.47	0.47	P101	12.41	0.77	O108	11.54	0.43
S108	16.19	0.46	P102	11.36	0.72	O107	11.02	0.42
S109	12.40	0.40	P109	14.10	0.80	O106	11.37	0.42
S110	11.58	0.41	P100	15.33	0.75	O105	10.92	0.41
S111	12.81	0.42	P106	14.88	0.76	O104	12.71	0.45
-	-	-	P104	18.62	0.80	O103	10.52	0.41
-	-	-	P105	11.49	0.73	O102	12.43	0.45
-	-	-	-	-	-	O101	9.66	0.43
-	-	-	-	-	-	O100	11.21	0.42

Avec h la hauteur de la poutre, b son épaisseur, L_{ent} l'entraxe de la poutre et E le module d'élasticité de l'éprouvette. Pour ces essais, le Tab.4.6 montre les valeurs des forces déduites de l'Eq.4.35 (Force 1) et les valeurs de forces réelles (Force2) des éprouvettes testées, les modules d'élasticité et les forces calculées. En pratique, seuls les essais sur les éprouvettes de Padouk et d'Okoumé n'ont pas fait l'objet de rupture brusque contrairement au Sapin blanc. Le Tab.4.6 présente également l'ensemble des tests effectués ; on peut voir que les essais réalisés sur le Sapin blanc se sont caractérisés par une série de ruptures brusques et sur neuf (9) tentatives, seuls trois (3) ont abouti. Pour l'Okoumé trois (3) essais sur cinq (5) ont abouti alors qu'ils l'ont tous été en ce qui concerne le Padouk. Les essais dont la rupture est apparue brusquement sont marqués d'une étoile (*) dans le Tab.4.6. Suite à ces ruptures sur le Sapin blanc, nous avons décidé de réduire le taux de déformation appliqué pour les essais. En effet, après avoir enregistré deux (2) ruptures brusques successives pour un taux de déformation de (0,3%) lors des tests TE_4^2 et TE_5^2 , nous avons réduit le taux de déformation à (0,25%) ce qui nous a permis de réaliser correctement l'essai TE_4^2 . Après cet essai réussi, l'essai suivant s'est à nouveau soldé par une rupture en considérant le même taux de déformation. Par la suite nous avons encore réduit ce taux à (0,245%) qui malheureusement conduit à des ruptures

TABLEAU 4.6 – Ensemble des tests D0,3% effectués

Essais	Éprouvettes	E(MPa)	Force 1 (daN)	Densité	Force 2 (daN)	ε (%)
Okoumé						
TE ₁ ²	O108	11.54	14.39	0.43	14.18	0.3
TE ₂ ²	O106	11.37	14.03	0.42	14.22	0.3
*TE ₃ ²	O111	10.47	12.93	0.41	12.95	0.3
*TE ₄ ²	O102	12.43	15.35	0.45	15.35	0.3
TE ₅ ²	O109	10.33	12.74	0.41	12.85	0.3
Padouk						
TE ₁ ²	P109	14.10	17.40	0.80	17.27	0.3
TE ₂ ²	P108	13.89	17.14	0.81	17.27	0.3
TE ₃ ²	P106	14.88	18.37	0.76	18.44	0.3
TE ₄ ²	P100	15.33	18.92	0.75	18.98	0.3
Sapin b						
TE ₁ ²	S107	12.47	15.39	0.47	15.30	0.3
*TE ₂ ²	S109	12.40	15.30	0.40	15.40	0.3
*TE ₃ ²	S110	11.58	14.29	0.41	14.28	0.3
TE ₄ ²	S103	11.44	11.77	0.48	11.67	0.25
*TE ₅ ²	S100	14.72	12.11	0.47	11.82	0.2
*TE ₆ ²	S111	12.81	12.91	0.42	13.00	0.245
*TE ₇ ²	S101	13.84	13.95	0.47	13.95	0.245
*TE ₈ ²	S105	14.61	14.73	0.48	14.76	0.245
TE ₉ ²	S104	18.62	11.87	0.51	11.87	0.155

Les essais avec * =essais rupture brusque

Force1= force calculée ; Force2 =force réelle ; ε = Taux de déformation

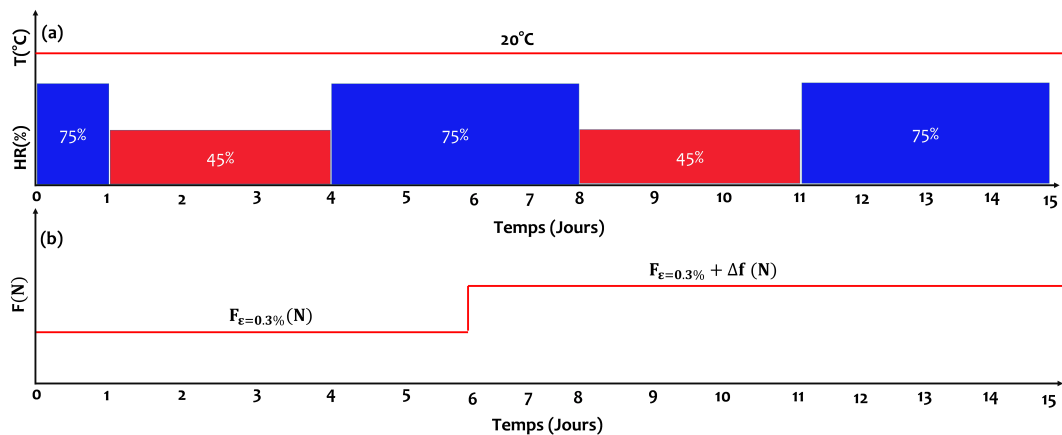


FIGURE 4.10 – Histoire de chargement hydrique des essais à déformation de 0,3%.

instantanées TE₄², TE₆², TE₇², TE₈² et TE₉². Suite à cela, nous avons encore réduit le taux de chargement à (0,155%). Cela nous a permis de réaliser un troisième essai TE₈² sur le Sapin

blanc. De façon globale, nous avons pu effectuer seulement 3 essais sur cette dernière essence. La Fig.4.10 présente l'histoire de chargement hydrique et des forces (contrainte) utilisés pour les essais. Un cycle de chargement hydrique sous force constante dure 6 jours. Il est composé d'un jour d'humidification de 75% puis une phase de 3 jours de séchage à 45% suivi d'une phase de ré-humidification de 2 jours à 75%. Au bout de ce cycle des incréments de forces sont ajoutés si nous n'observons pas de fissure comme expliqué précédemment. Après l'ajout de ces incréments nous attendions 2 jours de plus pour déclencher la phase de séchage. Rappelons que ce cycle peut être répété jusqu'à ce que la rupture de la poutre survienne.

4.3 Résultats et discussion

4.3.1 Effet du comportement mécanosorptif sur la fissuration

Dans cette partie, nous analysons les résultats obtenus par l'effet du comportement mécanosorptif et viscoélastique sur la déformation et la fissuration des poutres testées dans le temps jusqu'à la rupture. Parallèlement, pour chaque essai, nous présenterons l'évolution de la teneur en eau mesurée expérimentalement (MC_{exp}) et celle que nous avons estimée (MC). L'estimation de la teneur en eau s'est faite en corrélant les mesures de MC_{exp} aux effets du retrait gonflement mesurés par les capteurs des cotés T_R et T_L comme nous l'avons longuement détaillé au chapitre précédent. Toutefois, cette estimation a été difficile à réaliser pour certains essais de la seconde phase ; notamment pour les essais TE_2^2 qui ont été perturbés par un dysfonctionnement de la salle climatique à cause des températures estivales très élevées. Sur l'ensemble des essais où nous avons pu interpoler la teneur en eau à partir des mesures des capteurs latéraux, on observe une très bonne corrélation entre ces deux mesures. Ainsi, sur chaque essai nous observons l'effet couplé des variations d'humidité sur les déformations du bois et la fissuration. Les résultats présentés concernent les essais qui se sont correctement déroulés notamment TE_3^1 (Okoumé et Sapin blanc), TE_4^1 (Okoumé, Padouk et Sapin blanc) pour les essais à 80% de la force de rupture. Les résultats des essais TE_3^1 sont représentés par les Fig.4.11(a-b) pour l'Okoumé et par la Fig.4.11(c-d) pour le Sapin blanc. Pour cet essai, les résultats pour le Padouk ne sont pas analysés car nous n'avons pas observé de fissuration. Pour l'essai TE_4^1 , les Fig.4.12a-b montrent les résultats de l'Okoumé, les Fig.4.12(c-d), ceux du Sapin blanc et les Fig.4.12(e-f) présentent ceux du Padouk. Concernant l'essai à taux de déformation de 0,3% (essais D0.3%) seuls les résultats de l'essai TE_1^2 sont présentés. Toutefois on garde en esprit que les résultats des essais TE_2^2 TE_3^2 décrivent tous le même comportement. Ainsi, les Fig.4.13(a-b) montrent les résultats de l'Okoumé, les Fig.4.13(c-d), ceux du Sapin blanc et les Fig.4.13(e-f) présentent ceux du Padouk. Pour ces essais rappe-

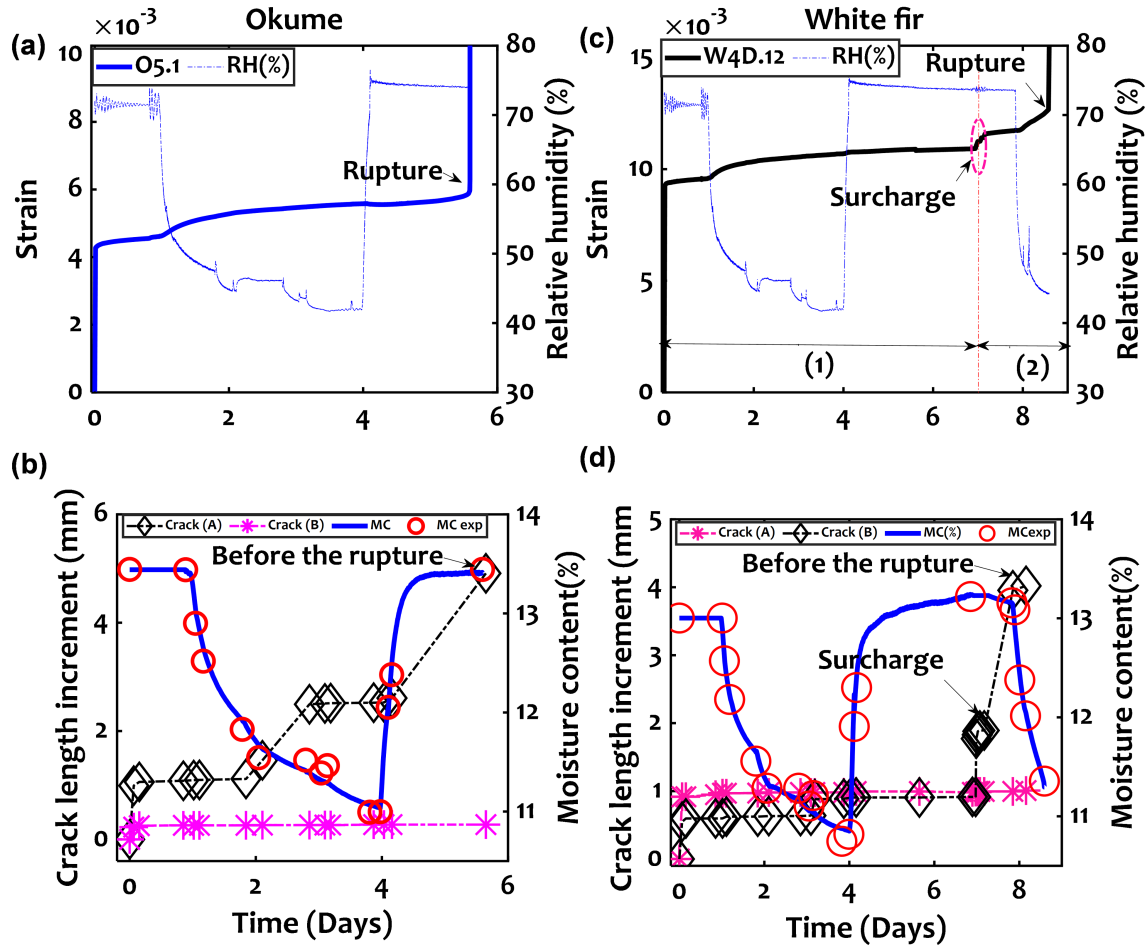


FIGURE 4.11 – Déformation et fissuration dues aux effets viscoélastiques et mécanosportifs des éprouvettes lors de l’essai T_3^1 ; (a) Déformation Okoumé; (b) propagation de la fissure Okoumé; (c) Déformation Sapin blanc; (d) propagation de la fissure Sapin blanc; (e) Déformation Padouk; (f) propagation de la fissure Padouk.

lors qu’un cycle de sorption se fait en 6 jours dont une phase d’humidification à 75% HR d’un jour, d’une phase de séchage à 45% HR de 3 jours et d’une phase de ré-humidification à 75% de HR de 4 jours le 4ème jour. Ce premier cycle de sorption est délimité par une flèche (1) sur certaines figures pour des essais où nous avons appliqué la surcharge (ajout des incréments de force). Au bout du 3ème jour de la ré-humidification, nous avons ajouté des charges supplémentaires et débuté le seconde cycle de sorption ; cette phase est délimitée également par une flèche (2) Fig.4.11(c-d) et Fig.4.12. En distinguant ainsi ces deux cycles, dans la première zone tous les phénomènes observés seront purement gouvernés par l’effet viscoélastique et mécanosorptif; quant à la seconde zone, en plus de ces effets, il y aura une contribution mécanique. Dans la zone (1), nous pouvons observer qu’après un chargement de la poutre il y a une augmentation de la déformation et une propagation de la fissure. Du-

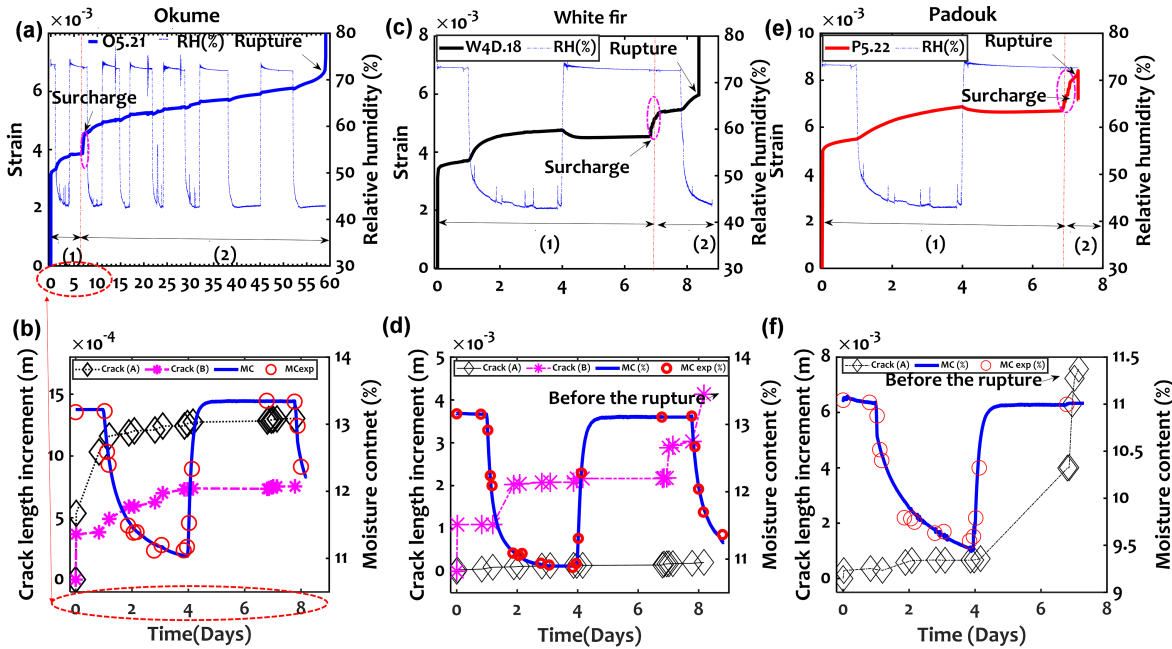


FIGURE 4.12 – Déformation et fissuration dues aux effets viscoélastiques et mécanosorptifs des éprouvettes lors de l’essai T_4^1 ; (a) Déformation Okoumé; (b) propagation de la fissure Okoumé; (c) Déformation Sapin blanc; (d) propagation de la fissure Sapin blanc; (e) Déformation Padouk; (f) propagation de la fissure Padouk.

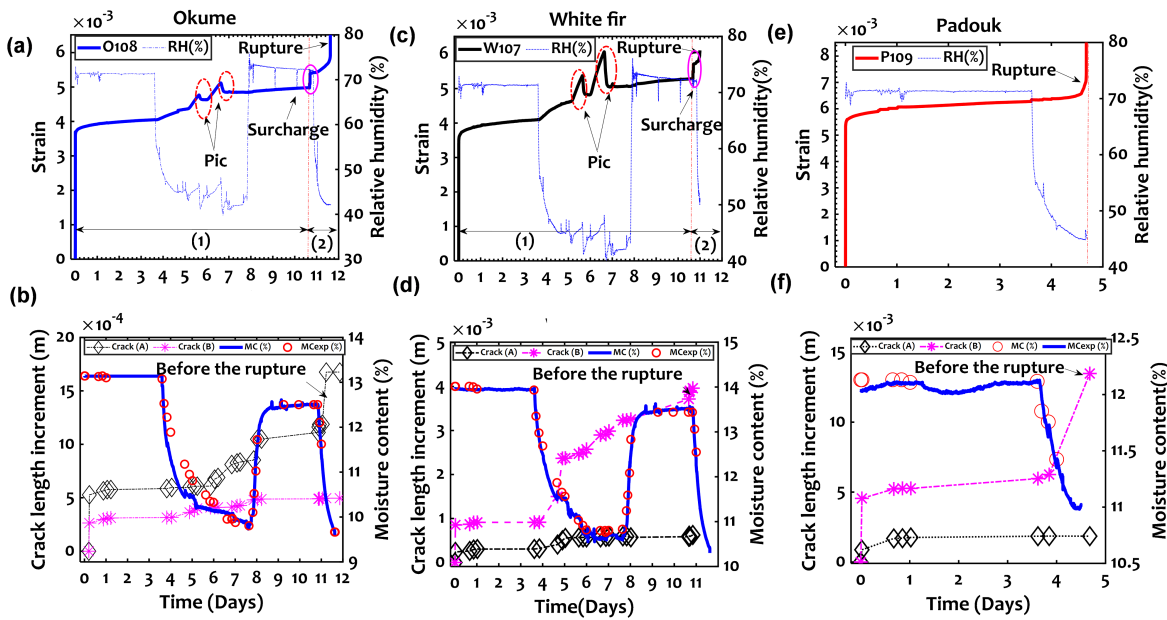


FIGURE 4.13 – Déformation et fissuration dues aux effets viscoélastiques et mécanosorptifs des éprouvettes lors de l’essai T_1^2 ; (a) Déformation Okoumé; (b) propagation de la fissure Okoumé; (c) Déformation Sapin blanc; (d) propagation de la fissure Sapin blanc; (e) Déformation Padouk; (f) propagation de la fissure Padouk.

rant le premier jour du chargement où l’humidité est gardée constante à 75% nous pouvons observer que le bois présente un comportement viscoélastique ; il apparaît également que les déformations aux instants de chargement sont très importantes comparativement aux mêmes essais réalisés sur des poutres non entaillées notamment pour les éprouvettes des essai T13 (O5.1, W4D.12) et TE14 (O5.21, W4D.18). Cela peut se justifier par les effets de la fissuration qui augmente les déformations. Toutefois les fissurations restent stables. Le Tab.4.7 donne les différentes valeurs initiales que nous avons déterminées par interpolation. Compte tenu de la complexité de tester à la fois une éprouvette non entaillée et entaillée sans risque de rupture brusque, notre analyse se basera sur les deux essais effectués sur les éprouvettes du Sapin et sur les essais du Padouk et de l’Okoumé. Pour l’Okoumé, la déformation étant anormalement plus faible, seul un essai sera considéré. Sur l’ensemble des résultats, l’effet de l’entaille sur le chargement est plus important pour le Sapin blanc. Sur les 2 essais, on observe une augmentation relative de la déformation variant entre 41 et 54%. Pour le Padouk et l’Okoumé elle est de 16% et de 30%. Quant à la zone (2), après le premier changement d’humidité, nous observons que les déformations ainsi que la fissure ont tendance à augmenter. Pour ces essais, nous remarquons également que la fissure se propage sur un coté alors que sur l’autre, elle reste presque constante. Le fait d’observer les fissures dans la zone (2) montre clairement

TABLEAU 4.7 – Comparaison des valeurs des déformations à l’instant du chargement des poutres non entaillées et entaillées.

Eprouvettes	Poutres non entaillées		Poutres entaillées	
	ε_1 (%)		ε_1^* (%)	δ (%)
O5.1	0.37		0.43	16
O5.21	0.41		0.31*	
P5.22	0.36		0.43	19
W4D.12	0.26		0.4	54
W4D.18	0.22		0.31	41

δ = augmentation relative des déformations entre ε_1 et ε_1^*

que l’effet mécanosorptif lors d’un cycle de désorption favorise la propagation des fissures et les déformations. Par ailleurs, on peut également remarquer qu’il n’y a presque pas de phénomène de pseudo recouvrance contrairement aux essais sur les poutres non entaillées. Après le premier cycle de chargement et l’ajout des charges supplémentaires, on remarque que les déformations et les fissurations augmentent et qu’après le séchage les fissurations augmentent à nouveau. Cela met en évidence les effets du chargement sur la fissuration et le séchage également. Il est apparu sur l’ensemble des essais réalisés que la rupture se faisait durant le séchage. Des résultats similaires avaient été obtenus par [Nziengui \(2019\)](#) et [Phan \(2016\)](#) sur les effets couplés du séchage sur la propagation des fissures. En revanche, dans les

travaux réalisés par Nziengui (2019), les déformations (ou la flèche) étaient également accentuées par un effet d'humidification. Ce qui ne permettait pas de dissocier de façon efficace les effets de l'humidité sur le comportement global. Dans notre cas, l'effet de l'humidité sur la fissuration est clairement mis en évidence.

4.3.2 Effet de la sorption sur les ouvertures des fissures

Dans un autre plan, nous présentons brièvement l'effet du cycle de sorption sur les ouvertures de fissure. Ainsi la Fig.4.14 montre le comportement des ouvertures des fissures sous l'effet des variations de la teneur en eau expérimentale (MC_{exp}) des deux faces A et B des éprouvettes de Sapin blanc (Fig.4.14a) et (Fig.4.14b) et de l'Okoumé (Fig.4.14c) et (Fig.4.14d) pour les essais TE_3^1 et T_4^1 . On peut remarquer que les ouvertures de fissure augmentent durant les phases de séchages. En revanche elles se referment pendant (ou restent constantes) l'humidification. L'augmentation des ouvertures des fissures durant la phase d'humidification le 7ème jours s'explique par l'ajout des charges supplémentaires. Des résultats similaires avaient été observés par Nziengui (2019) et Phan (2016).

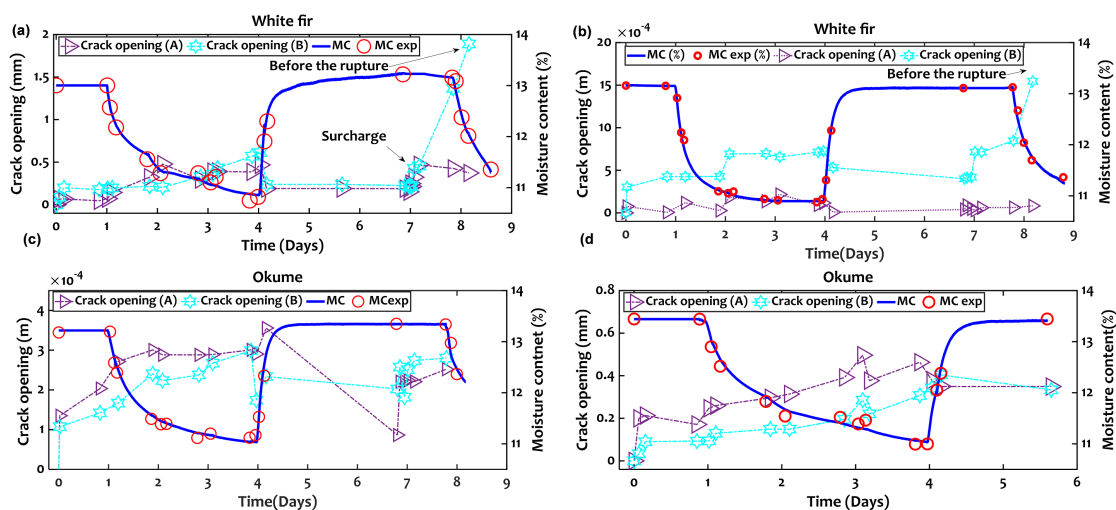


FIGURE 4.14 – Ouvertures des fissures sous l'effet de la sorption ;(a) essai TE_3^1 Sapin blanc ; (b) essai TE_4^1 Sapin blanc ; (c) essai TE_3^1 Okoumé ; (d) essai TE_4^1 Okoumé

4.3.3 Trajectoires mécanosorptives des poutres entaillées

Afin de mieux comprendre l'effet de l'humidité sur la fissuration couplée aux déformations dues au comportement mécanosorptif, nous avons tracé les complaisances de certains essais dont il nous a été plus aisé de déterminer la teneur en eau. La trajectoire mécanosorptive prend notamment l'effet de la fissure comme le montre l'Eq.4.15. Dans cette partie, nous

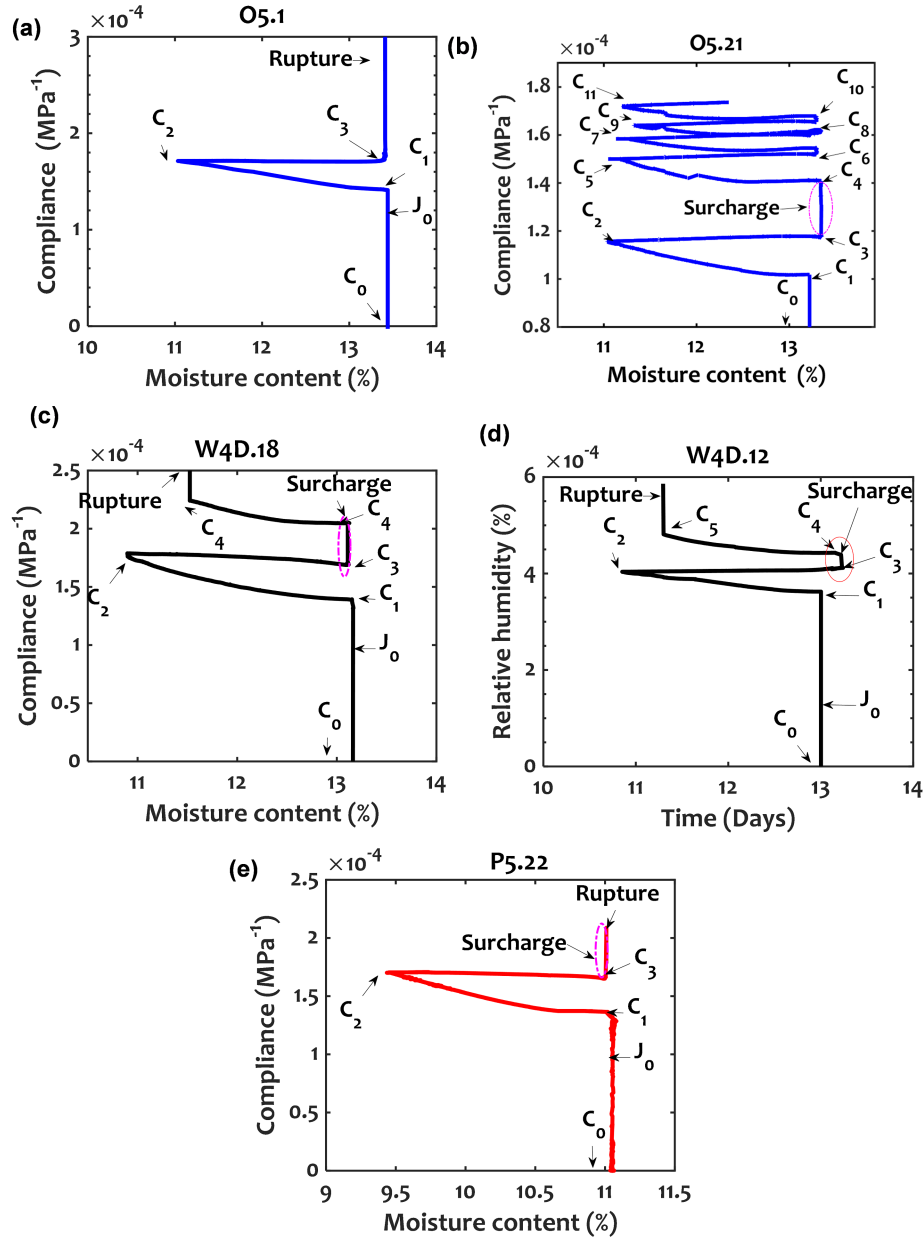


FIGURE 4.15 – Trajectoires mécanosorptives des poutres entaillées en fonction de la teneur en eau ;(a) essais TE_3^1 okoumé ; (b) essais TE_4^1 okoumé ; (c) essais TE_3^1 Sapin blanc ; (d) essais TE_4^1 Sapin blanc ; (e) essais TE_4^1 Padouk.

analysons l'effet du fluage indépendamment du temps. Ainsi, la Fig.4.15 montre l'évolution de la complaisance des éprouvettes des essais TE_3^1 , TE_4^1 et TE_1^2 en fonction du temps. Tout comme pour les déformations instantanées, on remarque que la complaisance J_0 de ces éprouvettes est également plus importante et que de façon globale à chaque cycle de désorption il y a une évolution de la complaisance ; en revanche durant l'adsorption la complaisance reste quasiment constante sans observation des effets de pseudo-fluage contrairement aux essais

sur les poutres entaillées. Durant le premier séchage (C_1 et C_2 on observe une augmentation de la complaisance induite par les effets de la fissuration et de l'humidité. Durant la phase d'humidification (C_1 et C_2) la complaisance reste constante ce qui montre que cette phase n'entraîne pas une fissuration. Toutefois, nous pouvons observer une augmentation brusque de la complaisance qui s'explique par le chargement mécanique des éprouvettes. Après surcharge et séchage, nous observons de nouveau une augmentation de la complaisance. Dans l'ensemble des cas observés, il est apparu que la rupture survenait durant le séchage comme le montrent les Fig.4.15b, Fig.4.15c et Fig.4.15d.

4.3.4 Taux de restitution d'énergie

Dans un second plan, nous présentons l'évolution du taux de restitution d'énergie critique en mode I en fonction de l'incrément de la fissuration induit par les éprouvettes des essais TE_3^1 , TE_4^1 et TE_1^2 . Ce taux de restitution d'énergie a été calculé par la méthode de la complaisance en déplacement imposé. La formule donnant ce taux est définie par l'expression suivante :

$$G_c = \frac{(F_{ci})^2}{2b} \cdot \left(\frac{\Delta C}{\Delta a} \right)_d \quad (4.36)$$

Les différents termes de l'Eq.4.36 ont été déjà définis au chapitre 1 (voir paragraphe 1.5.1). Pour nos éprouvettes nous traiterons les incréments Δa et ΔC . Concernant l'essai TE_3^1 seuls les résultats de G du Sapin blanc et de l'Okoumé sont présentés car la poutre de Padouk n'a pas eu de fissure appréciable. La Fig.4.16 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie en fonction de l'incrément de fissuration des essences. Au regard du nombre de résultat que nous présentons pour le padouk, il peut être parfois difficile de tirer des conclusions sur cette essence. Toutefois, notre analyse se basera sur les deux résultats du Padouk. Ainsi, sur l'ensemble des résultats on remarque que les valeurs de G du Sapin blanc sont légèrement supérieures à celles du l'Okoumé, et que les valeurs de G de ces deux essences sont moins élevées que celles du Padouk. Cela signifie que la quantité d'énergie nécessaire pour induire une propagation de fissure est beaucoup plus élevée pour le Padouk puis pour le Sapin blanc. Ce qui semble se justifier par leurs densités plus élevées par rapport à celle de l'Okoumé. En effet les travaux de [Odounga et al. \(2019\)](#) sur les éprouvettes CTS (Compact Tension Shear) ont montré que le taux de restitution d'énergie du Padouk, de densité plus grande, était supérieur à ceux de l'Iroko et de l'Okoumé de densité plus faible. En comparant les différentes valeurs maximales de G obtenues avec celles issues de la littérature notamment ceux de [Odounga \(2018\)](#) d'une part, pour des éprouvettes de 20 mm d'épaisseur conditionnées à 42% de HR et celles de [Angellier et al. \(2017\)](#) comme le montre le Tab.4.8. Le Tab.4.8 donne

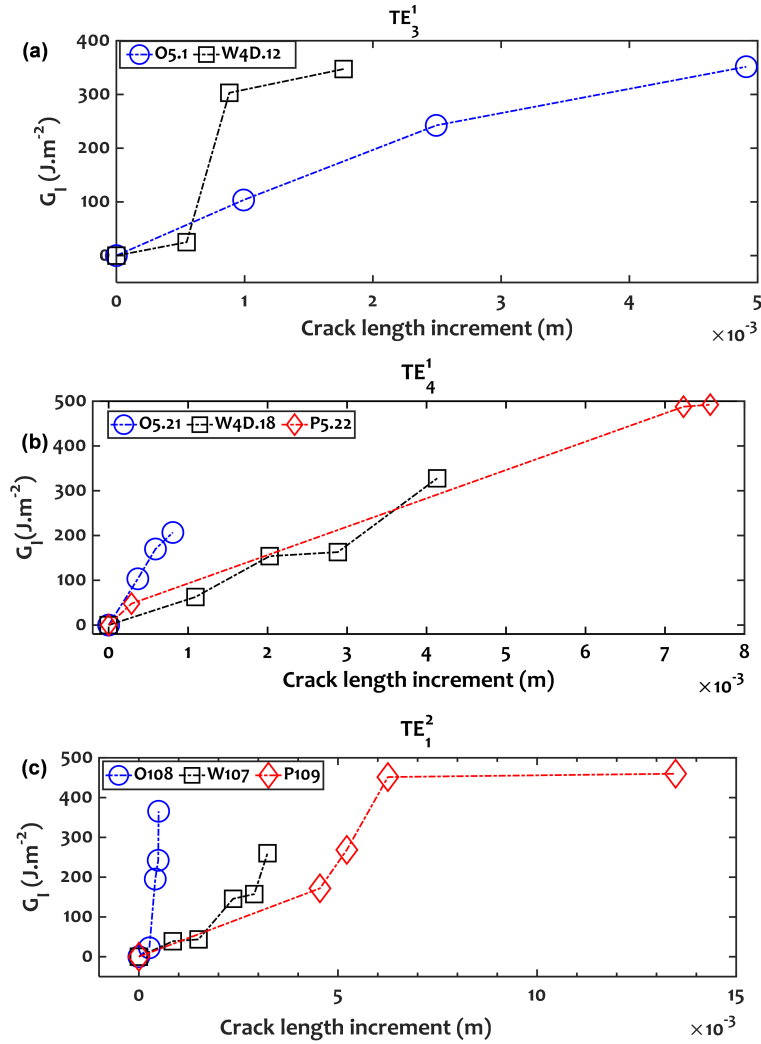


FIGURE 4.16 – Taux de restitution d’énergie en mode I des éprouvettes testées; (a) essai T_1^1 (b); essai T_2^1 (c); essai T_1^2 .

les valeurs moyennes et les écart-types des différents travaux. On remarque que les valeurs de G sont du même ordre de grandeur que celles que nous avons estimées. En revanche, on note une différence entre nos valeurs maximales et minimales de G qui sont légèrement inférieures à celles de [Odounga \(2018\)](#) pour l’Okoumé et celle de [Angellier *et al.* \(2017\)](#). En ce qui concerne le Padouk, nos valeurs moyennes sont supérieures à celles de [Odounga \(2018\)](#) avec des écart-types plus faibles, contrairement à ses valeurs qui sont fortement dispersées. L’auteur explique que cette dispersion est liée au matériau [[Odounga \(2018\)](#)], bien que ses travaux aient montré que G augmentait en fonction de la densité. Toutefois en tenant compte de la dispersion de ces valeurs, on remarque que la valeur maximale de G de [Odounga \(2018\)](#) est de 512 J.m^{-2} alors qu’elle vaut 498 J.m^{-2} dans ce travail. Le fait que la valeur moyenne maximale de G du Padouk soit inférieure à celle de nos essais et même à celle de l’Okoumé (pour ses essais) peut

également se justifier par un conditionnement sous HR plus sec des éprouvettes du Padouk, car il est connu que G diminue durant le séchage [Angellier *et al.* (2017)]. D'autre part, la différence observée avec ces études peut aussi s'expliquer par l'intensité de la force appliquée. En effet dans la plupart des travaux réalisés, la fissure est généralement induite par un effort important et instantanée (essais de rupture). Dans notre cas, la fissure était en majorité favorisée par les effets d'humidité après le chargement qui était constant. Par ailleurs, un effet de l'épaisseur peut également expliquer cette différence des valeurs de G car les travaux de Odounga (2018) sur les éprouvettes MMCG, ont mis en évidence un effet de l'épaisseur sur la valeur de G . En effet, il remarqua entre autres que le G des éprouvettes de 15 mm étaient moins important que celui des éprouvettes de 20 mm. Les travaux de Angellier *et al.* (2017) confirment bien ce constat avec des valeurs de G élevées pour des éprouvettes de 30mm. Dans notre cas, les épaisseurs de nos éprouvettes sont en moyenne trois (3) fois plus petites que celles des travaux sur lesquels se base notre comparaison. De ce fait, il est possible que les valeurs de G que nous avons trouvées soient liées à cette différence d'épaisseur. Toutefois il aurait été encore mieux de confronter nos résultats à ceux d'autres auteurs ; mais au regard du manque crucial de données dans la littérature sur le type des essais réalisés il est difficile de les confronter réellement à nos données de façon efficace. Ces travaux sont en quelque sorte les seuls qui se basent sur un calcul de G dont les fissures sont induites par les effets de l'humidité pour les bois tropicaux notamment.

TABLEAU 4.8 – Comparaison des valeurs de G maximales issues de la littérature.

Essences	Densité	G_m (J.m ⁻²)	HR(%)	Épaisseurs (mm)
Okoumé	0.41 ± 0.02	308.03 ± 87.95	45-75	6
Padouk	0.77 ± 0.05	476.11±22.79	45-75	6
Sapin blanc	0.43 ± 0.04	311.74 ±45.69	45-75	6
Okoumé*	0.39-0.5	317±160	42	20
Padouk*	0.70-0.88	312±200	42	20
Sapin blanc**		570	42	30
Sapin blanc**		626	90	30

*valeurs de Odounga (2018)

**valeurs de ** valeurs de Angellier *et al.* (2017)

G_m valeurs moyennes des G maximales

4.4 Conclusion du chapitre 4

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'étude des effets de fluage mécanosorptif et viscoélastique sur la fissuration du bois. Cette étude a été effectuée sur des éprouvettes entaillées

de Padouk, de Sapin et d'Okoumé. Ces éprouvettes ont été testées à l'état humide et chargées dans un premier temps à 80% de la force à la rupture pendant 6 jours sous un cycle de sorption de (45% et 75% de HR) avant d'être chargées à 100% de la force de rupture. Dans un second plan, nous avons effectué d'autres essais en fixant un taux de déformations de 0,30%, sous un cycle de sorption de 45-75% d'humidité relative à une température constante de 20°C pendant 7 jours sous une contrainte initiale correspondante. Le suivi des paramètres de fissuration s'est fait avec un microscope USB. Les résultats observés montrent que les effets mécaonosorptifs accentuent la propagation des fissures et que le couplage des deux effets notamment la fissuration et l'effet mécanosorptif accélère les déformations du bois jusqu'à la rupture. En ce qui concerne l'effet du séchage sur la déformation, nous avons remarqué que le séchage accentue les déformations dans le cas d'un essai de fluage mécanosorptif; en revanche, pour un essai de fluage en environnement non contrôlé l'effet du séchage sur la déformation est inversé et cela a été observé par [Nziengui \(2019\)](#). Concernant l'effet du séchage sur la propagation de la fissure, nos observations sont en accord avec celles de la littérature notamment. La propagation des fissures est plus importante lorsque les effets mécanosorptifs se produisent, en particulier pendant la phase de séchage. Il a également été observé que les fissures ont tendance à s'ouvrir pendant le séchage et à se refermer pendant la phase d'humidification. Des résultats similaires ont été obtenus par plusieurs auteurs sur des structures en bois. Pour les trois espèces testées, il a été constaté que le Padouk était l'espèce sur laquelle la fissuration était la plus importante avec de valeurs plus élevées du taux de restitution d'énergie. L'analyse des trajectoires mécanosorptives montre également l'effet réel de la teneur en eau sur la fissuration.

Conclusions générales et perspectives

Conclusions

L'objectif de ce travail était d'étudier l'influence des effets mécanosorptifs et viscoélastiques sur la fissuration du bois afin de mieux comprendre la contribution de la teneur en eau sur la fissuration de ce matériau. Cette étude s'est faite sur des essences feuillues tropicales et résineuses tempérées. Un état de l'art succinct, de la description sur les plans microscopiques et macroscopiques du bois, a d'abord été effectué. Cela a permis de montrer que le bois présente, sur le plan structural, une morphologie hétérogène et un caractère anisotrope qui sont à l'origine de la complexité de la compréhension de son comportement mécanique en structure. De même, la bibliographie menée sur le fluage mécanosorptif et viscoélastique montre que le bois est fortement influencé par l'environnement dans lequel il se trouve. Par la suite nous avons présenté les modèles rhéologiques de Kelvin-Voigt et de Maxwell qui permettent de simuler le comportement mécanosorptif et viscoélastique. A la fin de cette première partie, nous avons fait une étude bibliographique sur la mécanique de rupture du bois qui montre que l'effet de sorption influence également le processus de fissuration, où la désorption favorise la propagation des fissures contrairement à l'adsorption.

En seconde partie, une étude des paramètres de sorption et de diffusion a été effectuée sur cinq espèces de bois, trois tropicales africaines, Padouk, Okoumé et Iroko et deux résineuses tempérées, Sapin blanc et Douglas. Les éprouvettes testées avaient pour épaisseurs 5, 10 et 20 mm et elles étaient orientées de manière à diriger la diffusion dans le sens longitudinal (L) ou plan transversal (RT). Les essais ont été réalisés dans des boîtes en plexiglass, sous plusieurs cycles d'humidité relative (HR), à 0, 11, 43, 57, 75 et 84 et 97% HR et à température constante de 20°C. Les boîtes, régularisées avec des solutions salines, ont permis de réaliser plusieurs mesures sans perturber les conditions expérimentales des éprouvettes testées. Les valeurs des paramètres de diffusion calculés, coefficient de diffusion (D) et d'échanges surfacique (S), sont assez proches de celles de certains travaux de la littérature. Parmi les espèces tropicales testées, seul l'Okoumé présente des caractéristiques hydriques proches des bois tempérés. Les valeurs des teneurs en eau ont été estimées pour chaque essence par une approche

analytique. Nous avons également noté que les valeurs de la teneur en eau de cette espèce sont assez proches de celles décrites par la norme AFNOR (2010) et le modèle de Simpson, contrairement aux deux autres espèces tropicales. Ce travail s'est montré indispensable pour les essais de fluage, car il nous a permis d'estimer les temps de demi-stabilisation de la teneur en eau des éprouvettes afin de définir des cycles de sorption adaptés aux propriétés de ces essences.

Dans le troisième chapitre, une étude des effets mécanosorptifs et viscoélastiques sur des poutres non entaillées. L'approche expérimentale a consisté en deux séries d'essais de flexion 3-points sous contrainte constante et à une température de 20°C sur deux feuillus tropicaux, Okoumé et Padouk, et un résineux tempéré, Sapin blanc. Une première série de tests de 14 jours a été réalisée à un niveau de contrainte de 10% et à une humidité relative (HR) de 65%, avec des variations modérées par paliers à 45 et 75% HR. Une deuxième série de tests de 5 jours a été réalisée à un niveau de contrainte de 35% et une humidité relative de 75%, avec une variation plus forte à 45% d'humidité relative. La flèche et l'expansion transversale ont été mesurées à l'aide de transducteurs à déplacement linéaire variable. Quant à l'approche analytique RDM, elle nous a permis de déterminer et proposer les expressions de la complaisance et des déformations dans la zone en traction de la poutre non entaillée. Les résultats montrent que la première variation de l'HR augmente toujours les déformations et que les changements ultérieurs la diminuent (humidification) ou l'augmentent (séchage). L'analyse des trajectoires mécanosorptives a suggéré l'existence d'une limite de fluage et a confirmé le phénomène de pseudo-fluage et pseudo-recouvrance. A la fin, une modélisation rhéologique du comportement mécanosorptif et viscoélastique a été réalisée.

Le dernier chapitre a présenté l'étude des effets mécanosorptifs et viscoélastiques sur les poutres entaillées. Nous nous sommes basé sur les mêmes approches analytiques tout en prenant en compte la géométrie des éprouvettes. De même, nous avons estimé les expressions des déformations et de la complaisance pour une poutre entaillée. Après une mesure préalable des forces de rupture, l'approche expérimentale s'est faite en deux temps : essais préliminaires de fluage à 80% de la force à la rupture pendant 6 jours sous un cycle de sorption de 45% et 75% de HR ; essais sous un cycle de sorption similaire mais à taux de déformation initiale visée de 0,30%. Le suivi des paramètres de fissuration s'est fait avec un microscope USB. Les résultats observés montrent que les effets mécanosorptifs accentuent la propagation des fissures et que le couplage des deux effets notamment la fissuration et l'effet mécanosorptif accélère les déformations du bois jusqu'à la rupture. L'analyse du taux de restitution d'énergie critique en mode I des 3 essences testées est également présentée. Pour les trois espèces testées, il a été constaté que le Padouk était l'espèce sur laquelle la fissuration était la plus importante avec des valeurs plus élevées du taux de restitution d'énergie.

Perspectives

En perspective, une étude du comportement hydrique du bois est envisagée. Cette étude visera entre autres à renforcer le manque crucial de données sur les essences tropicales africaines dans la littérature. En effet, à ce jour il n'existe pas de moyen clairement défini pour estimer la teneur en eau d'équilibre des bois tropicaux et même de certains résineux tempérés. On utilise communément l'abaque d'équilibre hygroscopique proposé par l'Eurocode5 qui est adapté aux bois tempérés ; celui proposé récemment par [Varnier \(2019\)](#) propose un paramétrage simple des isothermes d'adsorption et de désorption et intègre l'hystérésis dans les cycles hydriques partiels. De ce fait, une grande étude expérimentale du transfert hydrique pourrait être envisagée afin d'établir des modèles ou des abaques d'équilibre hygroscopique spécifiques aux bois tropicaux africains. Il serait également très intéressant de poursuivre d'autres études de fluage couplées à la fissuration sur d'autres essences en vue de mieux connaître l'effet de la teneur en eau sur le processus de fissuration. Ces essais pourraient se réaliser sur le dispositif expérimental qui avait été conçu initialement pour cette thèse mais qui malheureusement n'a pas pu être finalisé. Ce dispositif est présenté en annexe. Il est également important de poursuivre d'autres études expérimentales des essais de fissurations couplés aux effets mécanosorptifs en ambiance climatique variable ou constante en vue d'établir des modèles numériques qui décrivent le phénomène observé. Les résultats obtenus dans ces conditions permettraient d'alimenter les guides de dimensionnement notamment l'adaptation des coefficients comme K_{def} et K_{mod} pour les bois tropicaux évoluant dans leur environnement immédiat (thématique « Tropicode »). Le modèle rhéologique du comportement viscoélastique et mécanosorptif présenté au chapitre 3 de cette thèse, se base sur un calcul unidimensionnel. Il serait nécessaire de l'améliorer en proposant un modèle 3D pour une meilleure prise en compte des effets dans toutes les directions.

Bibliographie

- Agoua, Eusebe, & Perre, Patrick. 2010. Mass transfer in wood : Identification of structural parameters from diffusivity and permeability measurements. *Journal of porous media*, **13**(11).
- Agoua, Eusèbe, Zohoun, Sylvain, & Perré, Patrick. 2001. A double climatic chamber used to measure the diffusion coefficient of water in wood in unsteady-state conditions : determination of the best fitting method by numerical simulation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **44**(19), 3731–3744.
- Alkadri, Ahmad, Jullien, Delphine, Arnould, Olivier, Rosenkrantz, Eric, Langbour, Patrick, Hovasse, Louise, & Gril, Joseph. 2020. Hygromechanical properties of grenadilla wood (*Dalbergia melanoxylon*). *Wood Science and Technology*, **54**(5), 1269–1297.
- Angellier, Nicolas, Dubois, Frédéric, Moutou Pitti, Rostand, Diakhaté, Malick, & Adjovi Loko, Raoul Spero. 2017. Influence of hygrothermal effects in the fracture process in wood under creep loading. *Engineering Fracture Mechanics*, **177**(May), 153 – 166.
- Antwi-Boasiako, C, Barnett, JR, & Pitman, AJ. 2010. Relationship between total extractive content and durability of three tropical hardwoods exposed to *Coriolus versicolor* (Linnaeus) Quelet. *Journal of the Indian Academy of Wood Science*, **7**(1), 9–13.
- Armstrong, LD. 1962. The effect of moisture content of wood under stress. *Aust. J. Applied Sci.*, **13**, 257–276.
- Armstrong, LD, & Christensen, GN. 1961. Influence of moisture changes on deformation of wood under stress. *Nature*, **191**(4791), 869–870.
- Armstrong, LD, & Kingston, RST. 1960. Effect of moisture changes on creep in wood. *Nature*, **185**(4716), 862–863.
- Ashby, Michael F, & Gibson, Lorna J. 1997. Cellular solids : structure and properties. *Press Syndicate of the University of Cambridge, Cambridge, UK*, 175–231.

- Ashby, Michael Farries, Easterling, Kenneth Edwin, Harrysson, Ralph, & Maiti, SK. 1985. The fracture and toughness of woods. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, **398**(1815), 261–280.
- Assouad, Ahmad. 2004. *Modélisation du séchage sous vide discontinu du bois de chêne : intégration d'un critère de qualité mécanique*. Ph.D. thesis, Bordeaux 1.
- Avramidis, ST, & Siau, JF. 1987. An investigation of the external and internal resistance to moisture diffusion in wood. *Wood science and technology*, **21**(3), 249–256.
- Bardet, Sandrine, & Gril, Joseph. 2002. Modelling the transverse viscoelasticity of green wood using a combination of two parabolic elements. *Comptes rendus mécanique*, **330**(8), 549–556.
- Bažant, ZP. 1985. Constitutive equation of wood at variable humidity and temperature. *Wood science and Technology*, **19**(2), 159–177.
- Boström, L. 1994. The stress-displacement relation of wood perpendicular to the grain. *Wood science and technology*, **28**(4), 309–317.
- Brancheriau, Loïc, & Paradis, Sébastien. 2007. Bing 9-Beam Identification by Non-destructive Grading.
- Brunauer, Stephen, Emmett, Paul Hugh, & Teller, Edward. 1938. Adsorption of gases in multimolecular layers. *Journal of the American chemical society*, **60**(2), 309–319.
- Bui, H. 1973. Dualité entre les intégrales de contour. *Compte Rendu Acad. Sciences*, **276**.
- Candelier, Kévin. 2013. *Caractérisation des transformations physico-chimiques intervenant lors de la thermodégradation du bois. Influence de l'intensité de traitement, de l'essence et de l'atmosphère*. Ph.D. thesis, Université de Lorraine.
- Chaplain, Myriam, & Valentin, Gérard. 2010. Effects of relative humidity conditions on crack propagation in timber : experiments and modelling. *Pages 1–8 of : World Conf. Timber Eng.*
- Choong, Elvin T, & Achmadi, Suminar S. 1991. Effect of extractives on moisture sorption and shrinkage in tropical woods. *Wood and Fiber science*, **23**(2), 185–196.
- Choong, Elvin T, & Skaar, Christen. 1972. Diffusivity and surface emissivity in wood drying. *Wood and Fiber Science*, **4**(2), 80–86.

- Committee, IAWA, *et al.* 1964. Multilingual glossary of terms used in wood anatomy. Committee on Nomenclature, International Association of Wood Anatomists (IAWA). *Verlag-sanstalt Buchdruckerei Konkordia Winterthur ; IAWA Committee : Zürich, Switzerland.*
- Comstock, Gilbert L. 1963. Moisture diffusion coefficients in wood as calculated from adsorption, desorption, and steady state data. *For. Prod. Jour.*, **13**(3), 97–103.
- Conrad, Michael PC, Smith, Gregory D, & Fernlund, Göran. 2003. Fracture of solid wood : A review of structure and properties at different length scales. *Wood and fiber science*, **35**(4), 570–584.
- Dent, RW. 1977. A multilayer theory for gas sorption : Part I : Sorption of a single gas. *Textile Research Journal*, **47**(2), 145–152.
- Dirol, Danielle, & Deglise, Xavier. 2001. Durabilité des bois et problèmes associés. *Hermès Science.*
- Droin-Josserand, A, Taverdet, JL, & Vergnaud, JM. 1988. Modelling the absorption and desorption of moisture by wood in an atmosphere of constant and programmed relative humidity. *Wood science and technology*, **22**(4), 299–310.
- Dubois, Frédéric. 1997. *Modélisation du comportement mécanique des milieux viscoélastiques fissurés : Application au matériau bois.* Ph.D. thesis, Limoges.
- Dubois, Frédéric, & Pop, Octavian. 2013. Comportement à la fissuration du bois en phase de séchage. *In : Congrès français de mécanique.* AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc, 92400 Courbevoie, France . . .
- Dubois, Frédéric, Chazal, Claude, & Petit, Christophe. 2002. Viscoelastic crack growth process in wood timbers : an approach by the finite element method for mode I fracture. *International journal of fracture*, **113**(4), 367–388.
- Dubois, Frédéric, Randriambololona, H, & Petit, Christophe. 2005. Creep in wood under variable climate conditions : numerical modeling and experimental validation. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, **9**(2), 173–202.
- Dubois, Frédéric, Husson, Jean-Marie, Sauvat, Nicolas, & Manfoumbi, Nicaise. 2012. Modeling of the viscoelastic mechano-sorptive behavior in wood. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, **16**(4), 439–460.

- Eisenhut, Lars, Seim, Werner, & Kühnborn, Sonja. 2016. Adhesive-bonded timber-concrete composites—Experimental and numerical investigation of hygrothermal effects. *Engineering Structures*, **125**, 167–178.
- Engonga Edzang, Arnauld Clauvy's, Pambou Nziengui, Claude Feldman, Ekomy Ango, Serge, Ikogou, Samuel, & Moutou Pitti, Rostand. 2021. Comparative studies of three tropical wood species under compressive cyclic loading and moisture content changes. *Wood Material Science & Engineering*, **16**(3), 196–203.
- Eriksson, Lennart, & Norén, Bengt. 1965. Der Einfluß von Feuchtigkeitsänderungen auf die Verformung von Holz bei Zug in Faserrichtung. *Holz als Roh-und Werkstoff*, **23**(5), 201–209.
- Findley, William N, & Davis, Francis A. 2013. *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials*. Courier corporation.
- Foudjet, A, & Bremond, C. 1989. Creep of four tropical hardwoods from Cameroon. *Wood Science and Technology*, **23**(4), 335–341.
- G Hunt, David. 2004. The prediction of long-time viscoelastic creep from short-time data. *Wood science and technology*, **38**(7), 479–492.
- Gautherin, Marie-Thérèse. 1980. Critère de contrainte limite du bois massif. *PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie*, 113.
- Gérard, J, Guibal, D, Paradis, S, Vernay, M, Beauchêne, J, Brancheriau, L, Châlon, I, Daigremont, C, Détienne, P, Fouquet, D, *et al.* 2011. Ebene d'Afrique. *Tropix*, **7**.
- Griffith, Alan Arnold. 1921. VI. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character*, **221**(582-593), 163–198.
- Gril, J. 1988. *Une modélisation du comportement hygro-rhéologique du bois à partir de sa microstructure (Modelling of the hygro-rheological behavior of wood based on its microstructure)*. Ph.D. thesis, Ph. D. thesis, Paris 6 University, France (in French).
- Gril, Joseph. 2015. Modelling mechano-sorption in wood through hygro-locks and other approaches. *In : International Symposium on Wood Science and Technology (IAWPS 2015) and 60th Anniversary of the Japan Wood Research Society*.
- Grossman, PUA. 1976. Requirements for a model that exhibits mechano-sorptive behaviour. *Wood science and technology*, **10**(3), 163–168.

- Grossman, PUA, & Kingston, RST. 1954. Creep and stress relaxation in wood during bending. *Australian Journal of applied science*, **5**(4), 403–417.
- Guitard, Daniel. 1987. *Mécanique du matériau bois et composites*. Cépaduès.
- Hailwood, AJ, & Horrobin, S. 1946. Absorption of water by polymers : analysis in terms of a simple model. *Transactions of the Faraday Society*, **42**, B084–B092.
- Hamdi, SE, Pitti, Rostand Moutou, & Saifouni, Omar. 2017. Moisture driven failure monitoring in wood material : numerical analysis based on viscoelastic crack growth approach. *Pages 187–198 of : CompWood 2017–ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Wood Mechanics—from Material Properties to Timber*, vol. 161.
- Hamdi, Seif, Pitti, Rostand Moutou, & Gril, Joseph. 2018. MOISTURE DRIVEN DAMAGE GROWTH IN WOOD MATERIAL : 3D IMAGE ANALYSIS FOR VISCOELASTIC NUMERICAL MODEL VALIDATION. *In : 2018 World Conference On Timber Engineering*.
- Hanhijärvi, Antti, & Hunt, David. 1998. Experimental indication of interaction between viscoelastic and mechano-sorptive creep. *Wood science and technology*, **32**(1), 57–70.
- Hearmon, RFS. 1964. Moisture content changes and creep of wood. *Forest Prod J*, **14**, 357–359.
- Highley, Terry L. 1982. Influence of type and amount of lignin on decay by *Coriolus versicolor*. *Canadian Journal of Forest Research*, **12**(2), 435–438.
- Hillis, WE. 1985. Occurrence of extractives in wood tissues. *Biosynthesis and biodegradation of wood components*, 209–228.
- Houanou, Agapi Kocouvi, Tchéhouali, Adolphe Dèfodji, & Foudjet, Amos Erick. 2014. Effect of the loading duration on the linear viscoelastic parameters of tropical wood : case of *Tectona grandis* Lf (Teak) and *Diospyros mespiliformis* (Ebony) of Benin Republic. *SpringerPlus*, **3**(1), 1–12.
- Hoyle Jr, Robert J, Itani, Rafik Y, Eckard, James J, *et al.* 1986. Creep of Douglas fir beams due to cyclic humidity fluctuations. *Wood and fiber science*, **18**(3), 490–497.
- Hunt, David G. 1984. Creep trajectories for beech during moisture changes under load. *Journal of materials science*, **19**(5), 1456–1467.
- Hunt, David G. 1986. The mechano-sorptive creep susceptibility of two softwoods and its relation to some other materials properties. *Journal of materials science*, **21**(6), 2088–2096.

- Hunt, David G. 1989. Linearity and non-linearity in mechano-sorptive creep of softwood in compression and bending. *Wood science and technology*, **23**(4), 323–333.
- Hunt, David G. 1999. A unified approach to creep of wood. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, **455**(1991), 4077–4095.
- Hunt, David G, & Darlington, Michael W. 1978. Accurate measurement of creep of nylon-6, 6 at constant temperature and humidity. *Polymer*, **19**(8), 977–983.
- Hunt, David G, & Darlington, Michael W. 1979. Prediction of creep of nylon-6, 6 at constant stress, temperature and moisture content. *Polymer*, **20**(2), 241–246.
- Hunt, David G, & Shelton, Christopher F. 1987a. Progress in the analysis of creep in wood during concurrent moisture changes. *Journal of materials science*, **22**(1), 313–320.
- Hunt, DG. 1994. Present knowledge of mechano-sorptive creep of wood. *Creep in timber structures*.
- Hunt, DG, & Shelton, CF. 1987b. Stable-state creep limit of softwood. *Journal of materials science letters*, **6**(3), 353–354.
- Hunt, DG, & Shelton, CF. 1988. Longitudinal moisture-shrinkage coefficients of softwood at the mechano-sorptive creep limit. *Wood Science and Technology*, **22**(3), 199–210.
- Husson, Jean-Marie. 2009. Loi de comportement viscoélastique avec effet mémoire. Application à la mécanosorption dans le bois. *Docteur de l'Université de Limoges, UNIVERSITE DE LIMOGES*.
- Irwin, George R. 1957. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate.
- Jamaaoui, Amine. 2017. *Durabilité et comportement hygroscopique du Douglas en relation avec son patrimoine génétique*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Jebrane, Mohamed. 2009. *Fonctionnalisation chimique du bois par transesterification des esters d'enol*. Ph.D. thesis, Université des Sciences et Technologies (Bordeaux 1).
- Joly, P, & More-Chevalier, F. 1980. Théorie, pratique et économie du séchage des bois, Edition H. Vial, Dourdan.

- Jourdain, Christophe. 1996. *Effet de durée de charge sur poutres entaillées : influence de l'environnement climatique, application à un composite à base de bois : le LVL*. Ph.D. thesis, Bordeaux 1.
- Kawazumi, K, Oda, K, & Tsutsumi, J. 1991. Heartwood properties of sugi (*Cryptomeria japonica*) : Moisture content of green wood, hot water extractions and lightness. *Bulletin of the Kyushu University Forests (Japan)*.
- Keylwerth, R. 1964. Investigations on free and restraint swelling of wood. Part IV : Investigations on the course of swelling and the dependence of wood density on moisture. *Holz als Roh-Werkstoff*, **22**, 255–258.
- King, MJ, Sutherland, IJ, & Le-Ngoc, L. 1999. Fracture toughness of wet and dry *Pinus radiata*. *Holz als Roh-und Werkstoff*, **57**(4), 235–240.
- Kouchade, Adeyemi Clément. 2004. *Détermination en routine de la diffusivité massique dans le bois par méthode inverse à partir de la mesure électrique en régime transitoire*. Ph.D. thesis, Paris, ENGREF.
- Kretschmann, David E, & Green, David W. 1996. Moisture content-specific gravity relationships for clear Southern pine. *Pages 536–542 of : Proceedings of the International Wood Engineering Conference. New Orleans, LA*.
- Lamy, Frederic. 2016. *Analyse du Processus de Fissuration dans le Bois sous Sollicitations Mécanique et Climatique : Apports de l'Emission Acoustique*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Le, Ba Danh. 2013. *Modélisation discrète en mécanique de la rupture des matériaux fragiles*. Ph.D. thesis, Strasbourg.
- Liu, Jen Y. 1989. A new method for separating diffusion coefficient and surface emission coefficient. *Wood and fiber science*, **21**(2), 133–141.
- Liu, Jen Y, & Simpson, William T. 1996. Mathematical relationship between surface emission and diffusion coefficients. *Drying Technology*, **14**(3-4), 677–699.
- Liu, Jen Y, & Simpson, William T. 1997. Solutions of diffusion equation with constant diffusion and surface emission coefficients. *Drying Technology*, **15**(10), 2459–2477.
- Liu, Meihong, Peng, Limin, Lyu, Shaoyi, & Lyu, Jianxiong. 2020. Properties of common tropical hardwoods for fretboard of string instruments. *Journal of Wood Science*, **66**(1), 1–11.

- Liu, Tong. 1993. Creep of wood under a large span of loads in constant and varying environments. *Holz als Roh-und werkstoff*, **51**(6), 400–405.
- Llana, Daniel F, Hermoso, Eva, Bobadilla, Ignacio, & Iñiguez-Gonzalez, Guillermo. 2018. Influence of moisture content on the results of penetration and withdrawal resistance measurements on softwoods. *Holzforschung*, **72**(7), 549–555.
- Manfoumbi Boussougou, N, Nguyen, TA, Angellier, N, Dubois, F, Ulmet, L, & Sauvat, N. 2014. Experimental and numerical aspects in diffusion process characterization in tropical species. *European journal of environmental and civil engineering*, **18**(9), 963–982.
- Manfoumbi Boussougou, Nicaise. 2012. *Contribution à l'adaptation de l'Eurocode 5 aux essences tropicales dans leur environnement*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Medzegue, Marcel Joachim. 2007. *Etude comparative des bois d'Okoumé (Aucoumea Klaineana P.) issus des plantations et de la forêt naturelle : anatomie, durabilité naturelle*. Ph.D. thesis, Bordeaux 1.
- Meite, Mamadou. 2012. *Caractérisation des paramètres de fissuration par un couplage corrélation d'images et éléments finis*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Merakeb, Seddik, Dubois, Frédéric, & Petit, Christophe. 2009. Modélisation des hystérésis de sorption dans les matériaux hygroscopiques. *Comptes Rendus Mécanique*, **337**(1), 34–39.
- Meylan, BA. 1972. The influence of microfibril angle on the longitudinal shrinkage-moisture content relationship. *Wood science and technology*, **6**(4), 293–301.
- Mohager, S, & Toratti, Tomi. 1992. Long term bending creep of wood in cyclic relative humidity. *Wood Science and Technology*, **27**(1), 49–59.
- Montero, Cédric. 2010. *Caractérisation du comportement viscoélastique asymptotique du bois*. Ph.D. thesis, Université Montpellier II-Sciences et Techniques du Languedoc.
- Montero, Cédric, Gril, Joseph, Legeas, Clémentine, Hunt, David G, & Clair, Bruno. 2012. Influence of hygromechanical history on the longitudinal mechanosorptive creep of wood. *Holzforschung*, **66**(6), 757–764.
- Morel, Stéphane, Mourot, Guillaume, & Schmittbuhl, Jean. 2003. Influence of the specimen geometry on R-curve behavior and roughening of fracture surfaces. *International Journal of Fracture*, **121**(1), 23–42.
- Morlier, Pierre. 1994. *Creep in timber structures*. CRC Press.

- Mouchot, Nadia, & Zoulalian, André. 2002. Longitudinal permeability and diffusivity of steam in beech determined with a wicke-kallenbach-cell.
- Moutou Pitti, Rostand. 2008. *Découplage des modes mixtes de rupture dans les matériaux viscoélastiques orthotropes : modélisation et expérimentation*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Mukudai, J. 1983. Evaluation of linear and non-linear viscoelastic bending loads of wood as a function of prescribed deflections. *Wood Science and Technology*, **17**(3), 203–216.
- Mukudai, J, & Yata, S. 1987. Further modeling and simulation of viscoelastic behavior (bending deflection) of wood under moisture change. *Wood science and technology*, **21**(1), 49–63.
- Nadler, Kirk C, Choong, Elvin T, & Wetzal, David M. 1985. Mathematical modeling of the diffusion of water in wood during drying. *Wood and fiber science*, **17**(3), 404–423.
- Nakada, Osamu. 1960. Theory of non-linear responses. *Journal of the Physical Society of Japan*, **15**(12), 2280–2288.
- Navi, Parviz, & Heger, Frédéric. 2005. *Comportement thermo-hydrromécanique du bois : Applications technologiques et dans les structures*. PPUR presses polytechniques.
- Nelson, Neil D. 1975. Extractives Produced during Heartwood Formation in Relation to Amounts of Parenchyma in *Juglans nigra* and *Quercus rubra*. *Canadian Journal of Forest Research*, **5**(2), 291–301.
- Newman, Albert B. 1931. The drying of porous solids : diffusion and surface emission equations. *AIChE Trans.*, **27**, 203–220.
- Nguyen, Sung Lam. 2016. *Modélisation hydromécanique du bois : application au sapin blanc du Massif Central*. Ph.D. thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- Nguyen, Tuan Anh. 2014. *Approches expérimentales et numériques pour l'étude des transferts hygroscopiques dans le bois*. Ph.D. thesis, Limoges.
- Nziengui, Claude Feldman Pambou. 2019. *Fissuration du bois en climat variable sous charges de longues durées : applications aux essences européennes et gabonaises*. Ph.D. thesis, Université Clermont Auvergne.
- Odounga, Bernard. 2018. *Etude de la fissuration des bois tropicaux par mesures des champs*. Ph.D. thesis, Université Clermont Auvergne.

- Odounga, Bernard, Rostand, Moutou Pitti, Toussaint, Evelyne, & Grédiac, Michel. 2019. Mixed mode fracture of some tropical species with the grid method. *Engineering Fracture Mechanics*, **214**, 578–589.
- Olek, Wieslaw, & Weres, Jerzy. 2006. Effects of the method of identification of the diffusion coefficient on accuracy of modeling bound water transfer in wood. *Pages 135–144 of : Drying of Porous Materials*. Springer.
- Perré, P, & May, BK. 2001. A numerical drying model that accounts for the coupling between transfers and solid mechanics. Case of highly deformable products. *Drying Technology*, **19**(8), 1629–1643.
- Perré, Patrick, & Degiovanni, A_. 1990. Simulation par volumes finis des transferts couplés en milieux poreux anisotropes : séchage du bois à basse et à haute température. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **33**(11), 2463–2478.
- Petterson, Robert W, & Bodig, Jozsef. 1983. Prediction of fracture toughness of conifers. *Wood and Fiber Science*, **15**(4), 302–316.
- Pfeiffer, Renaud. 2015 (Nov.). *Analyse et modélisation du fraisage du bois vert*. Theses, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM.
- Phan, Ngoc Anh. 2015. Construction en bois : adaptation aux changements climatiques ? Effet des variations de l'humidité relative sur l'évolution de fissuration. *In : Rencontres Universitaires de Génie Civil*.
- Phan, Ngoc Anh. 2016. *Simulation of time-dependent crack propagation in a quasi-brittle material under relative humidity variations based on cohesive zone approach : application to wood*. Ph.D. thesis, Bordeaux.
- Pittet, Valérie. 1996. *Etude expérimentale des couplages mécanosorptifs dans le bois soumis à variations hygrométriques contrôlées sous chargements de longue durée*. Tech. rept. EPFL.
- Placet, Vincent. 2006. *Conception et exploitation d'un dispositif expérimental innovant pour la caractérisation du comportement viscoélastique et de la dégradation thermique du bois dans des conditions sévères*. Ph.D. thesis, Université Henri Poincaré-Nancy I.
- Pluvinage, Guy. 1992. *Rupture of wood and its composites*. Cépaduès.
- Prokopski, G. 1996. Influence of moisture content on fracture toughness of wood. *International journal of fracture*, **79**(4), R73–R77.

- Randriambololona, H. 2003. Modélisation du comportement différé du bois en environnement variable. *Limoges, Faculté des Sciences et Techniques, Ecole Doctorale Science, Technologie et Santé*.
- Randriambololona, Hery, Dubois, Frédéric, & Petit, Christophe. 2002. Modélisation du comportement mécanique différé du bois en environnement variable. *Revue française de génie civil*, **6**(7-8), 1333–1357.
- Ranta-Maunus, Alpo. 1975. The viscoelasticity of wood at varying moisture content. *Wood science and technology*, **9**(3), 189–205.
- Reiterer, A, & Tschegg, S. 2002. The influence of moisture content on the mode I fracture behaviour of sprucewood. *Journal of materials science*, **37**(20), 4487–4491.
- Rice, James R. 1968. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks.
- Rosen, Howard N. 1978. The influence of external resistance on moisture adsorption rates in wood. *Wood and Fiber Science*, **10**(3), 218–228.
- Safou-Tchiana, Rodrigue. 2005. *Caractérisation physico-chimique stabilité supramoléculaire et réactivité chimique de quelques essences tropicales*. Ph.D. thesis, Bordeaux 1.
- Siau, John F, & Avramidis, Stavros. 1996. The surface emission coefficient of wood. *Wood and Fiber Science*, **28**(2), 178–185.
- Siau, John Finn. 1984a. Steady-state moisture movement. *Pages 151–174 of : Transport Processes in Wood*. Springer.
- Siau, John Finn. 1984b. Unsteady-State Transport. *Pages 175–225 of : Transport Processes in Wood*. Springer.
- Simo-Tagne, Merlin, Rémond, Romain, Rogaume, Yann, Zoulalian, André, & Bonoma, Béguidé. 2016. Sorption behavior of four tropical woods using a dynamic vapor sorption standard analysis system. *Maderas. Ciencia y tecnología*, **18**(3), 403–412.
- Simpson, William T. 1973. Predicting equilibrium moisture content of wood by mathematical models. *Wood and fiber science*, **5**(1), 41–49.
- Skaar, Christen. 1988. Hygroexpansion in wood. *Pages 122–176 of : Wood-water relations*. Springer.

- Snackers, Guillaume, Nepveu, Gérard, Guilley, Edith, & Cantagrel, Roger. 2000. Variabilités géographique, sylvicole et individuelle de la teneur en extractibles de chênes sessiles français (*Quercus petraea* Liebl.) : polyphénols, octalactones et phénols volatils. *Annals of forest science*, **57**(3), 251–260.
- Stamm, Alfred J. 1959. Bound-water diffusion into wood in the fiber direction. *Forest Prod J*, **9**, 27–32.
- Stevanovic, Tatjana, & Perrin, Dominique. 2009. *Chimie du bois*. Presses polytechniques et universitaires romandes.
- Timoshenko, Stephen P. 1921. LXVI. On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, **41**(245), 744–746.
- Toratti, Tomi, & Morlier, Pierre. 1995. Fluage à long terme du bois fléchi en grandeur structurale. *Materials and structures*, **28**(5), 284–292.
- Valentin, Gérard, & Caumes, P. 2004. Crack propagation in mixed mode in wood : a new specimen. *Wood Science and Technology*, **23**, 43–53.
- Varnier, Maximin. 2019. *Comportement thermo-hygro-mécanique différé des feuillus : des sciences du bois à l'ingénierie*. Ph.D. thesis, Université de Limoges.
- Varnier, Maximin, Sauvat, Nicolas, Ulmet, Laurent, Montero, Cédric, Dubois, Frédéric, & Gril, Joseph. 2020. Influence of temperature in a mass transfer simulation : application to wood. *Wood Science and Technology*, **54**(4), 943–962.
- Vasic, Svetlana, & Stanzl-Tschegg, Stefanie. 2007. Experimental and numerical investigation of wood fracture mechanisms at different humidity levels.
- Wadsö, Lars. 1993. *Studies of water vapor transport and sorption in wood*. Ph.D. thesis, Inst. of Technol., Division of Building Materials.
- Xavier, J, Monteiro, P, Morais, JJJ, Dourado, N, & de Moura, MFSF. 2014. Moisture content effect on the fracture characterisation of *Pinus pinaster* under mode I. *Journal of Materials Science*, **49**(21), 7371–7381.
- Yamamoto, Koichi, & Hong, LT. 1994. A laboratory method for predicting the durability of tropical hardwoods. *Japan Agricultural Research Quarterly*, **28**, 268–268.

Bibliographie

Zavodney, Lawrence D, & Nayfeh, AH. 1989. The non-linear response of a slender beam carrying a lumped mass to a principal parametric excitation : theory and experiment. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, **24**(2), 105–125.

Zegloul, Abderrahim. 2003. Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture. *DEA Mécanique-Matériaux-Structures-Procédés*, **2004**.

Annexe A

Coefficient de diffusion apparent des éprouvettes

TABLEAU A.1 – Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes d’Okoumé pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR

Éprouvettes	OL31	OL21	OL11	ORT31	ORT21	ORT11
h	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02
Da(m2/s) 43%	1.58E-10	2.14E-10	3.66E-10	1.04E-11	1.19E-11	1.98E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.6E+00	2.3E+00	2.7E+00	2.4E+01	4.2E+01	5.0E+01
pente	1.4E+02			3.3E+03		
Ordonnée à l’origine	1.4E+00			2.0E+01		
D(m2/s) 43%		7.0E-10			3.1E-11	
S(m/s)		2.5E-07			1.8E-08	
Da(m2/s) 55%	2.3E-09	1.9E-10	3.9E-10	9.8E-12	1.2E-11	2.2E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.1E-01	2.6E+00	2.6E+00	2.6E+01	4.0E+01	4.6E+01
Pente	2.8E+02			2.6E+03		
Ordonnée à l’origine	1.1E-01			2.2E+01		
D(m2/s) 55%		3.5E-10			3.9E-11	
S(m/s)		3.2E-06			1.6E-08	
Da(m2/s) 75%	3.3E-10	5.1E-11	2.7E-10	2.2E-11	2.7E-11	3.6E-11
(h/2)/Da(m2/s)	7.5E-01	9.8E+00	3.7E+00	1.2E+01	1.8E+01	2.8E+01
Pente	1.7E+02	3.8E+00		2.1E+03		
Ordonnée à l’origine				6.7E+00		
D(m2/s) 75%		5.9E-10			4.7E-11	
S(m/s)		9.2E-08			5.2E-08	
Da(m2/s) 84%				1.6E-11	2.9E-11	3.8E-11
(h/2)/Da(m2/s)				1.5E+01	1.7E+01	2.7E+01
Pente				1.6E+03		
Ordonnée à l’origine				1.1E+01		
D(m2/s) 84%					6.4E-11	
S(m/s)					3.3E-08	
Da(m2/s) 99%	2.4E-11	4.2E-11	7.7E-11	1.8E-11	6.0E-11	5.0E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.0E+01	1.2E+01	1.3E+01	1.4E+01	8.4E+00	2.0E+01
Pente	3.3E+02			9.7E+02		
Ordonnée à l’origine	9.8E+00			8.5E+00		
D(m2/s) 99%		3.0E-10			1.0E-10	
S(m/s)		3.6E-08			4.1E-08	

TABLEAU A.2 – Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Padouk pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR

Éprouvettes	PL31	PL21	PL11	PRT31	PRT21	PRT11
h	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02
Da(m2/s) 43%	2.56E-11	3.47E-11	5.06E-11	3.68E-12	5.28E-12	4.81E-12
(h/2)/Da(m2/s)	9.7E+00	1.4E+01	2.0E+01	6.8E+01	9.5E+01	2.1E+02
pente	1.3E+03			1.9E+04		
Ordonnée à l'origine	7.1E+00			1.1E+01		
D(m2/s) 43%		7.7E-11			5.2E-12	
S(m/s)		4.9E-08			3.1E-08	
Da(m2/s) 55%	1.8E-11	3.1E-11	4.2E-11			
(h/2)/Da(m2/s)	1.4E+01	1.6E+01	2.4E+01			
Pente	1.4E+03					
Ordonnée à l'origine	9.9E+00					
D(m2/s) 55%		7.2E-11				
S(m/s)		3.6E-08				
Da(m2/s) 75%	4.6E-11	1.8E-11	3.5E-11	1.3E-12	1.8E-12	2.5E-12
(h/2)/Da(m2/s)	5.4E+00	2.8E+01	2.9E+01	1.9E+02	2.7E+02	4.0E+02
Pente	2.7E+03			2.7E+04		
Ordonnée à l'origine	4.9E+00			1.3E+02		
D(m2/s) 75%		3.7E-11			3.7E-12	
S(m/s)		7.1E-08			2.7E-09	
Da(m2/s) 84%	2.1E-11	3.7E-11	3.0E-11	4.7E-12	6.2E-12	7.2E-12
(h/2)/Da(m2/s)	1.2E+01	1.4E+01	3.3E+01	5.3E+01	8.0E+01	1.4E+02
Pente	3.0E+03			1.2E+04		
Ordonnée à l'origine	2.1E+00			2.4E+01		
D(m2/s) 84%		3.4E-11			8.7E-12	
S(m/s)		1.7E-07			1.5E-08	
Da(m2/s) 99%	1.6E-11	2.6E-11	3.3E-11	3.0E-12	4.8E-12	6.2E-12
(h/2)/Da(m2/s)	1.6E+01	1.9E+01	3.0E+01	8.3E+01	1.0E+02	1.6E+02
Pente	1.9E+03			1.0E+04		
Ordonnée à l'origine	1.1E+01			5.6E+01		
D(m2/s) 99%		5.3E-11			9.7E-12	
S(m/s)		3.2E-08			6.3E-09	

TABLEAU A.3 – Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Sapin blanc pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR

Éprouvettes	SL31	SL21	SL11	SRT31	SRT21	SRT11
h	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02
Da(m2/s) 43%	2.18E-10	2.40E-10	3.44E-10	1.60E-11	2.65E-11	2.63E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.1E+00	2.1E+00	2.9E+00	1.6E+01	1.9E+01	3.8E+01
pente	2.2E+02			3.1E+03		
Ordonnée à l'origine	7.4E-01			6.1E+00		
D(m2/s) 43%		4.5E-10			3.2E-11	
S(m/s)		4.8E-07			5.8E-08	
Da(m2/s) 55%	3.8E-10	2.1E-10	3.3E-10	7.8E-12	1.4E-11	2.0E-11
(h/2)/Da(m2/s)	6.6E-01	2.4E+00	3.1E+00	3.2E+01	3.5E+01	4.9E+01
Pente	2.9E+02			2.4E+03		
Ordonnée à l'origine	3.3E-01			2.5E+01		
D(m2/s) 55%		3.4E-10			4.2E-11	
S(m/s)		1.1E-06			1.4E-08	
Da(m2/s) 75%				2.2E-11	1.4E-11	2.9E-11
(h/2)/Da(m2/s)				1.2E+01	3.5E+01	3.5E+01
Pente				2.7E+03		
Ordonnée à l'origine				1.2E+01		
D(m2/s) 75%					3.7E-11	
S(m/s)					3.0E-08	
Da(m2/s) 84%	4.0E-10	8.1E-11	1.7E-10	2.2E-11	1.7E-11	3.8E-11
(h/2)/Da(m2/s)	6.3E-01	6.2E+00	5.9E+00	1.1E+01	2.9E+01	2.6E+01
Pente	5.9E+02			1.6E+03		
Ordonnée à l'origine	7.8E-01			1.3E+01		
D(m2/s) 84%		1.7E-10			6.2E-11	
S(m/s)		4.5E-07			2.8E-08	
Da(m2/s) 99%	3.8E-11	8.3E-11	1.1E-10	1.9E-11	3.3E-11	4.6E-11
(h/2)/Da(m2/s)	6.5E+00	6.0E+00	9.4E+00	1.3E+01	1.5E+01	2.2E+01
Pente	4.3E+02			1.1E+03		
Ordonnée à l'origine	4.8E+00			1.0E+01		
D(m2/s) 99%		2.3E-10			8.8E-11	
S(m/s)		7.3E-08			3.4E-08	

TABLEAU A.4 – Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Douglas pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR

Eprouvettes	DSL31	DSL21	DSL11	DSRT31	DSRT21	DSRT11
h	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02
Da(m2/s) 43%	1.06E-10	1.14E-10	2.17E-10	1.59E-11	1.25E-11	2.29E-11
(h/2)/Da(m2/s)	2.4E+00	4.4E+00	4.6E+00	1.6E+01	4.0E+01	4.4E+01
pente	2.6E+02			3.3E+03		
Ordonnée à l'origine	2.2E+00			1.4E+01		
D(m2/s) 43%		3.8E-10			3.0E-11	
S(m/s)		1.6E-07			2.5E-08	
Da(m2/s) 55%	4.1E-10	2.1E-10	3.3E-10	1.2E-11	1.3E-11	2.2E-11
(h/2)/Da(m2/s)	6.2E-01	2.3E+00	3.0E+00	2.0E+01	3.9E+01	4.4E+01
Pente	3.0E+02			2.9E+03		
Ordonnée à l'origine	2.6E-01			1.7E+01		
D(m2/s) 55%		3.4E-10			3.4E-11	
S(m/s)		1.3E-06			2.0E-08	
Da(m2/s) 75%	2.4E-10	1.2E-10	2.5E-10	1.0E-11	2.2E-11	3.2E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.1E+00	4.2E+00	4.0E+00	2.5E+01	2.3E+01	3.2E+01
Pente	3.3E+02			1.0E+03		
Ordonnée à l'origine	1.1E+00			2.0E+01		
D(m2/s) 75%		3.0E-10			9.7E-11	
S(m/s)		3.1E-07			1.7E-08	
Da(m2/s) 84%		1.9E-11	2.9E-11	3.9E-11		
(h/2)/Da(m2/s)		1.3E+01	1.7E+01	2.6E+01		
Pente		1.7E+03				
Ordonnée à l'origine		9.0E+00				
D(m2/s) 84%			6.0E-11			
S(m/s)			3.9E-08			
Da(m2/s) 99%	6.0E-11	1.0E-10	1.3E-10	1.9E-11	3.6E-11	4.5E-11
(h/2)/Da(m2/s)	4.2E+00	5.0E+00	7.8E+00	1.3E+01	1.4E+01	2.2E+01
Pente	5.0E+02			1.3E+03		
Ordonnée à l'origine	2.8E+00			8.9E+00		
D(m2/s) 99%		2.0E-10			7.7E-11	
S(m/s)		1.3E-07			3.9E-08	

TABLEAU A.5 – Valeurs du coefficient de diffusion apparent des éprouvettes de Sapin blanc pour les 3 épaisseurs considérées dans le sens transverse et longitudinal sous plusieurs paliers de HR

Eprouvettes	IL31	IL21	IL11	IRT31	IRT21	IRT11
h	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02	5.00E-03	1.00E-02	2.00E-02
Da(m2/s) 43%	2.29E-10	2.33E-10	2.99E-10	1.04E-11	1.20E-11	1.84E-11
(h/2)/Da(m2/s)	1.1E+00	2.1E+00	3.3E+00	2.4E+01	4.2E+01	5.4E+01
pente	2.9E+02			3.8E+03		
Ordonnée à l'origine	4.9E-01			1.8E+01		
D(m2/s) 43%		3.4E-10		2.6E-04	2.6E-11	
S(m/s)		7.1E-07		2.0E-01	2.0E-08	
Da(m2/s) 55%	4.5E-10	1.7E-10	2.8E-10	1.1E-11	1.7E-11	2.1E-11
(h/2)/Da(m2/s)	5.5E-01	2.9E+00	3.6E+00	2.2E+01	3.0E+01	4.8E+01
Pente	3.7E+02			3.4E+03		
Ordonnée à l'origine	2.3E-01			1.3E+01		
D(m2/s) 55%		2.7E-10			2.9E-11	
S(m/s)		1.5E-06			2.6E-08	
Da(m2/s) 75%	7.8E-11	1.5E-10	1.9E-10	7.3E-12	1.6E-11	2.5E-11
(h/2)/Da(m2/s)	3.2E+00	3.4E+00	5.2E+00	3.4E+01	3.2E+01	4.0E+01
Pente	2.8E+02			8.6E+02		
Ordonnée à l'origine	2.3E+00			3.0E+01		
D(m2/s) 75%		3.5E-10			1.2E-10	
S(m/s)		1.5E-07			1.2E-08	
Da(m2/s) 84%	7.1E-11	1.0E-10	1.0E-10	2.8E-11	3.3E-11	4.3E-11
(h/2)/Da(m2/s)	3.5E+00	5.0E+00	9.8E+00	8.9E+00	1.5E+01	2.3E+01
Pente	8.6E+02			1.8E+03		
Ordonnée à l'origine	1.1E+00			4.9E+00		
D(m2/s) 84%		1.2E-10			5.4E-11	
S(m/s)		3.2E-07			7.1E-08	
Da(m2/s) 99%	3.6E-11	8.1E-11	1.1E-10	3.9E-11	3.8E-11	5.7E-11
(h/2)/Da(m2/s)	7.0E+00	6.2E+00	9.0E+00	6.3E+00	1.3E+01	1.7E+01
Pente	3.0E+02			1.4E+03		
Ordonnée à l'origine	5.6E+00			4.1E+00		
D(m2/s) 99%		3.3E-10			7.2E-11	
S(m/s)		6.2E-08			8.4E-08	

Annexe B

Paramètres du modèle rhéologique des éprouvettes

Dans cette partie nous présentons l'ensemble des paramètres que nous avons trouvés pour la modélisation rhéologique.

TABLEAU B.1 – Éprouvette de Padouk

Essai	T_3^5			
J_0 (MPa ⁻¹)	9.75E-05			
J_{ms}	7.03E-04			
μ	1.02			
α	9			
J_v (MPa ⁻¹)	7.70E-06	5.11E-06	9.15E-06	9.02E-06
$\log(\tau_0)$	4	5	6	7
a	25	25	25	25
$1/\eta$	-18.12			
a_η	50			
Essai	T_2^5			
J_0 (MPa ⁻¹)	7.70E-05			
J_{ms}	3.48E-04			
μ	0.84			
α	3.41			
J_v (MPa ⁻¹)	1.11E-06	2.11E-06	1.03E-05	2E-06
$\log(\tau_0)$	4	5	6	7
a	21.8	25	25	25
$1/\eta$	-18			
a_η	50			
Essai	T_1^5			
J_0 (MPa ⁻¹)	9.35E-05			
J_{ms}	7.21E-04			
μ	1.10			
α	5.51			
J_v (MPa ⁻¹)	6.30E-06	2.11E-06	1.03E-05	3.99E-05
$\log(\tau_0)$	4	5	6	7
a	16.45	16.45	25	25
$1/\eta$	-18.12			
a_η	50			

TABLEAU B.2 – Éprouvette de Padouk

Essai	T ₃ ¹⁴			
J ₀ (MPa ⁻¹)	8.10E-05			
J _{ms}	2.87E-04			
μ	3			
α	5			
J _v (MPa ⁻¹)	2.74E-06	1.0E-05	1.34E-05	1.74E-05
log(τ ₀)	4	5	6	7
a	15	15	15	15
1/η	-50			
a _η	70			
Essai	T ₂ ¹⁴			
J ₀ (MPa ⁻¹)	1.4E-04			
J _{ms}	2.87E-04			
μ	1			
α	5			
J _v (MPa ⁻¹)	7.04E-06	1.00E-05	1.34E-05	1.74E-05
log(τ ₀)	4	5	6	7
a	2.00E+01	2.00E+01	2.00E+01	2.00E+01
1/η	-5.00E+01			
a _η	70			
Essai	T ₄ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	3.44E-05			
J _{ms}	1.68E-03			
μ	2.13			
α	5.23			
J _v (MPa ⁻¹)	7.1E-05	2.11E-06	1.03E-05	4.45E-06
log(τ ₀)	3.78	5	6	7
a	22.5	25.0	25.0	25.0
1/η	-18.12			
a _η	50			

TABLEAU B.3 – Éprouvette d’Okoumé

Essai	T_1^{14}			
J_0 (MPa ⁻¹)	1.3E-04			
J_{ms}	8.6E-04			
μ	2.3E+00			
α	2.0E+00			
J_v (MPa ⁻¹)	2.0E-05	1.0E-05	1.3E-05	1.7E-05
$\log(\tau_0)$	8.0E+00	9.0E+00	1.0E+01	1.1E+01
a	6.0E+01	6.0E+01	6.0E+01	6.0E+01
$1/\eta$	-1.8E+01			
a_η	7.0E+01			
Essai	T_2^{14}			
J_0 (MPa ⁻¹)	6.0E-05			
J_{ms}	2.9E-04			
μ	3.0E+00			
α	5.0E+00			
J_v (MPa ⁻¹)	2.7E-06	1.0E-05	1.3E-05	1.7E-05
$\log(\tau_0)$	8.0E+00	9.0E+00	1.0E+01	1.1E+01
a	6.6E+01	6.0E+01	6.0E+01	6.0E+01
$1/\eta$	-1.8E+01			
a_η	7.0E+01			
Essai	T_4^5			
J_0 (MPa ⁻¹)	9.7E-05			
J_{ms}	7.0E-04			
μ	1.3E+00			
α	1.7E+00			
J_v (MPa ⁻¹)	4.4E-05	1.1E-05	8.4E-07	1.1E-05
$\log(\tau_0)$	5.1E+00	5.0E+00	6.0E+00	7.0E+00
a	2.2E+01	2.2E+01	2.2E+01	2.2E+01
$1/\eta$	-1.8E+01			
a_η	5.0E+01			

TABLEAU B.4 – Éprouvette d'Okoumé

Essai	T ₃ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	9.7E-05			
J _{ms}	8.6E-04			
μ	9.8E-01			
α	3.3E+00			
J _v (MPa ⁻¹)	3.6E-05	8.1E-06	9.7E-06	1.5E-06
log(τ ₀)	2.5E+00	5.0E+00	6.0E+00	7.0E+00
a	2.7E+01	2.7E+01	2.7E+01	2.7E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5.0E+01			
Essai	T ₂ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	9.7E-05			
J _{ms}	6.9E-04			
μ	1.3E+00			
α	4.5E+00			
J _v (MPa ⁻¹)	8.1E-06	8.1E-06	9.7E-06	1.5E-06
log(τ ₀)	4.0E+00	5.0E+00	6.0E+00	7.0E+00
a	2.1E+01	2.1E+01	2.1E+01	2.1E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5.0E+01			
Essai	T ₁ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	9.7E-05			
J _{ms}	4.9E-04			
μ	5.7E-01			
α	5.5E+00			
J _v (MPa ⁻¹)	8.1E-06	8.1E-06	9.7E-06	1.5E-06
log(τ ₀)	4.0E+00	5.0E+00	6.0E+00	7.0E+00
a	3.4E+01	3.4E+01	3.4E+01	3.4E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5.0E+01			

TABLEAU B.5 – Éprouvette de Sapin blanc

Essai	T_1^{14}			
J_0 (MPa ⁻¹)	9.7E-05			
J_{ms}	1.6E-05			
μ	5.93			
α	5			
J_v (MPa ⁻¹)	6.7E-06	1.00E-05	1.34E-05	1.674E-05
$\log(\tau_0)$	9.5	1.05E+01	1.15E+01	1.250E+01
a	60.0	6.00E+01	6.00E+01	6.000E+01
$1/\eta$	-1.8E+01			
a_η	7.0E+01			
Essai	T_3^{14}			
J_0 (MPa ⁻¹)	1.01E-04			
J_{ms}	2.3E-04			
μ	5.955559836			
α	5			
J_v (MPa ⁻¹)	2.74254E-06	1.0E-05	1.34E-05	1.67E-05
$\log(\tau_0)$	4	5.0E+00	6.00E+00	7.00E+00
a	15	1.5E+01	1.50E+01	1.50E+01
$1/\eta$	-50			
a_η	70			
Essai	T_4^5			
J_0 (MPa ⁻¹)	8.61E-05			
J_{ms}	1.28E-05			
μ	2.13E-02			
α	6.79E+00			
J_v (MPa ⁻¹)	1.19E-05	3.89E-06	5.91E-06	6.89E-06
$\log(\tau_0)$	4.00	5.00E+00	6.00E+00	7.00E+00
a	12.59	1.26E+01	1.26E+01	1.26E+01
$1/\eta$	-18.12			
a_η	50.00			

TABLEAU B.6 – Eprouvette de Sapin blanc

Essai	T ₃ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	9.8E-05			
J _{ms}	5.8E-04			
μ	9.6E-01			
α	5.0E+00			
J _v (MPa ⁻¹)	6.0E-06	6.07E-06	8.01947E-06	6.69E-07
log(τ ₀)	4	5	6	7
a	1.3E+01	1.26E+01	1.26E+01	1.26E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5.0E+01			
Essai	T ₂ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	3.1E-05			
J _{ms}	5.2E-04			
μ	1.1E+00			
α	6.6E+00			
J _v (MPa ⁻¹)	4.8E-05	6.11E-06	8.14728E-06	1.018E-06
log(τ ₀)	4	5	6	7
a	2.0E+01	1.98E+01	1.97E+01	1.97E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5E+01			
Essai	T ₁ ⁵			
J ₀ (MPa ⁻¹)	8.8E-05			
J _{ms}	9.5E-05			
μ	2.1E-01			
α	5			
J _v (MPa ⁻¹)	5.3E-06	5.11E-06	8.15E-06	1.84E-06
log(τ ₀)	3.9	5	6	7
a	1.6E+01	1.6E+01	1.6E+01	1.6E+01
1/η	-1.8E+01			
a _η	5E+01			

Annexe C

Présentation du dispositif mis en place

Dans cette partie nous présentons le dispositif initial sur lequel devaient s'effectuer les essais de fluage. Toutefois pour divers raisons il n'a pas pu être finalisé. Le dispositif expé-

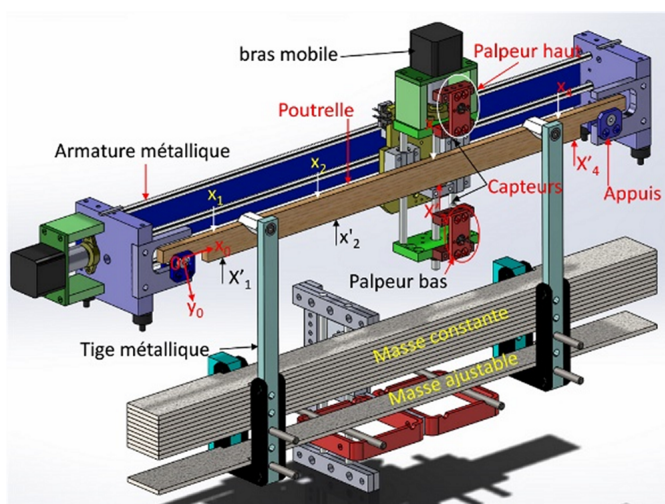


FIGURE C.1 – Dispositif pour essais de fluage.

rimental est un banc d'essai de fluage en flexion 4 points. Il est composé de plusieurs bras mobiles automatisés. La Fig. C.3 présente un des bras mobiles. Ce bras est fixé sur une structure métallique qui sert également de support à la poutrelle en charge. La poutrelle sera sollicitée par une masse constante soutenue par deux tiges métalliques, une masse ajustable est prévue sur le dispositif également. Le bras est équipé de deux palpeurs (haut et bas). Par rapport à un point d'origine (x_0, y_0) pris sur les appuis extérieurs, ces palpeurs mesureront à intervalles réguliers le profil de déformation de la poutre. Le profil de la poutre sur des points fixes (X_1, X_2, \dots, X_n) et $(X'_1, X'_2, \dots, X'_n)$ sera défini par des coordonnées (y_1, y_2, \dots, y_n) et $(y'_1, y'_2, \dots, y'_n)$ respectivement par le palpeur du haut et celui du bas. Ces différentes informations seront relevées automatiquement chaque heure et nous permettront de quantifier les

ouvertures des fissures, les flèches, ainsi que le retrait et gonflement de la poutrelle en charge.

C.1 Images des éprouvettes fissurées

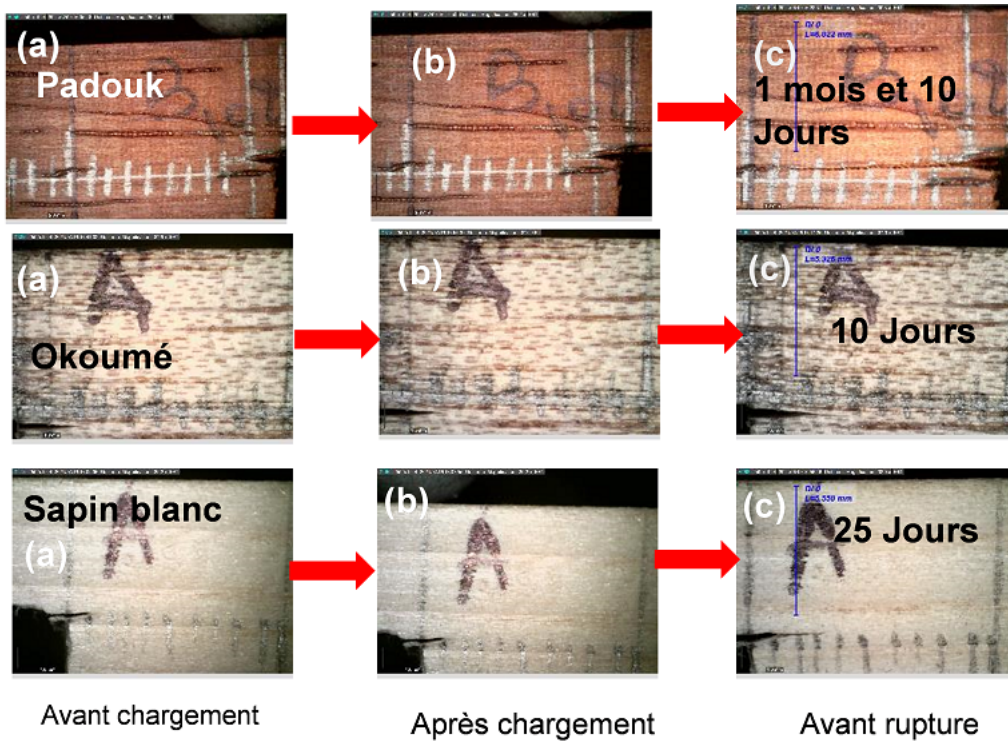


FIGURE C.2 – Éprouvettes avant et après rupture

C.2 Images des éprouvettes fissurées

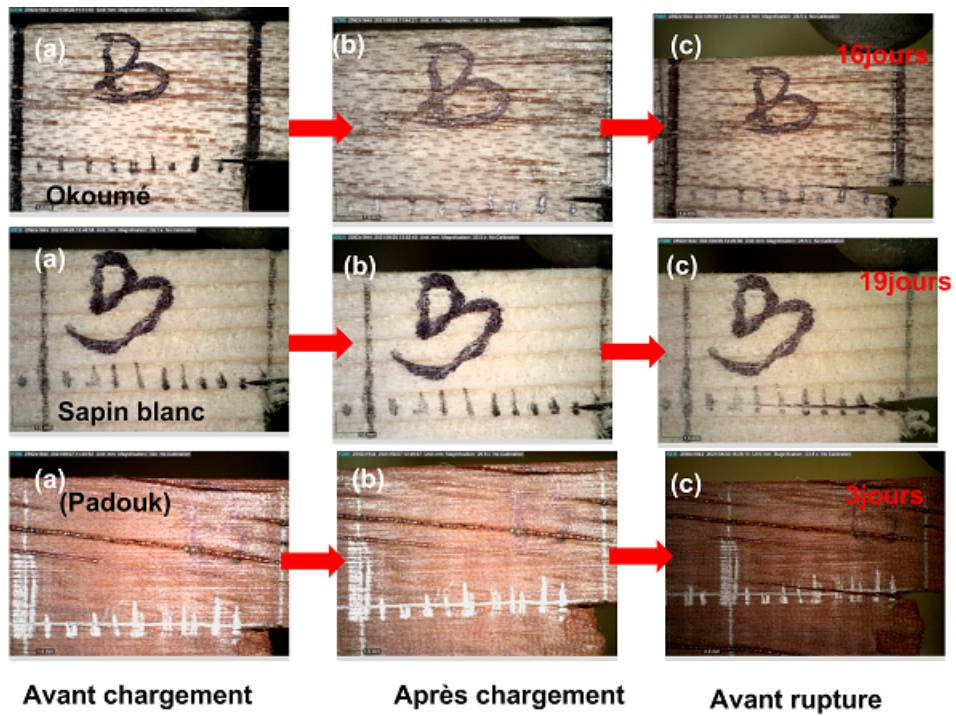


FIGURE C.3 – Éprouvettes avant et après rupture

Annexe D

Liste de publications

D.1 Articles dans les revues internationales à comité de lecture (ACL)

- **Martian Asseko Ella**, Goli, G., Ikogou, S., Gril, J., Fournely, E., Godi, G., Pitti, R. M. (2022). Impact of mechano-sorptive loading on crack propagation of notched beams of White fir and Okume. *Procedia Structural Integrity*, 37, 477-484.
- **Martian Asseko Ella**, Gael Godi ; Rostand Moutou Pitti ; Giacomo Goli ; Samuel Ikogou ; Eric Fournely ; Joseph Gril. Diffusion properties of Tropical and European wood at several relative humidity steps. En expertise à wood science and technology (WSAT-D-22-00045).
- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Joseph Gril, Claude Feldman Pambou Nziengui, Eric Fournely, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti. Study of viscoelastic and mechano-sorptive behaviour of temperate and tropical species. En correction

D.2 Participation aux conférences internationales à comité de lecture (ACTI)

- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Claude Feldman Pambou Nziengui, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril. Viscoelastic and mechano-sorptive behaviour of tropical species. WCTE2020 World Conference Timber Engineering. 09-12 aout, 2021. 1-6 pages
- **Martian Asseko Ella**, Claude Feldman Pambou Nziengui, Samuel Ikogou, Rostand Moutou Pitti. Thermo-hygro-mechanical behaviour of notched beams of European spe-

cies under creep loadings in outdoor conditions. The Seventh International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation (SEMC 2019). Cape Town 2-4 septembre. 1-4 pages.

- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Rostand Moutou Pitti, Joseph Grila, Eric Fournely, Gaël Godi. Impact of mechano-sorptive loading on crack propagation of notched beams of White-fir and Okume. ICSI 2021 The 4th International Conference on Structural Integrity. 30 Aout-1 September 2021. Portugal.1 pages.
- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Rostand Moutou Pitti1, Joseph Gril, Eric Fournely, Samuel Ikogou, Gaël Godi. Comparative study of the mechano-sorptive effect on crack propagation beams of tropical and temperate. 04-06 avril 2022. Oxford. 1 page ;
- **Martian Asseko Ella**, Samuel Ikogou, Joseph Gril, Eric Fournely, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti. The Eighth International. Mechano-sorptive behaviour on crack propagation of notched beams of tropical woods. Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation (SEMC 2019). Cape Town 5-7 September. 1 page.

D.3 Participation aux conférences nationales à comité de lecture (ACTN)

- **Martian Asseko Ella**, Goli Giacomo, Moutou Pitti Rostand, Gril Joseph, Eric Fournely, Ikogou Samuel, Godi Gaël. Influence de l'effet mécanosorptif sur la fissuration du Padouk. Journées annuelles du GDR Bois Montpellier 17-19 novembre 2021. 1-4 pages
- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Rostand Moutou Pitti, Jospeh. Gril, E. Fournely, Gaël. Godi. Etude des paramètres de diffusion du bois : approche expérimentale. 25ème Congrès Français de Mécanique Brest, 29 au 02 Août 2022. 1 Page
- **Martian Asseko Ella**, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Laurent Phelippe, Eric fournely, Claude Feldman Pambou Nziengui. Fluage et fissuration de poutrelles entaillées de bois tropicaux et européens en extérieur abrité. AUGC, Juin 2019, Nice, France.1-4 Pages
- **Martian Asseko Ella**, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Claude Feldman Pambou Nziengui, Fournely Eric. Etude des paramètres de diffusion du bois via une nouvelle approche expérimentale. Journées annuelles du GDR Bois Grenoble 18-20 novembre 2020. 1-4 pages
- **Martian Asseko Ella**, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Laurent Phelippe, Eric fournely, Claude Feldman Pambou Nziengui. Fluage et fissuration de pou-

treilles entaillées de bois tropicaux et européens en extérieur abrité. AUGC, Juin 2019, Nice, France. 1-4 Pages

- **Martian Asseko Ella**, Giacomo Goli, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Claude Feldman Pambou Nziengui, Fournely Eric. Comportement viscoélastique et mécanosorptif de l'Okoumé, du Padouk et du Sapin blanc : étude préliminaire. Journées annuelles du GDR Bois Epinal 18-20 novembre 2019. 1-4 pages • Phan Nhat Tung,
- **Martian Asseko Ella**, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Gaël Godi, Eric Fournely. Comportement mécanique d'une poutre entaillée en flexion 4 points : comparaison numérique et expérimental. Journées annuelles du GDR Bois - Epinal 18-20 novembre 2019. 1-4 Pages
- **Martian Asseko Ella**, Claude Feldman Pambou Nziengui, Samuel Ikogou, Rostand Moutou Pitti. Comportement thermo-hydromécanique des poutres entaillées de Douglas et Sapin blanc en environnement extérieur exposé. 24ème Congrès Français de Mécanique Brest, 26 au 30 Août 2019. 1-6 Pages
- **Martian Asseko Ella**, Gaël Godi, Rostand Moutou Pitti, Joseph Gril, Claude Feldman Pambou Nziengui, Fournely Eric. Etude des paramètres de diffusion du bois via une nouvelle approche expérimentale. Journées annuelles du GDR Bois Grenoble 18-20 novembre 2020. 1-4 pages