



**HAL**  
open science

# Fissuration du bois en climat variable sous charges de longues durées : applications aux essences européennes et gabonaises

Claude Feldman Pambou Nziengui

► **To cite this version:**

Claude Feldman Pambou Nziengui. Fissuration du bois en climat variable sous charges de longues durées : applications aux essences européennes et gabonaises. Génie civil. Université Clermont Auvergne, 2019. Français. NNT : 2019CLFAC018 . tel-02310783v1

**HAL Id: tel-02310783**

**<https://theses.hal.science/tel-02310783v1>**

Submitted on 10 Oct 2019 (v1), last revised 29 Nov 2019 (v2)

**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.

EDSPIC :

**UNIVERSITÉ CLERMONT AUVERGNE**

ÉCOLE DOCTORALE

SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR DE CLERMONT-FERRAND

**THÈSE**

Présentée par

**Claude Feldman PAMBOU NZIENGUI**

pour obtenir le grade de

**DOCTEUR D'UNIVERSITÉ**

**SPÉCIALITÉ : GÉNIE CIVIL**

Titre de la thèse :

**Fissuration du bois en climat variable sous charges  
de longues durées : Applications aux essences  
européennes et gabonaises**

Soutenue publiquement le 01 juillet 2019 devant le jury :

M. A. Bouchair, Professeur, UCA	Président
Mme. S. Bardet, MCF HDR, Université de Montpellier	Rapporteur
M. P. Quenneville, Professeur, University of Auckland	Rapporteur
M. D. Nganga. Kouya, MCF CAMES, EDGE, Gabon	Examineur
Mme. M. Chaplain, MCF, Université de Bordeaux	Invitée
M. G. Giacomo, Chercheur, Université de Florence	Invité
M. R. Moutou Pitti, MCF HDR, UCA	Directeur
M. J. Gril, Directeur de recherche, CNRS	Co-Directeur
M. S. Ikogou, MA CAMES, USTM, Gabon	Co-Encadrant



# Dédicace

À Mon Père,  
Feu *NZIENGUI KOMBILA Jean-Claude*

**“ Vous êtes ma seule famille,  
et toi tu seras mon porte flambeau.”**

- Jean-Claude NZIENGUI KOMBILA -  
Mon PAPA



# Remerciements

Cette thèse a été réalisée dans le cadre d'une collaboration entre l'Université Clermont Auvergne (UCA) au sein de l'axe Mécanique, Matériaux et Structures (MMS) de l'Institut Pascal (IP) et l'Ecole Doctorale des Grandes Ecoles de Libreville au Gabon (EDGE). C'est l'occasion pour moi de remercier l'ensemble des personnes qui ont contribué de près ou de loin à l'aboutissement de ce projet.

Mes remerciements vont d'abord, et tout logiquement, 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 grand frère 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 ; Mention très spéciale à Joseph Gril et Eric Fournely qui par leurs critiques, leurs remarques, leur disponibilité mais surtout leurs précieux conseils ont rendu facile la réalisation de ce projet de thèse. Tout a commencé avec Monsieur Samuel Ikogou, je n'oublie pas les conseils au Cap, l'apport matériel, scientifique et humain dont il a fait preuve tout au long de cette thèse, merci infiniment.

Merci à Madame Sandrine Bardet, Maître de conférence à l'Université de Montpellier et à Monsieur Pierre Quenneville, Professeur des Universités de l'Université de Auckland (Nouvelle Zélande), qui ont accepté par leur regard critique et avisé de rapporter sur cette thèse. Je leur suis reconnaissant d'avoir pris part à ma soutenance de thèse.

Je tiens à remercier aussi, Monsieur Donatien Nganga Kouya Maître de conférences CAMES de l'Ecole Doctorale des Grandes Ecoles (EDGE), Monsieur Abdelhamid Bouchair Professeur à l'Université Clermont Auvergne, mais aussi Madame Myriam Chaplain de l'Université de Bordeaux et Monsieur Giacomo Goli de l'Université de Florence (Italie) qui ont examiné ce travail.

L'aboutissement de ce travail a aussi été facilité par les collaborations tissées avec plusieurs partenaires externes avec lesquels divers essais de cette thèse ont été réalisés. À cette occasion, je remercie l'Université de Lulea Technologie (Suède) notamment, le Professeur Mats Ekevad et son doctorant Jonas Turesson du département des sciences de l'ingénieur et des mathématiques qui m'ont accueilli dans leurs locaux. Dans le même élan, je remercie le Dr

Giacomo Goli qui m'a accueilli durant une période de 1 mois, au sein de l'Université de Florence (GESAAF), dans le cadre d'une mission (STSM) du COST Action FP1407 relative à mes travaux de thèse. Un grand merci au Laboratoire de Météorologie Physique de L'UCA, notamment Monsieur Pichon, pour l'envoi régulier des données météorologiques qui ont grandement servi à la réalisation de cette thèse. Merci à l'Agence Nationale des Bourses du Gabon (ANBG) pour le financement de cette thèse. Merci aux Scieries du Forez et Fibois Auvergne pour la mise à notre disposition des poutres de bois massifs de Douglas et Sapin utilisées tout au long cette thèse.

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, Gaël, Phylippes, Danyl et Laurent pour leur précieuse contribution lors de la mise en place et du suivi du dispositif expérimental. Merci à la bande de copains (doctorants) pour les 3 années passées ensemble, notamment : César, Med, Mathou, Taher, Bernard, Maitham, Yassia, Husam, Édouard, Elo-die, Augustin, Bilal, Basile, Oumar, Maroua, Ali, Rime, Martian, Clauvy's, Massoumeh et Caroline.

Je ne saurai terminer sans évoquer mes proches. Merci à ma famille qui m'a inculqué, dès mon plus jeune age, ce caractère de gagnneur qui fait ma force. Je pense à feu mon père Jean Claude Nziengui Kombila, mes deux mamans Christianne Moussavou et Sophie Mangouala, mon oncle Jean Louis Boussamba Mangouala, mes frères, mes sœurs et mes neveux. Merci à Géraldine Essono Nguema, la maman de mes adorables filles qui a œuvré de toute son énergie pour que je sois dans les meilleures conditions morales pour affronter cette thèse. Je n'oublie pas Stéphanie Tomba Ngangas, partenaire, cette thèse t'est entièrement dédiée. À tous mes frères d'arme du Master Sciences du Bois (ENEF), la bande à Mandelet, MERCI!!!.

# Résumé

En structure, le bois est soumis à des sollicitations différentes dont les principales sont physiques, mécaniques et environnementales. Lorsque ces sollicitations sont couplées, le comportement mécanique du bois devient difficile à appréhender. L'objectif de cette thèse est de mettre en évidence, via un protocole de suivi de l'évolution de la flèche, l'impact des variations des conditions climatiques sur la durée de vie en structure des poutres de bois. Le travail s'articule essentiellement autour de deux grands axes principaux, un protocole expérimental spécial et une approche analytique basée sur la résistance des matériaux (RDM) de l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée en ambiance non contrôlée. Le dispositif prend en compte : les processus de fissuration du bois, notamment de l'ouverture et de la propagation de la pointe d'une fissure se propageant linéairement depuis le droit de l'entaille, jusqu'à la rupture totale de la poutre ; le suivi des paramètres climatiques que sont la température, l'humidité relative du milieu et les variations de l'humidité interne des poutres testées. Les résultats obtenus montrent qu'une humidification entraîne une augmentation de la flèche relative et un séchage génère un départ de fissures pouvant conduire à une rupture de la poutre. Le modèle analytique de l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée en ambiance non contrôlée, est tiré des hypothèses classiques de la théorie des poutres de Timoshenko et de l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus. Il prend en compte les processus de fissuration, les variations de son humidité interne et l'intensité du chargement qui lui est appliqué. Le modèle représente assez bien les comportements instantané et différé de la poutre induits par les chargements mécanique et environnementaux.

**Mots clés :** *Essais de fluage ; Poutres entaillées ; Propagation des fissures ; Impact des variations climatiques.*





# Abstract

In structure, wood is subjected to different loadings, where the principals are physical, mechanical and environmental. The coupling of these different loadings, make the understand of the mechanical behavior of wood difficult. The aim of this thesis is to highlight, through a protocol for monitoring the evolution of the deflection, the impact of the conditions of climatic variations on the lifetime of timber of the notched beams. The work is essentially based around two major axes highlighting, respectively, a new experimental devices and a new analytical approach of the following of the evolution of the beam deflection, in outdoor conditions. The experimental device takes into account : the monitoring of the evolution of the notched-beam deflection ; the cracking processes of wood, in particular the following of its initiation, the opening and the propagation of the tip of crack which appeared, on the notched-beam until its collapse ; the monitoring of the climatic parameters such as temperature, the environmental relative humidity and the variations of the moisture content of the beams during the test. The results show that the variations of these climatic parameters favor the acceleration of the wood aging process in the structure. The analytical model of the evolution of the deflection of a notched beam, shown in this work, is based on the classical hypotheses of Timoshenko's beam theory and all the experimental results obtained. It takes into account the cracking processes of notched-beam, the variations of its moisture content and the intensity of the loading applied on the beam.

**Keywords :** *Creep tests ; Notched beams ; Cracking propagations ; Impact of climatic variations.*



# Table des matières

Remerciements	iii
Résumé	v
Abstract	vii
Table des figures	xiii
Liste des tableaux	xxi
Nomenclature	1
Introduction Générale	5
<b>1 Généralités sur le matériau bois et fissuration viscoélastique</b>	<b>9</b>
1.1 Introduction . . . . .	9
1.2 Xylogologie . . . . .	9
1.2.1 Ultrastructure et composition chimique . . . . .	10
1.2.2 Échelle microscopique . . . . .	12
1.2.3 Échelle macroscopique . . . . .	13
1.3 Modélisation mécanique du matériau bois . . . . .	14
1.3.1 Homogénéité . . . . .	14
1.3.2 Orthotropie . . . . .	14
1.3.3 Linéarité et viscoélasticité . . . . .	15
1.3.4 Matériau non vieillissant . . . . .	15
1.4 Comportement thermo-hygro-viscoélastique . . . . .	15
1.4.1 Comportement élastique orthotrope . . . . .	16
1.4.2 Comportement viscoélastique . . . . .	18
1.4.3 Formulations fonctionnelle et thermodynamique du comportement viscoélastique . . . . .	20

1.4.4	Modèles rhéologiques . . . . .	22
1.5	Hygroscopie du bois . . . . .	25
1.5.1	L'eau dans le bois . . . . .	25
1.5.2	Le phénomène de sorption dans le bois . . . . .	26
1.5.3	Le retrait-gonflement . . . . .	27
1.6	Mécanique de la rupture . . . . .	28
1.6.1	Zones de fissuration . . . . .	28
1.6.2	Modes de Sollicitation . . . . .	29
1.6.3	Critères de propagation en élasticité linéaire . . . . .	30
1.7	Effets du couplage thermo-hydro-mécanique et de la fissuration sur la durabilité en structure du bois . . . . .	34
1.7.1	Effet de la géométrie en mécanique de la rupture . . . . .	34
1.7.2	Influence des paramètres climatiques sur la propagation d'une fissure . . . . .	36
1.7.3	Combinaison des paramètres climatiques et de fissuration sur le comportement du bois . . . . .	38
1.8	Conclusion . . . . .	38
<b>2</b>	<b>Étude expérimentale</b>	<b>41</b>
2.1	Matériel et Méthodes . . . . .	41
2.1.1	Matériel végétal étudié . . . . .	41
2.1.2	Type de poutres et matériel utilisé pour l'étude . . . . .	42
2.1.3	Méthode . . . . .	44
2.2	Résultats . . . . .	52
2.2.1	Caractérisation mécanique des PNE : Essais statiques . . . . .	52
2.2.2	Caractérisation mécanique des PE : Essais statiques . . . . .	55
2.2.3	Caractérisation mécanique des PE : Essais différés . . . . .	58
2.3	Conclusion . . . . .	69
<b>3</b>	<b>Étude analytique (RDM) : Évaluation de l'évolution de la complaisance d'une PE en ambiance non contrôlée</b>	<b>71</b>
3.1	Modélisation analytique : Détermination du MOE d'une PNE et d'une PE . . . . .	71
3.1.1	Hypothèses générales . . . . .	72
3.1.2	Détermination du MOE : Cisaillement négligé . . . . .	73
3.1.3	Détermination du MOE : prise en compte du Cisaillement . . . . .	79
3.2	Trajectoire du fluage d'une PE en ambiance non-contrôlée : validation du modèle analytique . . . . .	82
3.2.1	Évaluation de la complaisance d'une PE ( $J_N(t)$ ) . . . . .	82

3.2.2	Estimation et prise en compte des variations de l'humidité interne ( $w$ ) dans les PE . . . . .	83
3.2.3	Prise en compte de la fissuration : validation du modèle . . . . .	89
3.2.4	Trajectoire typique de la complaisance d'une PE $J_N$ fissurée en ambiance non abritée . . . . .	94
3.3	Conclusion . . . . .	98
<b>4</b>	<b>Mise en place d'un protocole d'étude, en vue de la reproduction des essais en ambiance tropicale au Gabon</b> . . . . .	<b>101</b>
4.1	Présentation du climat et choix des espèces gabonaises à étudier . . . . .	101
4.1.1	Présentation du climat et de la forêt Gabonaise . . . . .	101
4.1.2	Présentation des trois essences choisies . . . . .	103
4.2	Caractérisation des espèces étudiées . . . . .	107
4.2.1	Méthode . . . . .	107
4.2.2	Cartes des cernes de croissance des bois tempérés et tropicaux tirées du CT-scanner . . . . .	108
4.2.3	Caractérisation mécaniques des espèces étudiées . . . . .	109
4.3	Présentation de la géométrie des poutres arrêtées . . . . .	112
4.3.1	Détermination des expressions des contraintes à appliquer . . . . .	113
4.3.2	Dimensions des poutres et charges à appliquer . . . . .	116
4.4	Prise en compte de la fissuration de la poutre entaillée (PE) en flexion 4-points	117
4.4.1	Approche énergétique de Griffith : détermination de l'expression analytique du taux de restitution d'énergie $G$ . . . . .	118
4.4.2	Courbe typique de l'évolution de $G$ en fonction de la propagation de la pointe de fissure . . . . .	120
4.4.3	Application et validation du modèle de détermination de $G$ sur les espèces tropicales : Okoumé, Iroko et Padouk . . . . .	122
4.5	Conclusion . . . . .	124
	<b>Conclusion Générale</b> . . . . .	<b>127</b>
	<b>Bibliographie</b> . . . . .	<b>131</b>
<b>A</b>	<b>Résultats supplémentaires pour le chapitre 2</b> . . . . .	<b>139</b>
A.1	Flèches relatives et évolutions des paramètres de fissuration . . . . .	139
A.2	Méthode de détermination des $U_{in}$ des PE . . . . .	141

<b>B</b>	<b>Résultats supplémentaires pour le chapitre 3</b>	<b>143</b>
B.1	Déterminations des paramètres $\tau_w$ , $\beta$ et $R^2$ . . . . .	143
<b>C</b>	<b>Comportement viscoélastique de quelques espèces tempérées et tropicales</b>	<b>145</b>
C.1	Préambule . . . . .	145
C.2	Matériel et Méthode . . . . .	145
C.3	Résultats . . . . .	146
<b>D</b>	<b>Liste des publications majeures réalisées durant la thèse</b>	<b>149</b>
D.1	Articles dans les revues internationales à comité de lecture (ACL) . . . . .	149
D.2	Participation aux conférences internationales à comité de lecture (ACTI) . . . . .	150
D.3	Participation aux conférences nationales à comité de lecture (ACTN) . . . . .	151

# Table des figures

1.1	Schéma multi-échelles d'un bois tempéré [1]. . . . .	10
1.2	Schéma d'une paroi cellulaire [2]. . . . .	10
1.3	Schéma de la structure d'une microfibrille de cellulose [3]. . . . .	11
1.4	Schéma des structures cellulaires d'un résineux (a) et d'un feuillu (b) [2]. . .	12
1.5	Coupe transversale d'un tronc d'arbre . . . . .	13
1.6	Orthotropie locale d'un tronc d'arbre : deux plans de symétrie matérielle . .	14
1.7	Effet de l'humidité interne sur les MOE de quelques espèces de bois [4] . . . .	17
1.8	Fluage-recouvrance sous climat constant [6]. . . . .	19
1.9	Représentation de l'essai de Relaxation-Effacement . . . . .	20
1.10	Représentation du modèle de Maxwell généralisé . . . . .	23
1.11	Représentation du modèle de Kelvin Voigt généralisé . . . . .	24
1.12	Schématisation des trois états de l'eau dans le bois[7] . . . . .	26
1.13	Schématisation de l'hystérésis de sorption . . . . .	27
1.14	Illustration de la déformation volumique en fonction de la teneur en eau [7] .	27
1.15	Illustration des 3 zones de fissuration . . . . .	29
1.16	Modes de sollicitation d'une fissure . . . . .	30
1.17	Propagation d'une fissure sur une longueur $\Delta a$ [8] . . . . .	32
1.18	Coordonnées polaires en pointe de fissure [9] . . . . .	33
1.19	Exemples d'éprouvettes existant dans la littérature :(a) Éprouvette SENT [10] ; (b) Éprouvette CANTILEVER [11] ; (c) Éprouvette DCB à inertie variable [12] ; (d) Éprouvette MMCG [9] [13] . . . . .	35
1.20	Configuration géométrique de la PE étudiée. . . . .	36
1.21	Exemple de courbes obtenues de l'évolution des fissures en fonction des varia- tion d'humidité [14] . . . . .	37



2.1	Surfaces externes des poutres de Sapin (S) utilisées :(a,g) poutre S1; (b,h) poutre S9; (c,i) poutre S5; (d,j) poutre S10; (e,k) poutre S6; (f,l) poutre S12. Sur les faces latérales des poutres, (-) indique la face chargée en compression, (+) la face chargée en traction. Les traits pointillés en rouge indiquent les parties qui seront retirées pour l'obtention des poutres entaillées. Sur les images inférieures des sections transversales, les directions radiales ( $\vec{R}$ ) et tangentielles ( $\vec{T}$ ) sont approximativement indiquées. . . . .	43
2.2	Surfaces externes des poutres de Douglas (D) utilisées :(a,f) poutre D1; (b,g) poutre D3; (c,h) poutre D6; (d,i) poutre D9; (e,j) poutre D11. Pour la légende voir Fig. 2.1. . . . .	44
2.3	Dispositif expérimental des essais statiques de flexion 4-points sur les PNE : (a) Configuration géométrique de la poutre;(b) Schéma du dispositif expérimental; (c) Poutre en essai. . . . .	46
2.4	Dispositif expérimental des essais statiques réalisés sur les PE : (a) géométrie de la PE utilisée; (b) PE S10 en essai de flexion statique. . . . .	47
2.5	Matériel utilisé pour les essais de flexion statique des PE (S10 et D11) :(a) Poutre D11 en essai; (b) Capteur de force pour le suivi de l'évolution de la force appliquée durant l'essai;(c) Appui simple presse-poutre;(d) Capteurs LVDT pour le suivi de l'évolution de la flèche; (e) Capteurs pour mesurer l'ouverture de la fissure et la rotation de la poutre. . . . .	47
2.6	Dispositif expérimental des essais de fluage en ambiance non-contrôlée : (a) Type de PE utilisé; (b) Mise en place de la charge à l'aide d'un gerbeur;(c) PE en essais. . . . .	48
2.7	Suivi de l'évolution des paramètres de fissuration et de HI durant la phase des essais différés : (a) Poutres témoins utilisées D11 et S0; (b) Comparateur; (c) et (d) Principe de fonctionnement de l'humidimètre type MERLIN. . . . .	49
2.8	(a) LAMP de l'UCA; (b) comparateur; (c) Appuis inférieur (bâti-poutre);(d) PE en essais différés; (e) Appuis supérieur (traverse-poutre); (f) Capteur LVDT pour mesurer la flèche. . . . .	50
2.9	(a) Capteurs de force pour le suivi de l'évolution de la charge, durant la phase de mise en place des essais différés; (b) Bloc de béton sur les fourches de levage du gerbeur. . . . .	51
2.10	Méthode de détermination du déplacement initial $U_{in}$ . . . . .	51
2.11	Dispositif de suivi du déplacement transversal de la PE du aux variations hydriques. . . . .	51

2.12	Courbes Force-Déplacement des PNE de Douglas obtenues après les essais statiques. $\Delta F$ et $\Delta U$ représente la plage dans laquelle est déterminée le MOE des PNE. . . . .	53
2.13	Courbes Force-Déplacement des PNE de Sapin blanc obtenues. . . . .	53
2.14	Comparaison MOE global $E_U$ des PNE calculé et leur densité moyenne $\rho$ . . .	54
2.15	Tests préliminaires de flexion statiques réalisés sur les PE $D11$ et $S10$ jusqu'à leur rupture; $S10$ a été chargée a une vitesse de 0,20 mm/sec et $D11$ à 0,03 mm/sec. . . . .	55
2.16	Types de rupture observées : (a) PE $D11$ ; (b) PE $S10$ ; (c) PE $S10$ et $D11$ . .	57
2.17	(a) Courbes d'ouvertures de la fissure (côté gauche) de la PE $D11$ mesurées (capteurs avant et arrière) Fig. 1.3 et Fig. 2.5e; (b) Courbes de rotation (gauche et droite). . . . .	58
2.18	Relation entre les MOE $E_N$ des PE et $E_U$ des PNE. . . . .	59
2.19	Évolutions des paramètres mesurés sur les PE $D6$ et $S12$ : HR : humidité relative; T : température; HI : humidité interne (des poutres témoins); CL : longueur de la fissure; CO : ouverture de la fissure; $\Delta_r$ : flèche relative tirée de Eq. 2.7. . . . .	60
2.20	Évolutions des paramètres mesurés sur les PE $D1$ et $S6$ . Pour la codification des paramètres de fissures $CL$ et $CO$ , voir §2.1.3.2. . . . .	61
2.21	Évolutions des paramètres climatiques $HR$ , $T$ et de l'humidité interne $HI$ des poutres témoins $D11$ et $S0$ . . . . .	62
2.22	Zoom sur 14 jours de l'évolution de $\Delta_r$ de $D6$ , en fonction de $HR$ . . . . .	63
2.23	Zoom sur 14 jours de l'évolution de $\Delta_r$ de $D6$ , en fonction de $T$ . . . . .	63
2.24	Type d'ouverture de fissure observée et mesurée (OBD1). . . . .	64
2.25	Evolution des ouvertures de fissure en fonction des paramètres climatiques. .	64
2.26	Type de fissure observée (CD1B). . . . .	65
2.27	Évolutions des pointes de fissures en fonction des paramètres climatiques . .	65
2.28	Trajectoires des propagations des fissures mesurées en fonction de leurs ouvertures. . . . .	66
2.29	Trajectoire typique du couplage CL (position de la pointe de fissure) et CO (ouverture). . . . .	67
2.30	Relation entre l'évolution de la flèche relative ( $\Delta_r$ ) et de la longueur de la fissure (CL) des poutres $D1$ (a), $S6$ (b), $S12$ (c) et $D6$ (d). . . . .	68
3.1	Géométrie et dispositif d'un essai de flexion 4-points d'une PNE. . . . .	73
3.2	Géométrie et dispositif d'un essai de fluage en flexion 4-points d'une PE. . .	73

3.3	Diagramme des efforts tranchants (a) et des moments fléchissants (b) s'exprimant suivant toute la longueur de la poutre. . . . .	74
3.4	(a) Zone centrale d'une PNE en flexion pure. (b) Distribution des déformation ( $\varepsilon_x$ ) et des contraintes ( $\sigma_x$ ) à l'intérieur de la poutre. . . . .	74
3.5	(a) Demie poutre entaillée en flexion 4-points; (b) Diagramme des moments fléchissants de la demi PE. . . . .	77
3.6	(a) Demie PNE en flexion 4-points; (b) Diagramme des efforts tranchants de la demi PE. . . . .	80
3.7	(a) Demie PNE en flexion 4-points; (b) Diagramme des efforts tranchants de la demi PE. . . . .	81
3.8	Évolutions dans le temps des grandeurs mesurées ( $w^{mes}$ et $U_h^{mes}$ ) et calculées ( $w^c$ et $U_h^c$ ) de la PE S6. . . . .	85
3.9	Courbes des comparaisons effectuées entre les déplacements hydriques mesurés ( $U_h^{mes}$ ) et calculés ( $U_h^c$ ) de la PE S6 : (a) pour $\tau_w = 5$ jours; (b) pour $\tau_w = 14$ jours. . . . .	85
3.10	Relations obtenues des poutres D2 (a) et S8 (b) après optimisation de $R^2$ . . . . .	86
3.11	Évolutions du déplacement hydrique calculé ( $U_h^c$ ) et mesuré ( $U_h^{mes}$ ) en fonction de l'humidité interne de la poutre témoin S0 : (a) Évolutions des $w^{mes}$ et $w^c$ ; (b) Évolutions des $U_h$ de S6; (c) Évolutions des $U_h$ de S8. . . . .	87
3.12	Évolutions des $U_h$ de S12 en fonction de $w$ de S0 : (a) Évolutions de $w^{mes}$ et $w^c$ ; (b) Évolutions de $U_h^{mes}$ et $U_h^c$ . . . . .	87
3.13	Évolutions des $U_h$ de D2 en fonction de $w$ de D11 : (a) Évolutions de $w^{mes}$ et $w^c$ ; (b) Évolutions de $U_h^{mes}$ et $U_h^c$ . . . . .	88
3.14	Evolutions de $w^{mes}$ et $w^c$ des poutres témoins D11 et S0. . . . .	88
3.15	Démie PE en flexion 4-points : (a) demi PE non fissurée à $t = t_0$ , début du chargement; (b) demi PE fissurée à $t > t_0$ ; (c) zoom réalisé de la surface ( $\Sigma$ ) contenant la pointe de la fissure. . . . .	90
3.16	Comparaisons des évolutions des ouvertures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur la PE S6 : (a) face A; (b) face B; (c) face C; (d) face D. . . . .	91
3.17	comparaisons des évolutions des ouvertures de fissures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur la PE D1 : (a) ouverture observée sur la face A; (b) ouverture observée sur la face B; (c) ouverture observée sur la face C; ouverture observée sur la face D. . . . .	92

3.18	comparaisons des évolutions des ouvertures de fissures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur les PE $S12$ et $D6$ : (a) ouverture observée sur la face A de la PE $S12$ ; (b) ouverture observée sur la face C de la PE $S12$ ; (c) ouverture observées sur la face A de la PE $D6$ ; ouverture observée sur la face C de la PE $D6$ . . . . .	93
3.19	Évolution dans le temps de $\Delta_r$ et de $J_N$ en fonction de $w^{(c)}$ de $S0$ ( <i>C.f.</i> Chapitre 2) : (a) courbe des variations de $w^{(c)}$ ; (b) courbes de $\Delta_r$ et $J_N$ de la PE $D6$ . . . . .	94
3.20	Évolution dans le temps de $\Delta_r$ et de $J_N$ en fonction des variations de $w^{(c)}$ de $D11$ ( <i>C.f.</i> Chapitre 2) : (a) courbe des variations de $w^{(c)}$ ; (b) courbes des évolutions de $\Delta_r$ et $J_N$ de la PE $S12$ . . . . .	95
3.21	Trajectoires des $J_N$ de $D9$ et $S9$ en fonction des variations de l'humidité interne corrigée $w^{(c)}$ de $S0$ et $D11$ . . . . .	96
3.22	Trajectoire $J_N$ de $D6$ en fonction des variations de l'humidité interne corrigée $w^{(c)}$ de $D11$ . . . . .	97
4.1	Diagramme des saisons du climat gabonais. . . . .	102
4.2	Moyennes climatiques des 14 stations météorologiques gabonaises de 3 zones différentes du territoire gabonais telles que présentées par [15]. La ligne à 100 mm de précipitation présente le seuil hydrique, en dessous de cette valeur un stress hydrique s'installe au sein des essences présentes sur le territoire gabonais. . . . .	102
4.3	Vue aérienne d'une partie de la forêt gabonaise [16]. . . . .	103
4.4	(a) Arbre d'Okoumé sur pied; (b) Texture typique d'un bois d'Okoumé. . . . .	104
4.5	(a) Zone de distribution de l'Iroko en Afrique [17]; (b) Iroko sur pied [18]; (c) Texture typique du bois d'Iroko . . . . .	105
4.6	(a) Arbre de Padouk sur pied; (b) Grumes de Padouk dans un parc à bois; (c) Texture typique du bois de Padouk . . . . .	106
4.7	Étapes suivies pour la caractérisation des éprouvettes; (a) Dimensions des éprouvettes ( $L_i$ : longueur totale de l'éprouvette; $L$ : distance entre les appuis de la presse; $b$ : épaisseur; $h$ : hauteur); (b) Scan des éprouvettes par l'intermédiaire d'un CT-Scanner; (c) Conditionnement des éprouvettes dans une chambre climatique; (d) Essais de flexion 4-points des éprouvettes jusqu'à rupture. . . . .	108
4.8	(a), (b) et (c) Cartes des sections des éprouvettes de chaque groupe; (d) Carte typique d'une section d'éprouvette tirée du CT-scanner. . . . .	109
4.9	Courbes force-déplacement des éprouvettes du groupe $D3$ . . . . .	110
4.10	Courbes force-déplacement des éprouvettes du groupe $I$ . . . . .	110

4.11	Courbe force-déplacement illustrant le critère de détermination des paramètres $F_e$ et $F_{max}$ . . . . .	111
4.12	Comparaisons effectuées entre les valeurs des contraintes calculées ( $\sigma_{ma}$ ) et celles données par le CIRAD ( $\sigma_{max}^{Cir}$ ). . . . .	113
4.13	Dispositif expérimental et géométrie des poutres arrêtées. . . . .	113
4.14	Géométrie de la demi-poutre entaillée en flexion 4-points. . . . .	114
4.15	Diagramme d'évolution de la contrainte dans le tronçon <b>C</b> en fonction du niveau de progression de la fissure $\alpha$ . . . . .	115
4.16	Nouveau dispositif expérimental arrêté pour les essais sur les espèces tropicales en ambiance tropicale variable. . . . .	116
4.17	(a) Demie poutre entaillée et fissurée; (b) diagramme des moments fléchissants. . . . .	119
4.18	Courbe typique de l'évolution du taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de la fissure d'une PE à différents longueurs spécifiques de $l$ . . . . .	121
4.19	Poutrelles de Padouk (a), d'Iroko (b) et d'Okoumé (c) avant les essais statiques; (d) Poutrelle de Padouk entaillée en essais statique. . . . .	122
4.20	Comparaison des $G_{max}$ des espèces d'Okoumé, d'Iroko et de Padouk, issues de notre modèle RDM avec les données issues des valeurs déterminée par Odounga <i>et al.</i> [85]. . . . .	123
A.1	Données tirées de l'essai de fluage de la PE D9 : (a) Evolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR; (b) Évolutions de $\Delta_r$ en fonction de CCD9 et CDD9. . . . .	139
A.2	Données tirées de l'essai de fluage de la PE S1 : (a) Evolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR; (b) Évolutions de $\Delta_r$ en fonction de CAS1 et CBS1. . . . .	140
A.3	Données tirées de l'essai de fluage de la PE S9 : (a) Evolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR; (b) Évolutions de $\Delta_r$ en fonction de CAS9, CBS9, CCS9 et CDS9. . . . .	140
A.4	Principe de détermination des $U_{in}$ lors du chargement des poutres entaillées (a) D3, (b) S1, (c) S5, (d) S9. . . . .	141
B.1	Comparaisons des courbes $U_h^{mes}$ et $U_h^c$ des PE S6 et S12 . . . . .	143
C.1	(a) Géométrie des éprouvettes testées; (b) Exemple des éprouvettes; (c) Charge utilisée pour le test de fluage; (d) Banc de fluage (flexion 3-points); (e) et (c) chambre climatique et ensemble du dispositif utilisé pour l'étude du comportement viscoélastique des espèces testées. . . . .	146

C.2	Comportement viscoélastique du bois de Peuplier thermiquement modifié (PM8) et non thermiquement modifié (PT10). . . . .	147
C.3	Mise en évidence de l'effet visqueux : (a) éprouvette PT10 ; (c) éprouvette PM8.	147
C.4	Mise en évidence de l'effet différé de l'humidité. . . . .	148
C.5	Comportement viscoélastique des éprouvettes d'Iroko. . . . .	148



# Liste des tableaux

2.1	Caractéristiques principales des poutres avant les essais de fluage. . . . .	42
2.2	Plan expérimental des poutres testées. . . . .	45
2.3	Caractéristiques mécaniques principales des poutres avant les essais de fluage. . . . .	54
2.4	Caractéristiques principales des PE <i>D11</i> et <i>S10</i> . . . . .	56
2.5	Principales caractéristiques mécaniques tirées des essais différés. . . . .	59
3.1	Coefficients de diffusion des espèces étudiées . . . . .	86
4.1	Caractéristiques physiques des trois espèces étudiées [18, 20] . . . . .	106
4.2	Moyenne des caractéristiques physiques de départ de chaque groupe d'éprouvettes ; $NE^*$ : nombre d'éprouvettes ; $Moy^*$ : moyenne ; $SD^*$ : écart-type. . . . .	107
4.3	Moyennes des caractéristiques mécaniques des groupes d'éprouvettes étudiés ; MOE : Module d'élasticité moyen des espèces étudiées ; $F_{max}$ : Force maximale moyenne à la rupture des espèces étudiées ; $F_e$ : Force moyenne d'endommagement des espèces étudiées ; $\sigma_{max}^{Cir}$ : contrainte maximale à la rupture donnée par le CIRAD [21] à 12% de HI de l'espèce. . . . .	112
4.4	Nouvelles caractéristiques géométriques des poutres. . . . .	116
4.5	Intensités des charges arrêtées pour la nouvelle phase expérimentale. . . . .	117
4.6	Moyennes des caractéristiques intrinsèques des espèces tropicales. . . . .	122
A.1	Valeurs des $U_{in}$ des PE, D3, S1, S5 et S9. . . . .	141
B.1	Valeurs des paramètres des coefficients de diffusions des PE <i>D2</i> , <i>S6</i> , <i>S8</i> et <i>S12</i> . . . . .	144





# Nomenclature

$D$	Espèce de Douglas
$S$	Espèce de Sapin
$O$	Espèce d'Okoumé
$I$	Espèce d'Iroko
$P$	Espèce de Padouk
$Di$	Poutre numéro $i$ de Douglas
$Si$	Poutre numéro $i$ de Sapin
$S_0$	Poutre témoin de Sapin
$O_j Di$	Ouverture de la fissure du côté $j$ de la poutre $Di$
$O_j Si$	Ouverture de la fissure du côté $j$ de la poutre $Si$
$C_j Di$	Longueur de la fissure du côté $j$ de la poutre $Di$
$C_j Si$	Longueur de la fissure du côté $j$ de la poutre $Si$
$CL$	Longueur de la fissure
$CO$	Ouverture de la fissure
$Di_j$	Couplage de $CL$ et de $CO$ de la poutre $Di$ du côté $j$
$Si_j$	Couplage de $CL$ et de $CO$ de la poutre $Si$ du côté $j$
$\mathbf{R}, \vec{R}$	Direction Radiale
$\mathbf{T}, \vec{T}$	Direction Tangentielle
$\mathbf{L}, \vec{L}$	Direction Longitudinale
$L_i$	Longueur totale de la poutre avant entaillage
$L$	Longueur de la portée
$e$	Épaisseur de la poutre
$H$	Hauteur de la poutre

$h$	Demi hauteur de la poutre
$\beta$	Coefficient de retrait tangentiel
$PE$	Poutre entaillée
$PNE$	Poutre non entaillée
$HR$	Humidité relative (%)
$T$	Température ( $^{\circ}C$ )
$HI, w$	Humidité interne (%)
$\rho$	Densité moyenne de la poutre
$m_b$	Masse de la poutre (kg)
$m_c$	Masse de la poutre en béton (kg)
$m_e$	Masse totale de l'équipement (kg)
$MOE, E$	Module d'élasticité (GPa)
$G$	Module de Cisaillement (GPa)
$E_C$	MOE de la zone centrale (GPa)
$E_U$	MOE global de la poutre non-entaillée (GPa)
$E_N$	MOE global de la poutre entaillée (GPa)
$E_L$	MOE longitudinal prédit (GPa)
$M, M_z$	Moment fléchissant, moment fléchissant suivant z
$V, V_z$	Effort tranchant, Effort tranchant suivant z
$I, I_z$	Moment d'inertie, Moment d'inertie suivant z
$l, \Delta l$	Longueur de la fissure (mm), Incrément de fissure
$\alpha, \Delta\alpha$	Niveau de propagation de l'entaille, incrément du niveau d'entaille $\alpha$
$a$	Bras de levier
$q$	Facteur correctif de la flèche relative
$F, \Delta F$	Force, incrément de force (N)
$U, \Delta U$	Déplacement, incrément de déplacement (mm)
$\Delta U^G$	Flèche totale pour un incrément de force $\Delta F$
$\Delta U^V$	Flèche due au cisaillement pour $\Delta F$
$\Delta U^M$	Flèche due au moment fléchissant pour $\Delta F$
$U_{in}$	Flèche initiale (mm)
$U_h$	Déplacement hydrique de la hauteur (mm)
$F_c, F_{max}$	Force critique, Force à la rupture (N)
$U_c, U_{max}$	Déplacement critique, Déplacement à la rupture (mm)
$\phi$	Taux de chargement (%)
$\Delta_r$	Flèche relative
$\Delta_{max}$	Flèche relative à la rupture

## Nomenclature

---

$RDM$	Résistance des Matériaux
$v$	Bras de levier
$\chi$	Distance entre les deux capteurs extrêmes
$\tau_w$	Temps de stabilisation de HI (jours)
$\beta$	Coefficient de retrait tangentiel (%)
$J$	Complaisance ( $\text{MPa}^{-1}$ )
$J_N$	Complaisance d'une PE



# Introduction Générale

## Préambule

La filière "forêt-bois" fait office de filière industrielle d'avenir dans le domaine de la construction, car étant au centre de la résolution des problèmes environnementaux et écologiques dans notre société. En effet, en comparaison aux matériaux tels que le béton et l'acier (par exemple), considérés comme lourds et présentant une résistance aux variations des conditions environnementales plus forte, le bois présente des coûts de production, d'exploitation et de recyclage plus avantageux. De plus le bois, contrairement à ces autres matériaux pourtant encore largement utilisés dans le domaine de la construction, est capable de fixer certains gaz à effet de serre comme le  $CO_2$  que l'homme émet en quantité importante à cause de son activité. Aussi, le bois apparaît comme une ressource abondante et inépuisable dans la mesure où les politiques règlementant son exploitation et sa transformation sont assez bien élaborées.

Cependant, l'utilisation du bois par les industriels, dans le domaine de la construction, ne présente pas que des avantages. Le comportement mécanique de ce matériau en structure est considéré comme complexe à appréhender, à cause notamment de son caractère hétérogène, anisotrope mais surtout de ses propriétés physiques qui varient en fonction des conditions dans lesquelles il se trouve. Ces propriétés intrinsèques qui complexifient la prédiction de son comportement mécanique, sous différentes sollicitations (environnementales et mécaniques), limitent son utilisation dans le domaine de la construction pour les ingénieurs. Dans l'optique de pallier à cette difficulté et surtout en vue de faciliter son utilisation, plusieurs études sont menées en vue de briser l'ensemble des verrous auxquelles la communauté scientifique du domaine est confrontée.

## Problématique et objectifs de la thèse

Le bois est un matériau dont les propriétés d'hétérogénéité, d'anisotropie confèrent un comportement aléatoire et donc difficile à appréhender. Ce matériau, lorsqu'il est confronté à un environnement agressif, telles que les variations des conditions climatiques extrêmes

(changement de température ou de l'humidité de l'air du milieu dans lequel il se trouve), couplés aux chargements mécaniques, subit des variations dimensionnelles qui peuvent entraîner des initiations et des propagations de fissures. La présence de ces fissures, impacte considérablement sa durée de vie en accélérant, notamment sa ruine totale en service. En 2013, en vue d'améliorer les connaissances sur le matériau bois confronté à des tels effets, le projet ANR Jeunes Chercheuses Jeunes Chercheurs (JCJC) CLIMBOIS intitulé : « impact des variations climatiques et mécaniques sur la durabilité des constructions bois » a été mis en place par Moutou Pitti (Institut Pascal, UCA) [22] en collaboration avec les universités de Brest (LBMS), de Nantes (GEM), de Limoges (GEMH) et de INSA Rouen (LOFMS). Cette thèse s'inscrit dans le cadre de ce projet de recherche.

L'objectif principal de cette thèse est de mettre en évidence l'impact couplé des variations des conditions climatiques, de l'intensité du chargement, de l'initiation et de la propagation des fissures sur la durée de vie en structure des poutres de bois. Il s'articule essentiellement sur la valorisation des espèces tempérées du Massif Central et des espèces tropicales de la région du Bassin du Congo (Gabon). Le travail consistera en premier, sur la base d'un dispositif expérimental spécifique monté en ambiance climatique variable, à suivre l'évolution de la déformation dans le temps de poutres chargées en flexion 4-points (essais de fluages) en fonction des paramètres climatiques (humidité relative, humidité interne et température) et de fissuration (initiation et propagation des fissures). Puis de développer un modèle analytique simplifié tiré des hypothèses classiques de la théorie des poutres (de Timoshenko), afin d'interpréter l'évolution dans le temps de la flèche d'une poutre en ambiance climatique variable.

## Structure de la thèse

Cette thèse s'articule autour de quatre chapitres distincts :

### — 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 l'impact des variations des conditions environnementales sur les propriétés intrinsèques du bois est rappelé. En 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.

### — Chapitre 2

Ce chapitre est consacré à l'étude phénoménologique des essais de fluage en ambiance climatique variable. Il présente un dispositif expérimental original permettant le suivi com-

biné de la flèche des poutres entaillées de Douglas et de Sapin, chargées en flexion 4 points en extérieur et des paramètres de la fissuration (initiation, propagation et ouverture des fissures). L'analyse de l'ensemble des données issues de cette phase expérimentale a permis de pouvoir découpler les impacts spécifiques de chaque paramètre sur la durabilité des poutres en structure. Ces informations permettront de valider le modèle présenté au chapitre 3.

### — Chapitre 3

Le chapitre 3 présente le modèle analytique de l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée, chargée en fluage (flexion 4-points) en ambiance climatique variable. Ce modèle prend en compte les processus de fissuration, grâce à un niveau de propagation  $\alpha$  de la fissure, couplé aux variations de l'humidité interne de la poutre entaillée. Ce modèle est tiré de la théorie classique des poutres de Timoshenko prenant en compte le cisaillement d'une poutre entaillée en flexion 4-points. La dernière partie de ce chapitre, s'appuie sur les données issues du chapitre 2 pour valider le modèle et prédire l'évolution de la complaisance d'une poutre entaillée en ambiance variable.

### — Chapitre 4

Ce chapitre présente, sur la base des essais réalisés et les résultats obtenus sur les essences tempérées, une proposition du même type de protocole expérimental adapté aux conditions et aux espèces tropicales, l'un des objectifs de cette thèse étant, à terme, de pouvoir reproduire ces essais au Gabon (en ambiance tropicale) sur des essences tropicales d'origine gabonaise. Au début de ce chapitre, une présentation de l'environnement climatique gabonais est d'abord effectuée, puis sur la base d'une caractérisation mécanique des échantillons des espèces tropicales choisies, un dimensionnement est effectué. Ce dimensionnement permettra, pour la prochaine phase expérimentale, de calibrer le dispositif des essais de fluage. Dans l'optique de prendre en compte la fissuration, une proposition de l'expression du taux de restitution d'énergie ( $G$ ) de la propagation d'une fissure est proposée.





# Chapitre 1

## Généralités sur le matériau bois et fissuration viscoélastique

### 1.1 Introduction

Le bois est un matériau naturel dont les constituants chimiques, mécaniques et physiques, à toutes les échelles, complexifient l'étude et surtout la compréhension. C'est un matériau qui présente une très grande variabilité structurelle (*Cf.* Fig. 1.1), entre individus d'un même arbre, d'une même espèce et d'une même famille. Cette complexité structurelle, nécessite une connaissance très poussée de sa composition en vue de son utilisation en structure.

Ce chapitre présente les principales caractéristiques du matériau bois à toutes les échelles (ultrastructure, microstructure et macrostructure) qui par leur particularité, influencent le comportement du bois jusqu'à sa rupture totale en structure. Une présentation des différentes études réalisées et des résultats connus sur les problématiques liant chargement mécanique, changements environnementaux et mécanismes de rupture est aussi effectuée, afin de bien asseoir le contexte et la problématique de notre étude.

### 1.2 Xylologie

La xylologie, est l'étude de la structure et des propriétés du bois, elle a pour objectif de présenter, à toutes les échelles, l'ensemble des éléments biologiques constitutifs du matériau bois. Il s'agit, de décrire le bois de sa structure cellulaire jusqu'à son tronc ramifié (voir Fig. 1.1).

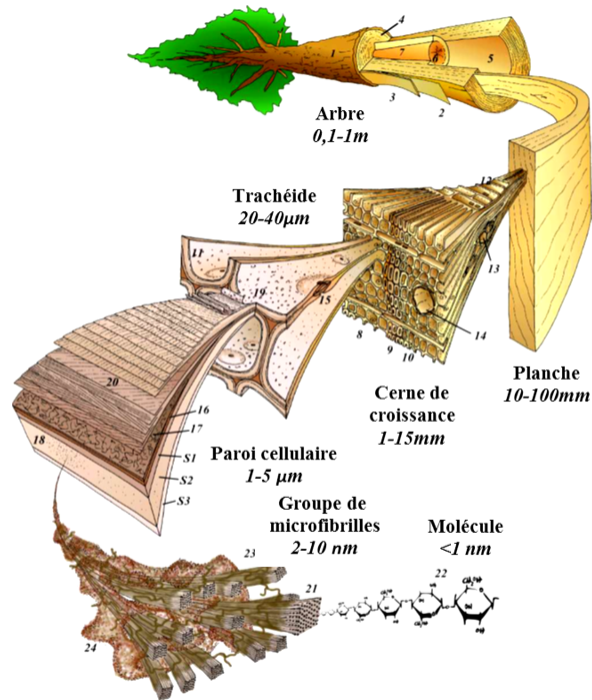


FIGURE 1.1 – Schéma multi-échelles d'un bois tempéré [1].

### 1.2.1 Ultrastructure et composition chimique

L'étude du matériau bois, à l'échelle des parois cellulaires, met en exergue la présence de plusieurs couches constitutives, organisées de manière concentrique autour du lumen, la Fig. 1.2 présente ces différentes couches.

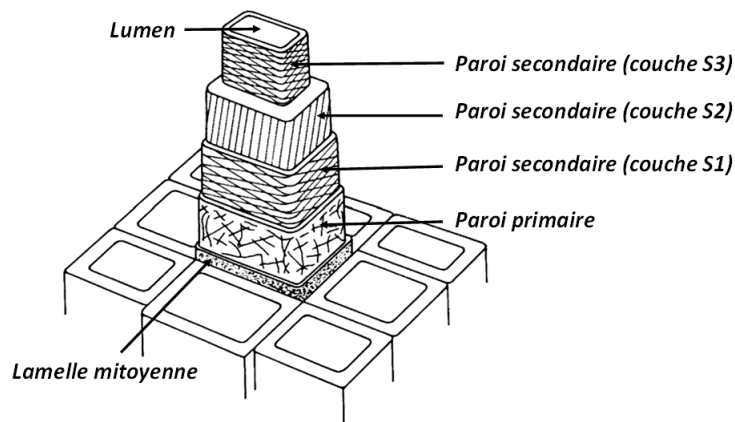


FIGURE 1.2 – Schéma d'une paroi cellulaire [2].



elle comporte des régions cristallines à plus de 60% interrompus par des zones amorphes, qui affaiblissent les liaisons intermoléculaires [23]. Les hémicelluloses, quant à elles, sont des polymères amorphes ramifiés qui constituent 20 à 25% de la paroi cellulaire. La Fig. 1.3 présente, l'organisation structurale au sein des microfibrilles de la cellulose.

## 1.2.2 Échelle microscopique

L'échelle du tissu permet de présenter la structure cellulaire du bois. La Fig. 1.4 présente la structure majoritaire typique des bois de résineux (Fig. 1.4a) et de feuillus (Fig. 1.4b). Les cellules sont des « trachéides » chez les résineux et des « fibres » chez les feuillus. Les fibres ou les trachéides sont des cellules de section polygonale et à parois  $\pm$  épaisses autour d'une cavité centrale appelée lumen (Fig. 1.4b). Les vaisseaux sont de grosses cellules à paroi mince qui chez les feuillus acheminent la sève brute dans l'aubier. Les cellules de parenchyme ont le même rôle chez les résineux et les feuillus, on les trouve soit en files verticales soit dans les rayons ligneux radiaux. Les cellules qui sécrètent les gommés, responsables de la cicatrisation des arbres, lors d'une blessure, sont les cellules épithéliales. Elles ne sont présentes que chez certains feuillus.

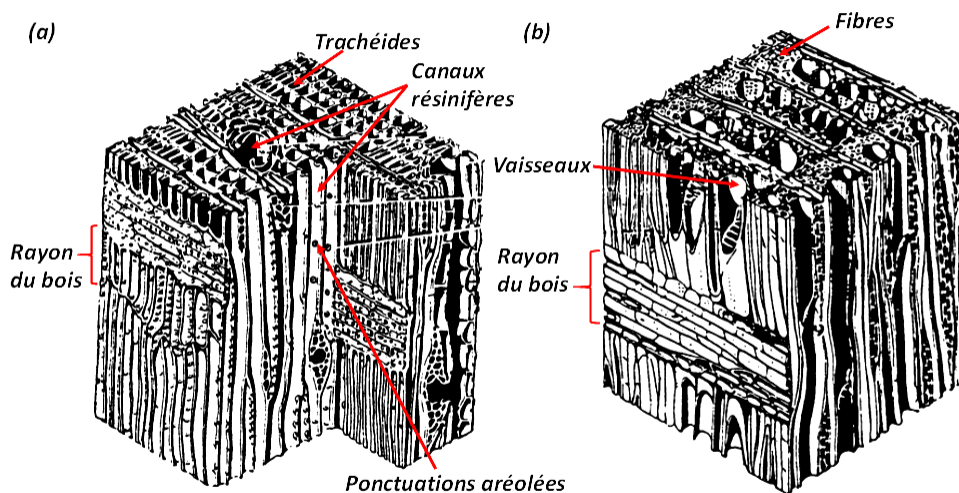


FIGURE 1.4 – Schéma des structures cellulaires d'un résineux (a) et d'un feuillu (b) [2].

### 1.2.3 Échelle macroscopique

A l'échelle macroscopique du bois visible à l'œil nu, la coupe transversale d'un tronc d'arbre (Fig. 1.5) apparaît comme un matériau continu.

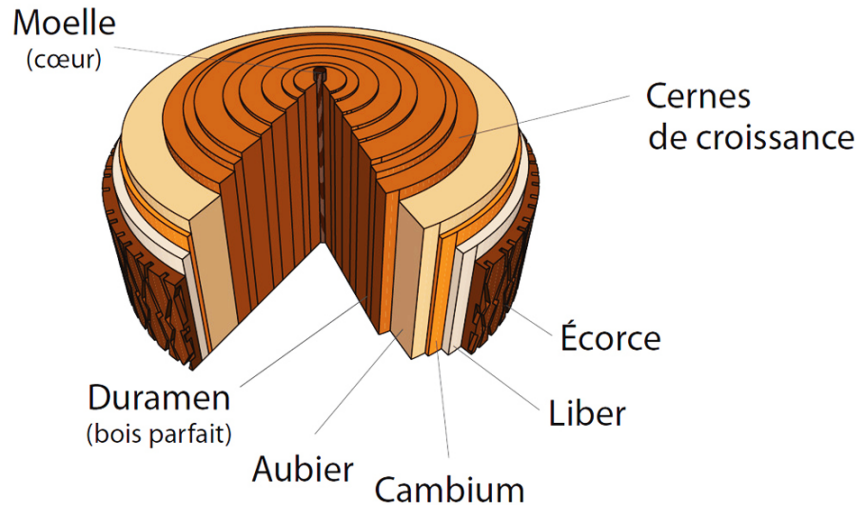


FIGURE 1.5 – Coupe transversale d'un tronc d'arbre

L'hétérogénéité du bois se traduit par la distinction de différentes zones de l'arbre :

- L'écorce : composée des cellules mortes, imperméable, elle permet les échanges gazeux pour la respiration des membranes cellulaires de l'aubier et du cambium.
- Le liber : partie de l'arbre située entre l'écorce et le cambium, assurant la conduction de la sève élaborée, en périphérie des branches vers les racines.
- Le cambium : couche de cellules génératrices, responsable de la croissance secondaire des tiges de l'arbre.
- L'aubier : partie partiellement vivante de l'arbre, dans laquelle la sève brute est transportée des racines vers les branches.
- Le duramen : c'est le bois "parfait" de l'arbre. Il est constitué des cellules mortes n'assurant plus leur rôle de transporteur de la sève.
- La moelle : tissu mou au centre de la tige qui se forme au début de sa croissance et ne se modifie pas.
- Le cerne : c'est l'anneau de croissance de l'arbre. Il est composé chez les essences tempérées de deux bandes différentes ; une bande claire, correspondant au bois de printemps

et d'une bande sombre correspondant au bois d'été. Le cerne permet d'identifier l'âge d'un arbre et surtout le type de climat dans lequel l'arbre a poussé.

## 1.3 Modélisation mécanique du matériau bois

L'étude macroscopique du comportement mécanique du bois nécessite, pour mieux l'appréhender, une idéalisation géométrique de sa structure. Cette idéalisation revient à formuler des hypothèses permettant de modéliser son comportement sous différentes sollicitations.

### 1.3.1 Homogénéité

Pour les besoins d'étude, on admet que le bois est un matériau homogène, cela sous entend, en particulier, que toutes ses caractéristiques intrinsèques (densité, humidité, résistance, ...) sont identiques, pour tout élément de volume étudié [9] [24]. Cette hypothèse est, sans aucun doute, la plus contestable. En effet, l'homogénéité implique l'absence d'irrégularités (les nœuds, gerces, contraste entre bois initial et bois final d'un cerne) en surface comme à l'intérieur du matériau, un état quasi impossible à observer sur le bois, sauf pour des bois à géométrie réduite.

### 1.3.2 Orthotropie

L'idéalisation d'un tronc d'arbre ou d'une grume, permet de lui attribuer une symétrie cylindrique ayant un axe confondu avec celui de la grume. Tout plan radial passant par cet axe est un plan de symétrie matérielle. On admet trois directions orthogonales de symétrie : Longitudinale, Radiale et Tangentielle notées respectivement  $L$ ,  $R$  et  $T$  [24](Fig. 1.6).

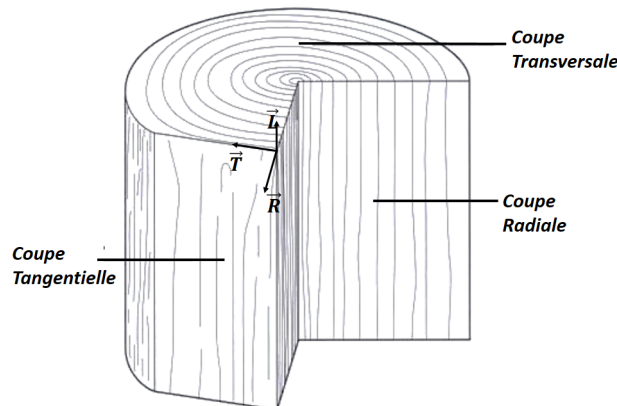


FIGURE 1.6 – Orthotropie locale d'un tronc d'arbre : deux plans de symétrie matérielle

Un matériau est orthotrope lorsqu'il existe, localement, deux plans de symétrie matérielle orthogonaux [9]. C'est le cas du bois dont les plans (RT) et (RL) constituent des symétries matérielles locales [9].

### 1.3.3 Linéarité et viscoélasticité

Dans l'hypothèse des petites déformations et pour des états de contraintes pouvant atteindre 30% des critères de plasticité, des nombreux travaux expérimentaux ont montré un comportement linéaire du bois [24]. Ces travaux définissent le comportement linéaire du bois comme étant l'état dans lequel il y a une proportionnalité entre l'histoire des contraintes appliquées sur le matériau et ses déformations.

De plus, nous avons vu précédemment que le matériau bois était composé principalement de substances chimiques amorphes : la lignine, la cellulose et l'hémicellulose. Les microfibrilles de cellulose forment un treillis tridimensionnel élastique dont la lignine joue un rôle de liant hygroscopique [24]. L'hémicellulose présente une grande capacité d'absorption d'humidité. Le couplage entre cellulose, lignine et hémicellulose confère au bois un comportement viscoélastique accentué par l'humidité et la température. Nous verrons dans la suite de ce chapitre, comment est décrit mathématiquement, le comportements linéaire et viscoélastique du matériau bois.

### 1.3.4 Matériau non vieillissant

Un matériau est dit non vieillissant lorsqu'il ne présente pas, dans le temps, des modifications de sa micro structure. Cela sous entend que, soit la durée de vie du matériau n'intervient pas dans la modélisation de son comportement, soit l'humidité interne constante ne modifie pas ses propriétés mécaniques [9] [24]. Cependant, les essais envisagés, prennent en compte les problématiques d'initiation et de propagation de fissure couplés aux variations de température et d'hygroscopie. Nous pouvons donc envisager, sous la base de ces éléments, que les effets différés, dans ce cas, sont dépendants de la date à laquelle les essais sont réalisés. Cet aspect sera largement abordée dans la deuxième partie de ce travail.

## 1.4 Comportement thermo-hygro-viscoélastique

En accord avec les hypothèses précédemment énoncées nous étudierons, dans le temps, le couplage des effets hygo-thermiques et mécaniques sur le bois, permettant de décrire son comportement thermo-hygro-viscoélastique. L'objectif principal est de mettre sur pied une modélisation analytique du comportement du bois, sous les effets couplés : des variations



hygro-thermiques, des mécanismes de fissurations et de la charge mécanique appliquée. Un état de l'art, non exhaustif, des travaux et résultats réalisés dans cette thématique est présenté dans ce paragraphe.

### 1.4.1 Comportement élastique orthotrope

Considérons un volume élémentaire représentatif, suffisamment grand d'un échantillon de bois à l'échelle macroscopique [7]. Son comportement instantané sous contrainte modérée est régi par la loi de *Hooke*, qui donne sous la forme d'un tenseur d'ordre 4, les relations contrainte-déformation de son comportement. Compte tenu de l'orthotropie du bois, l'écriture matricielle de la loi de comportement linéaire dépend de 9 grandeurs indépendantes : 3 modules d'Young ( $E_R, E_T, E_L$ ), 3 modules de cisaillement ( $G_{RT}, G_{RL}, G_{TL}$ ) et 3 coefficients de poisson ( $\nu_{RT}, \nu_{LR}, \nu_{LT}$ ) [7]. La loi de *Hooke* est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_L \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{RL} \\ \gamma_{RT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_R & -\nu_{RT}/E_T & -\nu_{RL}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TR}/E_T & 1/E_L & -\nu_{TL}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{LR}/E_R & -\nu_{LT}/E_T & 1/E_L & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{TL} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{RL} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{RT} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_L \\ \tau_{TL} \\ \tau_{RL} \\ \tau_{RT} \end{bmatrix} \quad (1.1)$$

Avec

- $\varepsilon_R, \varepsilon_T, \varepsilon_L$  : les déformations axiales suivant les directions  $R, T$  et  $L$ .
- $\sigma_R, \sigma_T, \sigma_L$  : les contraintes normales suivant les directions  $R, T$  et  $L$ .
- $\gamma_{TL}, \gamma_{RL}, \gamma_{RT}$  : les déformations angulaires dans les plans (TL), (RL) et (RT).
- $\tau_{TL}, \tau_{RL}, \tau_{RT}$  : les contraintes de cisaillement dans les plans (TL), (RL) et (RT).

Les valeurs de ces grandeurs, intrinsèques au matériau, sont présentes dans la littérature [7], [25], [26], [27].

Il existe une limite pour laquelle le comportement mécanique du bois n'est plus linéaire, on parle alors de limite d'élasticité. La linéarité du matériau bois est dépendante de l'espèce étudiée : plusieurs auteurs ont montré que cette limite varie, pour des niveaux de chargement jusqu'à 30% [24], 40% [28], ou 50% [29], [30] de la contrainte maximale à la rupture ( $\sigma_{max}$ ). La limite élastique, est aussi dépendante, des conditions dans lesquelles l'étude est réalisée [27], [21].

Compte tenu de sa structure anatomique (Cf. §1.1), le bois qui se compose essentiellement de polymères, ayant un grand pouvoir d'absorption de l'humidité (Cf. §1.2.3), présente un comportement mécanique dépendant de son état hygroscopique [7]. Il existe un impact certain des variations des paramètres physiques du bois sur son comportement mécanique [25, 31, 32, 33, 34, 35, 36, 37, 38, 39]. La Fig. 1.7 présente les effets des variations de l'humidité interne sur les modules d'élasticité de quelques espèces de bois.

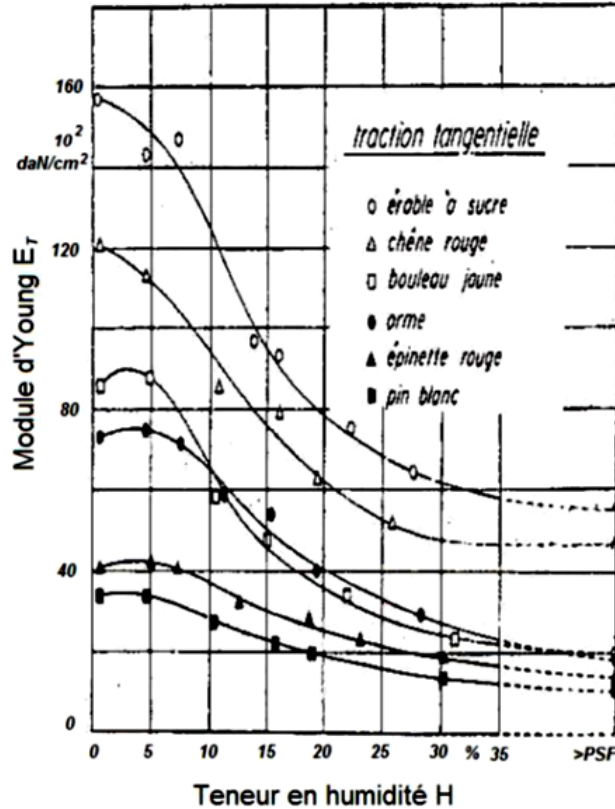


FIGURE 1.7 – Effet de l'humidité interne sur les MOE de quelques espèces de bois [4] .

Plusieurs auteurs ont mis en évidence, à l'aide de quelques relations mathématiques, l'impact des variations hygroscopiques du bois sur son comportement mécanique. L'une des plus connue, est l'équation des formules correctives proposées par Guitard [27], sur les principales paramètres élastiques du bois, pour les fluctuations de teneurs en humidité au voisinage de 12%.

$$\begin{cases} E_L = E_L^{12} \times [1 - 0,015 \times (w - 12)] \\ E_R = E_R^{12} \times [1 - 0,030 \times (w - 12)] \\ E_T = E_T^{12} \times [1 - 0,030 \times (w - 12)] \end{cases} \quad (1.2)$$

et

$$\begin{cases} G_{RT} = G_{RT}^{12} \times [1 - 0,030 \times (w - 12)] \\ G_{TL} = G_{TL}^{12} \times [1 - 0,030 \times (w - 12)] \\ G_{LR} = G_{LR}^{12} \times [1 - 0,030 \times (w - 12)] \end{cases} \quad (1.3)$$

Où  $E_i$ ,  $G_{ij}$  et  $w$  sont respectivement, les modules d'Young, les modules de cisaillement et le taux d'humidité du bois en %.

## 1.4.2 Comportement viscoélastique

Le comportement viscoélastique du bois est influencé par sa composition polymérique (taux de lignine, d'hémicellulose et de cellulose), par l'intensité mécanique de la charge qui lui est appliquée, mais surtout par le milieu dans lequel il se trouve. Il peut être défini comme étant le couplage entre le comportement d'un solide élastique "parfait" et celui d'un fluide visqueux "parfait" [40]. La mise en évidence d'un tel comportement se fait, dans la plupart des cas, par l'entremise des tests de fluage-recouvrance ou de relaxation-effacement réalisés sur des éprouvettes de bois de petites dimensions, à des niveaux de chargement très faibles [41]. La notion de fluage renvoie à l'évolution, dans le temps, de la déformation d'un matériaux, soumis à une contrainte constante. La suppression de la contrainte appliquée au matériau, entraîne un retour de la déformation à sa position initiale : on parle alors de recouvrance. Il y a recouvrance totale lorsqu'il n'y a pas de déformation permanente et recouvrance partielle, lorsqu'il y a des déformations permanentes, observables après suppression de la charge appliquée (Fig. 1.8).

Dans le cas du fluage, l'évolution temporelle de la contrainte appliquée au matériau se met généralement sous la forme :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot [H(t - t_0)] \quad (1.4)$$

Où  $H$  est la fonction échelon d'Heaviside et  $t_0$  l'instant du chargement définit par :

$$\forall t \in \mathfrak{R}^+, H(t) = \begin{cases} H(t) = 0 \text{ si } t < t_0 \\ H(t) = 1 \text{ si } t > t_0 \end{cases} \quad (1.5)$$

L'évolution de la déformation dans le temps est alors décrite par :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \cdot [J(t - t_0)] \quad (1.6)$$

Où  $J$  est la fonction fluage caractérisant la viscoélasticité du matériau, pour un instant  $t > t_0$ .

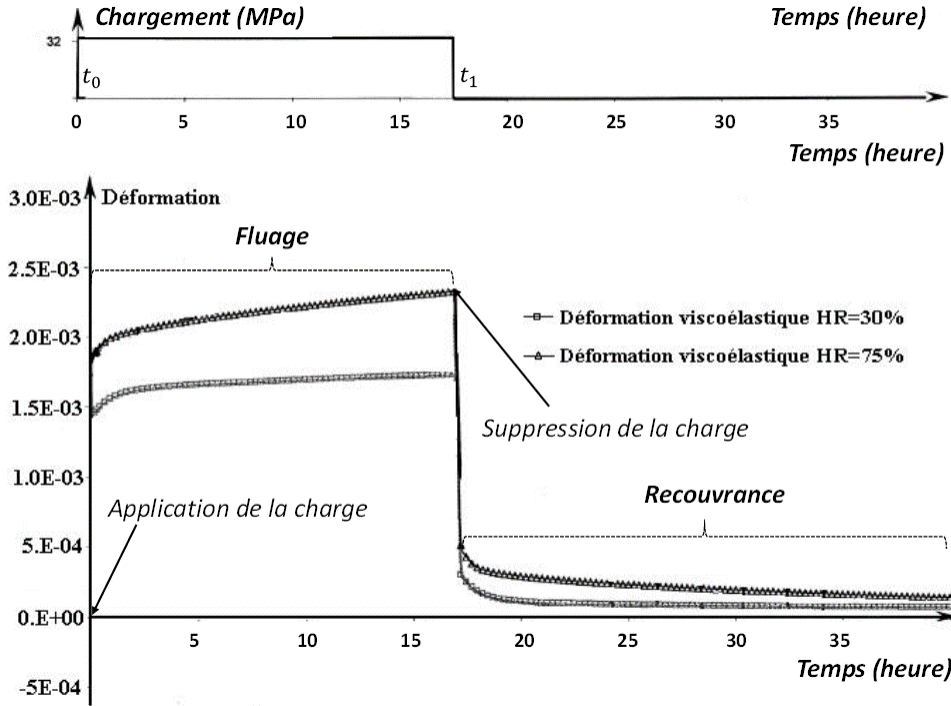


FIGURE 1.8 – Fluage-recouvrance sous climat constant [6].

La recouvrance, quant à elle, est définie comme suit :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot [H(t - t_0) - H(t - t_1)] \quad t_0 < t_1 \quad (1.7)$$

Le phénomène de relaxation, consiste à imposer soudainement une déformation, à un matériau, et à maintenir cette déformation constante pendant une durée  $\Delta t$  [9], elle se traduit par une diminution de la contrainte dans le temps. Le matériau se voit imposer, à partir d'un instant  $t_0$ , un échelon de déformation  $\varepsilon(t)$  d'amplitude  $\varepsilon_0$  (Fig. 1.9). Après suppression de la déformation, on observe une réponse instantanée puis différée, de la contrainte, allant jusqu'à son effacement partiel ou total [42], c'est le phénomène d'effacement (Fig. 1.9).

Le phénomène de relaxation (diminution de la contrainte) est défini par la fonction :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 \cdot [R(t - t_0)] \quad (1.8)$$

Où  $R$  est défini comme la fonction de retard, sur laquelle on impose au matériau un échelon de déformation d'amplitude  $\varepsilon_0$ , telle que :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cdot [H(t - t_0)] \quad (1.9)$$

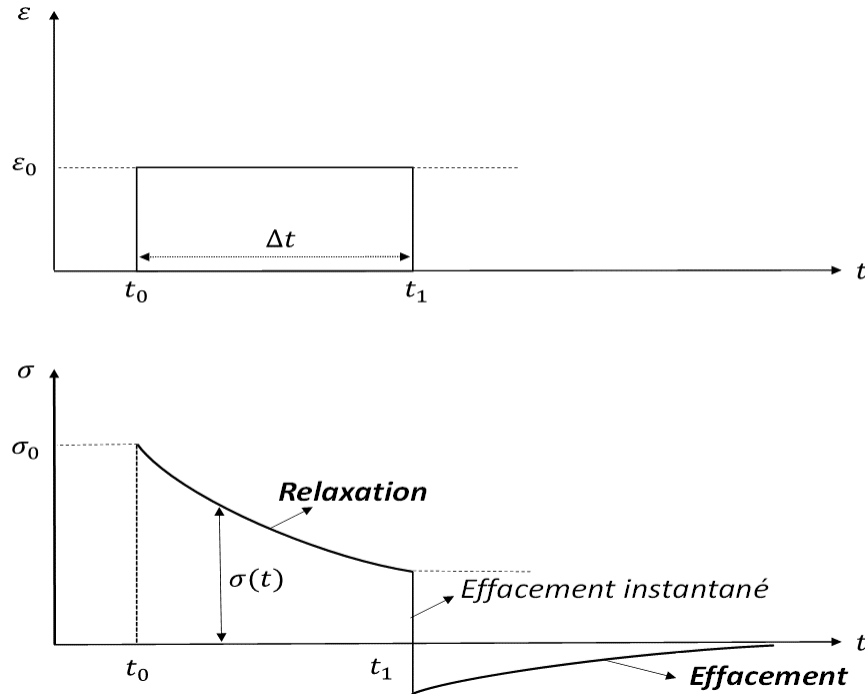


FIGURE 1.9 – Représentation de l'essai de Relaxation-Effacement

L'effacement des contraintes correspond à la réponse en contrainte lorsqu'un créneau de déformations est imposé, l'effacement est défini par :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cdot [H(t - t_0) - H(t - t_1)] \quad (1.10)$$

### 1.4.3 Formulations fonctionnelle et thermodynamique du comportement viscoélastique

La formulation fonctionnelle et thermodynamique du comportement viscoélastique permettent d'établir les relations mathématiques liant l'histoire des intensités de sollicitations mécaniques  $\sigma$ , appliquées au matériau et les réponses observées  $\varepsilon$  pendant une durée  $t$ . Ce paragraphe est inspiré principalement des travaux de Moutou Pitti [9], de Dubois [24], de Saifouni [7], et [43, 44].

#### Formulation fonctionnelle

- la fonction fluage

Considérons une sollicitation mécanique appliquée à un matériau par incrément dans

le temps telle que :

$$\sigma(t) = \sum_{j=1}^n \Delta\sigma_j \cdot [H(t - t_j)] \quad (1.11)$$

Le principe de superposition de Boltzmann [24] nous permet d'écrire, d'après l'équation (Eq. 1.6), la réponse en déformation :

$$\varepsilon(t) = \sum_{j=1}^n J(t - t_j) \cdot \Delta\sigma_j \quad (1.12)$$

La fonctionnelle  $J(t)$  désigne la fonction fluage, caractérisant la viscoélasticité du matériau. L'hypothèse de non vieillissement du matériau, entraîne une indépendance de  $J(t)$  par rapport aux instants initiaux  $t_j$ .  $\Delta\sigma_j$  désigne la discontinuité en contrainte à l'instant  $t_j$ . En prenant une infinité d'échelons, l'équation (Eq. 1.12) peut se généraliser en une sollicitation continue ou discontinue par morceaux [24]. La réponse  $\varepsilon(t)$  s'exprime sous la forme d'une intégrale de Riemann à laquelle on ajoute des éventuelles discontinuités. Cette relation (intégrale de Boltzmann) admet la forme suivante :

$$\varepsilon(t) = \int_0^t J(t - \tau) \cdot \frac{\partial\sigma}{\partial\tau} d\tau + \sum_{j=1}^n J(t - t_j) \cdot \Delta\sigma_j \quad (1.13)$$

$\tau$  est un instant de référence. En appliquant le produit de convolution, l'équation (Eq. 1.13) s'écrit de la manière la plus simple comme suit :

$$\varepsilon(t) = J \otimes \frac{D\sigma}{D\tau} \quad (1.14)$$

où  $D\sigma/D\tau$  désigne la dérivée au sens des distributions intégrant les discontinuités.

- **la fonction relaxation**

Par dualité de l'équation (Eq. 1.13), la fonction de relaxation  $R$  s'exprime, pour un comportement uniaxial, sous la forme suivante :

$$\sigma(t) = \int_0^t R(t - \tau) \cdot \frac{\partial\varepsilon}{\partial\tau} d\tau + \sum_{j=1}^n R(t - t_j) \cdot \Delta\varepsilon_j \quad (1.15)$$

$\Delta\varepsilon_j$  représente la discontinuité de la déformation à l'instant  $t_j$ . En appliquant le produit de convolution à l'équation (Eq. 1.15), elle devient :

$$\sigma(t) = R \otimes \frac{D\varepsilon}{D\tau} \quad (1.16)$$

## Formulation thermodynamique

Les formulations thermodynamiques permettent la modélisation des lois de comportement viscoélastiques. Elles permettent le couplage des effets thermiques et mécaniques mais surtout de modéliser l'échauffement éventuel d'une structure viscoélastique soumise à des chargements dynamiques. Pour définir la puissance réversible et la puissance dissipée, on opère une partition des déformations de la manière suivante :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{an} \quad (1.17)$$

Les grandeurs  $\varepsilon^e$  et  $\varepsilon^{an}$  représentent respectivement les déformations élastique (dissipation volumique réversible) et anélastique (dissipation intrinsèque). On peut également appliquer aux contraintes une partition duale telle que :

$$\sigma = \sigma^e + \sigma^{an} \quad (1.18)$$

Conformément à la méthode de l'état local et dans le cas d'une viscoélasticité isotherme, le potentiel énergie libre  $\psi(\varepsilon - \varepsilon^{an})$  entraîne :

$$\sigma = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon^e} = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon} = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon^{an}} \quad (1.19)$$

L'équation (Eq. 1.19) montre que  $\sigma$  est la variable associée à la déformation totale mais également à sa partition. Cependant, pour décrire les phénomènes dissipatifs intrinsèques on introduit le potentiel de dissipation  $\varphi(\dot{\varepsilon}^{an})$  de la façon suivante :

$$\sigma = \frac{\partial \varphi}{\partial \dot{\varepsilon}^{an}} \quad (1.20)$$

Les transformations de Legendre-frenchel, permettent de définir les potentiels  $\psi^*$  et  $\varphi^*$  associés tels que :

$$\varepsilon^e = \frac{\partial \psi^*}{\partial \sigma} \text{ et } \dot{\varepsilon}^{an} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial \sigma} \quad (1.21)$$

### 1.4.4 Modèles rhéologiques

Les processus irréversibles thermodynamiques avec variables internes permettent de décrire les modèles rhéologiques. Dans ce paragraphe un accent particulier est mis sur les généralisations aux modèles les plus complexes [24]. Pour des raisons de simplicité, l'approche est limité au comportement uni-axial.

### Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell généralisé se compose de  $N$  modèles de Maxwell associés à un ressort en parallèle qui permet la recouvrance à l'état relâché (Fig. 1.10). Ce modèle est souvent utilisé pour décrire l'essai de relaxation-effacement.

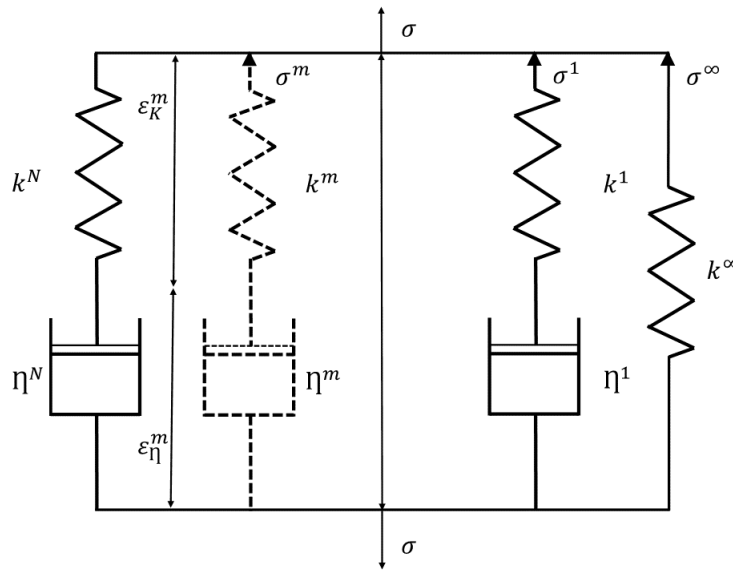


FIGURE 1.10 – Représentation du modèle de Maxwell généralisé

La loi mathématique permettant de décrire le modèle de Maxwell généralisé se met sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \sigma = \sigma^{(\infty)} + \sum_{m=1}^M \sigma^{(m)} \\ \varepsilon = \frac{\sigma^{(\infty)}}{k^{(\infty)}} \\ \dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}^{(m)}}{k^{(m)}} + \frac{\sigma^{(m)}}{\eta^{(m)}} \end{cases} \quad (1.22)$$

et

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_k^{(m)} + \varepsilon_\eta^{(m)}(t) \quad (1.23)$$

La grandeur :  $\sigma^{(\infty)}(t)$  désigne la contrainte appliquée au ressort de raideur  $k^{(\infty)}$ .  $\sigma^{(m)}(t)$  est la contrainte dans le  $m^{i\text{ème}}$  modèle de Maxwell, caractérisée par sa raideur  $k^{(m)}$  et sa viscosité  $\eta^{(m)}$ . Les grandeurs  $\varepsilon_k^{(m)}$  et  $\varepsilon_\eta^{(m)}$  représentent respectivement les déformations des  $m^{i\text{ème}}$  ressorts et amortisseurs.

l'équation (Eq. 1.22) permet de déduire la réponse du modèle en contrainte, pour un essai



de relaxation :

$$\sigma(t) = \varepsilon^{(\infty)} \cdot [k^{(\infty)} + \sum_{m=1}^M k^{(m)} \cdot \exp^{-\lambda^{(m)} \cdot t}] \quad (1.24)$$

Où

$$\lambda^{(m)} = \frac{k^{(m)}}{\eta^{(m)}} \quad (1.25)$$

La fonction relaxation (Eq. 1.24), se met sous la forme suivante en faisant référence à l'intégrale de Boltzmann :

$$R(t) = k^{(\infty)} + \sum_{m=1}^M k^{(m)} \cdot \exp^{-\lambda^{(m)} \cdot t} \quad (1.26)$$

La détermination des différentes composantes du modèle de Maxwell généralisé, se fait par l'entremise des essais de relaxations.

### Modèle de Kelvin Voigt généralisé

Le modèle de Kelvin Voigt généralisé se compose de  $N$  modèles de Kelvin Voigt associés à un ressort en série. Il traduit la réponse instantanée élastique ainsi que le phénomène de recouvrance partielle, ce modèle est illustré tel que présenté sur la Fig. 1.11.

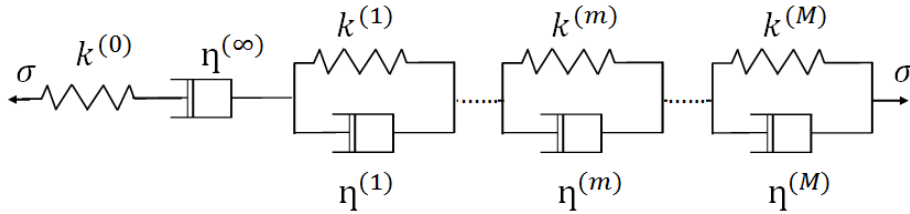


FIGURE 1.11 – Représentation du modèle de Kelvin Voigt généralisé

Le comportement global du modèle de Kelvin Voigt se résume de la façon suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon = \varepsilon_{(0)} + \sum_{m=1}^M \varepsilon_m \\ \varepsilon_{(0)} = \frac{\sigma}{k^{(0)}} \\ \dot{\varepsilon}_{\infty} = \frac{\sigma}{\eta^{(\infty)}} \\ \sigma = k^{(m)} \cdot \varepsilon_m + \eta^m \cdot \dot{\varepsilon}_m \end{array} \right. \quad (1.27)$$

Pour un essai de fluage ( $\sigma = \sigma_0$ ), la réponse observée est déduite de (Eq. 1.26) :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \cdot \left[ \frac{1}{k^0} + \frac{t}{\eta^{(\infty)}} + \sum_{m=1}^M \frac{1}{k^{(m)}} \cdot (1 - \exp^{-\lambda^{(m)} \cdot t}) \right] \quad (1.28)$$

Par application de l'intégrale de Boltzmann, la fonction de fluage  $J(t)$  se met sous la forme :

$$J(t) = \frac{1}{k^0} + \frac{t}{\eta^{(\infty)}} + \sum_{m=1}^M \frac{1}{k^{(m)}} \cdot (1 - \exp^{-\lambda^{(m)} \cdot t}) \quad (1.29)$$

Les essais expérimentaux de fluage permettent de déterminer la fonction  $J(t)$ .

## 1.5 Hygroscopie du bois

La littérature montre que le matériau bois a la faculté de se contracter en présence ou non d'humidité. Lorsque le bois s'humidifie (humidification) ses dimensions augmentent et lorsqu'il perd de l'humidité (séchage) elles diminuent, c'est le phénomène de retrait-gonflement. Ce phénomène est à l'origine des variations dimensionnelles observées dans le temps sur une poutre en structure par exemple. Pour modéliser le comportement du bois, sous ambiance climatique variable (cas de notre étude), il est primordial de maîtriser ce phénomène ; mais à cause de sa complexité structurelle, il est quasi impossible d'atteindre cet objectif. Néanmoins, il existe dans la littérature, des propriétés physiques et mathématiques qui permettent, un temps soit peu, de simuler ce comportement. Ce paragraphe présente ces principales propriétés liées au comportement hydrique du bois.

### 1.5.1 L'eau dans le bois

Le bois sur pied contient de l'eau sous trois différentes formes : une eau dite libre qui est présente dans les micropores des parois cellulaires et dans les lumens ; une eau dite vapeur qui est sous forme gazeuse dans les micropores et les lumens ; et une eau dite liée qui est absorbée par les groupes hydroxyles aux sites de sorption correspondant aux ponts d'hydrogènes assurant la liaison entre les groupes hydroxyles du bois [40].

Afin d'avoir une idée de la quantité d'eau présente dans le bois, ou l'échantillon de bois au moment de son étude, on utilise l'équation suivante :

$$H(\%) = \frac{M_H - M_0}{M_0} \times 100 \quad (1.30)$$

Où

- $H$  : est le taux d'humidité de l'échantillon de bois.
- $M_H$  : la masse de l'éprouvette à l'humidité  $H$ .
- $M_0$  : la masse anhydre de l'éprouvette (séchage à  $105^\circ\text{C}$  jusqu'à stabilisation de la masse). Par convention et suivant la norme NF :NB 51-004, la masse anhydre est obtenue grâce à un chauffage de l'échantillon à  $105^\circ\text{C}$ , jusqu'à stabilisation de la masse.

Pour un bois vert (bois sur pied ou grume nouvellement abattue) le taux d'humidité atteint le plus souvent des valeurs supérieures à 100%. Pour la plus grande part cette eau est libre, elle assure le remplissage total ou partiel des vides que présente la structure microscopique du bois. Le point de saturation des fibres ( $PSF$ ) est la limite à partir de laquelle l'eau libre est entièrement évacuée et les parois cellulaires saturées d'eau liée [7]. En dessous du  $PSF$ , jusqu'à ce que la masse de l'échantillon soit stable l'eau liée s'évacue en fonction de l'humidité de l'air ambiant (humidité Relative  $HR$ ), nous sommes alors dans le domaine hygroscopique du bois (Fig. 1.12). A l'état anhydre toute l'eau a quitté la paroi.

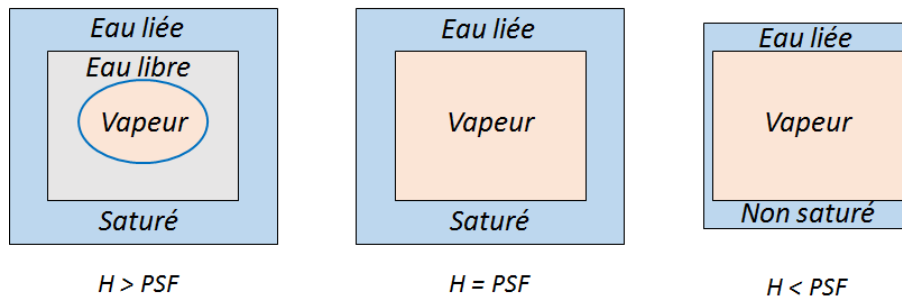


FIGURE 1.12 – Schématisation des trois états de l'eau dans le bois[7]

### 1.5.2 Le phénomène de sorption dans le bois

Le phénomène de sorption dans le bois comprend l'adsorption et la désorption. L'adsorption se caractérise par la pénétration de l'eau dans un échantillon de bois, placé dans un milieu ambiant. La désorption est la perte d'eau par un échantillon de bois humide, en ambiance sèche. Le phénomène de sorption (adsorption-désorption) est souvent représenté par des courbes "d'hystérésis de sorption" ou "d'isotherme de sorption" (Fig. 1.13) à partir des valeurs du taux d'humidité de l'échantillon ( $H$ ) en fonction des valeurs hygroscopiques du milieu ( $HR$ ), pour une température donnée maintenue fixée.

L'hystérésis de sorption (Fig. 1.13) montre qu'une augmentation de l'humidité ambiante augmente la teneur en eau contenue dans l'échantillon. Les essais réalisés dans notre étude se font en ambiance extérieure variable. Il est donc primordial de ne pas négliger l'influence

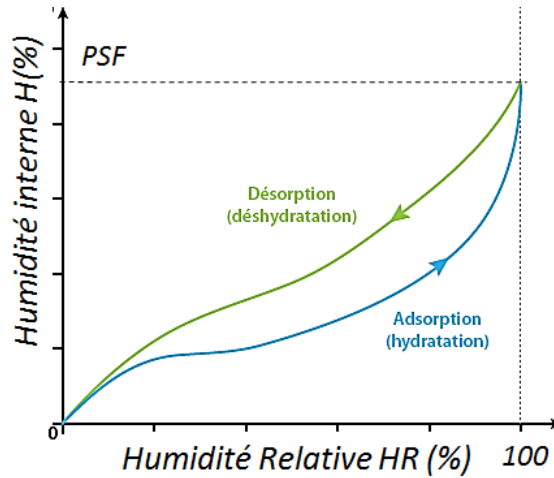


FIGURE 1.13 – Schématisation de l’hystérésis de sorption

des effets thermo-hydriques sur le comportement mécanique des poutres qui seront étudiées au chapitre 2.

### 1.5.3 Le retrait-gonflement

Nous avons montré précédemment, que pour des taux d’humidité inférieurs au *PSF*, au cours d’une perte en humidité (désorption) ou d’un gain en humidité (adsorption), un échantillon de bois subit des variations dimensionnelles qui sont respectivement un retrait ou un gonflement. Par contre, pour des échantillons de bois ayant des taux d’humidité supérieurs au *PSF*, il n’y a pas d’effet constaté dûs aux variations hydriques, sur les dimensions de l’échantillon. La Fig. 1.14 montre qu’il y’a une linéarité entre les variations dimensionnelles d’un échantillon de bois et son taux d’humidité interne en dessous du *PSF*.

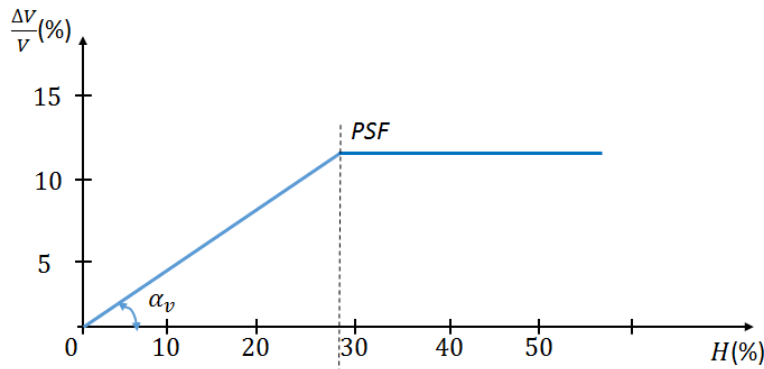


FIGURE 1.14 – Illustration de la déformation volumique en fonction de la teneur en eau [7]

La propriété du bois mise en évidence par ce comportement est l’anisotropie. Elle se traduit physiquement par la détermination des différents coefficients de retrait-gonflement

qui peuvent être : le coefficient de retrait volumique ( $\alpha_v$ ), le coefficient de retrait radial ( $\alpha_R$ ), le coefficient de retrait tangentiel ( $\alpha_T$ ) ou le coefficient de retrait longitudinal ( $\alpha_L$ ). Ces différents coefficients varient en fonction de l'espèce étudiée. Ils expriment les variations dimensionnelles relatives en % de l'échantillon testé pour une variation d'humidité de 1% et peuvent être définis par l'équation (Eq. 1.31) :

$$\alpha_i(\%/%) = \frac{l_{is} - l_{i0}}{l_{i0}} \times 100 \quad (1.31)$$

Avec

- $l_{is}$  : représentant la dimension du bois dans la direction  $i$  à l'état saturé.
- $l_{i0}$  : représentant la dimension du bois dans la direction  $i$  à l'état sec.

On admet pour un grand nombre d'espèces que  $\alpha_T > \alpha_R \gg \alpha_L$  pour un résineux on a systématiquement :

$$\alpha_T \approx 2\alpha_R \approx 0,3\%/%, \text{ et que } \alpha_L \approx 0 \quad (1.32)$$

Afin d'appréhender l'impact des variations hydriques sur le comportement d'une éprouvette de bois, il est souvent nécessaire d'avoir une idée de ces paramètres physiques. Dans la troisième partie de ce travail, nous prendrons en compte la part des effets hydriques sur le comportement mécanique du bois, en insérant un coefficient de retrait transversal.

## 1.6 Mécanique de la rupture

La mécanique de la rupture met en exergue le couplage entre le comportement mécanique et l'ensemble des processus de fissuration, permettant de prévoir leur évolution jusqu'à la rupture complète de la structure [45]. Cette partie présente, de manière non exhaustive, l'ensemble des formalismes mathématiques, mécaniques, et physiques permettant de modéliser le processus de fissuration sur un matériau, jusqu'à sa rupture.

### 1.6.1 Zones de fissuration

Les approches généralement employées en mécanique de la rupture permettent de distinguer 3 zones de fissuration (Fig. 1.15) :

- **La zone 1**

Zone d'élaboration englobant la pointe de la fissure. Dans cette zone, du fait de la très grande intensité de contrainte il y'a un endommagement irréversible du matériau. Si

cette zone est très localisée, la rupture est dite fragile. Par contre si la zone est plus importante, la fissuration est dite ductile. La littérature présente plusieurs modèles de fissure, dont ceux de Nielsen [46, 47] et de Schapery [48, 49, 50]. La théorie de Nielsen suppose que le comportement mécanique est viscoélastique linéaire. Cette théorie considère l'existence d'un champ de contrainte uniforme dont la valeur est assimilable, dans le cas d'une fissuration en mode I, à la limite élastique d'un essai en traction perpendiculaire de la contrainte normale. L'approche de Schapery, considère une zone d'élaboration dégradée où le comportement mécanique peut être non linéaire.

- **La zone 2**

Zone singulière, elle englobe la zone d'élaboration, le matériau admet un comportement viscoélastique linéaire. La géométrie du matériau étudiée n'influence pas la forme singulière des champs mécaniques de la fissure apparue.

- **La zone 3**

Dernière zone raccordant la zone singulière avec les conditions limites de chargement et de déplacement.

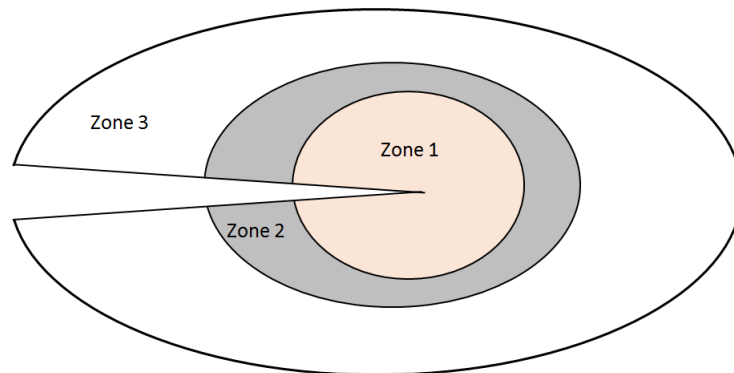


FIGURE 1.15 – Illustration des 3 zones de fissuration

### 1.6.2 Modes de Sollicitation

On considère une fissure dans un milieu plan ou localement plan. En prenant en compte la direction de la sollicitation par rapport à celle de la fissure, on distingue trois cinématiques distinctes de fissuration des lèvres de la fissure [45](Fig. 1.16) :

- **Le mode I ou mode d'ouverture**

C'est le mode pour lequel les déplacements aux lèvres sont perpendiculaires à la direction de propagation de la fissure (Fig. 1.16). Le champ de déplacement relatif est défini

par la discontinuité suivante :

$$[u_1] = 0, [u_2] \neq 0, [u_3] = 0 \quad (1.33)$$

- **Le mode II ou mode de cisaillement plan**

Les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles à sa direction de propagation :

$$[u_1] \neq 0, [u_2] = 0, [u_3] = 0 \quad (1.34)$$

- **Le mode III ou mode de cisaillement antiplan**

Dans ce mode, les déplacements aux lèvres sont parallèles au fond de fissure :

$$[u_1] = 0, [u_2] = 0, [u_3] \neq 0 \quad (1.35)$$

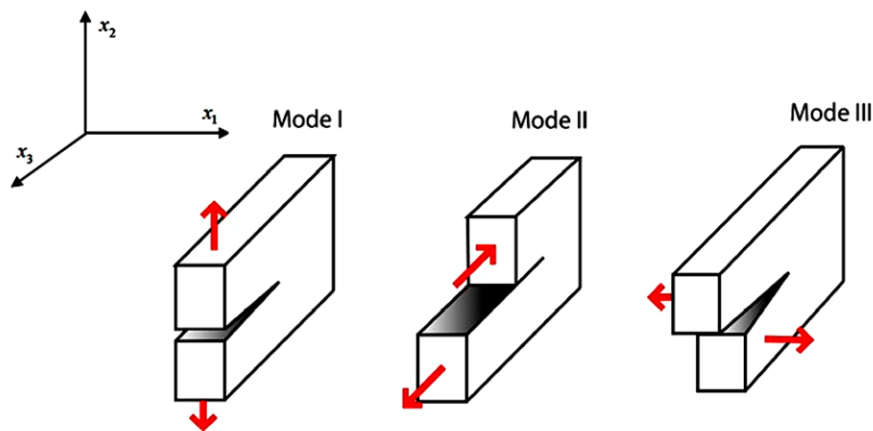


FIGURE 1.16 – Modes de sollicitation d’une fissure

### 1.6.3 Critères de propagation en élasticité linéaire

Cette partie est essentiellement axée sur les configurations en Mode I et II. Elle nous permettra de mettre en évidence les conditions pour lesquelles il y a initiation et propagation d’une fissure. Il ne s’agira pas de faire une étude exhaustive de l’ensemble des formalismes mathématiques permettant de décrire l’initiation et la propagation d’une fissure mais de présenter les principales approches permettant de mieux appréhender une fissure.

### Approche énergétique

L'approche énergétique est la plus utilisée, en mécanique de la rupture, elle se base sur les deux hypothèses de Griffith, prenant en compte le taux de restitution d'énergie critique qui stipulent que :

- A chaque avancée de la fissure est associée une énergie de surface qui est proportionnelle à l'aire créée ;
- Le critère de propagation d'énergie est basé sur un bilan d'énergie : La fissure se propage si l'énergie restituée par le milieu lors d'un accroissement virtuel infinitésimal de la fissure compense l'énergie d'une surface que nécessiterait sa création. Cette énergie, est appelée énergie critique et est noté  $G_C$ . Si cette restitution d'énergie n'est pas suffisante, la fissure ne se propage pas.

On a alors la relation suivante :

$$G = \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial a} \leq G_C \quad (1.36)$$

Le taux de restitution d'énergie  $G$  est appelé énergie de Griffith, il se définit comme étant la diminution d'énergie par unité de surface fissurée, associée à la propagation d'une fissure dans un matériau linéaire élastique (Eq. 1.36). Cette equation est valable dans un cadre bi-dimensionnel, où  $a$  désigne la longueur de fissure et  $\mathcal{U}$  l'énergie potentielle de la structure [45].

#### — Démonstration

Soit un matériau sur lequel il y a une initiation de fissure de longueur  $a$  (Fig. 1.17). Une extension  $\Delta a$  de cette fissure s'accompagne des variations d'énergies suivantes :

$$\Delta W_{ext} = \Delta W_{él} + \Delta U \quad (1.37)$$

Où :

- $\Delta W_{ext}$  désigne la variation d'énergie appliquée, due aux forces extérieures.
- $\Delta W_{él}$  désigne la variation d'énergie élastique (emmagasinée).
- $\Delta U$  désigne l'énergie dépensée lors de la propagation de la fissure sur la longueur  $\Delta a$ .

D'après la théorie de Griffith, s'appliquant à la rupture fragile, la grandeur  $\Delta U$  correspond à l'énergie nécessaire pour que de nouvelles surfaces se créent dans le matériau [8]. On a alors :  $\Delta U = \Delta W_{sép}$  où  $\Delta W_{sép}$  est l'énergie de séparation des surfaces.



Griffith introduit à partir de  $\Delta U$  une énergie de propagation de la fissure par unité de surface notée  $G$  définie par :

$$G = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta U}{\Delta A} = \frac{\partial U}{\partial A} \quad (1.38)$$

Où  $\Delta A = e\Delta a$  est la surface fissurée sur une longueur  $\Delta a$  dans une éprouvette d'épaisseur  $e$ ; l'énergie par unité de surface  $G$  s'exprime en général en  $J/m^2$ .

En considérant l'unité d'épaisseur ( $e = 1$ ), l'énergie de Griffith  $G$  rapportée à l'épaisseur unité devient alors :

$$G = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{\Delta U}{\Delta a} = \frac{\partial U}{\partial a} \quad (1.39)$$

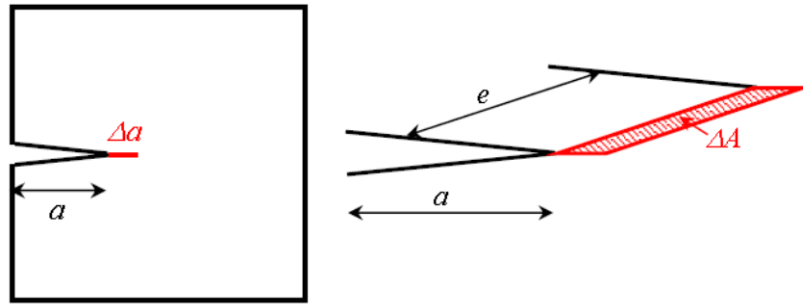


FIGURE 1.17 – Propagation d'une fissure sur une longueur  $\Delta a$  [8]

Si on prend en compte l'énergie de création de surface  $\gamma_S$ , sachant  $G = 2\gamma_S$ , l'énergie de Griffith est alors donnée par  $G = \pi(\sigma_R)^2 a/E$ . L'expression de la contrainte à la rupture  $\sigma_R$  peut alors se mettre sous la forme :

$$\sigma_R = \alpha \sqrt{\frac{E\gamma_S}{a}} \quad (1.40)$$

Avec  $\alpha = \sqrt{2/\pi}$ .

Dans le cas d'une propagation à déplacement imposé  $v$ , en introduisant la complaisance  $C = v/F$  et en réécrivant la grandeur  $\Delta W_{\text{el}} = -\frac{v^2}{2C^2}(\frac{\partial C}{\partial a})\Delta a$ , l'énergie de Griffith  $G$  devient :

$$G = \frac{v^2}{2C^2}(\frac{\partial C}{\partial a}) = \frac{F^2}{2}(\frac{\partial C}{\partial a})_d \quad (1.41)$$

L'équation (Eq. 1.41) prend en compte l'unité épaisseur ( $e = 1$ ). Pour un matériau d'épaisseur ( $e \neq 1$ ), il est nécessaire de modifier cette équation de la manière suivante :

$$G_C = \frac{(F_{ci})^2}{2e} \times (\frac{\partial C}{\partial a})_d \quad (1.42)$$

Où  $F_{ci}$  ( $i = 1, 2, 3, \dots$ ) est la force critique entraînant une variation  $\Delta a$  de la longueur de fissure  $a$ . En générale, l'expression de la complaisance se met sous la forme  $\Delta C = U_i/F_{ci}$ , avec  $U_i$  l'ouverture de la fissure induite par la force critique  $F_{ci}$ .  $\Delta C$  représente l'augmentation de la complaisance correspondant à l'augmentation de la longueur de la fissure  $a$ .

### Approche locale

L'approche locale est assimilée, dans certains cas, à une approche indissociable aux modèles d'endommagement. Elle consiste à caractériser les paramètres de la mécanique de la rupture à travers les champs de contraintes et de déplacement locaux au niveau des pointes de fissure [51]. Soit  $(\omega)$  une pointe de fissure, telle que présentée sur la Fig. 1.18.

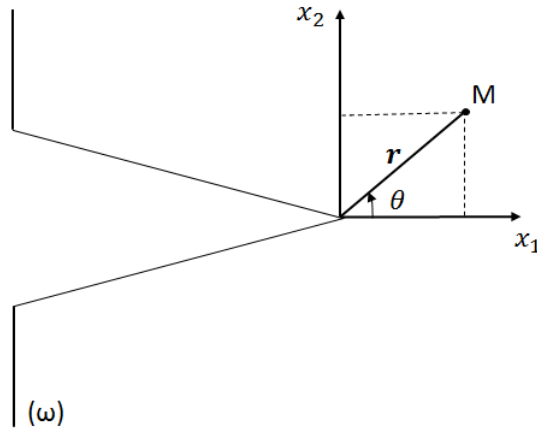


FIGURE 1.18 – Coordonnées polaires en pointe de fissure [9]

Irwin [52] a montré dans un repère de coordonnées polaires  $(r, \theta)$  que 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 :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{\beta}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) \quad (1.43)$$

Où le coefficient  $K_{\beta}$  est le facteur d'intensité de contrainte en mode  $\beta$  (mode I ou mode II) et est indépendant du point M [9].

La forme générale du champ de contrainte (Eq. 1.43), au voisinage de l'extrémité d'une fissure dans un milieu élastique, se met sous la forme :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{\beta}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) + \sum_{p=0}^{\infty} \beta_p r^{\frac{p}{2}} h_{ij}^{(p)}(\theta) \quad (1.44)$$

Les grandeurs  $f_{ij}$  et  $h_{ij}$  sont des fonctions sans dimension et dépendantes du mode de sollicitation.

Pour  $r \rightarrow 0$ , les champs de contrainte présentent une singularité en  $1/\sqrt{r}$  au voisinage de la pointe de fissure [51]. Dans l'équation (Eq. 1.44) 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 ( $\beta$ ), les contraintes et les déplacements sont de la forme suivante :

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \frac{K_\beta}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}^\beta(\theta) \\ u_i = \frac{K_\beta}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot f_i^\beta(\theta) \end{cases} \quad (1.45)$$

Les  $K_\beta$  évaluent la force de la singularité des contraintes pour des sollicitations en mode (I ou II). Selon Irwin [52], il existe un seuil critique  $K_{\beta C}$ , appelé ténacité, intrinsèque à chaque matériau. Dans le cas des modes purs I ou II, on définit un seuil critique unique  $K_{\beta C}$  tel que :

$$si \begin{cases} K_\beta < K_{\beta C}, \text{ pas de propagation de la fissure} \\ K_\beta = K_{\beta C}, \text{ il y a propagation de la fissure} \end{cases} \quad (1.46)$$

La prise en compte des paramètres de fissuration dans ce travail, se limitera essentiellement à l'initiation et à la propagation de la fissure sur la durabilité en structure d'une poutre de bois.

## **1.7 Effets du couplage thermo-hydro-mécanique et de la fissuration sur la durabilité en structure du bois**

Nous avons vu précédemment que les variations hydriques dans le bois influençaient considérablement son comportement en structure. La durée de vie d'un matériau en structure est surtout conditionnée par la création et la propagation des fissures qui le plus souvent, sont à l'origine de sa rupture et de son effondrement [53, 54, 55]. Dans cette partie, nous présentons les effets de la combinaison des mécanismes environnementaux (gradient d'humidité), structuraux (taille ou géométrie de l'éprouvette étudiée) et de la durée du chargement sur la durée de vie d'une pièce de bois en structure.

### **1.7.1 Effet de la géométrie en mécanique de la rupture**

Pour étudier la propagation d'une fissure, la littérature présente plusieurs types d'éprouvettes. Ces éprouvettes ont quasiment toutes des prédispositions géométriques facilitant

l'étude de la propagation de la fissure en fonction du mode d'ouverture (I, II ou III). La Fig. 1.19 en présente quelques unes.

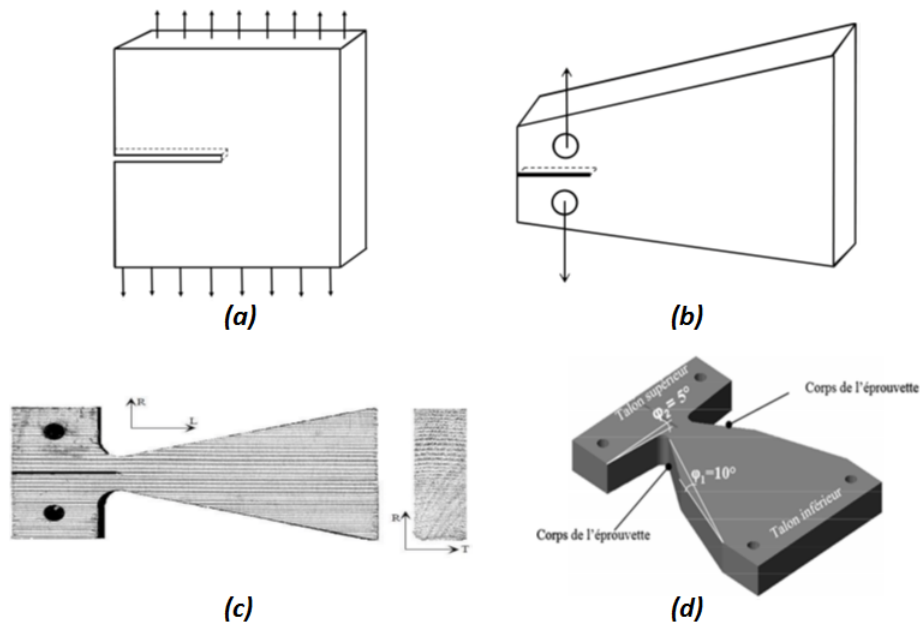


FIGURE 1.19 – Exemples d'éprouvettes existant dans la littérature : (a) Éprouvette SENT [10]; (b) Éprouvette CANTILEVER [11]; (c) Éprouvette DCB à inertie variable [12]; (d) Éprouvette MMCG [9] [13]

Chaque éprouvette présente selon sa configuration géométrique des avantages et des inconvénients pour le suivi d'une propagation de la fissure. Pour l'éprouvette *Single Edge Notch Tensile* en abrégé SENT (Fig. 1.19a), par exemple, Valentin [10] montre que par sa forme géométrique elle favorise l'augmentation du facteur d'intensité. Valentin [10] fait aussi le constat que malgré la progression de la fissure observée, il n'est pas facile de la quantifier sur ce type d'éprouvette. L'éprouvette CANTILEVER à inertie variable (Fig. 1.19b), présente une meilleure plage de propagation stable de la fissure. Cette éprouvette est adaptée aux essais de fissuration en mode mixte [11]. Proposée par Dubois [12] (Fig. 1.19c), 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 [9] de réaliser l'éprouvette *Mixed Mode Crack Growth* en abrégé MMCG (Fig. 1.19d). 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.

- **Configuration géométrique de la poutre étudiée**

Dans cette thèse, les essais seront réalisés sur des poutres de bois massif préalablement

entaillées telles que présentés sur la Fig. 1.20. Cette configuration géométrique a été choisie afin de favoriser, au coin des entailles, une initiation et une propagation des fissures sur la poutre pendant la phase expérimentale. Les études réalisées sur ce type de poutres (PE) 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 [56].

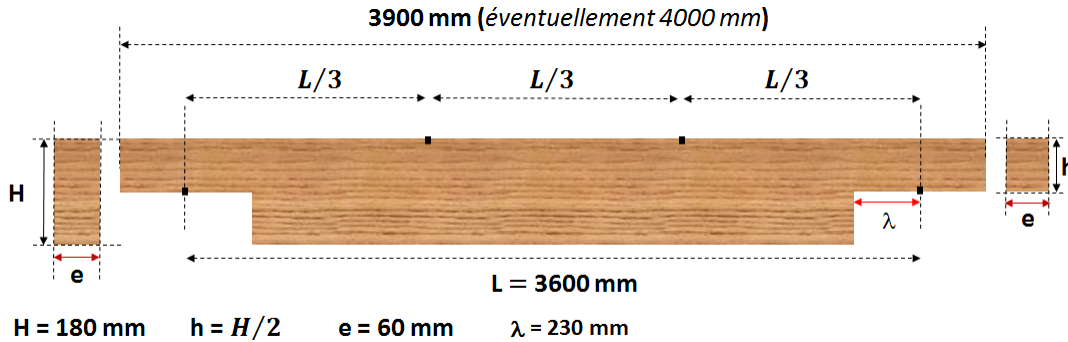


FIGURE 1.20 – Configuration géométrique de la PE étudiée.

Cette réduction de résistance est due à la concentration de contraintes de cisaillement et de traction croisées élevées au fond d'entaille [57, 58, 59]. Ce type de poutre présente des caractéristiques intéressantes, pour pouvoir suivre les effets combinés des interactions mécanosorptives et des fissurations d'une poutre en flexion 4-points (cas d'un chargement différé, en ambiance non contrôlée). De plus, comme présenté dans l'Eurocode 5 [56] par Gustafsson [60] et Porteous [61] les poutres entaillées sont très utilisées en structure bois, notamment pour favoriser les connections inter-structures. Nous ferons une présentation plus large et détaillée au chapitre 2 de la configuration géométrique arrêtée de ces poutres.

### 1.7.2 Influence des paramètres climatiques sur la propagation d'une fissure

Nous avons montré que le comportement du matériau bois dépendait dans la plupart des cas de son taux d'humidité, de sa température et de l'histoire de sorption. L'étude bibliographique sur l'impact des paramètres environnementaux (Humidité Relative HR, Température T, ...) montre, par exemple, sous la base d'une revue bibliographique menée [63] et d'une étude expérimentale [62] une influence certaine des variations de ces paramètres sur l'initiation et la propagation des fissures.

Pour quantifier ou observer l'impact de la température sur le comportement d'une fissure, par exemple, on se base sur des essais réalisés sur des périodes relativement courtes, mais à

des températures croissantes. Ces essais tiennent compte du principe d'équivalence *temps-température* [9], stipulant qu'un essai réalisé à haute température est l'équivalent d'un essai réalisé à basse température mais sur une durée plus longue [9]. Partant de ce principe, plusieurs auteurs ont montré qu'une augmentation de la température était, dans la majeure partie des cas, suivie d'une initiation et d'une propagation de la fissure. Les travaux récents [64, 65, 66] confirment ces observations. La Fig. 1.21 présente l'évolution typique d'une pointe de fissure en fonction des variations de la teneur en eau moyenne d'une éprouvette de bois, telle que présentée par Phan [14]. On observe sur cette figure, que les phases de séchage sont suivies de propagation de la fissure et les phases d'humidification de blocage de la fissure. L'origine physique de ces résultats, est le mouvement brownien des segments macromoléculaires, se produisant à l'intérieur de la structure moléculaire de l'éprouvette du bois testée. Ce mouvement se caractérise par la rupture des liaisons intermoléculaires au fur et à mesure que la température augmente [9]. En d'autres termes, il existe pour une échelle de temps donnée, une température seuil entraînant des départs et des propagations de fissures sur une pièce de bois.

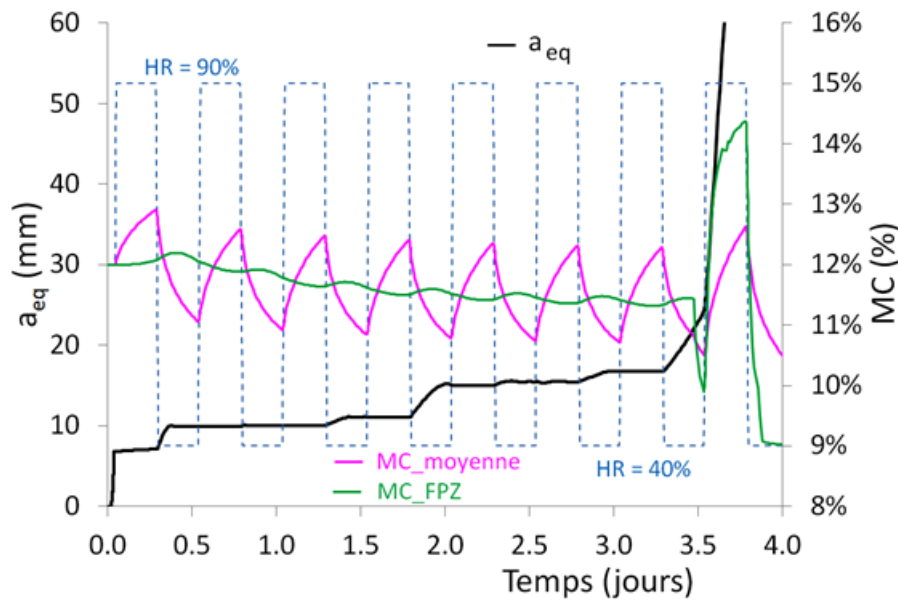


FIGURE 1.21 – Exemple de courbes obtenues de l'évolution des fissures en fonction des variations d'humidité [14]

Les résultats tirés de l'étude bibliographique menée dans ce paragraphe montrent et confirment que l'humidité dans le bois est un facteur prépondérant sur le comportement viscoélastique du bois, notamment sur la création et la propagation d'une fissure.

### 1.7.3 Combinaison des paramètres climatiques et de fissuration sur le comportement du bois

La bibliographie réalisée sur cette partie met en évidence un déficit conséquent d'informations sur la problématique d'étude dans le temps de la tenue en structures du bois dans un environnement variable. En effet, à ce jour la majorité des études réalisées traitent essentiellement du couplage « paramètres climatiques - fissurations » [6, 9], « paramètres climatiques - déformations » ou « fissurations - déformations ». Néanmoins, les essais de fluage réalisés par Chaplain [6] et Gustafsson [60] sur des demi-poutrelles entaillées montrent que le couplage entre variations des paramètres environnementaux (HR, T,...), initiations et propagations des fissures sur le bois, accentuent sa déformation et sa rupture.

Sous ambiance climatique variable, le gradient d'humidité du bois varie en fonction de l'activité hydrique du milieu, ce qui entraîne dans la grande majorité des cas, des concentrations locales de contraintes et donc des défaillances soudaines de la structure intrinsèque du matériau. Couplé à un chargement mécanique long terme, il y a une accélération dans le temps de la propagation des fissures et de la rupture totale de la pièce en structure. D'après la littérature, les effets combinés des variations des facteurs environnementaux et des fissurations agissent comme des facteurs limitant la durée en structure des pièces de bois.

## 1.8 Conclusion

Dans ce chapitre, une présentation succincte et non exhaustive du matériau bois et de son comportement a été effectuée. Nous avons montré son organisation structurale, qui apparaît hiérarchisée à plusieurs niveaux. Il en ressort, au vu du caractère hétérogène de sa structure, que le bois présente des caractéristiques intrinsèques qui sont à l'origine de son comportement aléatoire. Afin de mieux appréhender son comportement en structure, il semble donc indispensable d'avoir une idée de son comportement à l'échelle de la cellule pour pouvoir le prédire à l'échelle du matériau. Au delà de ses caractéristiques intrinsèques, la revue bibliographique menée montre, grâce à divers essais réalisés que le comportement mécanique du bois est beaucoup influencé par l'environnement dans lequel il se trouve, notamment par les variations de son humidité interne qui ont un impact direct sur ses propriétés physico-mécaniques. En effet, les propriétés du bois dépendent de la quantité d'eau qu'il contient. D'autres part les combinaisons des facteurs environnementaux avec l'intensité du chargement et la propagation des fissures limitent dans le temps la durée de vie des pièces de bois en structure. Des idéalizations mathématiques physico-mécaniques permettent de décrire le com-

## **Conclusion**

---

portement viscoélastique du bois. Le chapitre suivant consistera à présenter l'axe principal de cette étude en décrivant, sous la base de l'étude bibliographique réalisée précédemment, l'ensemble du protocole mis en place et les différentes approches expérimentales menées.





# Chapitre 2

## Étude expérimentale

L'utilisation du bois dans la construction nécessite la maîtrise de plusieurs mécanismes physico-mécaniques, car une limite de la connaissance de ces mécanismes peut constituer, à court ou à long terme, un problème pour la durabilité des structures en bois. En effet, le comportement hygroscopique du bois, caractérisé par des processus de sorption, d'expansion et de diffusion, comme nous l'avons vu dans le premier chapitre, provoque parfois l'initiation des fissures [64], leur propagation et finalement la ruine totale du matériau [67]. La nécessité de résoudre ces problèmes a conduit à réaliser plusieurs expériences [68] et à utiliser différentes approches : analytiques [69, 70] ou numériques [65]. Dans ce chapitre, nous présentons un protocole spécifique de suivi, de mesure de la flèche ainsi que des paramètres de fissuration au cours d'un essai de fluage. La présentation du matériel utilisé, le dispositif expérimental mis en place et l'analyse phénoménologique des différents résultats expérimentaux obtenus, est aussi effectuée.

### 2.1 Matériel et Méthodes

L'étude du comportement du bois sous climat variable nécessite la mise sur pied d'un dispositif expérimental spécifique. Ce dispositif doit être capable de rendre compte de manière claire et concise de l'effet des variables climatiques sur le comportement du bois jusqu'à sa rupture. Ce paragraphe présente le matériel étudié et les différentes méthodes employées pour mettre en évidence l'impact des variations climatiques sur la durabilité du bois en structure.

#### 2.1.1 Matériel végétal étudié

La région Auvergne-Rhône-Alpes (AURA) présentait en 2017 le plus grand pourcentage en volume de bois sur pied, de toutes les régions du territoire Français, soit 20% de la forêt

nationale. Les études statistiques menées et rendues publiques par l'AGRESTE Auvergne-Rhône-Alpes (en 2017) ont montré que le Sapin blanc (*Abies Alba* Mill) et l'Epicéa (*Picea Abies*) étaient les essences résineuses les plus répandues sur la région AURA (plus de 35% de la quantité totale des résineux). Avec un taux de sciage de plus de 67% des essences sciées (feuillus confondus), les bois de sapin et d'épicéa apparaissent surtout comme étant les plus exploités de cette région. C'est donc dans un soucis de valorisation des essences de la forêt de la région AURA que le choix s'est porté sur le Sapin pectiné. Sur le plan national, le Douglas (*Pseudotsuga Menziesii*) figure parmi les essences résineuses les plus exploitées ce qui justifie aussi son choix. L'objectif principal étant la valorisation des essences de la région AURA en particulier et du territoire français en général.

### 2.1.2 Type de poutres et matériel utilisé pour l'étude

La campagne expérimentale est effectuée sur des poutres de Sapin blanc (*S*) et de Douglas (*D*), au préalable, usinées telles que présentées sur les Figs. 2.1 et 2.2. Le tableau 2.1 donne les principales caractéristiques physiques et mécaniques initiales de chaque poutre avant les essais de fluage. L'obtention de ces mesures va être détaillée dans les paragraphes qui suivent.

Tableau 2.1 – Caractéristiques principales des poutres avant les essais de fluage.

Poutres (PNE)	<i>D1</i>	<i>D3</i>	<i>D6</i>	<i>D9</i>	<i>D11</i>	<i>S0</i>	<i>S1</i>	<i>S5</i>	<i>S6</i>	<i>S9</i>	<i>S10</i>	<i>S12</i>
$L_i$ (m)	4	4,1	4,1	4,1	4	4	3,9	3,9	4	4	4	4
$H$ (mm)	178	174	175	176	178	179	179	178	178	179	178	179
$e$ (mm)	59,66	59,1	59	59,4	58,9	59,9	60,8	59,9	60,4	59,9	60,10	60
$\rho$	0,41	0,5	0,45	0,5	0,4	0,4	0,4	0,45	0,42	0,4	0,4	0,39
$HI$ (%)	10,3	12,8	11,5	12,4	10,7	10,4	10,2	10,6	11,1	9,7	9,4	10,2
$m_b$ (kg)	19,26	23,9	20,8	22,9	19,6	20,2	19,5	21,1	20,1	18,1	17,8	18,3
$m_e$ (kg)	19,9	19,9	20,1	20,1	-	-	19,9	19,9	19,9	19,9	-	20,1
$m_c$ (kg)	414	414	414	415	-	-	326	414	326,2	330	-	324

Avec :

$L_i$  : Longueur totale avant entaillage ;  $H$  : Hauteur ;  $e$  : Épaisseur ;  $\rho$  : Densité ;  $HI$  : Humidité Interne moyenne mesurée par l'humidimètre (avant les essais de caractérisation des PNE) ;  $m_b$  : Masse de la poutre ;  $m_e$  : Masse de l'équipement ;  $m_c$  : Masse de la poutre en béton servant de charge constante.

La mise à disposition de ces poutres (25 poutres au total, dont 11 utilisées dans ce travail) est le fruit d'une collaboration avec l'association inter professionnelle Auvergne Promobois (aujourd'hui Fibois AURA). Les Figs. 2.1 et 2.2 présentent l'ensemble des surfaces externes des différentes poutres testées. On peut observer, sur chacune de ces poutres, la disposition

spatiale des défauts présents sur toutes leurs surfaces, le sens des orientations radiale ( $\vec{R}$ ) et tangentielle ( $\vec{T}$ ) des sections des poutres.

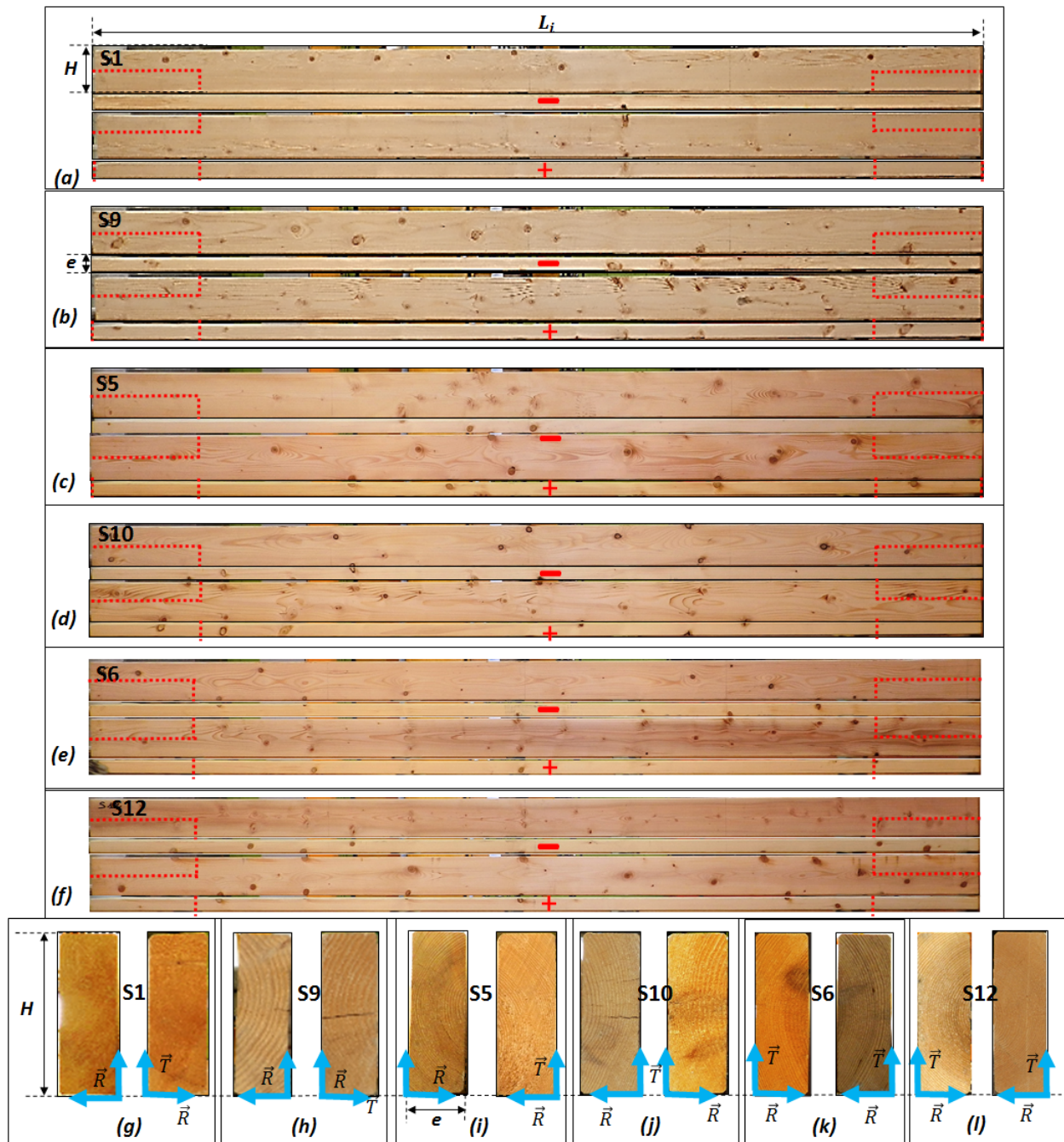


FIGURE 2.1 – Surfaces externes des poutres de Sapin (S) utilisées : (a,g) poutre S1 ; (b,h) poutre S9 ; (c,i) poutre S5 ; (d,j) poutre S10 ; (e,k) poutre S6 ; (f,l) poutre S12. Sur les faces latérales des poutres, (-) indique la face chargée en compression, (+) la face chargée en traction. Les traits pointillés en rouge indiquent les parties qui seront retirées pour l'obtention des poutres entaillées. Sur les images inférieures des sections transversales, les directions radiales ( $\vec{R}$ ) et tangentielles ( $\vec{T}$ ) sont approximativement indiquées.

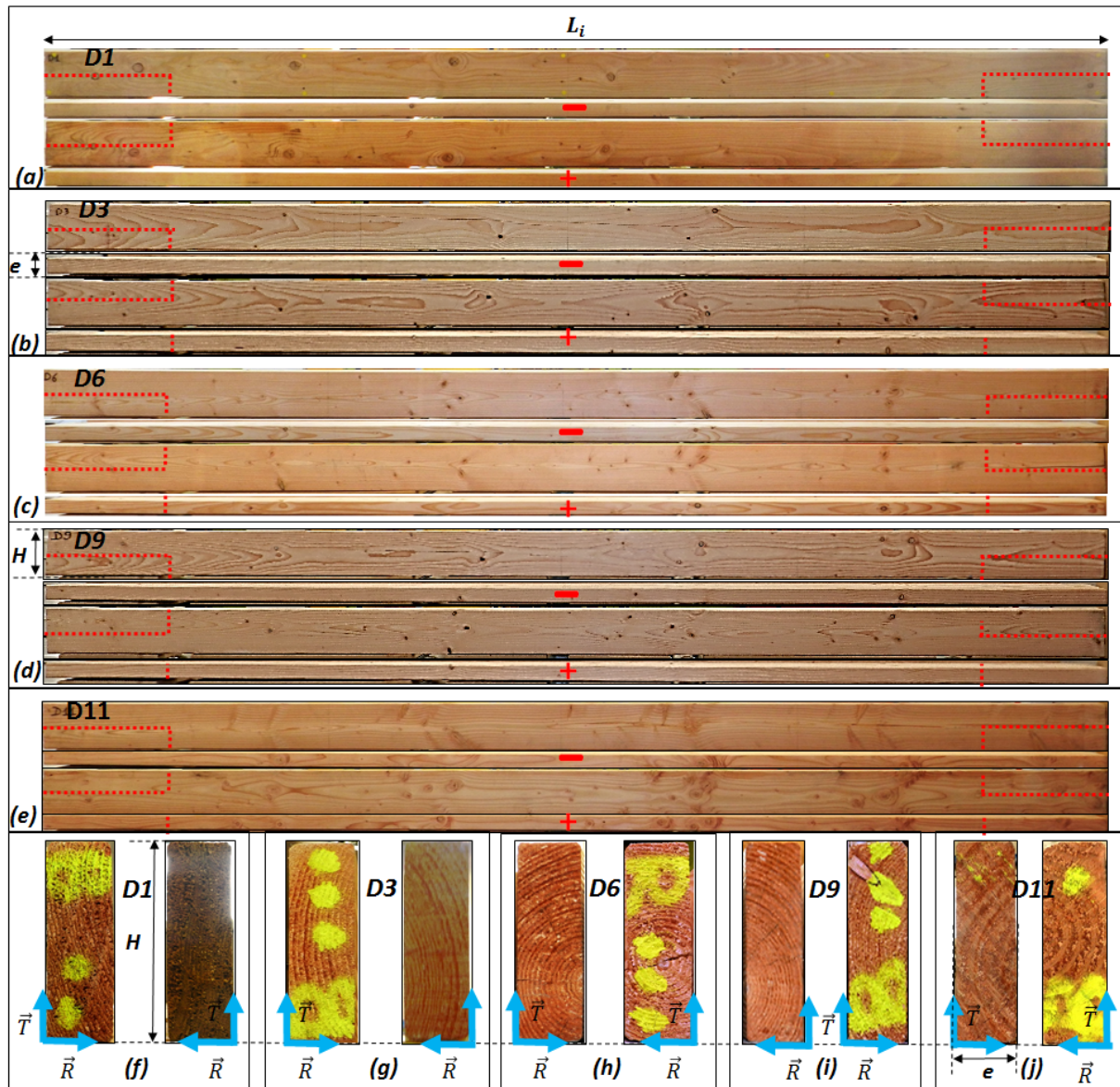


FIGURE 2.2 – Surfaces externes des poutres de Douglas ( $D$ ) utilisées : (a,f) poutre  $D1$  ; (b,g) poutre  $D3$  ; (c,h) poutre  $D6$  ; (d,i) poutre  $D9$  ; (e,j) poutre  $D11$ . Pour la légende voir Fig. 2.1.

### 2.1.3 Méthode

La phase expérimentale se déroule en deux étapes : une dite de caractérisation (essais statiques) de l'ensemble des poutres étudiées et une dite différée réalisée en ambiance non contrôlée. Les essais statiques sont effectués en intérieur à une température ( $T$ ) moyenne de  $18,2 \pm 1,6 \text{ } ^\circ\text{C}$  et à une Humidité Relative ( $HR$ ) moyenne de  $40,1 \pm 5,3\%$ . Les essais de fluage ont été réalisés en extérieur, en environnement non contrôlé. Le tableau 2.2 classifie, pour chaque poutre, le type de tests réalisés.

Tableau 2.2 – Plan expérimental des poutres testées.

	Poutres	Chargement maximal	Type de test	
Poutres Non-entaillées	<i>D1</i>	4,35 kN	Statique	
	<i>D3</i>	4,59 kN	Statique	
	Poutres <i>D</i>	<i>D6</i>	4,80 kN	Statique
		<i>D9</i>	4,90 kN	Statique
		<i>D11</i>	5,19 kN	Statique
		<i>S0</i>	-	-
	Poutres <i>S</i>	<i>S1</i>	4,97 kN	Statique
		<i>S5</i>	5,13 kN	Statique
		<i>S6</i>	5,05 kN	Statique
		<i>S9</i>	5,19 kN	Statique
		<i>S10</i>	5,10 kN	Statique
		<i>S12</i>	5,16 kN	Statique
Poutres Entaillées		<i>D1</i>	4,14 kN	Fluage
	<i>D3</i>	4,14 kN	Fluage	
	Poutres <i>D</i>	<i>D6</i>	4,14 kN	Fluage
		<i>D9</i>	4,15 kN	Fluage
		<i>D11</i>	8,01 kN	Statique (rupture)
		<i>S0</i>	-	-
	Poutres <i>S</i>	<i>S1</i>	3,26 kN	Fluage
		<i>S5</i>	4,14 kN	Fluage
		<i>S6</i>	3,26 kN	Fluage
		<i>S9</i>	3,29 kN	Fluage
		<i>S10</i>	4,50 kN	Statique (rupture)
		<i>S12</i>	3,24 kN	Fluage

Les poutres étudiées, sont classées suivant deux configurations géométriques : les poutres non-entaillées (PNE) et les poutres entaillées (PE). Les PNE (1<sup>ere</sup> configuration géométrique) sont au préalable chargées en flexion statique, à des forces maximales faibles afin d'éviter une modification structurelle du matériau mais surtout pour avoir une idée des caractéristiques élastiques spécifiques au matériau testé [70].

## Essais statiques des PNE et des PE

### — Essais statiques en flexion 4-points des PNE :

Comme présenté dans le plan du tableau 2.2, toutes les poutres étudiées ont été au préalable, testées en flexion statique 4-points (charge-décharge), jusqu'à une valeur limite moyenne de 5kN. L'objectif principal était de déterminer les caractéristiques mécaniques spécifiques de chaque poutre avant chargement en extérieur. Le dispositif expérimental de cette première série d'essais est composé d'un cadre expérimental en acier, un vérin hydraulique, des cellules de charge et de déplacement, la poutre testée, un centralisateur et un ordinateur pour

enregistrer les données de l'évolution de la flèche (Fig. 2.3b et 2.3c ). Pendant cette phase d'essais, les capteurs LVDT sont placés aux positions  $U'$ ,  $U$  et  $U''$  (Fig. 2.3b) afin d'assurer le suivi de la courbure centrale de la poutre.

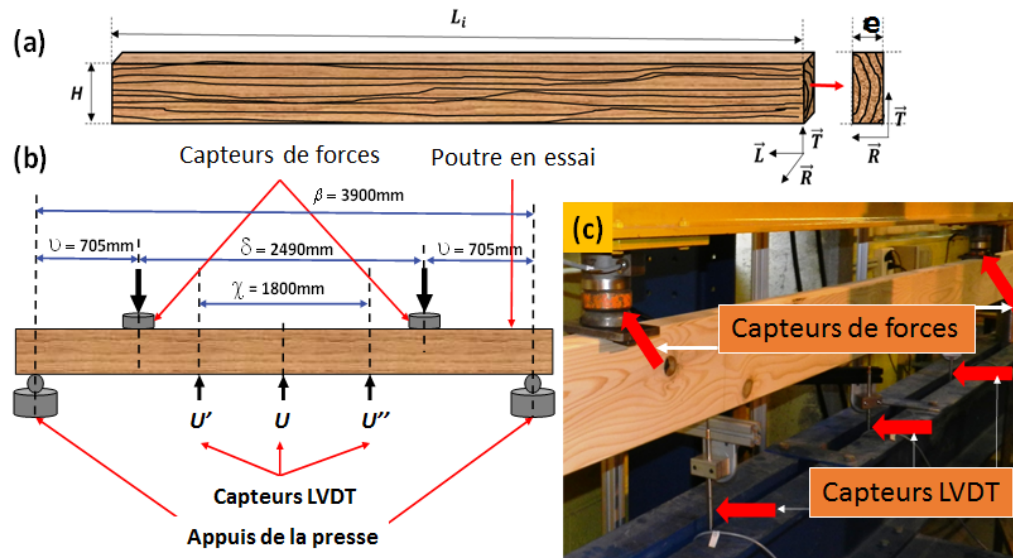


FIGURE 2.3 – Dispositif expérimental des essais statiques de flexion 4-points sur les PNE : (a) Configuration géométrique de la poutre ; (b) Schéma du dispositif expérimental ; (c) Poutre en essai.

#### — Essais statiques en flexion 4-points des PE :

Après les essais instantanés, sur les PNE, les deux extrémités des poutres ont été enlevées à mi-hauteur, comme indiqué par les lignes en pointillé rouge sur les Fig. 2.2 et 2.1, afin de produire des PE. La Fig. 2.4a présente le type de PE obtenu après usinage. Comme présenté au Chapitre 1 (§1.7.1), cette géométrie prend en compte les exigences normatives et est conçue afin d'étudier la combinaison de mécanosorption et de propagation des fissures en flexion 4-points jusqu'à la rupture de la poutre.

A titre d'essais préliminaires, deux PE ( $S10$  et  $D11$ ) ont été chargées en flexion statique 4-points jusqu'à rupture (Fig. 2.4b et Fig. 2.5a). L'objectif de ces essais était d'estimer la charge maximale applicable à ces deux types d'essence et de vérifier que lors de la phase d'essais, les fissures apparues se propagent de manière rectiligne à partir des coins des entailles jusqu'à la rupture de la poutre. Compte tenu du nombre de poutres à disposition et de la difficulté de s'en approvisionner, seule 1 poutre de chaque essence a été testée. Statistiquement, ces deux poutres ne sont certes pas assez représentatives des deux lots d'espèces, mais le critère de sélection (de ces deux poutres) s'est basé sur les poutres présentant les densités les plus faibles dans chaque lot (Cf. tableau 2.1) et donc a priori les caractéristiques mécaniques les plus faibles.

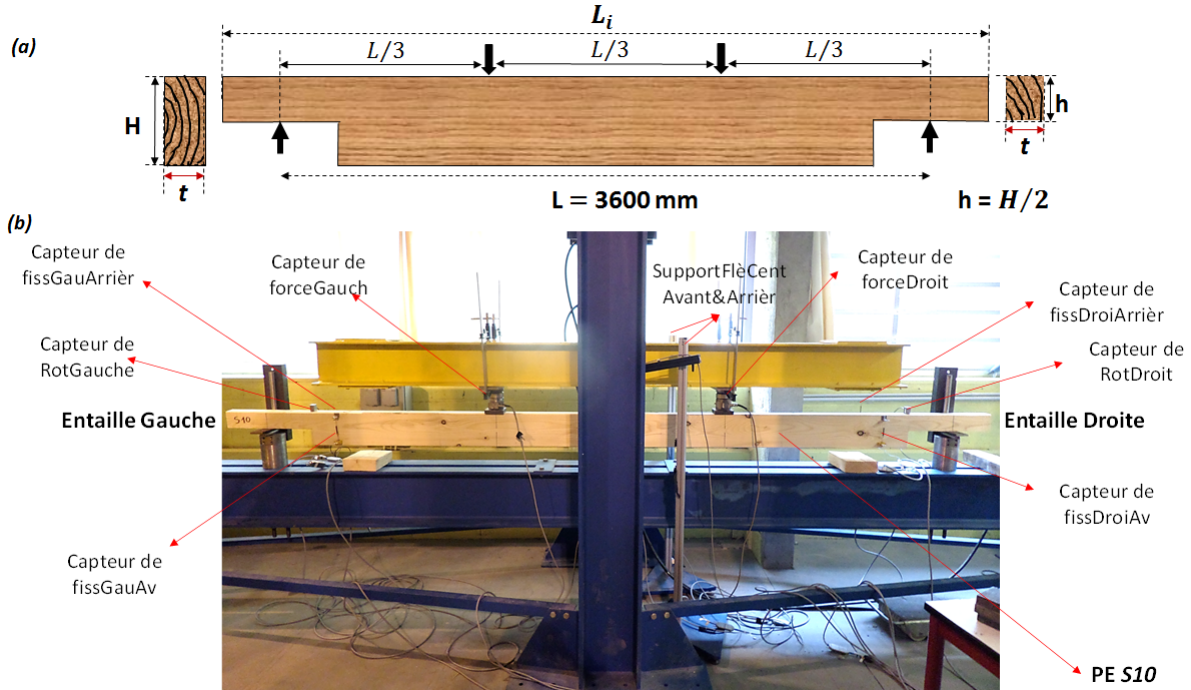


FIGURE 2.4 – Dispositif expérimental des essais statiques réalisés sur les PE : (a) géométrie de la PE utilisée; (b) PE S10 en essai de flexion statique.

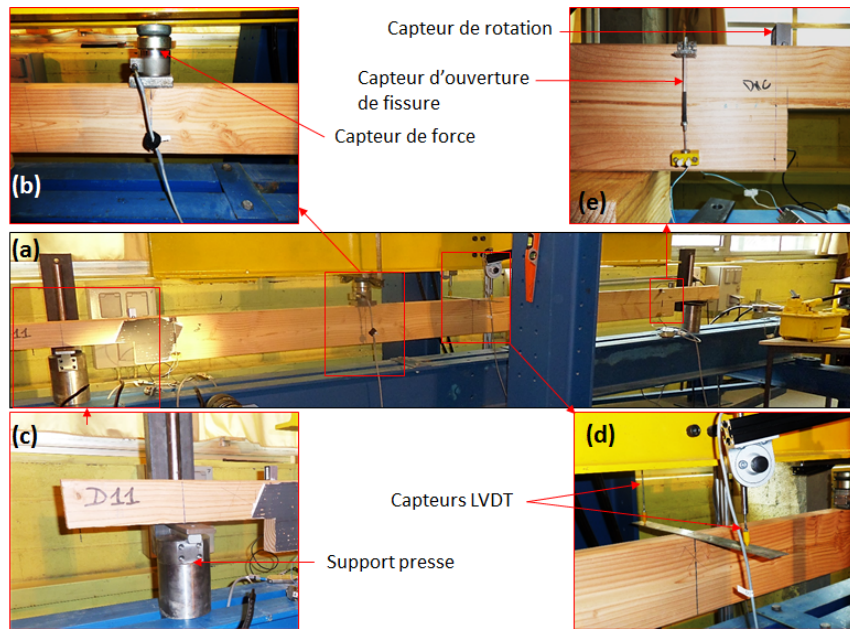


FIGURE 2.5 – Matériel utilisé pour les essais de flexion statique des PE (S10 et D11) :(a) Poutre D11 en essai; (b) Capteur de force pour le suivi de l'évolution de la force appliquée durant l'essai;(c) Appui simple presse-poutre;(d) Capteurs LVDT pour le suivi de l'évolution de la flèche; (e) Capteurs pour mesurer l'ouverture de la fissure et la rotation de la poutre.



La Fig. 2.5 présente l'ensemble du dispositif expérimental mis en place afin de suivre les paramètres arrêtés : la force (Fig. 2.5b) ; l'ouverture de la fissure (Fig. 2.5e) ; la flèche de la poutre observée, deux capteurs LVDT ont été placés de part et d'autre de la poutre (Fig. 2.5d), pour mettre en évidence un éventuel déversement de la poutre durant la phase d'essai ; La Fig. 2.5c présente le type d'appui simple presse-poutre réalisé. Il est constitué du support de la presse, d'un tube cylindrique en acier (afin de faciliter la rotation de la poutre durant le chargement), d'une plaque métallique rectangulaire (intercalée entre le tube cylindrique et la poutre) pour éviter un écrasement du bois au niveau des appuis.

### Essais différés des PE en ambiance non contrôlée

Après les essais statiques, les PE restantes : 4 PE de Douglas (*D1, D3, D6 et D9*) et 5 PE de Sapin (*S1, S5, S6, S9 et S12*) ont été soumises à des essais de fluage en flexion 4-points en condition extérieure, comme indiqué sur la Fig. 2.6. Comme pour les essais statiques, des plaques métalliques en acier ont été placées, respectivement sur et sous les supports des appuis internes et externes du bâti pour éviter d'éventuels écrasements des poutres durant toute la phase d'essai (Fig. 2.6).

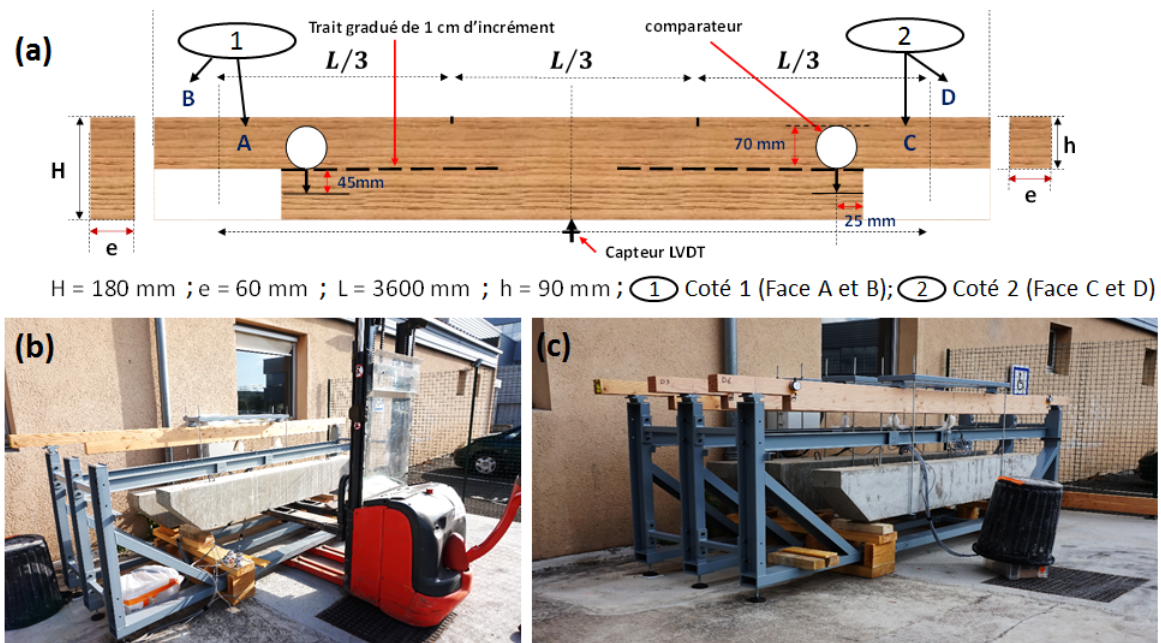


FIGURE 2.6 – Dispositif expérimental des essais de fluage en ambiance non contrôlée : (a) Type de PE utilisé ; (b) Mise en place de la charge à l'aide d'un gerbeur ; (c) PE en essais.

#### — Suivi des paramètres étudiés : Méthodologie

Dans ce travail, six (6) paramètres principaux ont fait l'objet d'un suivi quotidien suivant deux méthodes distinctes : la méthode de suivi manuel (une prise de mesure par jour mini-

mum) des paramètres de fissuration de la poutre (la position de la pointe de fissure apparue ou longueur de la fissure  $CL$ , l'ouverture de la fissure  $CO$ ) et de l'humidité interne ( $HI$ ) des poutres témoins ( $DF11$  et  $S0$ ), placées dans la même zone que le bâti supportant les PE en fluage; la méthode de suivi automatique, elle concerne les paramètres climatiques du milieu (humidité relative  $HR$  et la température  $T$ ) et la flèche de la PE ( $U$ ).

- **Mesures manuelles**

Les PE étudiées dans cette partie sont pourvues, avant leur chargement, de traits gradués sur les 4 faces A, B, C et D (Fig. 2.6a). Ces traits gradués de 1 cm d'incrément servent à suivre l'évolution des pointes de fissures, éventuelles, apparues durant l'essai de fluage. Le suivi de l'évolution de  $CO$  est effectué à l'aide d'un comparateur étanche (Fig. 2.6a, Fig. 2.7b et Fig. 2.8b).

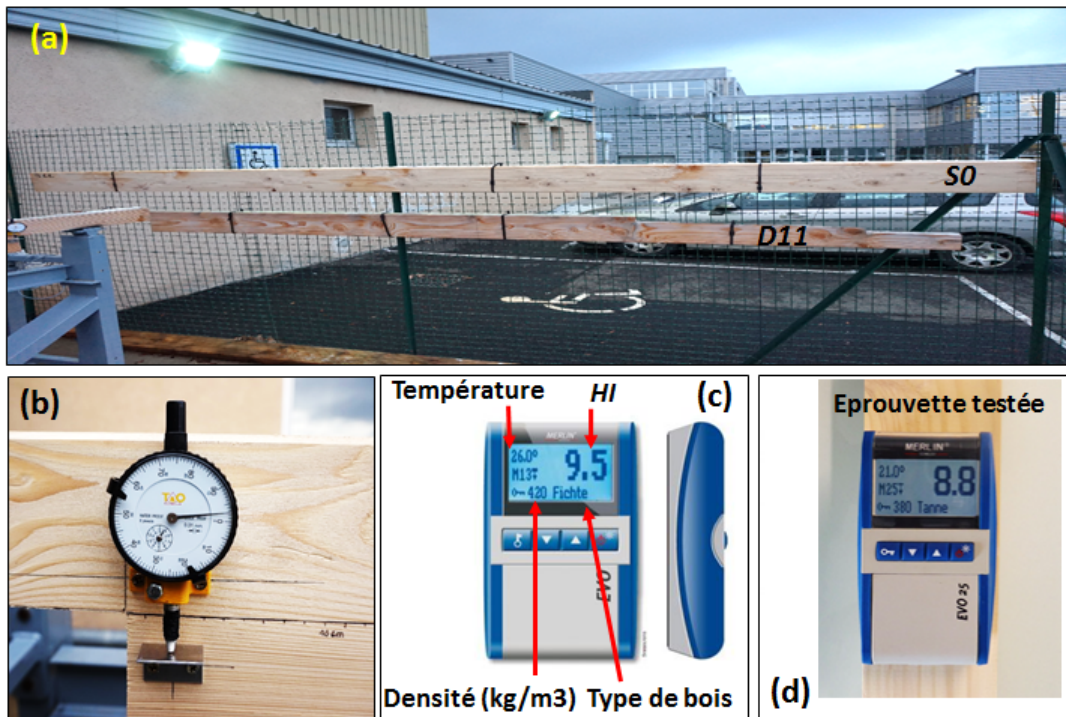


FIGURE 2.7 – Suivi de l'évolution des paramètres de fissuration et de  $HI$  durant la phase des essais différés : (a) Poutres témoins utilisées  $D11$  et  $S0$ ; (b) Comparateur; (c) et (d) Principe de fonctionnement de l'humidimètre type MERLIN.

L'évolution de l'humidité interne ( $HI$ ) des poutres témoins  $D11$  et  $S0$  (Fig. 2.7a) est relevée à l'aide d'un humidimètre non destructif de type MERLIN (Fig. 2.7c et 2.7d) : A l'instant où l'appareil est posé sur la surface de la poutre témoin (Fig. 2.7c), la mesure commence. Le processeur analyse le signal en profondeur qui dépend de l'état du bois, la mesure et affiche le résultat de l'humidité. Ce processus est effectué sur toute la longueur de

la poutre, la moyenne de l'ensemble des mesures relevées est enregistrée comme  $HI$ .

- Mesures automatiques

La méthode de relevés automatiques concerne d'abord l'évolution de la flèche totale observée, dont les données sont enregistrées par un capteur LVDT placé à mi-travée de la poutre, sur sa face latérale inférieure (Fig. 2.8f). Ces données sont continuellement enregistrées, toutes les 5s, du début de l'essai à la rupture totale de la PE chargée.

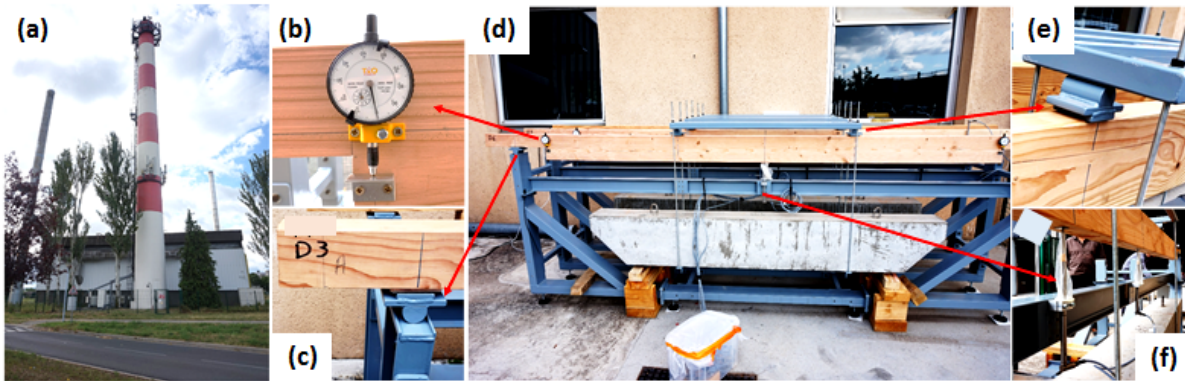


FIGURE 2.8 – (a) LAMP de l'UCA ; (b) comparateur ; (c) Appuis inférieur (bâti-poutre) ; (d) PE en essais différés ; (e) Appuis supérieur (traverse-poutre) ; (f) Capteur LVDT pour mesurer la flèche.

Les données environnementales  $HR$  et  $T$  du milieu sont régulièrement surveillées et transmises par le Laboratoire de Météorologie Physique de l'UCA (LAMP) qui est situé à moins de 300m du lieu des essais (Fig. 2.8a). La codification utilisée pour le suivi de l'ensemble des données est la suivante :  $Di$  ou  $Si$ , avec  $i \in [0; 25]$  pour désigner la poutre ;  $OjDi$  ou  $OjSi$  (respectivement,  $CjDi$  ou  $CjSi$ ) avec  $j \in [A, B, C, D]$  pour spécifier la mesure de l'ouverture de fissure de la face (respectivement, la longueur de fissure) de la poutre  $Di$  ou  $Si$ . La masse de la poutre de béton appliquée à chaque PE durant la phase des essais différés est indiquée dans le tableau 2.1. Pour chaque PE, le déplacement initial ( $U_{in}$ ), pris durant la phase de chargement, a été déterminée suivant la méthode suivante : le chargement est appliqué par étapes progressives par l'entremise d'un gerbeur (Fig. 2.6b et 2.9) et surveillé par des capteurs de forces placés momentanément sous les blocs de béton (Fig. 2.9b),  $t_0$  correspond au temps initial du début du chargement (Fig. 2.10). La déviation initiale  $U_{in}$  étant celle correspondante à 80 min après le chargement ( $t = t_0 + 4800sec$ ). Cette durée a été choisie pour que la réponse soit suffisamment indépendante des conditions de la mise en place des masses de béton. Les valeurs des  $U_{in}$  des PE chargées sont répertoriées dans le tableau 2.5.

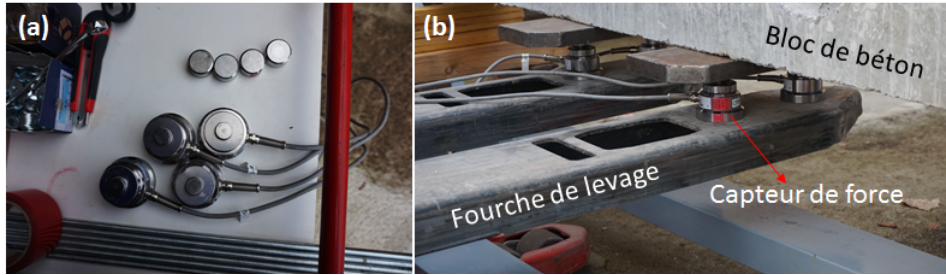


FIGURE 2.9 – (a) Capteurs de force pour le suivi de l'évolution de la charge, durant la phase de mise en place des essais différés ; (b) Bloc de béton sur les fourches de levage du gerbeur.

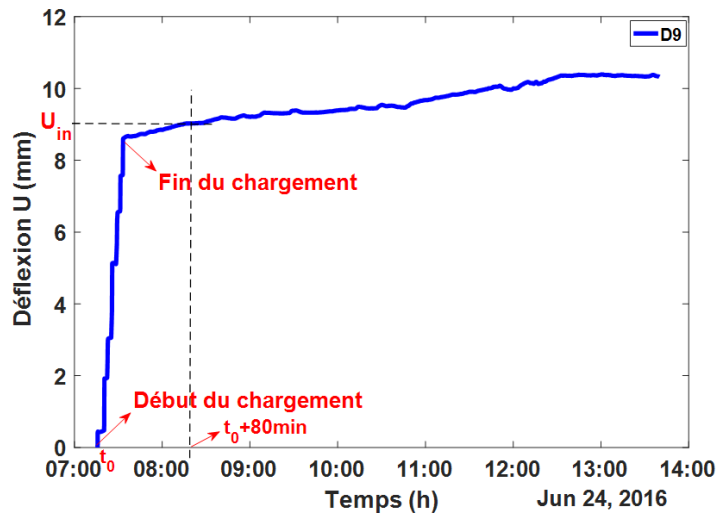


FIGURE 2.10 – Méthode de détermination du déplacement initial  $U_{in}$

### Prise en compte du déplacement transversal de la PE

La bibliographie réalisée au chapitre 1 a montré que le bois, soumis à des conditions climatiques variables (variations de  $HR$  ou de  $T$ ), présentait comme propriété principale de se rétracter (durant la phase de séchage) et de gonfler (durant la phase d'humidification).

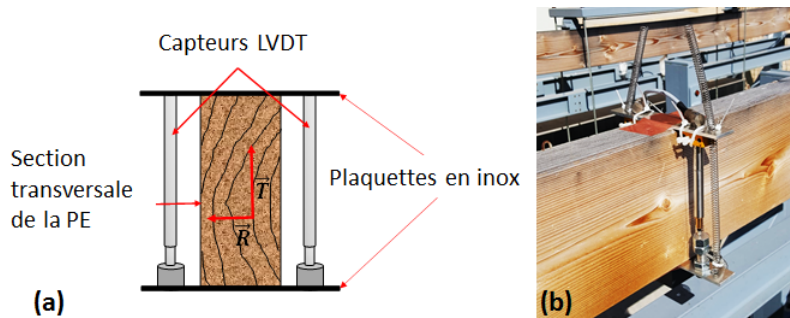


FIGURE 2.11 – Dispositif de suivi du déplacement transversal de la PE du aux variations hydriques.

Afin de prendre en compte l'effet du retrait-gonflement transversal des PE durant le chargement, un dispositif de suivi de l'évolution de la hauteur des PE, placé dans la partie centrale de la PE, a été mis au point en fin de campagne. Ce dispositif est composé de deux plaquettes en inox (Fig. 2.11a) et de deux capteurs LVDT reliés par deux ressorts (Fig. 2.11). Les résultats obtenus seront analysés au chapitre 3.

## 2.2 Résultats

Ce paragraphe présente l'ensemble des résultats obtenus lors des essais de caractérisation instantanés et les essais différés. Les analyses effectuées sont tirées des observations de l'évolution de l'ensemble des données et des paramètres pris en compte.

### 2.2.1 Caractérisation mécanique des PNE : Essais statiques

Les Figs. 2.12 et 2.13 montrent respectivement les courbes force-déplacement obtenus avec les essais statiques sur les PNE de Douglas et de Sapin blanc. Le module d'élasticité (MOE) est déterminé en fonction de la configuration géométrique des poutres. Pour les PNE, deux MOE sont déterminés : le module d'élasticité central  $E_C$  et le module d'élasticité global  $E_U$ . La flèche observée, par rapport aux positions des points d'application de la charge, pourrait être obtenue sous la forme  $\Delta U = (U' + U'')/2 - U$  (voir Fig. 2.3), conduisant ainsi à une estimation de la moyenne du MOE de la zone centrale, telle que :

$$E_C = \frac{3}{4} \times \left( \frac{v \times \chi^2}{eH^3} \right) \times \left( \frac{\Delta F}{\Delta U} \right) \quad (2.1)$$

Les valeurs (ou les définitions) des paramètres géométriques des PNE sont référencées dans le tableau. 2.1 (pour l'épaisseur  $e$  et la hauteur  $H$  *C.f.* tableau 2.1) et sur la Fig. 2.3 pour le bras de levier  $v$  et  $\chi$  la distance entre les deux capteurs extrêmes.

Il est aussi possible de ne considérer que la flèche centrale  $U$ . Dans ce cas, le module de cisaillement  $G$  affecte le mouvement des parties latérales des PNE. L'application de la théorie de Timoshenko [71, 72] est nécessaire pour rendre compte de cet effet et aboutit à une expression  $E_U$  du MOE comportant le rapport sans dimension  $E/G$ , on obtient alors :

$$E_U = \frac{23}{36} \times \left( \frac{v \times \beta^2}{eH^3} \right) \times \left( \frac{\Delta F}{\Delta U} \right) \times \left[ 1 + \left( \frac{108}{115} \right) \times \left( \frac{E}{G} \right) \times \left( \frac{H}{\beta} \right)^2 \right] \quad (2.2)$$

Où  $\beta$  est la distance entre les points d'appuis extérieurs de la poutre (Fig. 2.3). Une estimation du rapport  $E/G$  peut être obtenue en utilisant pour  $E$  la valeur de  $E_C$  (Eq. 2.1) mesurée (*C.f.* tableau 2.3) et pour  $G$  la prédiction de Guitard [27], à partir des données de la

littérature concernant les corrélations des modules de cisaillement  $G_{TL}$  et  $G_{RL}$  avec la densité et un facteur de correction du taux d'humidité pris à partir de [73] :

$$G = \frac{(G_{TL} + G_{RL})}{2} = 0,803 + 1,535 \times (\rho - 0,45) \times [1 - 0,02 \times (HI(\%) - 12\%)] \text{ (GPa)} \quad (2.3)$$

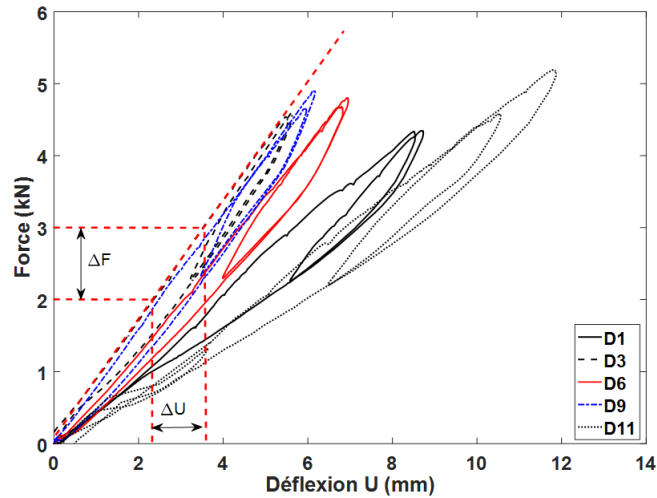


FIGURE 2.12 – Courbes Force-Déplacement des PNE de Douglas obtenues après les essais statiques.  $\Delta F$  et  $\Delta U$  représente la plage dans laquelle est déterminée le MOE des PNE.

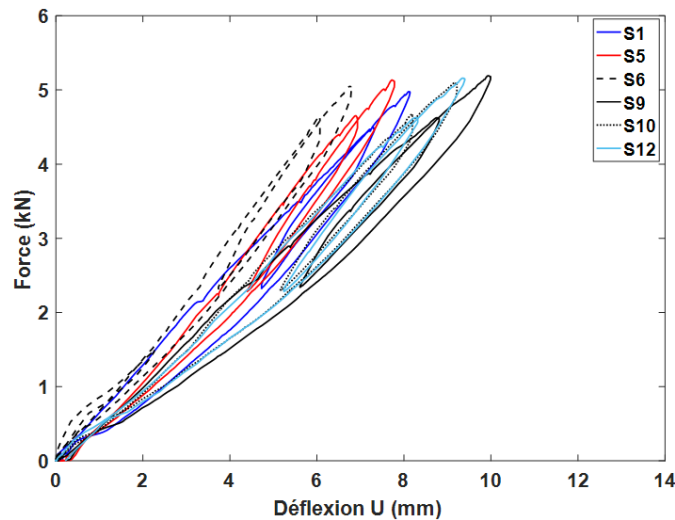


FIGURE 2.13 – Courbes Force-Déplacement des PNE de Sapin blanc obtenues.

Sur la base de ces hypothèses, le rapport  $E/G$  est compris entre 12 et 20 et l'ampleur de la correction de cisaillement est de 2,3 à 3,8%. Les valeurs de  $E_C$  et de  $E_U$  obtenues sont

référéncées dans le tableau 2.3. L'étude détaillée qui a permis de déterminer les expressions analytiques des équations 2.1 et 2.2 sera abordée au Chapitre 3.

Tableau 2.3 – Caractéristiques mécaniques principales des poutres avant les essais de fluage.

Poutres	D1	D3	D6	D9	D11	S0	S1	S5	S6	S9	S10	S12
$E_C$ (GPa)	10,39	16,93	13,37	17,94	8,89	-	14,23	14,30	14,7	9,95	11,76	10,81
$E_U$ (GPa)	10,46	19,62	15,63	17,20	9,16	-	13,32	14,48	15,17	11,65	11,74	11,26
$E_N$ (GPa)	8,21	15,45	16,67	15,53	7,29*	-	13,32	14,48	11,5	11,65	9,91*	9,27

Avec :

$E_N$  : MOE global de la PE (Voir §2.2.2, \* valeur Mesurée durant les tests de caractérisation jusqu'à la rupture - les autres MOE sont déduits des flèches initiales respectives de chacune des poutres, obtenues durant les essais de fluage).

La Fig. 2.14 montre l'influence de la densité moyenne des poutres (tableau. 2.1) sur leur  $E_U$ , tiré de l'Eq. 2.2 et basé sur la pente  $\Delta F/\Delta U$  des courbes des Figs. 2.12 et 2.13 : 92% des différences entre MOE est explicité par la densité ( $R^2 = 0,76$ ). Aucun effet inter-espèces n'est apparent sur ces échantillons. La prédiction de Guitard [27], pour le MOE longitudinal  $E_L$  à 20°C pour des  $PSF$  inférieurs à 23% (Eq. 2.4) est indiquée à titre comparatif en utilisant les valeurs de  $HI$  du tableau 2.1. Cette figure montre que les valeurs de  $E_U$  observées sont supérieures aux valeurs attendues, pour les espèces de Sapin, sauf pour les espèces de Douglas D1 et D11 où elles sont étonnamment basses.

$$E_L = 13,1 + 41,7 \times (\rho - 0,45) \times [1 - 0,015 \times (HI - 12\%)] \text{ (GPa)} \quad (2.4)$$

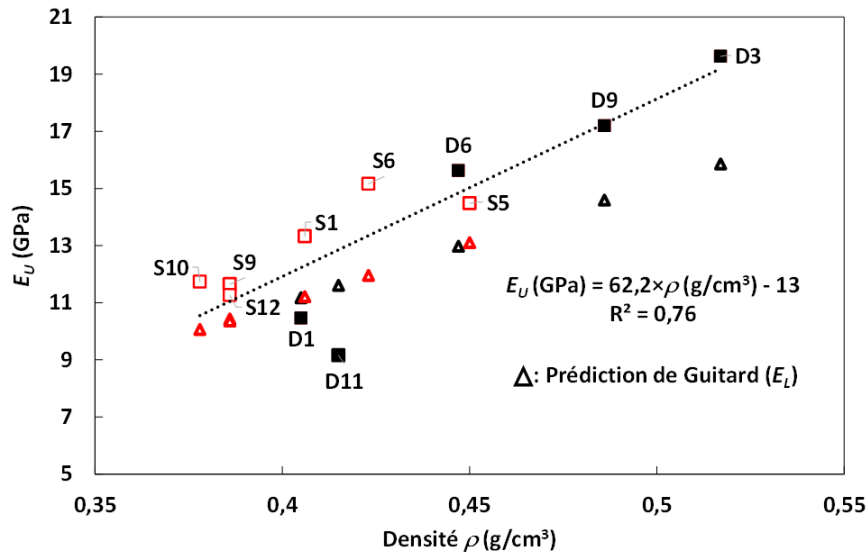


FIGURE 2.14 – Comparaison MOE global  $E_U$  des PNE calculé et leur densité moyenne  $\rho$ .

## 2.2.2 Caractérisation mécanique des PE : Essais statiques

### Détermination du MOE de la PE

Après leur entaillage, les PE *S10* et *D11* ont été chargées en flexion statique 4-points jusqu'à leur rupture. Ces deux PE ont été initialement choisies, parmi les PE de leur lot (tableau. 2.1 et Fig. 2.14), pour leur faible densité. La Fig. 2.15 présente les deux courbes force-déplacement obtenues.

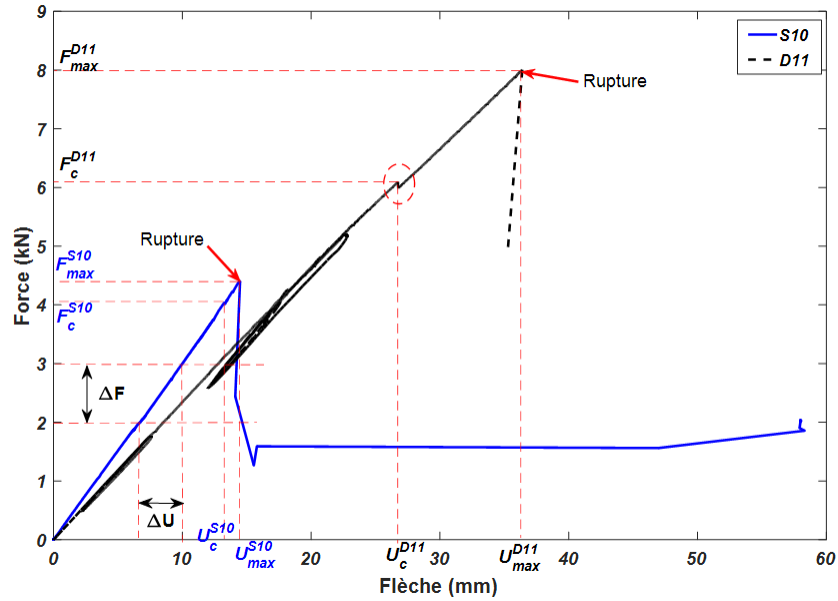


FIGURE 2.15 – Tests préliminaires de flexion statiques réalisés sur les PE *D11* et *S10* jusqu'à leur rupture ; *S10* a été chargée à une vitesse de 0,20 mm/sec et *D11* à 0,03 mm/sec.

Notez qu'au départ, *S10* a été testée à une vitesse de chargement assez rapide, puis pour *D11* une vitesse de charge plus faible a été choisie pour éviter une rupture rapide de la PE. Les charges maximales ( $F_{max}$ ) respectives, prises en compte pour *D11* et *S10* sont de 8kN et 4,4kN. Quelques discontinuités ont été observées lors du chargement correspondant au démarrage de la fissure, permettant de définir un niveau de charge critique  $F_C$  et un déplacement critique  $U_C$  pour chaque poutre (tableau. 2.4). Le MOE, pour cette nouvelle configuration géométrique, en tenant compte de l'effet du cisaillement, est exprimé par :

$$E_N = \left(\frac{23}{108}\right) \times \left(\frac{L^3}{e \cdot H^3}\right) \times \left[1 + \left(\frac{189}{23}\right) \cdot \alpha_0^3\right] \times [1 + \gamma] \times \left(\frac{\Delta F}{\Delta U}\right) \quad (2.5)$$

Où  $\alpha_0 = (2\lambda/L)$  est le taux d'entaillage de la fissure et  $\gamma = (108/115) \times (k) \times (H/L)^2 \times [(1 + (3/2) \cdot \alpha_0)/(1 + (189/23) \cdot \alpha_0^3)]$  est le facteur de correction du cisaillement des PE (se référer au chapitre 3 pour le calcul détaillé aboutissant à cette expression). Cette expression suppose que la PE est composée de trois parties successives de section constante. La contribution des



zones de transition entre les portions successives sur la flèche globale est négligée. Le tableau. 2.4 présente les différentes caractéristiques mécaniques des PE *D11* et *S10* déduites des courbes de la Fig. 2.15.

Tableau 2.4 – Caractéristiques principales des PE *D11* et *S10*.

Poutres entaillées	$F_C$ (kN)	$U_C$ (mm)	$F_{max}$ (kN)	$U_{max}$ (mm)
<i>S10</i>	4,04	13,27	4,50	14,46
<i>D11</i>	6,01	26,74	8,01	36,39

Il convient de noter que le taux d’humidité interne (*HI*) de départ moins élevé (*HI* = 9,4%) chez *S10*, pourrait expliquer que son MOE soit supérieur à celui de *D11* (*HI* = 10,7%). Sur la base de ces résultats, la charge pour les essais de fluage sur les PE, en ambiance non contrôlée, a été fixée à environ 4kN, à l’exceptions de quelques poutres de Sapin (*S1*, *S6*, *S9* et *S12*), où elle a été réduite par carottage de trous cylindriques dans les blocs de bétons. Le poids  $m_c$  finalement appliqué à chaque PE est indiqué dans le tableau. 2.1. Un taux de charge conventionnel a été calculé en supposant une proportionnalité de la charge critique à la densité pour chaque espèce, sous la forme :

$$\phi(\%) = \left(\frac{\rho^0}{\rho}\right) \times [(g \cdot m_C + g \cdot m_b + g \cdot m_e)/(F_C^0 + g \cdot m_b^0 + g \cdot m_e^0)] \quad (2.6)$$

Où  $g$  est l’accélération de la pesanteur, les autres paramètres sont référencés dans les tableaux. 2.1 et 2.4, l’exposant 0 se réfère à la PE *D11* pour les espèces de Douglas et à la PE *S10* pour les espèces de Sapin. Plutôt que d’estimer le niveau de charge (puisque la référence utilisée représente mal leur lot respectif) ce rapport a été utilisé pour vérifier que la charge maximale appliquée, à chaque poutre, est inférieure à la charge de rupture attendue sur la base de l’essai effectué sur les PE de plus faible densité. Les valeurs de  $\phi$  calculées sont indiquées dans le tableau. 2.5.

### Type de rupture observée

L’objectif principal de cette étude étant de suivre les effets couplés de l’évolution des paramètres climatiques, de l’intensité du chargement appliqué et de la propagation des fissures jusqu’à la rupture totale de la poutre, il est nécessaire d’étudier le comportement de la propagation de la fissure, avant chargement des PE en ambiance extérieure. La configuration géométrique et la méthode de suivi de la fissure apparue devraient permettre une propagation linéaire de la fissure suivant l’axe des fibres, du coin de l’entaille de la PE jusqu’à sa rupture. La Fig. 2.16 présente le type de rupture observée sur les deux PE (*D11* et *S10*) après

les essais de flexion statique. On observe des fissures, quasi-linéaires, présentant des légères bifurcations au niveau des nœuds au cours de leur propagation (Fig. 2.16c). On observe aussi que l'effondrement des poutres est total lorsque la fissure atteint la limite du point d'appui supérieur presse-poutre (Fig. 2.16a et Fig. 2.16b). Cette figure montre aussi que l'initiation des fissures est aléatoire (si l'on considère son coté d'initiation, côté droit pour la PE *S10* et côté gauche pour la PE *D11*) et à priori, conditionnée par le coté présentant la plus faible résistance.

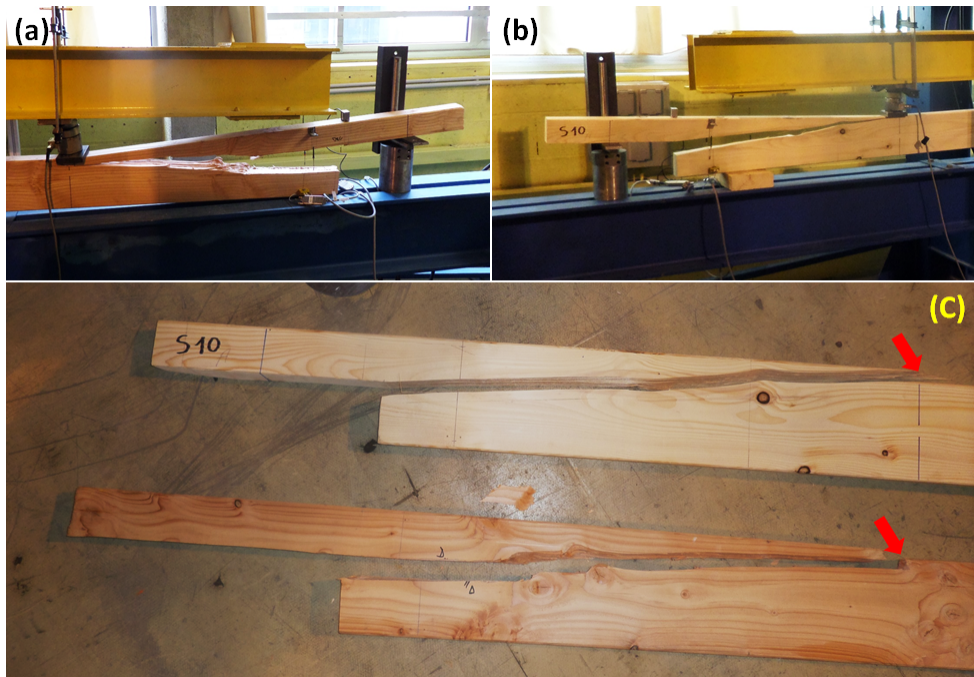


FIGURE 2.16 – Types de rupture observées : (a) PE *D11* ; (b) PE *S10* ; (c) PE *S10* et *D11*.

La Fig. 2.17 montre les évolutions typiques des données mesurées par les capteurs d'ouverture de fissure gauche (Fig. 2.17a) ; de rotation gauche et droit (Fig. 2.17b) de la PE *D11*. On observe, durant toute la phase d'essai, une évolution homogène et linéaire des rotations de ses côtés gauche et droit (Fig. 2.17b). Ce résultat est capital pour la suite de notre phase expérimentale en ambiance variable car elle donne une idée de la stabilité de la PE sur la presse, durant le test. La Fig. 2.17a montre deux valeurs maximales atteintes par l'ouverture de la fissure, mesurée par les capteurs d'ouverture avant (1,61 mm) et arrière (1,18 mm). L'une des explications que l'on pourrait donner à cette observation, pourrait être l'épaisseur des PE étudiées (60 mm en moyenne), qui influence l'ouverture de la fissure. En effet, selon l'épaisseur de la PE, le coté d'initiation de la fissure sera plus ouvert et l'autre moins.

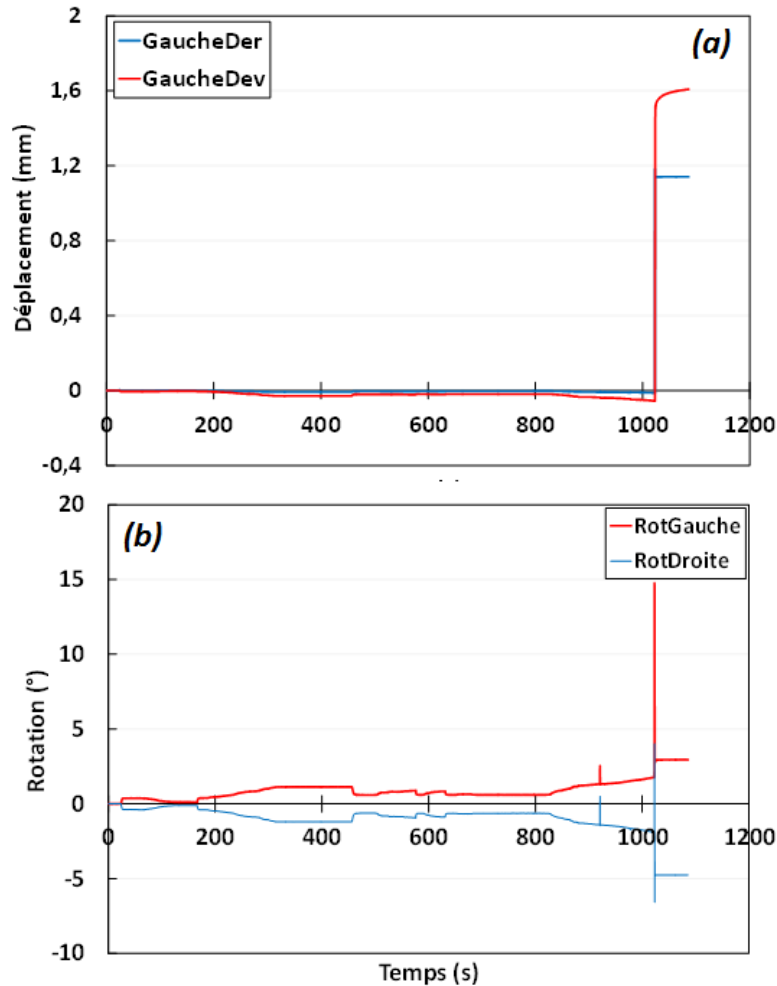


FIGURE 2.17 – (a) Courbes d’ouvertures de la fissure (côté gauche) de la PE *D11* mesurées (capteurs avant et arrière) Fig. 1.3 et Fig. 2.5e ; (b) Courbes de rotation (gauche et droite).

### 2.2.3 Caractérisation mécanique des PE : Essais différés

#### Étude globale

Le MOE  $E_N$  des autres PE a été estimé en considérant la flèche initiale  $U_{in}$  (définie à la page 51) et la charge du bloc de béton  $g.m_c$  appliquée à la PE, en remplacement de  $\Delta U$  et  $\Delta F$ , respectivement dans l’Eq. 2.5. La Fig. 2.18 montre la relation obtenue entre  $E_U$  et  $E_N$ . La Fig. 2.18 montre que la valeur de  $E_N$  est supérieure de 16% à celle de  $E_U$  calculée pour les PNE. Lors des essais de fluage, le paramètre principal suivi est l’évolution dans le temps de la flèche centrale (le déplacement  $U$ ) de la PE. Ce paramètre nous a permis de calculer la flèche relative  $\Delta_r$  telle que défini dans Eq. 2.7.  $U_{in}$  est le déplacement initial (voir §2.2.2 tableau. 2.5) utilisé pour le calcul de  $\Delta_r$ .

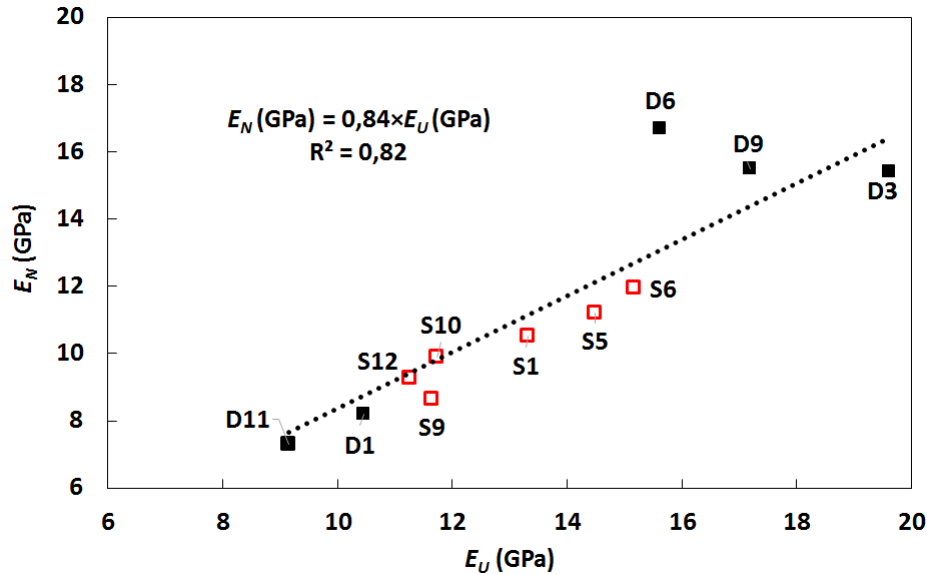


FIGURE 2.18 – Relation entre les MOE  $E_N$  des PE et  $E_U$  des PNE.

$$\Delta_r = q \cdot U/U_{in} \quad (2.7)$$

Où  $q$  est un facteur correctif de la masse de la poutre ( $m_b$ ) et de la masse de l'équipement ( $m_e$ ) installé sur la PE (Fig. 2.6 et 2.8) avant le chargement des blocs de béton, voir tableau. 2.1. En effet, ces charges n'interfèrent pas dans la mesure du MOE lié au rapport entre  $F$  et  $(U - U_{in})$ , mais influencent la réponse due au fluage. Nous considérerons pour chaque PE en fluage la grandeur  $q = F/(F + g \cdot m_b + g \cdot m_e)$ , en négligeant approximativement la différence de répartition des contraintes entre les charges permanentes et celles résultantes de la flexion 4-points. Les valeurs des  $q$  obtenues sont comprises entre 0,89 et 0,91.

Tableau 2.5 – Principales caractéristiques mécaniques tirées des essais différés.

Poutres	D1	D3	D6	D9	D11	S0	S1	S5	S6	S9	S10	S12
$\phi$ (%)	36,88	57	33,55	60	-	-	79	90	41,35	83	-	44,88
$U_{in}$ (mm)	18,4	9,94	11,54	9,18	-	-	10,34	13,53	11,83	13,26	-	11,03
$t_{max}$ (J*)	18	7	714	29	-	-	100	6	25	105	-	468
$\Delta_{max}$	0,76	0,36	2,42	0,76	-	-	1,08	0,46	0,72	1,36	-	1,85

Avec  $\phi$  : Taux de chargement ;  $U_{in}$  : déplacement initial observé (80 min après le chargement) ;  $t_{max}$  : Durée totale de l'essai de fluage ;  $\Delta_{max}$  : Valeur de la flèche relative à l'instant de la rupture. D11 (après sa rupture lors de l'essai statique) et S0 sont les poutres témoins utilisées pour suivre l'évolution de  $HI$  durant les essais de fluage (Cf. Fig. 2.7a).

La grandeur  $\Delta_r$  intègre la contribution du déplacement mesuré, la dilatation thermique

de l'équipement et le retrait transversal du bois due à la distance verticale entre les supports externes et le point de référence du capteur LVDT mesurant l'évolution de la flèche (Fig. 2.6 et 2.8). En supposant une dilatation thermique de l'équipement de  $1,1 \cdot 10^{-5}/^{\circ}C$  et un taux de gonflement du bois de  $0,2\%/%$ , la limite supérieure des variations journalières de  $20^{\circ}C$  pour  $T$  et de  $1\%$  pour  $HI$ , sur la demi-hauteur de  $90mm$ , la dilatation thermique réversible s'élèverait à  $20\mu m$  et celle due à l'humidité à  $0,2mm$ , correspondant à des contributions respectives sur  $\Delta_r$  allant de  $0,001$  à  $0,02$ , ce qui peut être raisonnablement négligé dans cette étude. Comme on le verra plus loin, les variations de température et de la teneur en humidité ont, indirectement, un impact significatif sur la flèche due au comportement en flexion et à la géométrie de la fissure.

La phase expérimentale des essais différés, en ambiance non-contrôlée, s'est déroulée durant la période allant de Juin 2016 à Août 2018. Compte tenu du nombre limite que peut supporter un bâti (3 poutres maximum), 4 chargements ont été effectués à des périodes distinctes (4 PE de Douglas et 5 PE de Sapin). Les Fig. 2.19 et 2.20 présentent les évolutions globales des résultats obtenus sur les poutres  $D6$ ,  $S12$ ,  $D1$  et  $S6$ .

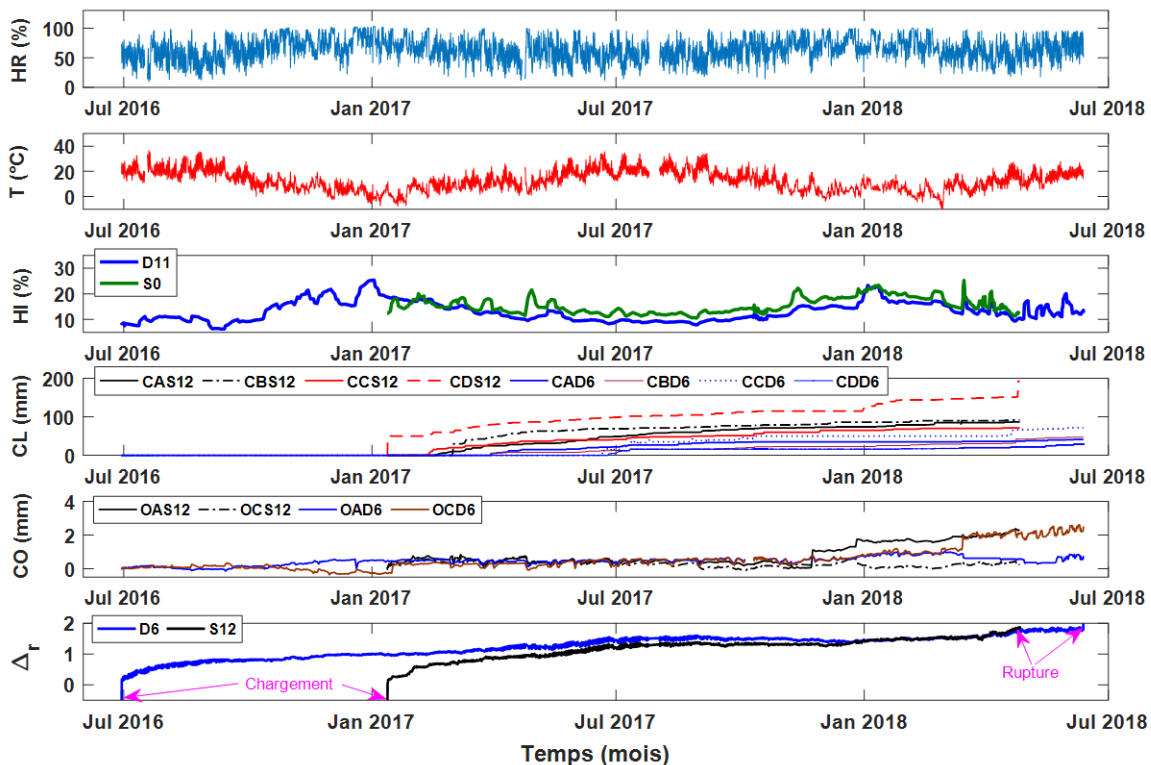


FIGURE 2.19 – Évolutions des paramètres mesurés sur les PE  $D6$  et  $S12$  : HR : humidité relative ;  $T$  : température ; HI : humidité interne (des poutres témoins) ; CL : longueur de la fissure ; CO : ouverture de la fissure ;  $\Delta_r$  : flèche relative tirée de Eq. 2.7.

Le comportement de ces poutres est typique de l'ensemble des PE testées. En effet, on

observe lors des périodes sèches (été 2017 et été 2018) des initiations et des propagations de fissures sur la quasi-totalité des coins entaillés des deux poutres (Fig. 2.19, Cf. courbes *CL* et *CO*). Notez que pour les grandeurs *CL* et *CO* seules les positions ayant atteint des valeurs non nulles, avant la fin du test, sont affichées. De manière générale un séchage est suivi, dans la plupart des cas, d’une initiation et d’une propagation de fissure (Fig. 2.20). Toutes les périodes pour lesquelles les valeurs de *HI* sont supérieures à 20% correspondaient à de fortes humidifications (pluies) qui perturbaient la mesure, aussi les courbes sont tronquées au delà de cette valeur. Quelques unes de ces périodes sont indiquées par les ellipses roses sur la Fig. 2.20.

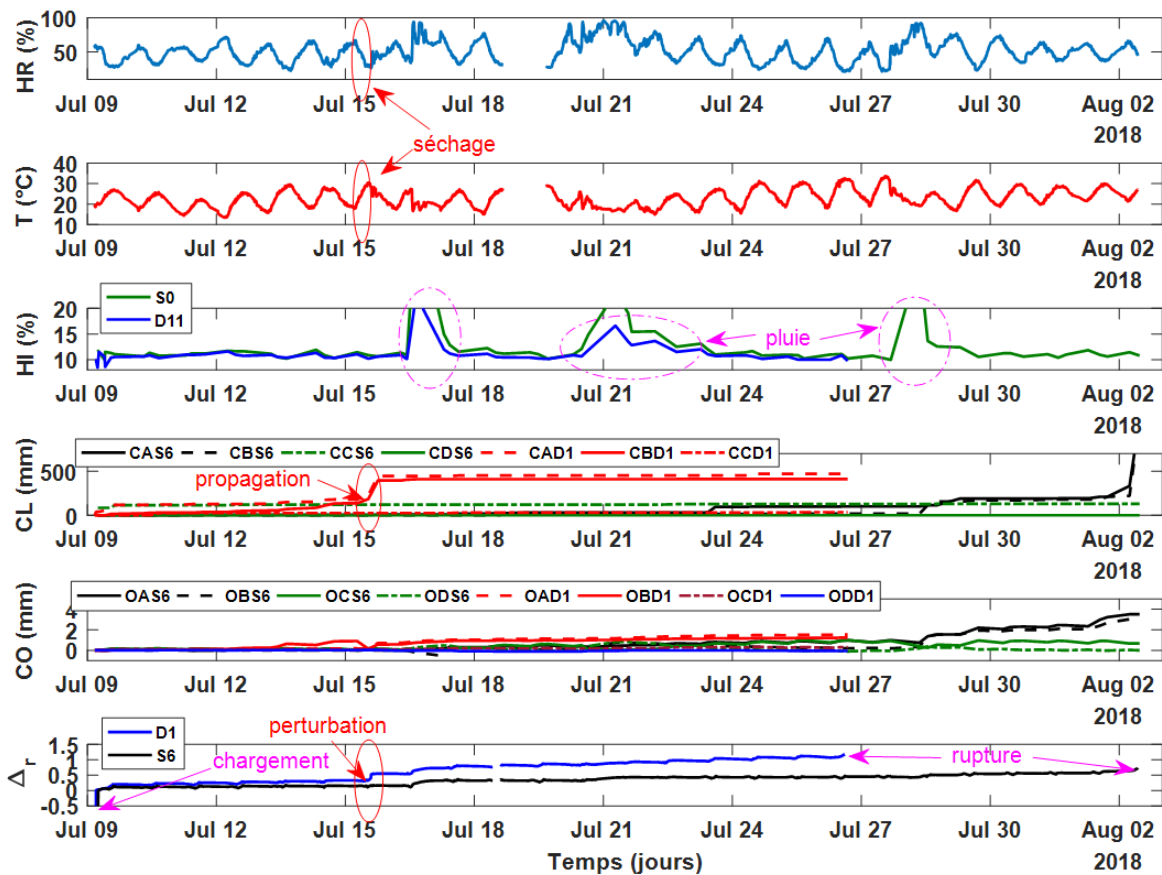


FIGURE 2.20 – Évolutions des paramètres mesurés sur les PE *D1* et *S6*. Pour la codification des paramètres de fissures *CL* et *CO*, voir §2.1.3.2.

### Étude détaillée

Afin de rendre compte de l’impact du couplage entre paramètres climatiques, fissurations et intensité du chargement sur les déformations observées des PE jusqu’à leur rupture, nous nous proposons de l’étudier au cas par cas.

- Impact des paramètres climatiques sur  $\Delta_r$

La Fig. 2.21 présente l'évolution des paramètres climatiques ( $HR$  et  $T$ ) et de l'humidité interne ( $HI$ ) des poutres témoins ( $D11$  et  $S0$ ), durant toute la campagne expérimentale. Les différentes périodes de chargement sont indiquées sur cette figure. On observe une symétrie entre l'évolution de  $HR$  et de  $T$  durant toute la campagne expérimentale. Par contre il existe une corrélation positive entre l'évolution de  $HR$  et de  $HI$ .

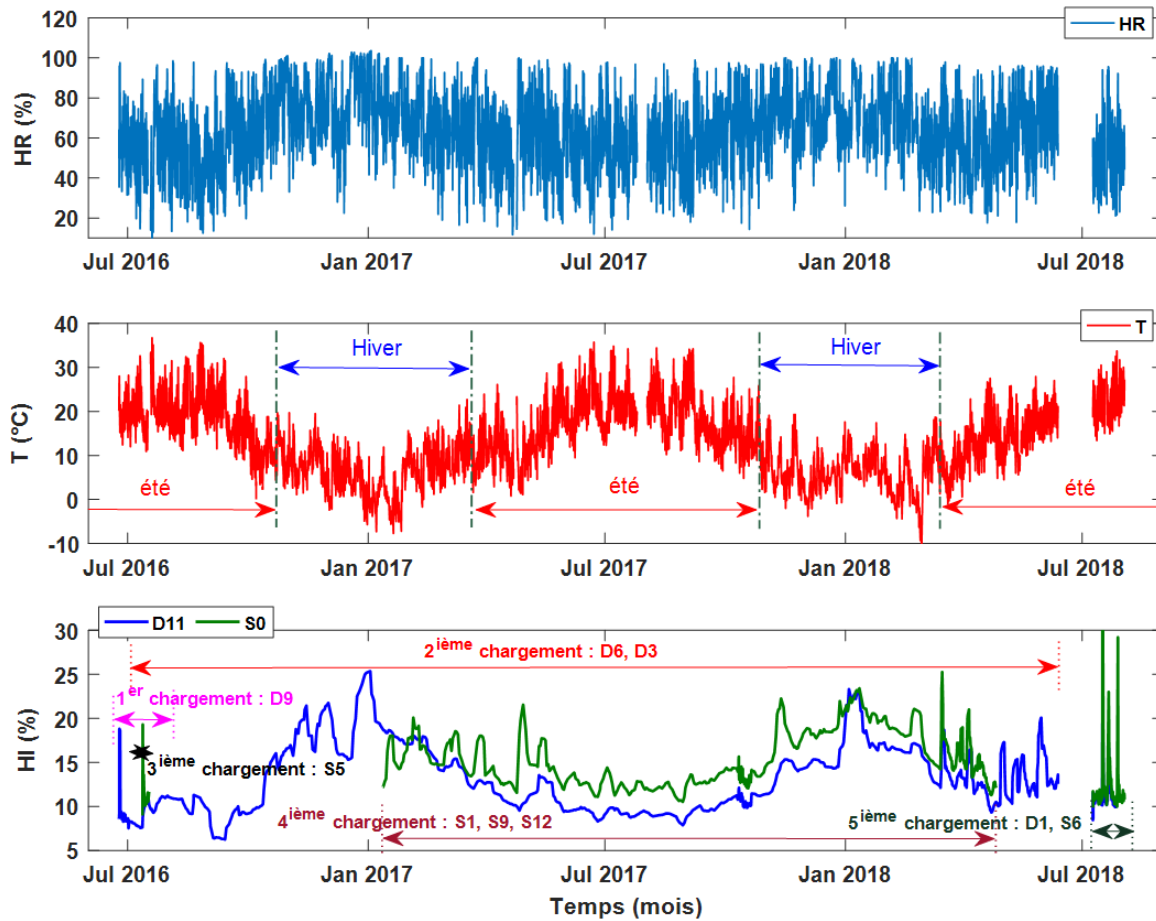


FIGURE 2.21 – Évolutions des paramètres climatiques  $HR$ ,  $T$  et de l'humidité interne  $HI$  des poutres témoins  $D11$  et  $S0$ .

Les Fig. 2.22 et 2.23 montrent les zooms réalisés sur 14 jours (01-14/09/ 2016) de l'évolution de  $\Delta_r$  de  $D6$  en fonction de  $HR$  et de  $T$ , respectivement.  $HR$  ayant un lien direct avec  $HI$ , et compte tenu du nombre de données disponibles, nous allons considérer  $HR$  comme variable d'ajustement, pour mettre en évidence l'impact des variations de l'humidité interne des PE sur son comportement.

On observe une augmentation de la flèche relative durant les cycles d'humidification (Fig. 2.22) et un retour de la flèche relative à sa position initiale durant les phases de séchage

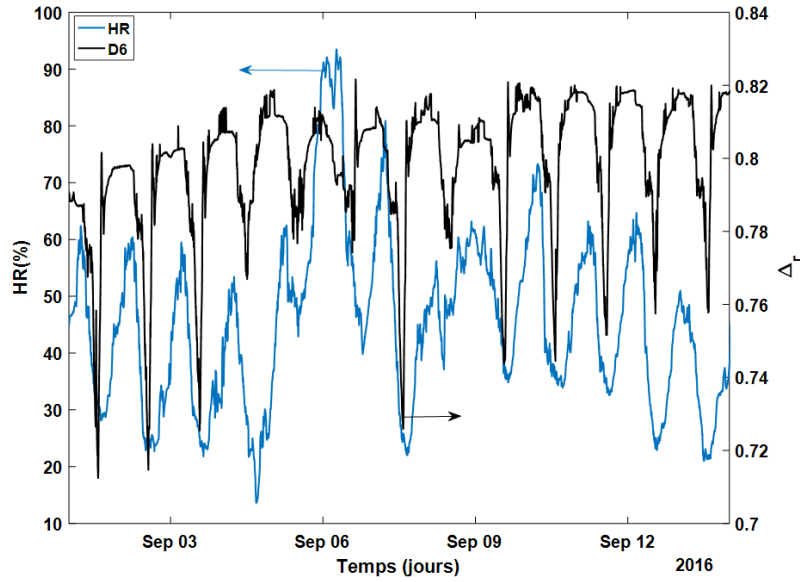


FIGURE 2.22 – Zoom sur 14 jours de l'évolution de  $\Delta_r$  de D6, en fonction de HR.

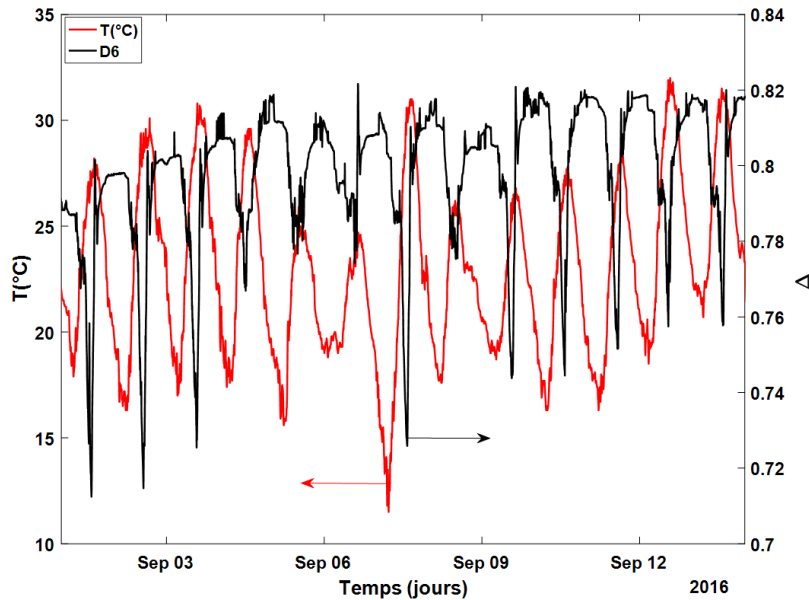


FIGURE 2.23 – Zoom sur 14 jours de l'évolution de  $\Delta_r$  de D6, en fonction de T.

(Fig. 2.23). Ces réponses quasi cycliques peuvent s'expliquer par les contributions combinées de plusieurs effets hygrothermiques, qui affectent de manière réversible la flèche mesurée. La légère perturbation due à la dilatation de la PE, à mi-épaisseur, a déjà été discutée au §2.2.3.1. Les effets principaux sont l'influence positive de l'humidité interne sur l'inertie de la section de la PE, donnée par le terme  $eH^3$  apparaissant dans l'Eq. 2.5 et son influence négative sur le module de Young longitudinal  $E_U$ . Éventuellement, le dernier effet domine le premier de



sorte qu'une humidification entraîne une augmentation et un séchage une diminution de la flèche relative.

- **Relations entre les paramètres climatiques ( $HR$ ,  $T$  et  $HI$ ) et les paramètres de fissuration ( $CL$  et  $CO$ )**

La Fig. 2.24 montre le type d'ouverture de fissure mesurée sur les PE durant la campagne expérimentale. La Fig. 2.25 montre l'évolution des ouvertures de fissure relevées en fonction des paramètres climatiques ( $T$ ,  $HR$  et  $HI$ ).

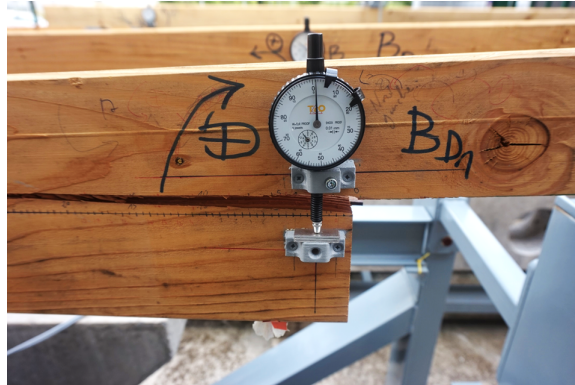


FIGURE 2.24 – Type d'ouverture de fissure observée et mesurée (OBD1).

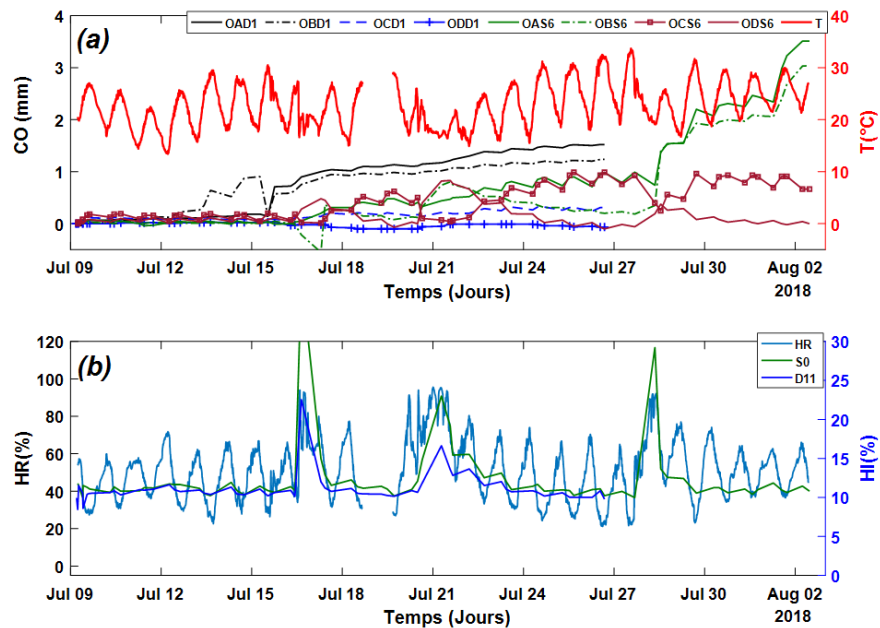


FIGURE 2.25 – Evolution des ouvertures de fissure en fonction des paramètres climatiques.

La Fig. 2.26 présente le type de propagation de fissure rencontrée sur une PE en essai avant son effondrement. La Fig. 2.27 montre l'évolution des fissures apparues au coins des PE  $D1$  et  $S6$  en fonction des paramètres climatiques.

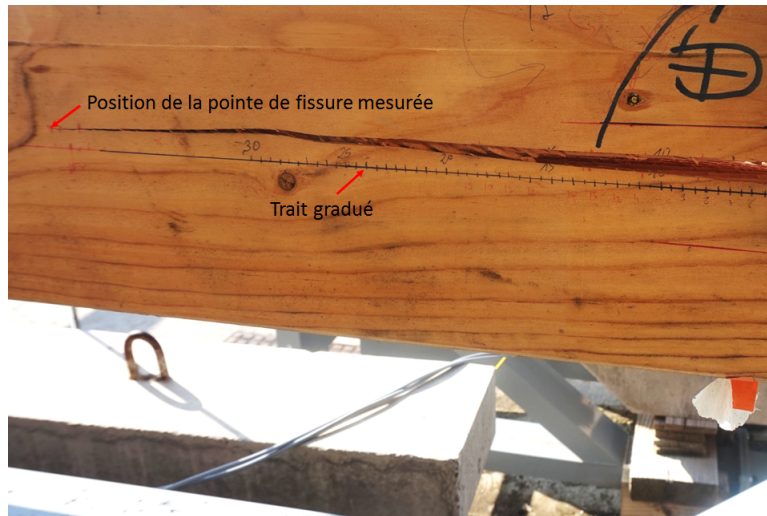


FIGURE 2.26 – Type de fissure observée (CD1B).

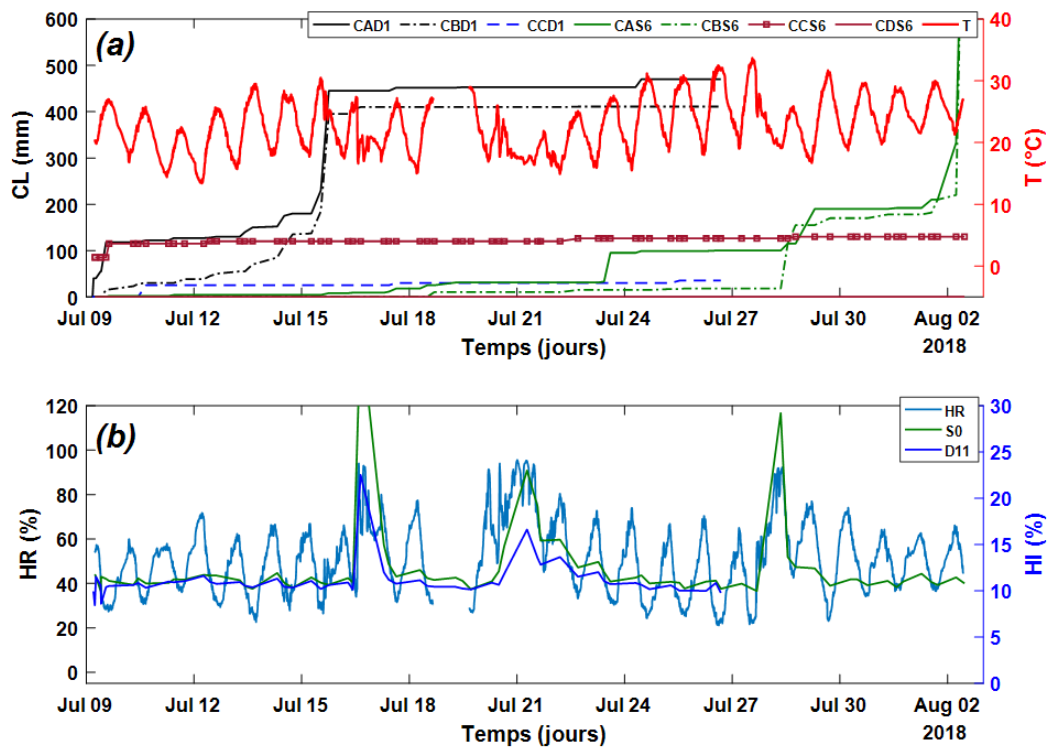


FIGURE 2.27 – Évolutions des points de fissures en fonction des paramètres climatiques .

La Fig. 2.25a montre que les fissures s’ouvrent lors d’une élévation de température (correspondant à un séchage), alors que lors d’une augmentation de l’humidité (HR ou HI) on a une fermeture des fissures (phase d’humidification). Même constat pour la propagation de la fissure (Fig. 2.27), on observe un effet positif de  $T$  sur la propagation de la pointe de la fissure (Fig. 2.27a), qui se produit majoritairement pendant ces phases d’élévation de  $T$ ,

mais aucun impact de  $HI$  sur  $CL$ . Ces résultats pourraient s'expliquer par le comportement hygroscopique du bois. En effet, le bois augmente de volume lors de la phase d'humification (comportement adoucissant) provoquant la fermeture de sa fissure et se rétrécit pendant le processus de séchage (comportement rigidifiant) provoquant son ouverture, son initiation et sa propagation.

Il est important de noter que la valeur de  $CO$  inclut une certaine expansion du bois entre les pattes de fixation de la course du comparateur (Fig. 2.24), ce qui explique les valeurs négatives observées sur la Fig. 2.25a. Cela explique aussi, par exemple, pourquoi sur les Fig. 2.25a et 2.20, pour la PE  $S6$ , les valeurs positives de  $CO$  sont rapidement atteintes sur les cotés  $OBS6$  et  $ODS6$ . Ces valeurs sont atteintes lorsque la valeur moyenne de  $HI$  augmente de 10 – 11% à environ 13 – 14% sans apparition de fissures au début ( $CBS6 = 0$  jusqu'au 17 juillet environs et  $CDS6 = 0$  toute la durée de l'essai, Fig. 2.26a). Entre le 17 juillet et le 19 juillet (Fig. 2.25a et 2.25b), lorsque la PE  $S6$  a été soumise à un séchage important, le retrait a été compensé par l'ouverture réelle de la fissure, donnant une valeur apparemment constante de  $CO$ , jusqu'à ce que la PE  $S6$  se soit finalement effondrée.

La Fig. 2.28 montre la trajectoire issue du couplage entre  $CL$  et  $CO$ , mesurée sur un même coté de la PE. La grandeur  $D_{ij}$  (ou  $S_{ij}$ ) représente le couplage de la longueur de fissure et de l'ouverture de la fissure de la poutre  $D_i$  ( $S_i$ ) apparues du côté de la face  $j$  de la PE.

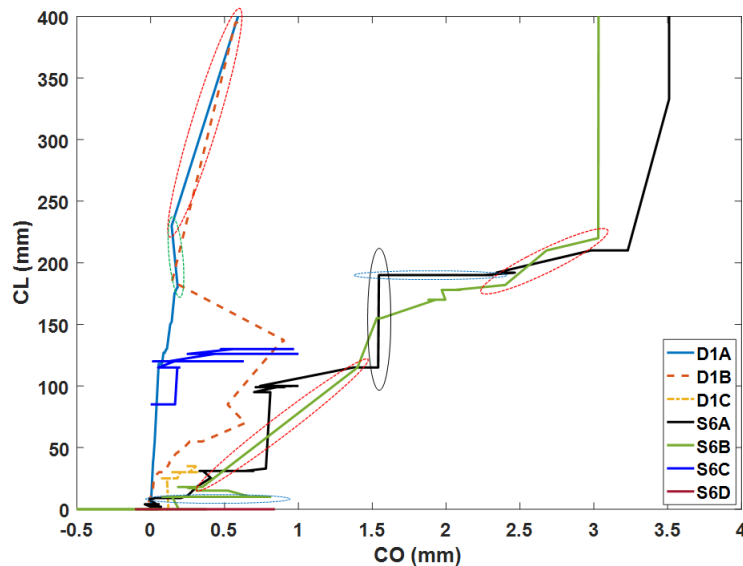


FIGURE 2.28 – Trajectoires des propagations des fissures mesurées en fonction de leurs ouvertures.

La trajectoire typique de l'évolution de la fissure en fonction de son ouverture, présentée sur la Fig. 2.29, permet de mieux comprendre, grâce aux légendes insérées, les évolutions des courbes présentées à la Fig. 2.28. La progression de  $CL$  est monotone, alors que celle de

CO se fait dans les deux sens, de sorte que l'axe vertical donne également une indication de la chronologie du test. Dans tous les cas, l'évolution des courbes commencent à l'origine, sauf pour la PE S6, pour laquelle une fissure de séchage était visible sur sa face C avant le chargement.

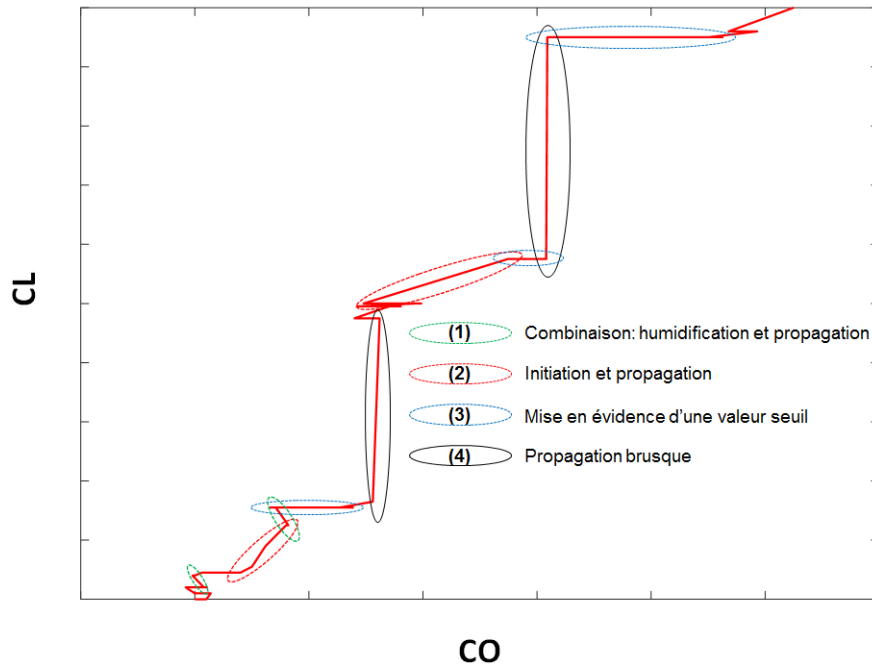


FIGURE 2.29 – Trajectoire typique du couplage CL (position de la pointe de fissure) et CO (ouverture).

Les segments horizontaux, de droite à gauche, correspondent à des fermetures de fissures ; ils sont parfois associés à une légère augmentation de CL. Les segments horizontaux, de gauche à droite, suivis des segments inclinés, indiquent que la propagation de la fissure (augmentation de CL) est précédée d'une ouverture de la fissure sans propagation. Une telle observation suggère une valeur seuil (ou critique), atteinte avant la propagation de la fissure. En effet, les résultats obtenus sur les Fig. 2.25 et 2.27 indiquent que l'initiation ou la propagation de la fissure se produit pendant les périodes de réchauffement, caractérisées par une augmentation de T. Sur la base de ces observations, nous pouvons supposer qu'elle a généralement lieu pendant le processus de séchage et que son apparition est conditionnée par l'atteinte d'une ouverture critique. Trois situations principales de fissuration peuvent être observées : l'initiation et la propagation de la fissure, pendant le séchage, déterminées par un seuil d'ouverture de fissure ( voir (2) Fig. 2.29) ; fermeture et blocage des fissures pendant l'humidification ((3) Fig. 2.29) ; propagation des fissures, pendant l'humidification, probablement en raison du couplage avec une contrainte mécanique supplémentaire telle qu'un vent fort ((1) Fig. 2.29). Le risque de rupture des matériaux étant lié à l'initiation et

à la propagation de la fissure, il convient de prendre en compte son impact sur le fluage de la PE.

- **Impact de la propagation des fissures sur  $\Delta_r$**

Les résultats issus de la Fig. 2.22 montrent que la flèche relative ( $\Delta_r$ ) augmente durant les phases d'humidification, tandis que ceux des Figs. 2.25 et 2.27 suggèrent que la fissure se propage pendant les phases de séchage. Afin d'analyser la relation qui existe entre les deux phénomènes (propagation de fissure et évolution de la flèche), la Fig. 2.30 combine pour chaque PE, la propagation de la fissure (CL) jusqu'à sa rupture totale à l'évolution de sa flèche relative ( $\Delta_r$ ). Les tirets en ellipses roses sur la Fig. 2.30 soulignent les impacts marqués des propagations des fissures sur la flèche.

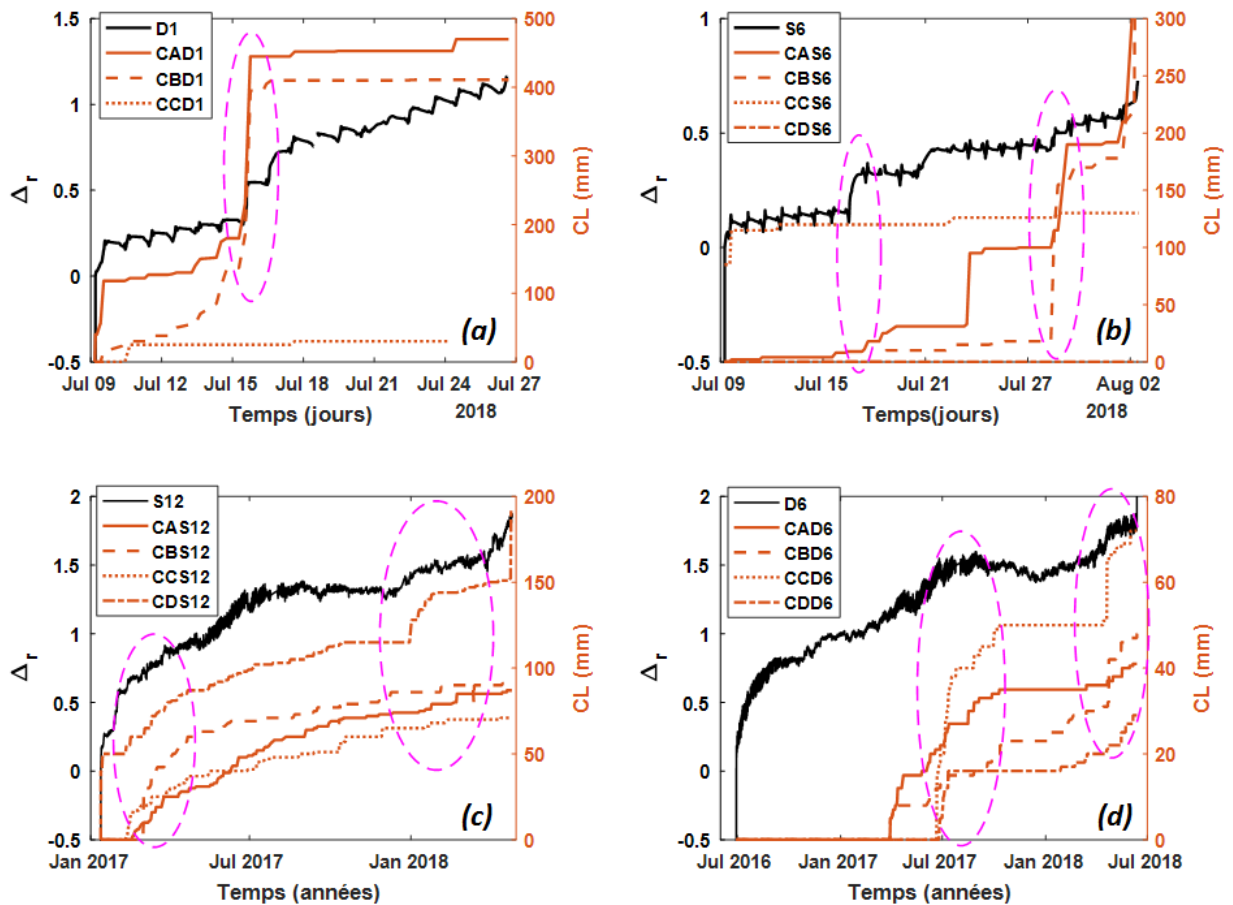


FIGURE 2.30 – Relation entre l'évolution de la flèche relative ( $\Delta_r$ ) et de la longueur de la fissure (CL) des poutres *D1* (a), *S6* (b), *S12* (c) et *D6* (d).

Sur les Figs. 2.30c et 2.30d, par exemple, les propagations de CDS12 (Mars-Avril 2017 et Février-Mars 2018) et CCD6 (Juillet-Août 2017 et Mai-Juin 2018) sont immédiatement suivies d'une augmentation, respectivement des flèches de *S12* ( $\approx 13\%$  de  $\Delta_r$ ) et *D6* ( $\approx 18\%$

de  $\Delta_r$ ). Des observations similaires sont aussi faites pour les PE *D1* (Fig. 2.30a) et *S6* (Fig. 2.30b), à la différence que dans certains cas, comme les initiations de *CCS6* et *CAS6* au début du chargement de *S6* (Fig. 2.30b), la conséquence sur la flèche n'est pas immédiate, pourtant les fissures s'étalent sur environ 6 jours. Pour cette PE (*S6*), les impacts de la propagation des fissures sur sa flèche sont perceptibles à partir du 16-17 et du 28-29 juillet 2018, avec les propagations de *CAS6* et *CBS6* qui amplifient l'augmentation de la flèche ( $\approx 20\%$  et  $\approx 13\%$  de  $\Delta_r$ ). Dans le cas de *D1* (Fig. 2.30a), les fissures les plus dangereuses sont *CAD1* et *CBD1* car leur propagation, entre les dates du 14-16 juillet 2018, est suivie d'une perturbation et d'une augmentation de près de 38% de  $\Delta_r$  de *D1*.

L'ensemble de ces résultats suggèrent que la flèche n'augmente pas seulement pendant les processus d'humidification (comme présenté à la Fig. 2.22) mais également pendant le processus de séchage en raison de la propagation des fissures. Ces résultats mettent en évidence les effets couplés des changements climatiques et de la propagation des fissures sur la durée de vie des poutres de Douglas et de Sapin blanc.

## 2.3 Conclusion

L'étude expérimentale de l'impact des variations climatiques sur la réponse mécanique dans le temps des poutres entaillées de Douglas et de Sapin a été menée à l'échelle 1. Ces poutres présentaient toutes des caractéristiques communes bien distinctes, sur le plan morphologique tels que définit par la classe C24 de l'Eurocode (sur les nœuds, l'orientation des cernes, les pentes des fils,...). Les poutres ont été chargées, en flexion 4-points, en ambiance non contrôlée, dans des conditions non abritées. Les résultats expérimentaux obtenus montrent une large plage de durée de tenue (6 à 714 jours) et de flèche relative  $\Delta_r$  atteinte (0,36 à 2,42). Les charges appliquées correspondent à des charges beaucoup plus élevées que les états de services préconisés par l'Eurocode (supérieurs en moyenne à 50% de la charge maximale pour les PE de Douglas et 75% pour les PE de Sapin). La charge appliquée dans ce travail ne peut donc pas être considérée comme la même pour l'ensemble des poutres. La longueur de la fissure (CL) et son ouverture (CO) ont été mesurées quotidiennement jusqu'à la rupture de la poutre : le CO variait de 0 à 3 mm pour le Sapin et de 0 à 4 mm pour le Douglas ; CL variait de 0 à 1100 mm pour le Douglas et de 0 à 800 mm pour le Sapin. Ces résultats suggèrent une meilleure ténacité des espèces de Douglas par rapport au sapin blanc, résultats qui doivent, néanmoins, être relativisés (à cause de l'intensité du chargement qui n'est pas la même et la présence des singularités sur l'ensemble des poutres testées) et vérifiés sur une gamme d'échantillons un peu plus large.

L'histoire du chargement des poutres entaillées, utilisées dans ce travail, intègre les effets des variations climatiques dépendant de la date et du moment de leur chargement jusqu'à leur rupture. Les résultats obtenus confirment la nécessité de la prise en compte de l'impact des variations des paramètres climatiques sur la durabilité en structure des poutres en bois. En effet, ces résultats mettent en évidence les liens entre HR, HI, T, et la propagation des fissures sur la déformation (flèche) observée de la poutre. Au cours du processus d'humidification (augmentation de l'humidité relative et de l'humidité interne), l'adoucissement du bois favorise l'augmentation de sa flèche relative. Au cours du processus de séchage (augmentation de la température), 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.

Cette phase expérimentale nous a permis de constituer une base de données sur l'évolution de la flèche dans le temps, en fonction des cycles d'humidification et de séchage couplés aux processus de fissuration. Le chapitre suivant consistera, sur la base de ces résultats expérimentaux, de proposer un modèle analytique, tiré des hypothèses de RDM, décrivant le comportement de la flèche d'une poutre et prenant en compte les effets des variations climatiques (HI) et du processus de fissuration du bois jusqu'à sa rupture.

# Chapitre 3

## Étude analytique (RDM) : Évaluation de l'évolution de la complaisance d'une PE en ambiance non contrôlée

Nous avons vu au chapitre 1 qu'il existe plusieurs modèles de calcul analytique capables de rendre compte du comportement mécanique d'un matériau en fonction des sollicitations et de l'essai réalisé. Pour des essais de fluage, par exemple, la modélisation du comportement mécanique du bois se base sur des modèles rhéologiques. Ces modèles présentent, le plus souvent, l'évolution des déformations observées sur le matériau en fonction des contraintes qui lui sont appliquées. Dans ce chapitre, nous proposons un modèle analytique simplifié, basé sur les hypothèses et les formalismes classiques de la résistance des matériaux (RDM), d'un essai de fluage en ambiance non contrôlée. L'approche présente, en fonction des variations de son humidité interne ( $w$ ) et d'un niveau de propagation ( $\alpha$ ), la complaisance ( $J_N$ ) d'une poutre entaillée (PE). La première partie présente les étapes de la construction du modèle. Elle se base sur la théorie des poutres mettant en exergue le calcul du module d'élasticité pour des poutres en flexion (non-entaillées et entaillées). La deuxième partie est consacrée à la validation du modèle, grâce notamment aux résultats expérimentaux obtenus au chapitre 2.

### 3.1 Modélisation analytique : Détermination du MOE d'une PNE et d'une PE

Dans cette partie, nous présentons les hypothèses sur lesquelles se basera notre modélisation. Une présentation détaillée de l'ensemble des étapes suivies pour proposer le MOE d'une



poutre entaillée en fonction d'un niveau de propagation ( $\alpha$ ) est aussi effectuée.

### 3.1.1 Hypothèses générales

Notre approche mathématique se base sur la théorie des poutres, branche de la résistance des matériaux (RDM). L'étude s'appuiera donc essentiellement sur ses 5 hypothèses fondamentales :

- **La poutre en bois étudiée**

La poutre étudiée est considérée comme un milieu continu, homogène et orthotrope. Les variations d'états à l'intérieur de cette poutre, sont représentées par des fonctions continues de leurs positions.

- **La géométrie de la poutre étudiée**

La poutre étudiée, présente un plan de symétrie, une surface plane ( $S = eH$ ) engendrant la poutre et perpendiculaire à une courbe  $C$  appelée ligne moyenne.

- **Petites perturbations**

Les déplacements observés sur la poutre, durant les phases de sollicitation mécanique, resteront faibles devant les dimensions de la poutre étudiée et les déformations seront petites ( $<1\%$ ).

- **Principe de St venant**

L'état de sollicitation dans une région suffisamment éloignée des points d'application des charges extérieures appliquées à la poutre étudiée ne dépend que du torseur associé à ces charges.

- **Navier-Bernoulli**

Toutes les sections planes de la poutre étudiée, normales à la ligne moyenne, avant le chargement, demeurent planes et normales à la ligne moyenne  $C$  de la poutre, après chargement.

Les Figs. 3.1 et 3.2 présentent, respectivement, le dispositif expérimental d'une PNE en flexion 4-points et d'une PE en flexion 4-points, réalisé dans cette étude. Les essais de fluage sont réalisés sur des poutres entaillées (PE) tel que présenté sur la Fig. 3.2. Comme pour les poutres non-entaillées, le dimensionnement de ce type de poutre entaillée sera réalisé à l'aide de la théorie des poutres.

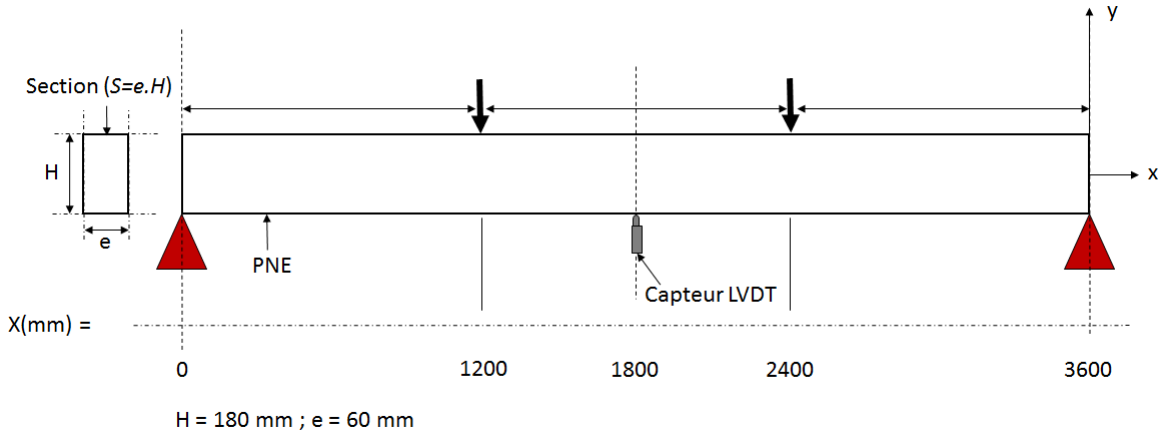


FIGURE 3.1 – Géométrie et dispositif d'un essai de flexion 4-points d'une PNE.

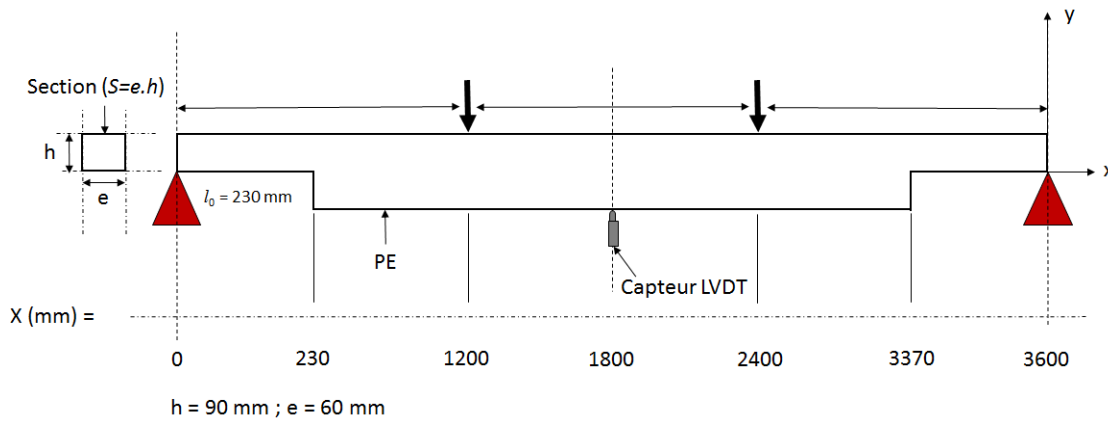


FIGURE 3.2 – Géométrie et dispositif d'un essai de fluage en flexion 4-points d'une PE.

### 3.1.2 Détermination du MOE : Cisaillement négligé

#### Expression du module d'élasticité centrale de la PNE ( $E_C$ )

En partant des dispositifs expérimentaux des essais de flexion 4-points présentés par les Figs. 3.1 et 3.2 et d'après la théorie des poutres on sait que la valeur de l'effort tranchant  $V_z$  (la dérivée du moment fléchissant par rapport à la position  $x$  du point considéré) se met sous la forme :

$$\frac{dM_z}{dx} = -V_z \quad (3.1)$$

Les diagrammes des efforts tranchants (Fig. 3.3a) et des moments fléchissants (Fig. 3.3b) suivant  $x$ , pour ce type de dispositif, peuvent alors être représentés tels que présentés sur la Fig. 3.3.

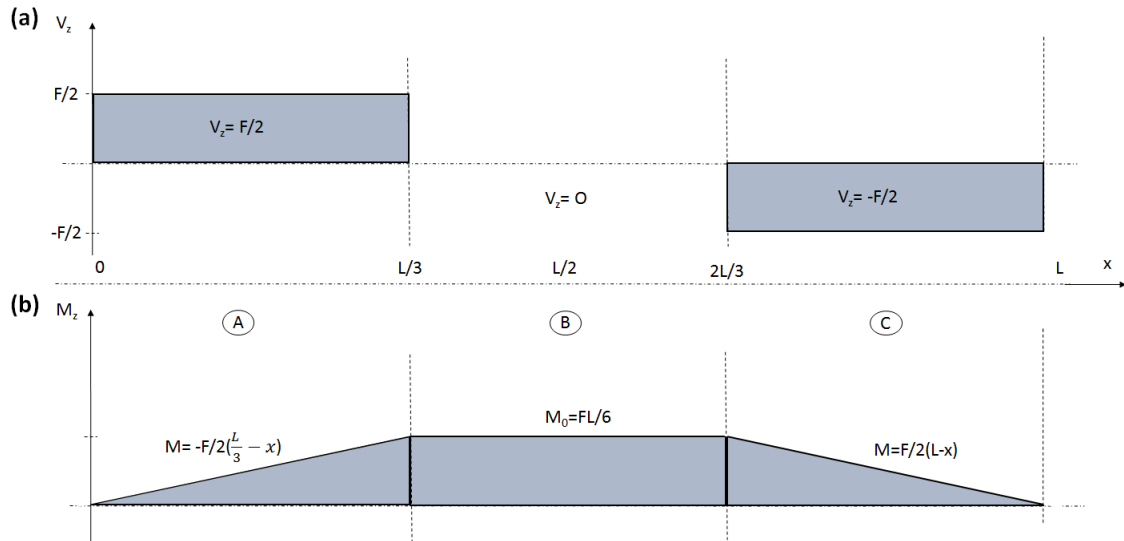


FIGURE 3.3 – Diagramme des efforts tranchants (a) et des moments fléchissants (b) s'exprimant suivant toute la longueur de la poutre.

Nous avons présenté, au chapitre précédent, deux évaluations du MOE pour les PNE en flexion 4 points : le MOE central ( $E_C$ ) et le MOE global ( $E_U$ ). Considérons la partie centrale (zone entre les appuis des forces supérieures en flexion pure) de de la PNE en flexion 4-points (Fig. 3.1).

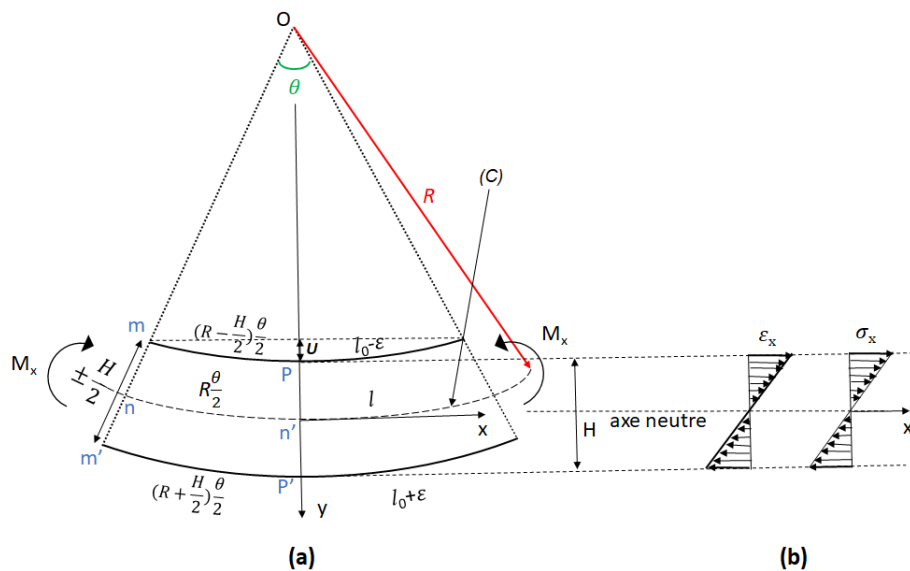


FIGURE 3.4 – (a) Zone centrale d'une PNE en flexion pure. (b) Distribution des déformation ( $\epsilon_x$ ) et des contraintes ( $\sigma_x$ ) à l'intérieur de la poutre.

Lors d'un essai de flexion, cette zone sollicitée peut être représentée, en tenant compte de l'hypothèse de Navier-Bernoulli (Car dans cette zone  $V_z = 0$ ), comme illustré par la Fig. 3.4.

Soit  $R$  le rayon de courbure de la ligne moyenne ( $C$ ), en considérant la partie convexe (en tension) de la partie centrale de la poutre (Fig. 3.1 et 3.4), la symétrie du système et les relations de similitudes des triangles, on a  $l_0 = R\theta$  et  $l_0(1 + \varepsilon) = (R + \frac{H}{2})\theta$ , on obtient :

$$\varepsilon = \frac{H}{2R} \quad (3.2)$$

La flèche centrale  $U = R(1 - \cos(\theta/2))$ , en faisant un développement limité de  $\cos(\theta/2)$  en 0, d'ordre 2, la flèche vaut :

$$U \simeq \frac{l^2}{8R} \quad (3.3)$$

En reliant les Eqs. 3.2 et 3.3 la flèche  $U$  devient :

$$U \simeq \frac{l^2}{4H} \cdot \varepsilon \quad (3.4)$$

D'après Timoshenko [74, 75], la courbure varie directement avec le moment fléchissant et inversement par rapport à  $EI$ , on obtient alors l'équation suivante :

$$\sigma_x = \frac{M_z}{I_z} \cdot y \quad (3.5)$$

Où  $I_z = (eH^3)/12$  est le moment d'inertie de la poutre par rapport à l'axe neutre  $z$ ,  $M_z = (aF)/2$  le moment des efforts extérieurs agissant sur la poutre,  $a$  le bras de levier de la poutre en flexion 4-point.

Pour une section rectangulaire, le centre de gravité se trouve sur l'axe neutre (dans notre cas au milieu de la hauteur). Les contraintes maximales de traction et de compression, de la zone centrale, prennent naissance en  $y = \pm H/2$  [74, 75], l'Eq. 3.5 devient alors :

$$E = \frac{3a}{eH^2} \cdot \frac{F}{\varepsilon} \quad (3.6)$$

En remplaçant l'expression de  $\varepsilon$  (de l'Eq. 3.4) dans l'Eq. 3.6, l'expression du module d'élasticité de la zone centrale de la poutre prend la forme générale suivante :

$$E = \frac{3}{4} \cdot \frac{al^2}{eH^3} \cdot \left( \frac{\Delta F}{\Delta U} \right) \quad (3.7)$$

Dans le cas spécifique de notre étude expérimentale présentée au chapitre 2 (voir §2.1.3.1 et §2.2.1), le bras de levier  $a$  équivaut à  $v$  et la distance entre les efforts  $l$  équivaut à  $\chi$ , l'expression des variations de  $U$  lié au module d'élasticité central  $E_C$  est alors donnée par

l'équation :

$$\Delta U = \frac{3}{4} \times \left( \frac{v\chi^2}{eH^3 E_C} \right) \times \Delta F \quad (3.8)$$

$E_C$  est le module local d'élasticité de la zone centrale d'une poutre en flexion statique 4-points (Figs. 2.3 et 3.1). Sa valeur est déterminée grâce à la pente du graphe force/déplacement obtenue. Il est à noter que cette expression est spécifique à la géométrie de la poutre qui présente une section rectangulaire et dont la pente  $\Delta U$  est donnée par  $\Delta U = (U' + U'')/2 - U$  (voir le chapitre 2, Figs. 2.3 pour le dispositif expérimental et les définitions des grandeurs  $U'$  et  $U''$ ).

### Expressions des modules d'élasticité globaux d'une PE ( $E_N$ ) et d'une PNE ( $E_U$ )

Nous avons montré, au chapitre précédent, que notre étude expérimentale prenait en compte deux types de configurations géométriques. Les poutres entaillée (PE), utilisées pour les essais de fluage et les poutres non-entaillées (PNE) utilisées pour les essais de caractérisation (essais statiques de flexion 4-points) de l'ensemble des poutres. Pour déterminer les expressions analytiques du MOE pour ces deux types de configurations géométriques, nous allons partir du cas général où la poutre est entaillée d'une longueur initiale  $l_0$ . La Fig. 3.5 représente le type de dispositif expérimental réalisé et la géométrie de la PE utilisée.

Par raison de symétrie on considère la demi poutre entaillée et on pose, dans ce cas, que les réactions sont égales à  $F/2$ , on admet alors le schéma suivant pour une PE en flexion 4-points (Fig. 3.5a) et son diagramme des moments fléchissants (Fig. 3.5b). En tenant compte de l'étude spécifique réalisée au chapitre 2, nous supposons, dans cette partie, que le poids propre de la poutre est négligé. Nous avons supposé en §3.1.2.1 que l'effet de l'effort tranchant était négligé (pour les besoins de la cause, nous supposons cette hypothèse vraie, dans cette partie), on admet alors que la courbure  $y$  (ou flèche), engendrée par le rayon  $R$ , ne dépend que de la valeur du moment fléchissant  $M$ . Sur le tronçon (A), le moment fléchissant est maximal et égal à  $M_0$  ( $M_0 = FL/6$ ). Sur les tronçons (B) et (C), en faisant un changement de variable sur  $x$ , en posant  $u = 2x/L$ , le moment fléchissant prend la valeur  $M(u) = (3/2)M_0(1 - u)$ .

Afin de déterminer le MOE d'une PE nous allons partir de l'équation différentielle de la flèche :

$$EI \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = M \quad (3.9)$$

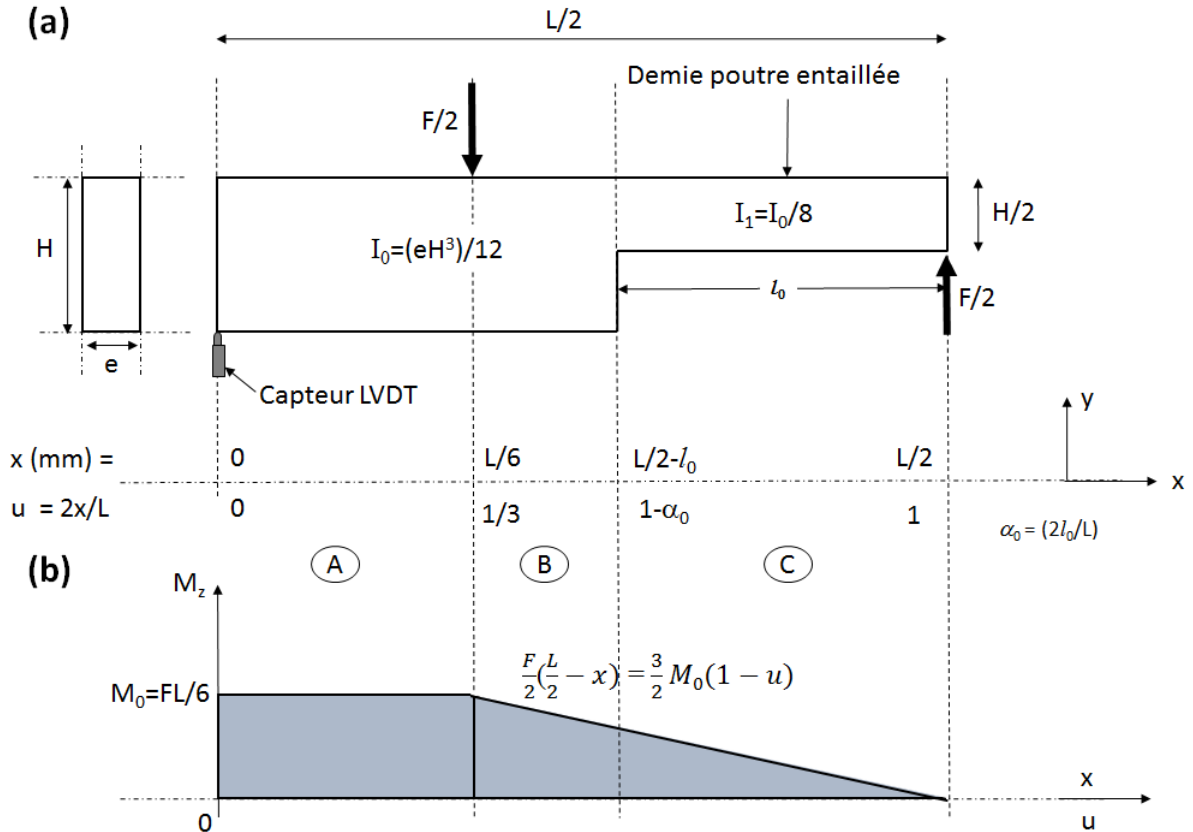


FIGURE 3.5 – (a) Demie poutre entaillée en flexion 4-points; (b) Diagramme des moments fléchissants de la demi PE.

Réduisons la complexité de résolution de l'équation (Eq. 3.9), en procédant à un changement de variable sur  $x$ , l'équation (Eq. 3.9), devient :

$$\frac{d^2y}{du^2} = \frac{ML^2}{4EI} \quad (3.10)$$

L'équation (Eq. 3.10) peut alors se mettre sous la forme suivante :

$$\frac{d^2Y}{du^2} = 1 \quad (3.11)$$

Où  $Y = y/K$  et  $K = (ML^2/4EI)$ , le système étudié peut être subdivisé en 3 tronçons différents **A**, **B** et **C**. A cause de la continuité de la poutre au point d'application de la force nous avons,  $\forall a$  ( $a$  un nœud quelconque du système),  $y'(a_-) = y'(a_+)$  et  $y(a_-) = y(a_+)$ . En  $u = 1$ , nous avons un appui simple  $y(1) = 0$  et en  $u = 0$  la symétrie implique  $y'(0) = 0$

Sur le tronçon **A** ( $0 \leq u \leq 1/3$ ) :

A partir des conditions aux limites. En partant de  $(d^2Y/du^2) = 1$ , on montre :

$$Y'_{(\mathbf{A})} = u \text{ et } Y_{(\mathbf{A})} = \frac{u^2}{2} + Y(0) \quad (3.12)$$

Où  $Y(0)$  est la flèche centrale. Sur le tronçon **B** ( $1/3 \leq u \leq 1 - \alpha$ ) nous avons :

En  $u = 1/3$  partant de  $(d^2Y/du^2) = (3/2) \cdot (1 - u)$ ,  $Y$  devient alors :

$$\begin{cases} Y'_{(\mathbf{B})}(\frac{1}{3}) = \frac{1}{12}(-9u^2 + 18u - 1) \\ Y_{(\mathbf{B})}(\frac{1}{3}) = \frac{1}{108}(-27u^3 + 81u^2 - 9u + 1) + Y(0) \end{cases} \quad (3.13)$$

au nœud  $u = 1 - \alpha$ , on montre que  $Y$  se met sous la forme :

$$Y'_{(\mathbf{B})}(1 - \alpha) = -\frac{3\alpha^2}{4} + \frac{2}{3} \text{ et } Y_{(\mathbf{B})}(1 - \alpha) = \frac{\alpha^3}{4} - \frac{2\alpha}{3} + \frac{23}{54} + Y(0) \quad (3.14)$$

Sur le tronçon **C** ( $1 - \alpha_0 \leq u \leq 1$ ) :

On a  $I = I_1 = (1/8)I_0$ , sur ce tronçon nous avons  $(d^2Y/du^2) = 12 - 12u$ , en  $u = 1 - \alpha$ , on obtient :

$$Y'_{(\mathbf{C})}(1 - \alpha) = -2u^3 + 6u^2 + (\frac{21\alpha^2}{4} - \frac{16}{3})u \quad (3.15)$$

et

$$Y_{(\mathbf{C})}(1 - \alpha) = -2u^3 + 6u^2 + (\frac{21\alpha^2}{4} - \frac{16}{3})u + \frac{7\alpha^2}{2} - \frac{21\alpha^2}{4} + \frac{95}{54} + Y(0) \quad (3.16)$$

au nœud  $u = 1$ , on montre que l'expression de  $Y$  est :

$$Y'_{(\mathbf{C})}(1) = \frac{21\alpha^2}{4} + \frac{2}{3} \quad (3.17)$$

et

$$Y_{(\mathbf{C})}(1) = \frac{7\alpha^3}{2} + \frac{23}{54} + Y(0) \quad (3.18)$$

Par conséquent, en remplaçant  $Y_{(\mathbf{C})}(1)$  dans l'équation (Eq. 3.11), la solutions de  $y$  se met sous la forme :

$$y = \frac{ML^2}{4EI} \cdot [\frac{7\alpha^3}{2} + \frac{23}{54} + y(0)] \quad (3.19)$$

Sachant que  $y(1) = 0$ , l'expression générale de la flèche de la poutre entaillée au nœud  $u = 0$ , compte tenu des expressions de  $I$  et  $M$  est :

$$y(0) = -(\frac{23}{36}) \times (\frac{aFL^2}{eEH^3}) \times (\frac{189\alpha^3}{23} + 1) \quad (3.20)$$

On peut alors définir l'expression de l'accroissement  $\Delta U$  en fonction du module d'élasticité d'une poutre entaillée  $E_N$ , pour un incrément de force  $\Delta F$  dans le cas de notre étude est :

$$\Delta U = \left(\frac{23}{36}\right) \times \left(\frac{aL^2}{E_N e H^3}\right) \times \left(\frac{189 \cdot \alpha^3}{23} + 1\right) \times \Delta F \quad (3.21)$$

Dans cette équation  $\alpha$  représente le niveau d'entaille. Dans le cas d'une fissure, nous l'assimilerons à une entaille plus longue. Pour une PNE le niveau de progression de la fissure est  $\alpha = 0$ , l'expression de l'accroissement de la flèche  $\Delta U$  en fonction du module d'élasticité d'une PNE ( $E_U$ ) se met alors sous la forme :

$$\Delta U = \left(\frac{23}{36}\right) \times \left(\frac{aL^2}{E_U e H^3}\right) \times \Delta F \quad (3.22)$$

Il est à noter que les MOE des PE et des PNE calculés précédemment, sont spécifiques à notre étude.

### 3.1.3 Détermination du MOE : prise en compte du Cisaillement

#### Cas d'une PNE ( $E_U$ )

Comme illustré en §3.1.2.2 et compte tenu des hypothèses de départ, considérons une poutre non entaillée telle que présentée par la Fig. 3.1. Dans cette partie nous allons considérer l'effet du cisaillement sur le module d'élasticité évalué précédemment. La Fig. 3.6 présente une demi PNE en essai de flexion (Fig. 3.6a) et son diagramme des efforts tranchants (Fig. 3.6b). L'hypothèse sur la non prise en compte de l'effet de l'effort tranchant de Bernouilli est abandonnée au bénéfice de l'approche de Timoshenko.

Sur la Fig. 3.6a, on observe un moment de couple  $aF/2$ , 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. En considérant que la contrainte est uniforme, la contrainte de cisaillement  $\tau$ , engendrée par l'effort  $F/2$  sur la zone (**B**) de la demi PNE, est définie par :

$$\tau = \frac{F}{2S'} \quad (3.23)$$

Pour une section rectangulaire,  $S' = 5S/6$  et  $S = eH$ , la contrainte de cisaillement  $\tau$  devient alors :

$$\tau = \frac{3F}{5eH} \quad (3.24)$$

Or  $\gamma = \tau/G$ , le déplacement  $\Delta U^V$  dû au cisaillement et à un accroissement de force  $\Delta F$



se met alors sous la forme :

$$\Delta U^V = \frac{3a}{5eHG} \cdot \Delta F \quad (3.25)$$

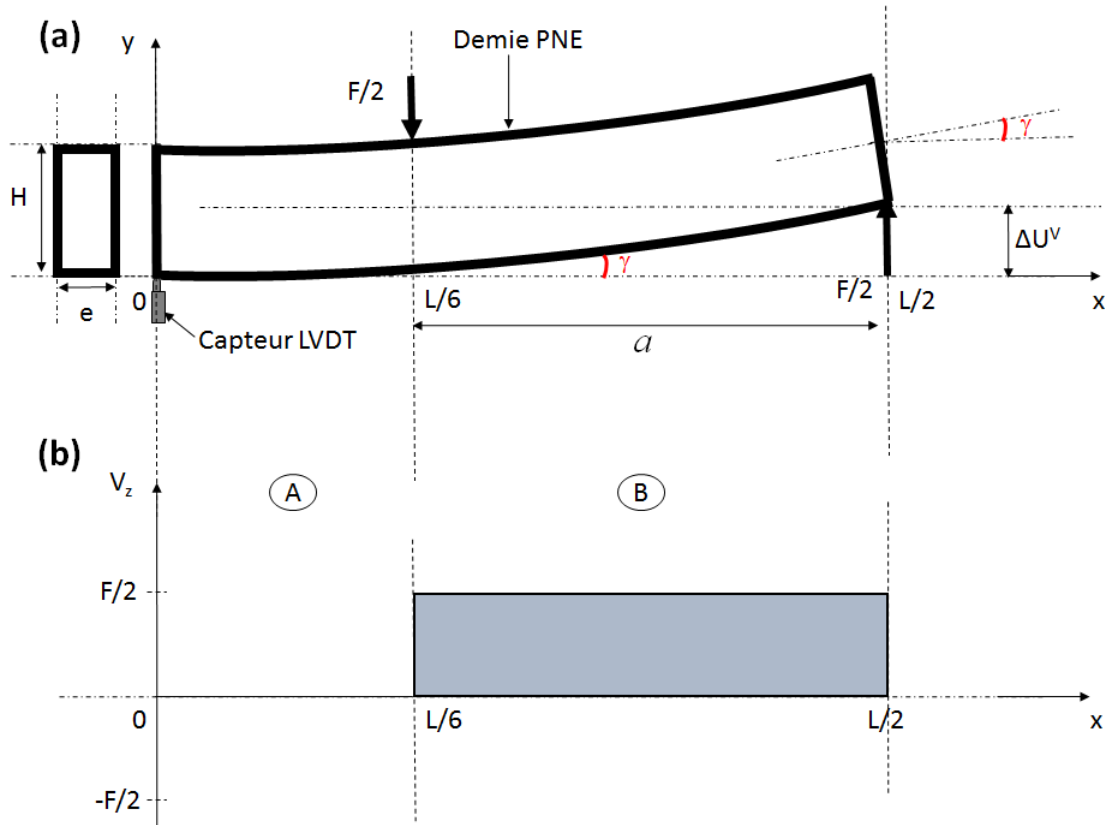


FIGURE 3.6 – (a) Demie PNE en flexion 4-points; (b) Diagramme des efforts tranchants de la demi PE.

Le déplacement total  $\Delta U^G$ , enregistré par le capteur est l'addition d'une flèche  $\Delta U^M$  induite par le moment et d'une flèche  $\Delta U^V$  induite par l'effet du cisaillement, soit  $\Delta U^G = \Delta U^M + \Delta U^V$ . On obtient alors l'expression corrigée de la flèche  $U$  en fonction du MOE d'une PNE en flexion 4-points, pour un accroissement de force  $\Delta F$  de la forme :

$$\Delta U^G = \frac{23}{36} \times \frac{aL^2}{E_V e H^3} \times \left[ 1 + \frac{108}{115} \cdot \left( \frac{H}{L} \right)^2 \cdot (k) \right] \times \Delta F \quad (3.26)$$

Avec  $k = E/G$ , le rapport du module longitudinal ( $E$ ) par rapport au module du cisaillement ( $G$ ) de la poutre en flexion 4-points. Nous avons montré au chapitre 2 que ce rapport était compris entre 12 et 20.

Cas d'une PE ( $E_N$ )

La Fig. 3.7 illustre le schéma d'une demi PE en flexion 4-points (Fig. 3.7a) ainsi que son diagramme des efforts tranchants (Fig. 3.7b).

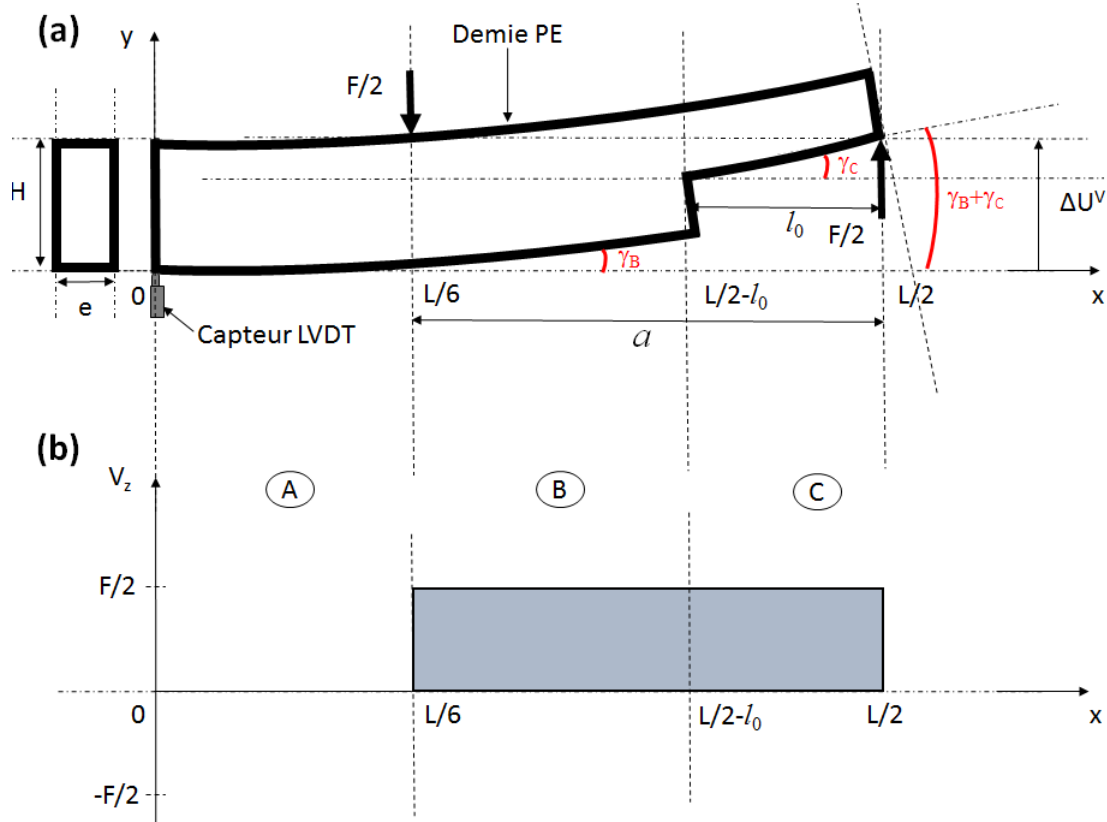


FIGURE 3.7 – (a) Demie PNE en flexion 4-points ; (b) Diagramme des efforts tranchants de la demi PE.

Comme présenté en §3.1.3.1, en partant des mêmes hypothèses, le moment de couple  $aF/2$  engendre un cisaillement simple entre les points d'application des efforts (zone B et C). En tenant compte de l'entaille de la demi poutre, la flèche induite par l'effet du cisaillement  $\Delta u^*$  se met sous la forme :

$$\Delta U^V = \gamma_B(a - l_0) + \gamma_C l_0 \quad (3.27)$$

Sachant  $\tau = \gamma G$  et en l'insérant dans l'équation (Eq. 3.27),  $\Delta U^V$  devient, pour un accroissement de force  $\Delta F$  :

$$\Delta U^V = \frac{L}{10eHG} \cdot (3\alpha + 2) \cdot \Delta F \quad (3.28)$$

nous avons montré que la flèche globale enregistrée se mettait sous la forme  $\Delta U^G =$

$\Delta U^M + \Delta U^V$ . En partant de cette expression on montre que l'expression de  $\Delta U^G$  en fonction du MOE d'une PE ( $E_N$ ) en flexion 4-points, prenant en compte l'effet du cisaillement, pour un accroissement de force  $\Delta F$  se met sous la forme :

$$\Delta U^G = \frac{23}{36} \times \left( \frac{aL^2}{E_N e H^3} \right) \times \left( 1 + \frac{189}{23} \cdot \alpha^3 \right) \times \left[ 1 + \frac{108}{115} \left( \frac{H}{L} \right)^2 \cdot (k) \cdot \frac{1 + (3/2)\alpha}{1 + (189/23)\alpha^3} \right] \times \Delta F \quad (3.29)$$

Avec  $k = E/G$  et  $\alpha$  le degré de progression de la fissure.

Dans cette partie, nous avons proposé, grâce à une approche analytique basée sur la théorie des poutres de Timoshenko, les expressions des MOE des PNE ( $E_U$ ) et PE ( $E_N$ ) en flexion statique 4-points. La prochaine étape consistera, en partant de ces expressions, de proposer pour cette configuration géométrique, l'évolution dans le temps de la complaisance ( $J_N$ ) des PE étudiées en ambiance extérieure.

## 3.2 Trajectoire du fluage d'une PE en ambiance non-contrôlée : validation du modèle analytique

Les expériences réalisées en ambiance non-contrôlée, dans cette étude, sont des tests de fluage effectués sur des PE tels que définis au chapitre 2. Ce type de test consiste à suivre l'évolution dans le temps des déformations des PE sous un chargement constant, à l'aide d'un capteur LVDT placé à mi-travée de la PE. Compte tenu du milieu d'étude, il semble primordial de prendre en compte l'effet des variations hydriques à l'intérieur de la PE et de ses dégradations structurelles sur son comportement mécanique. L'une des particularités de cette étude est de mettre en évidence l'impact du couplage entre comportement différé, variation hydrique, initiation et propagation des fissures sur l'évolution dans le temps de la flèche globale obtenue. Le modèle se base sur les résultats expérimentaux obtenus et sur le calcul analytique du MOE d'une PE réalisé précédemment.

### 3.2.1 Évaluation de la complaisance d'une PE ( $J_N(t)$ )

D'après les résultats analytiques obtenus précédemment, sur le calcul de la flèche  $U$  d'une PE, nous admettons que  $E_N$  peut se mettre sous la forme suivante, pour un essai de fluage :

$$E_N(\alpha) = A \times F_0 \times f(\alpha, k) \times \frac{1}{U} \quad (3.30)$$

Où :

$$A = \frac{23}{36} \cdot \frac{aL^2}{eH^3} \quad (3.31)$$

est une constante qui est fonction de la géométrie de la poutre étudiée et  $F_0$  la charge totale appliquée sur la PE.

$$f(\alpha, k) = \left(1 + \frac{189}{23} \cdot \alpha^3\right) \times \left[1 + \frac{108}{115} \left(\frac{H}{L}\right)^2 \cdot (k) \cdot \frac{1 + (3/2)\alpha}{1 + (189/23)\alpha^3}\right] \quad (3.32)$$

$f(\alpha, k)$  est le paramètre prenant en compte l'effet du cisaillement et la fissuration dans le temps de la PE (pour  $\Delta l = l - l_0 = 0$ , il n'y a pas de présence de fissures  $\alpha = \alpha_0$ , pour  $\Delta l > 0$ , il y a propagation de la fissure  $\alpha > \alpha_0$ ). Dans le cas d'une PE, se fissurant de façon rectiligne, à partir de l'entaille d'une longueur  $\Delta l$  nous allons l'assimiler à une poutre entaillée dont l'entaille a pris la valeur  $\alpha = \alpha_0 + 2 \times (\Delta l/L)$ . La fonction  $1/U$  rend compte de la réponse de la déformation observée sur le capteur LVDT durant toute la phase d'essai de la PE.

La complaisance est définie comme étant l'inverse du MOE, nous pouvons alors admettre d'après l'Eq. 3.30, son expression analytique se mettant sous la forme :

$$J_N(\alpha, t) = \frac{U(t)}{A \times F_0 \times f(\alpha, k)} \quad (3.33)$$

Où  $J_N(\alpha, t)$  représente la complaisance apparente d'une PE à un instant  $t$  pour une fissure apparue au droit de l'entaille.

### 3.2.2 Estimation et prise en compte des variations de l'humidité interne ( $w$ ) dans les PE

Nous avons montré (au chapitre 1) que les variations des conditions hydriques, dans le bois, influençaient énormément son comportement mécanique par l'intermédiaire de son humidité interne (HI, noté  $w$  dans cette partie). Les essais étant réalisés en ambiance extérieure, nous allons mettre en évidence l'effet des variations de  $w$  sur le comportement d'une poutre de bois en structure.

#### Mise en évidence de l'effet différé de HR

La littérature montre que l'impact de HR dans le bois est différé, c'est le phénomène de diffusion. La diffusion de HR dans le bois nécessite plusieurs heures ou jours d'attente, en fonction de la géométrie des éprouvettes et du types d'essences étudiées, pour atteindre

l'équilibre hydrique dans le bois. La modélisation de la diffusion de l'humidité dans le bois est proposée par la loi de Fick qui a été largement abordée sur la dernière décennie par plusieurs auteurs [6, 40, 76, 77, 78]. Cette loi propose, pour une diffusion de  $w$ , unidirectionnelle, suivant l'axe des  $x$  avec l'hypothèse d'un coefficient de diffusion constant, l'équation suivante telle que proposée par Crank [79] :

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( D_x \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (3.34)$$

avec  $D_x$  le coefficient de diffusion suivant l'axe  $x$ ,  $t$  le temps,  $w$  l'humidité interne mesurée dans le matériau étudié et  $x$  la position dans l'épaisseur prise à partir de la face en contact avec l'air [78]. Les travaux récemment réalisés par Saifouni [7] sur les échantillons de dimensions  $50 \times 3 \times 1 (L \times R \times T) \text{ mm}^3$  de Sapin, ont montré qu'il fallait environ 8h pour atteindre l'équilibre hydrique pour ce type d'échantillons. Nous nous proposons d'apporter une correction  $w^c$  aux données de variations de l'humidité interne mesurées  $w^{mes}$  sur les poutres témoins de Douglas ( $D11$ ) et de Sapin ( $S0$ ) présentées au chapitre 2, en utilisant l'équation différentielle suivante :

$$\frac{dw^c}{dt} = \frac{w^{mes} - w^c}{\tau_w} \quad (3.35)$$

où,  $\tau_w$  le temps caractéristique, spécifique à chaque type d'essence, mis pour atteindre l'équilibre hydrique dans la PE.

### Évaluation des paramètres $\tau_w$ , $\beta$ et du déplacement hydrique $U_h$ de la hauteur

Au chapitre 2 (*C.f.* §2.1.3) nous avons montré et mis en place un protocole de mesure, constitué de deux plaques métalliques et de deux capteurs LVDT (voir Fig. 2.11), capable de rendre compte des variations de la hauteur ( $H$ ) de la PE durant toute la phase expérimentale. Les variations observées de  $H$ , durant toute la phase d'essai, permettent d'évaluer l'impact de  $w$  sur la flèche totale de la PE en ambiance non contrôlée. En effet, en partant de l'expression de la déformation hydrique et en admettant que seule la variation de la hauteur de la poutre est prise en compte (hauteur portée par l'axe  $\vec{T}$ ) on admet alors que le déplacement hydrique ( $U_h$ ) peut s'écrire sous la forme :

$$U_h = \beta \cdot \left( \frac{H}{2} \right) \cdot (w(\%) - w_i(\%)) \quad (3.36)$$

où  $\beta$  (dans ce cas) est le coefficient de retrait gonflement suivant la direction  $\vec{T}$ . Les valeurs de  $\tau_w$  et  $\beta$  spécifiques aux essences sont déterminées à partir des courbes montrant l'évolution de  $U_h^c$  en fonction de  $U_h^{mes}$  (Fig. 3.8). Le principe consiste, dans un premier temps, à chercher par la méthode des moindres carrés les valeurs de  $\tau_w$  et de  $\beta$  qui minimisent la

## Trajectoire du fluage d'une PE en ambiance non-contrôlée : validation du modèle analytique

différence entre les données de  $U_h^{mes}$  et  $U_h^c$ . La Fig. 3.8 montre les résultats obtenus après application de la méthode des moindres carrés sur les données issues de la PE S6. Pour les valeurs déterminées ( $\tau_w = 14$  jours et  $\beta = 0,35\%$ ), Fig. 3.8a et 3.8c, on observe un écart prononcé entre les évolutions des courbes des grandeurs mesurées ( $w^{mes}$  et  $U_h^{mes}$ ) et celles des grandeurs calculées ( $w^c$  et  $U_h^c$ ).

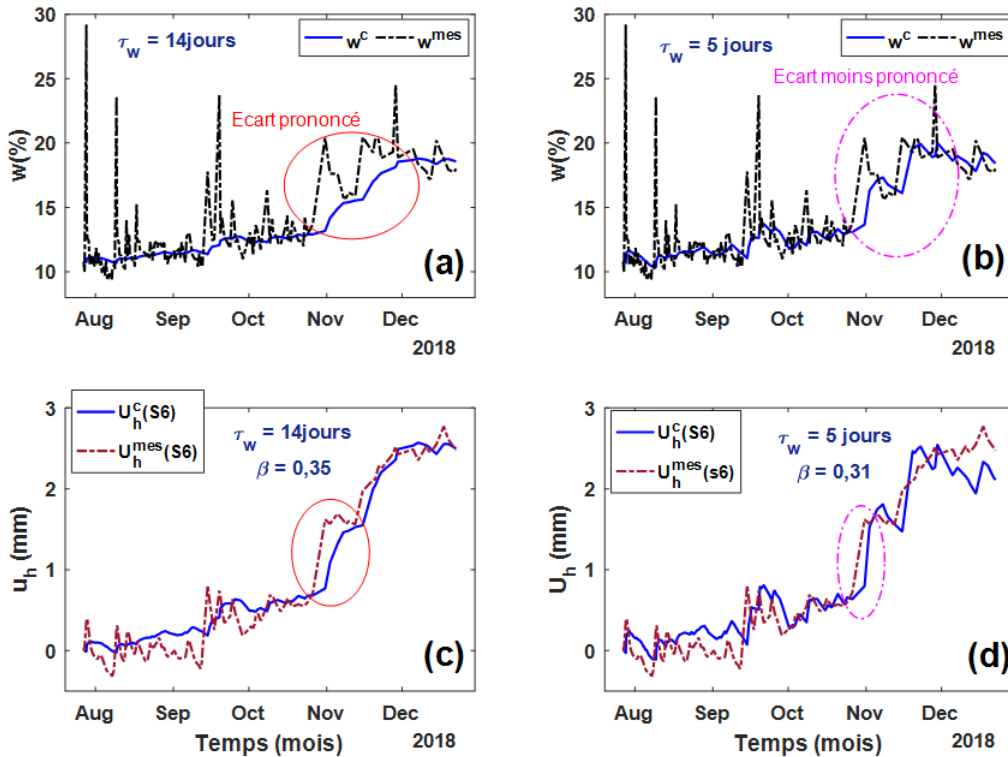


FIGURE 3.8 – Évolutions dans le temps des grandeurs mesurées ( $w^{mes}$  et  $U_h^{mes}$ ) et calculées ( $w^c$  et  $U_h^c$ ) de la PE S6.

Pour réduire cet écart une comparaison est ensuite effectuée entre les  $U_h^{mes}$  et les  $U_h^c$  (Fig. 3.9).

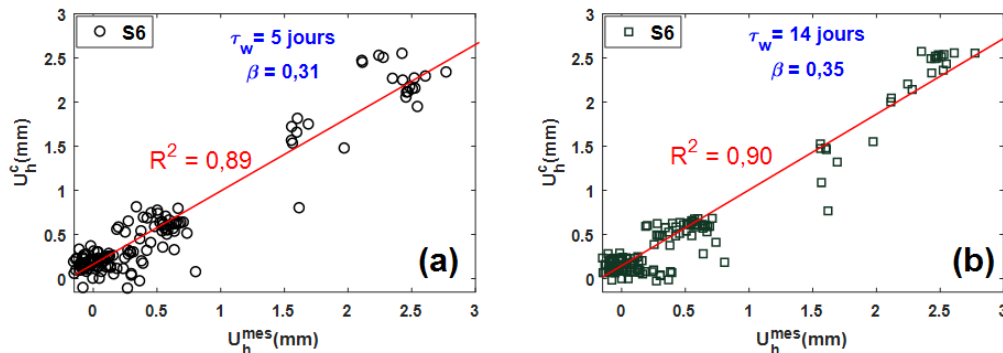


FIGURE 3.9 – Courbes des comparaisons effectuées entre les déplacements hydriques mesurés ( $U_h^{mes}$ ) et calculés ( $U_h^c$ ) de la PE S6 : (a) pour  $\tau_w = 5$  jours ; (b) pour  $\tau_w = 14$  jours.

Pour  $\tau_w = 14$  jours (Fig. 3.9a), le  $R^2$  déterminé est considéré comme paramètre d'ajustement. On cherche alors la valeur de  $\tau_w$  qui réduit (le plus) l'écart entre les évolutions des courbes de  $U_h^{mes}$  et de  $U_h^c$  dont le  $R^2$  est le plus proche possible du  $R^2$  d'ajustement. Dans le cas de la PE S6, on trouve  $\tau_w = 5$  jours et  $\beta = 0,31\%$  (Fig. 3.9a). La même méthode est utilisée pour l'ensemble des PE testée (Fig. 3.10). Les moyennes des  $\tau_w$  et  $\beta$  spécifiques à l'essence déterminées sont répertoriées dans le tableau. 3.1.

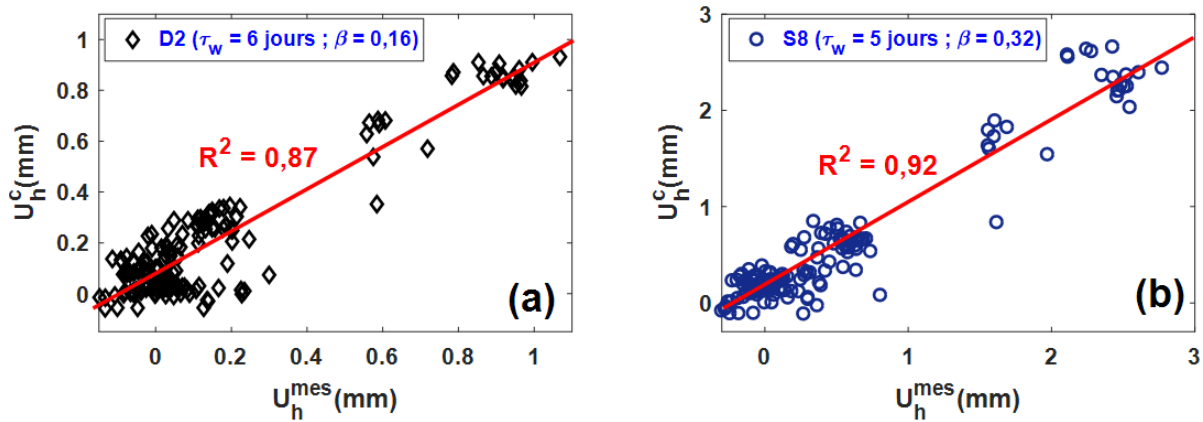


FIGURE 3.10 – Relations obtenues des poutres D2 (a) et S8 (b) après optimisation de  $R^2$  .

Tableau 3.1 – Coefficients de diffusion des espèces étudiées

coefficients	Espèces	
	Douglas	Sapin
$\tau_w$ (jours)	6	5
$\beta$ (%)	0,16	0,33
$R^2$	0,87	0,90

Les résultats présentés dans le tableau. 3.1 montrent que la diffusion de l'humidité dans le bois est fonction de l'espèce. En tenant compte des paramètres répertoriés dans le tableau. 3.1, la diffusion est plus rapide dans le Sapin que dans le Douglas. Ce résultat n'est pas étonnant car le Sapin est moins dense que le Douglas. Les Figs. 3.11, 3.12 et 3.13 présentent les comparaisons des évolutions des déplacements hydrique calculé ( $U_h^c$ ) et mesuré ( $U_h^{mes}$ ) des poutres S6 et S8 (Fig. 3.11), D2 (Fig. 3.12), S12 (Fig. 3.13) en fonction de l'humidité interne mesuré ( $w^{mes}$ ) et calculée ( $w^c$ ).

La Fig. 3.14 présente les évolutions de  $w$  des poutres témoins de douglas (D11) et de Sapin (S0) mesurée ( $w^{mes}$ ) et corrigée ( $w^c$ ) après la détermination de  $\tau_w$  et  $\beta$ . On observe des pics de  $w^{mes}$  supérieurs à 30% (pour l'espèce S) et 23% (pour l'espèce D), or d'après la littérature les *PSF* des espèces de Douglas et de Sapin sont respectivement égal à 27% et 33%. La correction  $w^c$  apporter sur  $w^{mes}$  par l'Eq. 3.35 permet de minimiser l'ensemble des effets perturbateurs relevés durant la phase de mesure de l'humidité interne  $w$ .

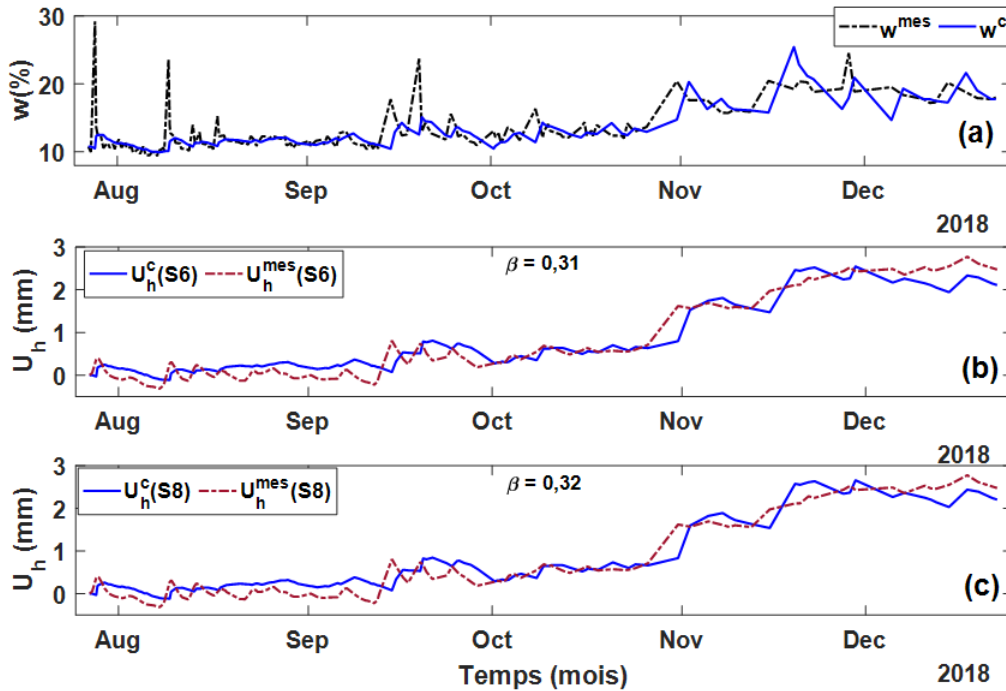


FIGURE 3.11 – Évolutions du déplacement hydrique calculé ( $U_h^c$ ) et mesuré ( $U_h^{mes}$ ) en fonction de l'humidité interne de la poutre témoin  $S0$  : (a) Évolutions des  $w^{mes}$  et  $w^c$  ; (b) Évolutions des  $U_h$  de  $S6$  ; (c) Évolutions des  $U_h$  de  $S8$ .

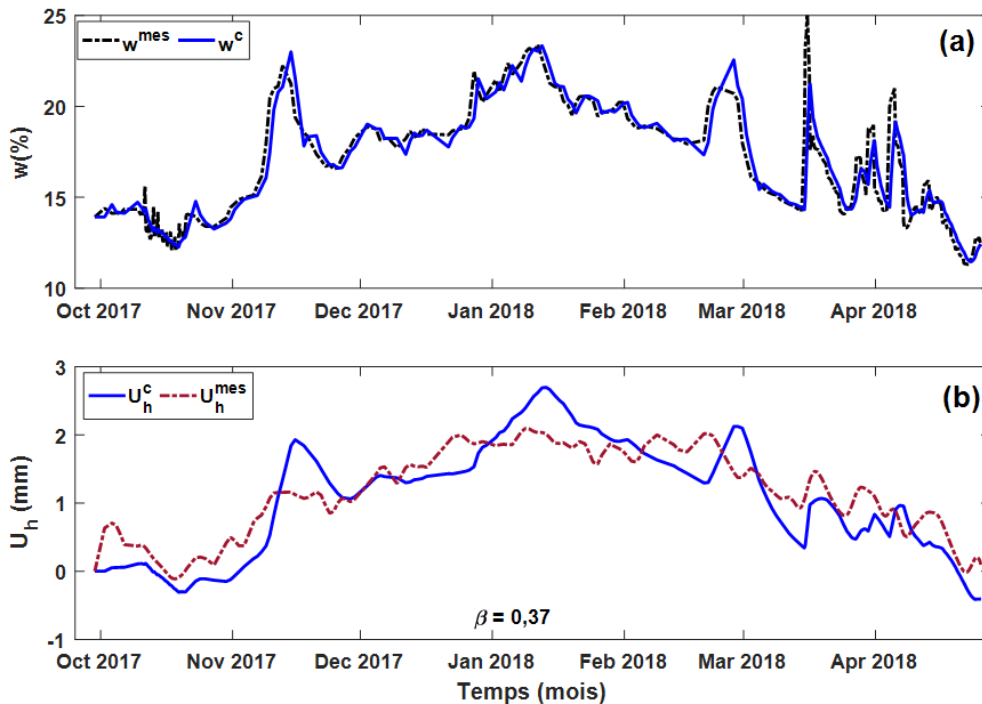


FIGURE 3.12 – Évolutions des  $U_h$  de  $S12$  en fonction de  $w$  de  $S0$  : (a) Évolutions de  $w^{mes}$  et  $w^c$  ; (b) Évolutions de  $U_h^{mes}$  et  $U_h^c$



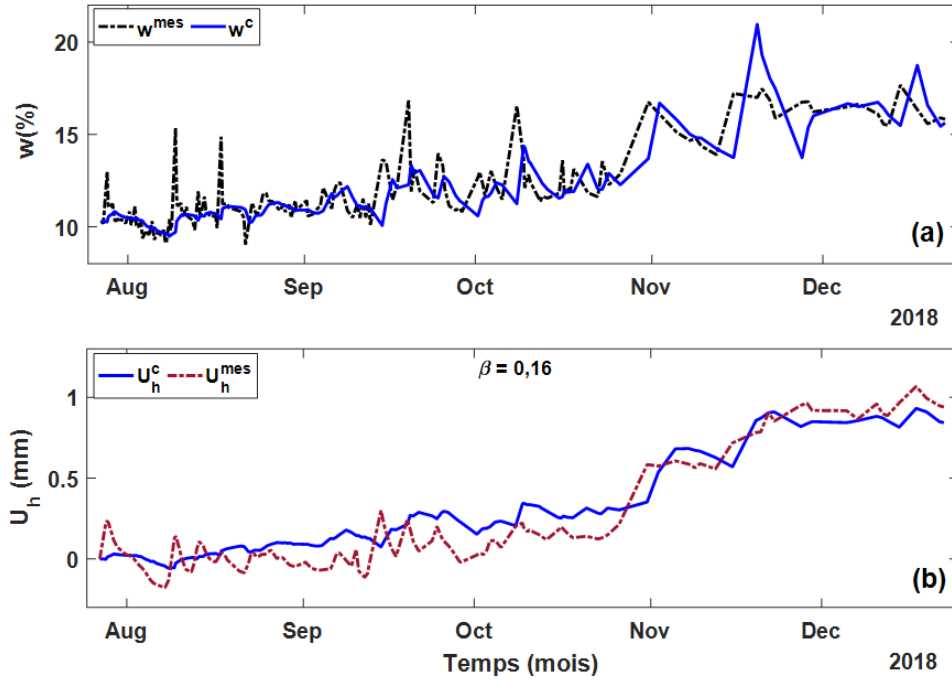


FIGURE 3.13 – Évolutions des  $U_h$  de D2 en fonction de  $w$  de D11 : (a) Évolutions de  $w^{mes}$  et  $w^c$ ; (b) Évolutions de  $U_h^{mes}$  et  $U_h^c$ .

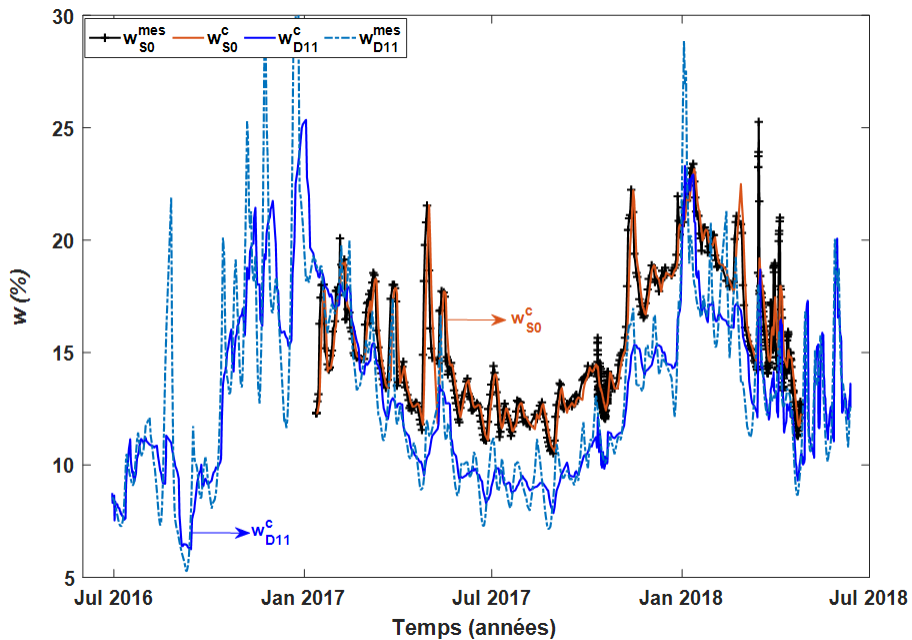


FIGURE 3.14 – Évolutions de  $w^{mes}$  et  $w^c$  des poutres témoins D11 et S0.

Sachant que la flèche totale observée prend en compte les effets des variations hydriques,

l'expression de la complaisance  $J_N$  pour une PE devient alors :

$$J_N(\alpha, t) = \frac{U(t) - U_h(t)}{A \cdot F_0 \cdot f(\alpha, k)} \quad (3.37)$$

### 3.2.3 Prise en compte de la fissuration : validation du modèle

Au paragraphe §2.2.3 (chapitre 2), la Fig. 2.24 présente le type de fissure observé et le protocole de suivi de l'évolution de l'ouverture de fissure ( $CO$ ) durant la phase d'essai, jusqu'à la rupture totale de la PE. Dans ce paragraphe, nous allons proposer un modèle analytique de l'évolution de l'ouverture de la fissure en fonction de la propagation de la pointe de fissure observée ( $\Delta l$ ) qui permettra de valider l'approche RDM qui la sous tend.

#### Évaluation analytique de l'ouverture de la fissure d'une PE

Le modèle se base sur une approche unidimensionnelle (RDM) et tient compte des hypothèses générales de départ. La Fig. 3.15 présente les deux principales étapes de la propagation d'une fissure sur une demi PE (fissurée au coin de l'entaille), au cours d'un essai de fluage (flexion 4-points), avant sa rupture.

Considérons la surface ( $\Sigma$ ) incluant la pointe de fissure (Fig. 3.15b), initiée au coin de l'entaille (Fig. 3.15b), supposée se propager de façon linéaire d'une longueur  $l = \Delta l + r$  (Fig. 3.15a et 3.15b). Au voisinage du nœud  $(1 - \alpha)$ , à la frontière des tronçons **B** et **C** (Fig. 3.15c), pour une poutre fissurée la pente  $Y'_{(1-\alpha)}$  (Eq. 3.14) se met sous la forme :

$$Y'_{(1-\alpha)} = -\frac{3\alpha^2}{4} + \frac{2}{3} \quad (3.38)$$

En se basant sur la Fig. 3.15c, on admet que l'ouverture de la fissure mesurée ( $CO^{(ms)}$ ) par le comparateur placé à la distance  $r$  (Fig. 3.15a) du coin de l'entaille est équivalent à  $d_1$  et, est défini par :

$$d_1 = \tan(Y'_{(1-\alpha)}) \times \Delta l \quad (3.39)$$

Pour des petits angles la tangente est exactement la pente, on admet alors pour le type d'ouvertures observées que l'Eq. 3.39 devient :

$$d_1 = \left(-\frac{3\alpha^2}{4} + \frac{2}{3}\right) \times \Delta l \quad (3.40)$$

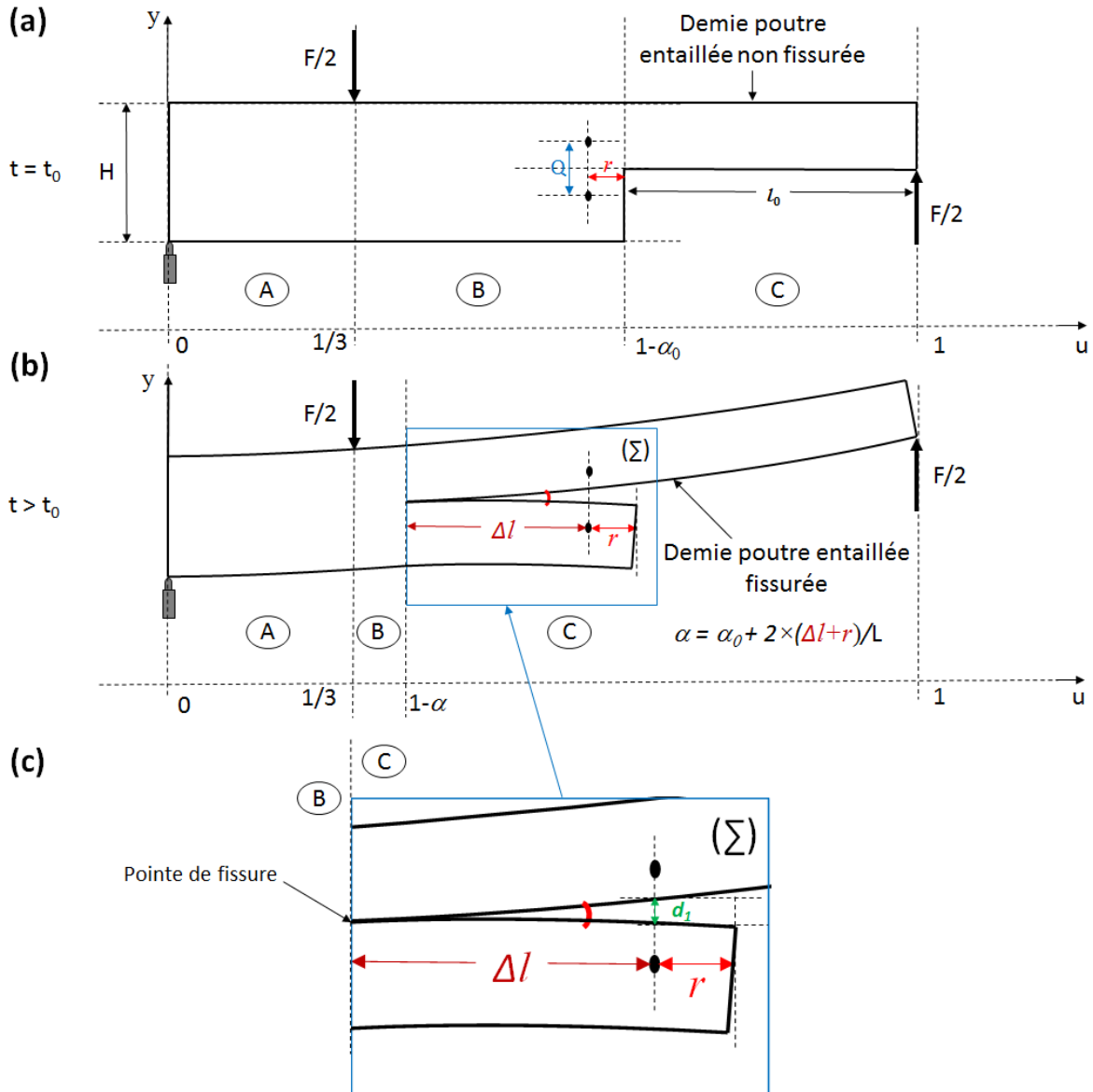


FIGURE 3.15 – Demi PE en flexion 4-points : (a) demi PE non fissurée à  $t = t_0$ , début du chargement ; (b) demi PE fissurée à  $t > t_0$  ; (c) zoom réalisé de la surface  $(\Sigma)$  contenant la pointe de la fissure.

En admettant que  $\alpha = \alpha_0 + 2 \times (\Delta l + r) / L$ , L'Eq. 3.40 devient :

$$d_1 = \left( -\frac{3(\Delta l + r)^2}{L^2} - \frac{3\alpha_0(\Delta l + r)}{L} - \frac{3\alpha_0^2}{4} + \frac{2}{3} \right) \times \Delta l \quad (3.41)$$

De plus, en partant du principe que les essais sont réalisés en ambiance variable, il y a un effet hygrométrique des variations de  $w$  sur la mesure donnée par le comparateur, proportionnelle à  $Q/H$ . Cet apport hygrométrique peut être défini par  $(2Q/H) \cdot U_h$  (l'état hydrique de la section droite de la mesure de CO est le même que l'état global représenté par

$U_h$ ), on admet alors que notre modèle théorique de l'ouverture de la fissure peut se mettre sous la forme :

$$CO^{(c)} = \left[ -\frac{3(\Delta l + r)^3}{L^2} - \frac{3\alpha_0(\Delta l + r)^2}{L} + \left( \frac{2}{3} - \frac{3\alpha_0^2}{4} \right) \times \Delta l \right] + \left( 2\frac{Q}{H} \right) \cdot U_h \quad (3.42)$$

Où  $Q$  correspond à la course du comparateur à  $t = t_0$  tel que présenté sur la Fig. 3.15a.

### Simulation et validation du modèle analytique

La Fig. 3.16 présente les évolutions, dans le temps, des ouvertures de fissures mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) par les comparateurs et calculées ( $CO^{(c)}$ ) de la PE *S6*. On observe une bonne superposition des courbes issues du modèle analytique et des données expérimentales (Fig. 3.16a, 3.16b et 3.16d). Sur ces figures, les pics anormaux présents sur les figures sont dus à des erreurs de mesures de  $w$  effectuées sur les poutres témoins.

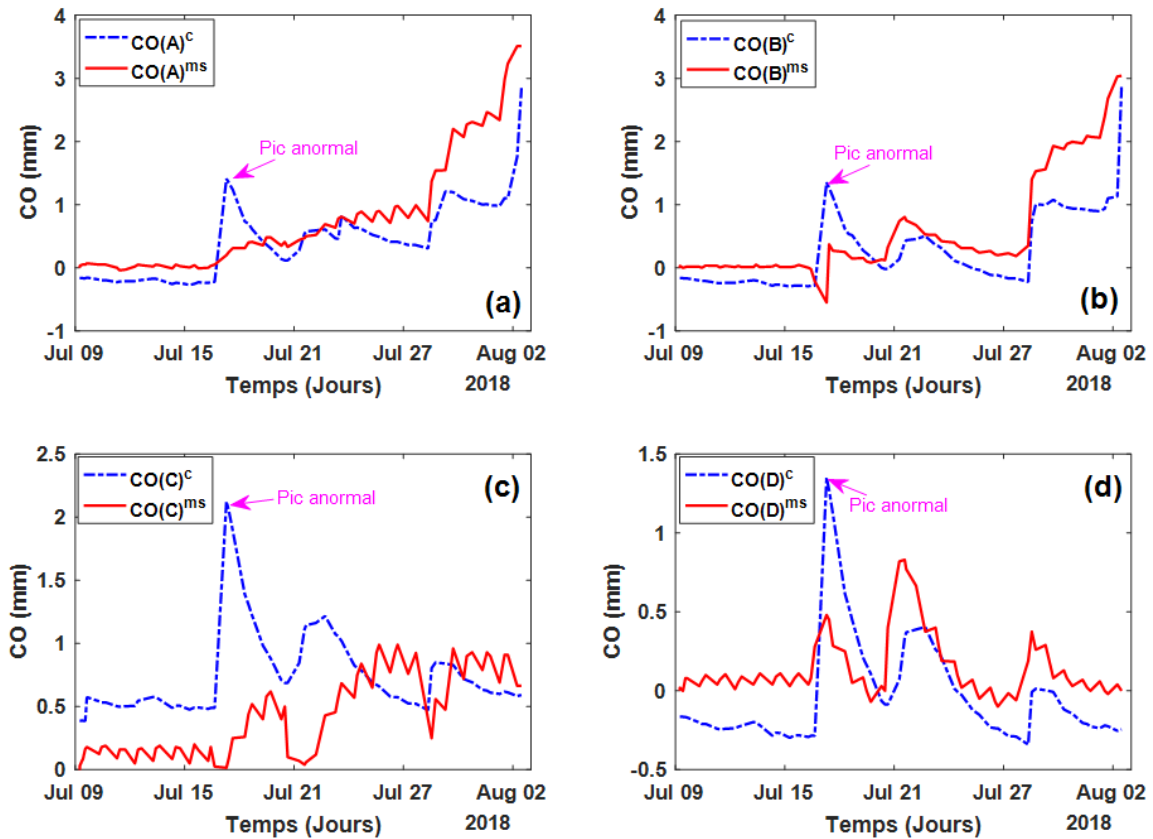


FIGURE 3.16 – Comparaisons des évolutions des ouvertures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur la PE *S6* : (a) face A ; (b) face B ; (c) face C ; (d) face D.

La Fig. 3.17 présente les évolutions des  $CO^{(c)}$  et  $CO^{(ms)}$  dans le temps de la PE *D1*. Comme pour la PE *S6* on observe d'assez bonnes correspondances des deux courbes. Néan-

moins les Fig. 3.17a et 3.17b présentent des écarts prononcés entre les deux courbes ( $CO^{(c)}$  et  $CO^{(ms)}$ ). Ces écarts peuvent s'expliquer par des erreurs de mesures sur la position de la pointe de la fissure ou à un dysfonctionnement de l'appareil de mesure de  $CO$  (le comparateur). En effet, le suivi de la propagation de la fissure, se faisant à l'aide de traits gradués, placés tout au long des faces des PE testées, il est quasiment impossible d'avoir la position exacte de la pointe de la fissure au moment où la mesure est effectuée. Les données des positions des pointes de fissures observées correspondent donc à des approximations de leurs positions qui peuvent soit être exagérées soit être minimisées. De même un blocage de la course du comparateur peut perturber la valeur de  $CO$  et induire un écart sur les deux courbes.

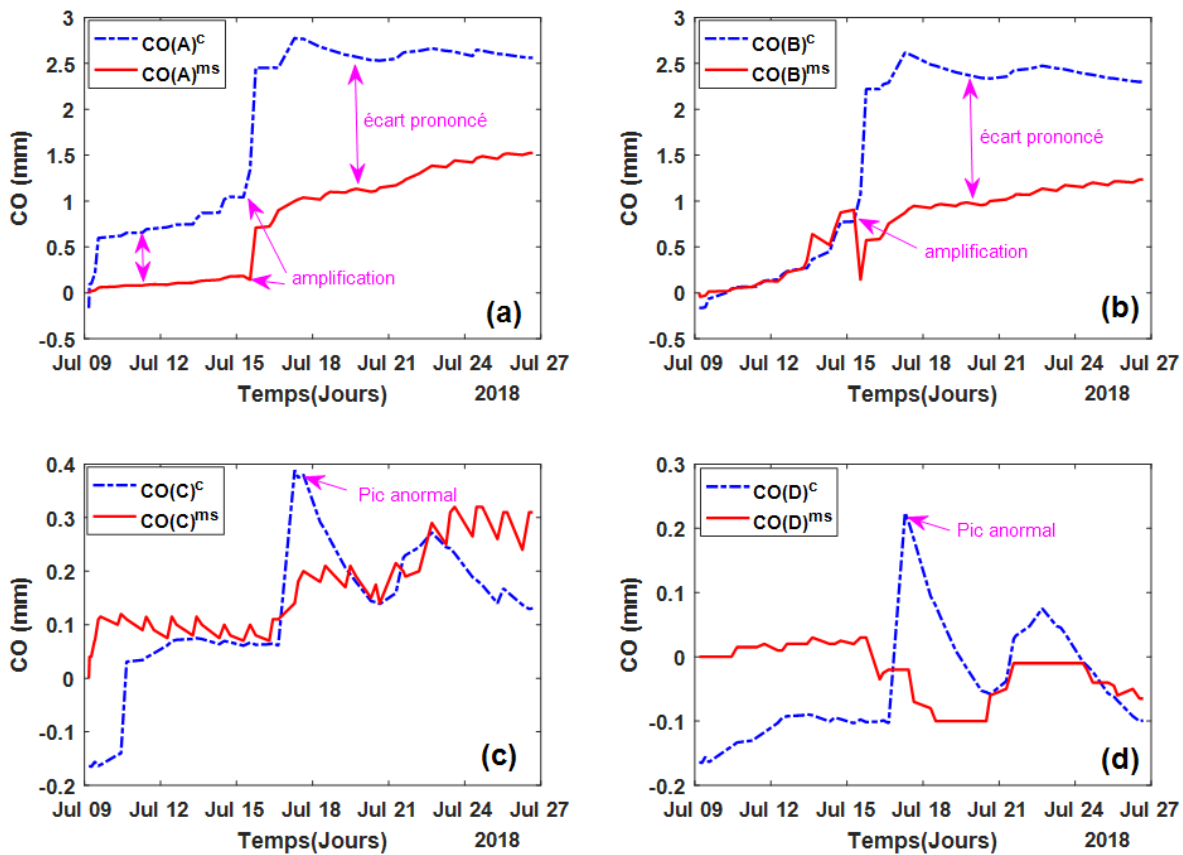


FIGURE 3.17 – comparaisons des évolutions des ouvertures de fissures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur la PE D1 : (a) ouverture observée sur la face A ; (b) ouverture observée sur la face B ; (c) ouverture observée sur la face C ; ouverture observée sur la face D.

La Fig. 3.18 présente, comme les Figs. 3.16 et 3.17 les courbes des évolutions dans le temps des données calculées  $CO^{(c)}$  et mesurées  $CO^{(ms)}$ , des PE S12 (Figs. 3.18a et 3.18b) et D6 (Figs. 3.18c et 3.18d). Sur la Fig. 3.18a on observe deux phases d'évolution des courbes  $CO(A)^{(c)}$  et  $CO(A)^{(ms)}$ . Sur la première phase (Juillet 2016 à décembre 2017) leurs évolutions sont quasiment constantes. Sur la deuxième phase (Décembre 2017 à Avril 2018)

## Trajectoire du fluage d'une PE en ambiance non-contrôlée : validation du modèle analytique

période correspondante, à priori, à une initiation de fissure jusqu'à la rupture de la PE les deux courbes augmentent de manière significative. Sur la Fig. 3.18b, malgré une augmentation de  $CO(A)^{(c)}$ , la courbe de  $CO(A)^{(ms)}$  évolue de manière constante. Une explication probable d'un tel résultat, serait dû à un dysfonctionnement du comparateur durant la phase d'essai. Sur les courbes des Figs. 3.18c et 3.18d le modèle colle bien à l'évolution des données mesurées, à l'exception de la présence de quelques pics anormaux dus aux mesures effectuées durant les périodes de haute humidité.

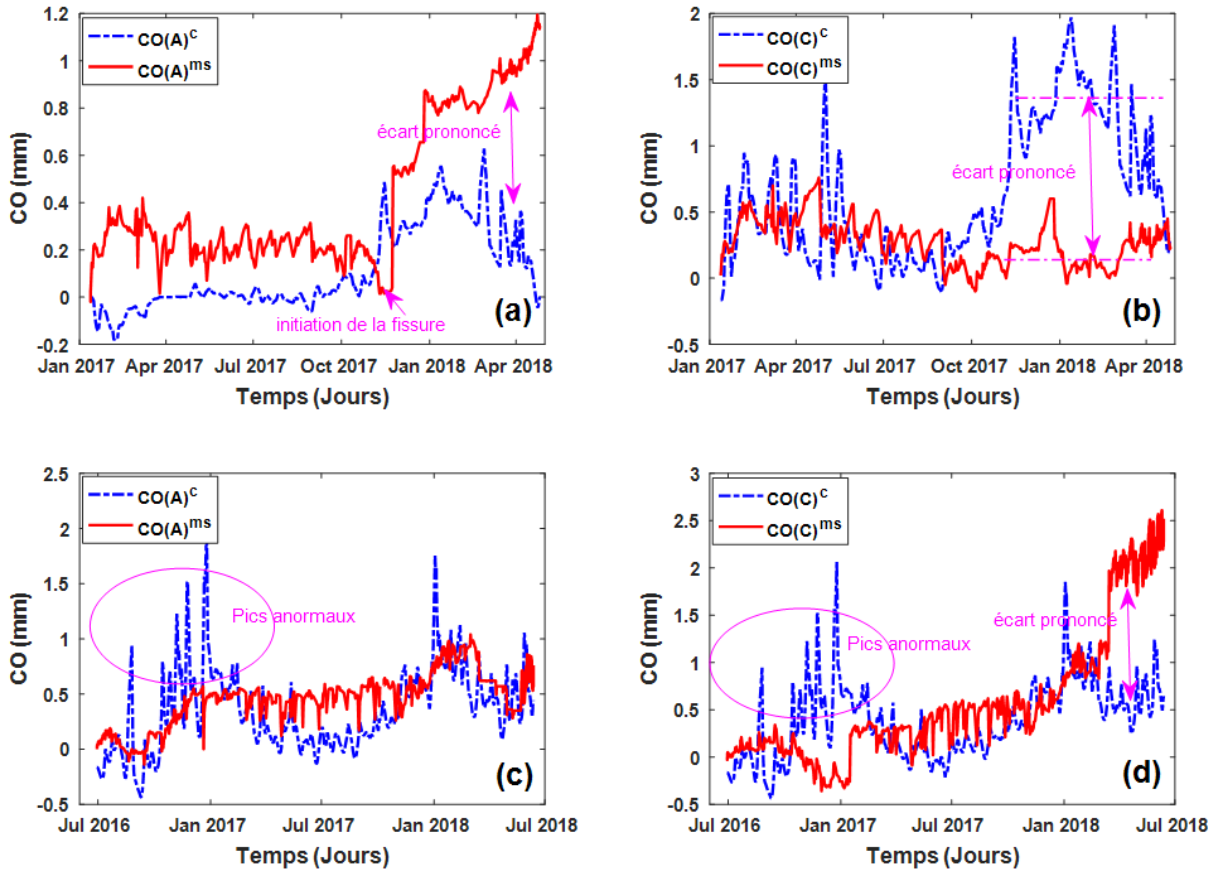


FIGURE 3.18 – comparaisons des évolutions des ouvertures de fissures calculées ( $CO^{(c)}$ ) et mesurées ( $CO^{(ms)}$ ) sur les PE S12 et D6 : (a) ouverture observée sur la face A de la PE S12 ; (b) ouverture observée sur la face C de la PE S12 ; (c) ouvertures observées sur la face A de la PE D6 ; ouverture observée sur la face C de la PE D6.

Sur la base des résultats obtenus, on peut aisément dire que le modèle analytique mis sur pied rend bien compte de l'évolution des données expérimentales de l'ouverture de fissures observées. En effet, les quelques différences mises en évidence (sur les deux courbes), sont probablement dues aux erreurs de mesures et quelquefois à un dysfonctionnement des appareils de mesure. Il est à noter que le modèle se base sur une approche bidimensionnelle de la poutre, il y a donc une minimisation des effets dus à la structure interne du matériau qui

peut impacter les mesures enregistrées. Ces résultats permettent de valider l'expression de la complaisance d'une PE définie en §3.2.2.2, prenant en compte l'initiation et la propagation d'une fissure depuis le fond de l'entaille. La prochaine phase de notre étude consistera à présenter des modèles typiques de l'évolution de la complaisance d'une PE, dans le temps, en ambiance non abritée.

### 3.2.4 Trajectoire typique de la complaisance d'une PE $J_N$ fissurée en ambiance non abritée

Dans ce paragraphe nous présentons, sous la base d'un bilan non exhaustif et comparatif, les résultats expérimentaux et analytiques obtenus sur le comportement typique du fluage d'une PE, chargée en flexion 4-points en ambiance non contrôlée.

#### Évolution dans le temps de la complaisance d'une PE

Les Figs. 3.19 et 3.20 présentent respectivement les évolutions dans le temps du fluage relatif ( $\Delta_r$ ) et la complaisance relative apparente ( $J_N$ ) des PE  $D6$  et  $S12$  obtenus.

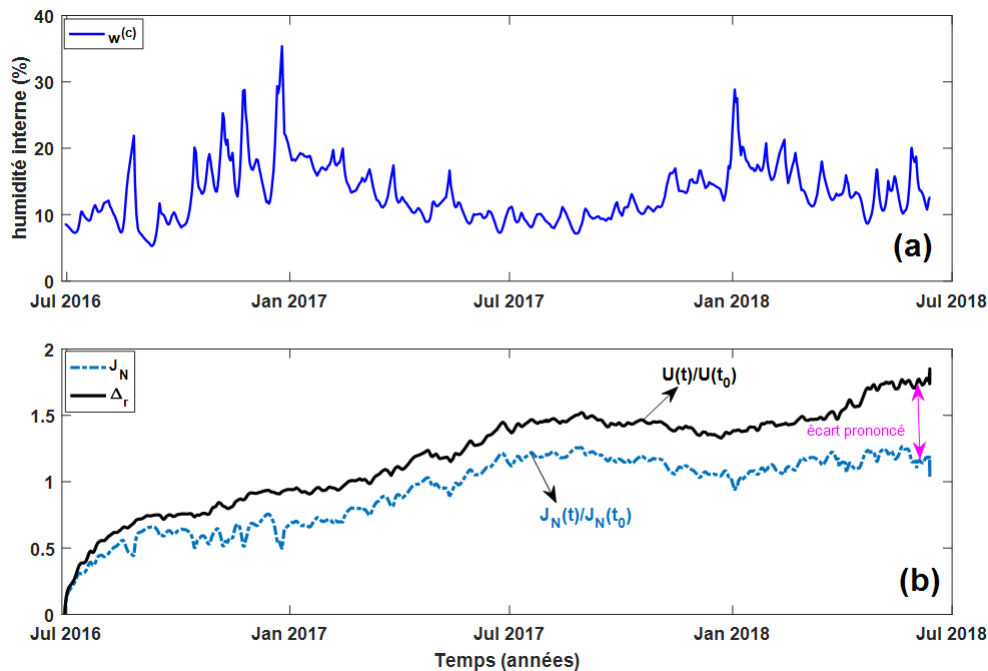


FIGURE 3.19 – Évolution dans le temps de  $\Delta_r$  et de  $J_N$  en fonction de  $w^{(c)}$  de  $S0$  (C.f. Chapitre 2) : (a) courbe des variations de  $w^{(c)}$ ; (b) courbes de  $\Delta_r$  et  $J_N$  de la PE  $D6$ .

Nous avons calculé (au paragraphe précédent) grâce à une approche RDM, la complaisance d'une PE en ambiance variable en fonction d'un niveau de propagation linéaire  $\alpha$  de la fissure

## Trajectoire du fluage d'une PE en ambiance non-contrôlée : validation du modèle analytique

(C.f. Eq. 3.37). Nous allons pousser notre analyse, en étudiant son comportement en ambiance non contrôlée.

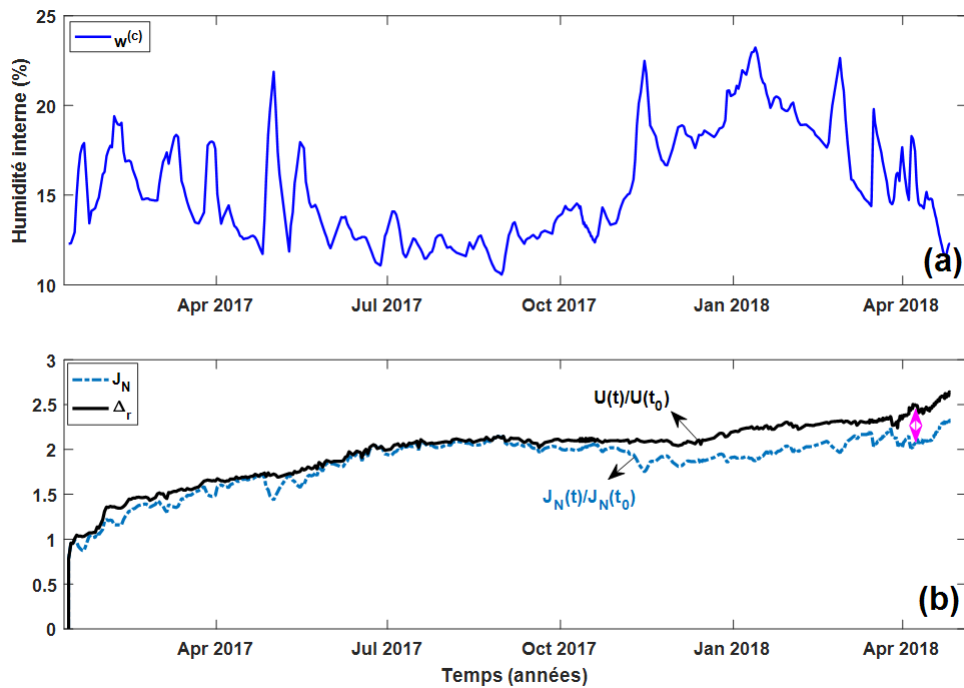


FIGURE 3.20 – Évolution dans le temps de  $\Delta_r$  et de  $J_N$  en fonction des variations de  $w^{(c)}$  de  $D11$  (C.f. Chapitre 2) : (a) courbe des variations de  $w^{(c)}$  ; (b) courbes des évolutions de  $\Delta_r$  et  $J_N$  de la PE  $S12$ .

On observe pour la PE  $D6$  (Fig. 3.19) un écart entre les deux courbes ( $\Delta_r$  et  $J_N$ ) qui évoluent tout au long de la phase d'essai de la PE. Le même constat est effectué sur la Fig. 3.20, notamment sur l'évolution des grandeurs  $\Delta_r$  et  $J_N$  de la PE  $S12$  (période allant de octobre 2017 jusqu'à la rupture de la PE). En faisant un parallèle entre les évolutions de ces paramètres ( $\Delta_r$  et  $J_N$ ) avec  $w^{(c)}$  on observe que, après des périodes de haute humidification (septembre 2016 à janvier 2017 et septembre 2016 à janvier 2018, par exemple) sur la Fig. 3.19, les écarts entre les deux courbes  $\Delta_r$  et  $J_N$  sont plus accentués. Pour des fortes humidifications il y a une diminution de  $J_N$ .

Afin de rendre compte de l'impact des variations de  $w^{(c)}$  sur  $J_N$  nous allons faire une étude spécifique de l'évolution des trajectoires de  $J_N$  en fonction des variations de  $w^{(c)}$ .

### Trajectoire de la complaisance d'une PE

Les Figs. 3.21 et 3.22 présentent respectivement les trajectoires des complaisances des PE  $D9$ ,  $S9$  et  $D6$  (chargées en flexion 4-points en ambiance non contrôlée) en fonction des variations de leur humidité interne corrigée  $w^{(c)}$ .



Pour ce type de trajectoire, la littérature [80, 81, 82] montre qu'il existe trois comportements distincts observables. Le premier, est relatif à l'augmentation de la complaisance pour toute diminution de la teneur en humidité du bois testé. Dans notre étude par exemple, les mêmes conclusions peuvent être mises en évidence. En effet, sur les trajectoires  $J_N(D9)$  (Fig. 3.21) et  $J_N(D6)$  (Fig. 3.21) les phases de dés-humidification ( $-$ , *séchage*) sont suivies d'une augmentation de la complaisance. Le deuxième comportement est que lors d'une humidification ( $++$ ) plus importante que la première (voir trajectoire  $J_N(D9)$ ), il y a une augmentation conséquente de la complaisance (Fig. 3.21). Le troisième et dernier comportement (le plus complexe à observer) est que pour une humidification en deçà d'un niveau déjà atteint, la complaisance diminue (voir section **cd** Fig. 3.21).

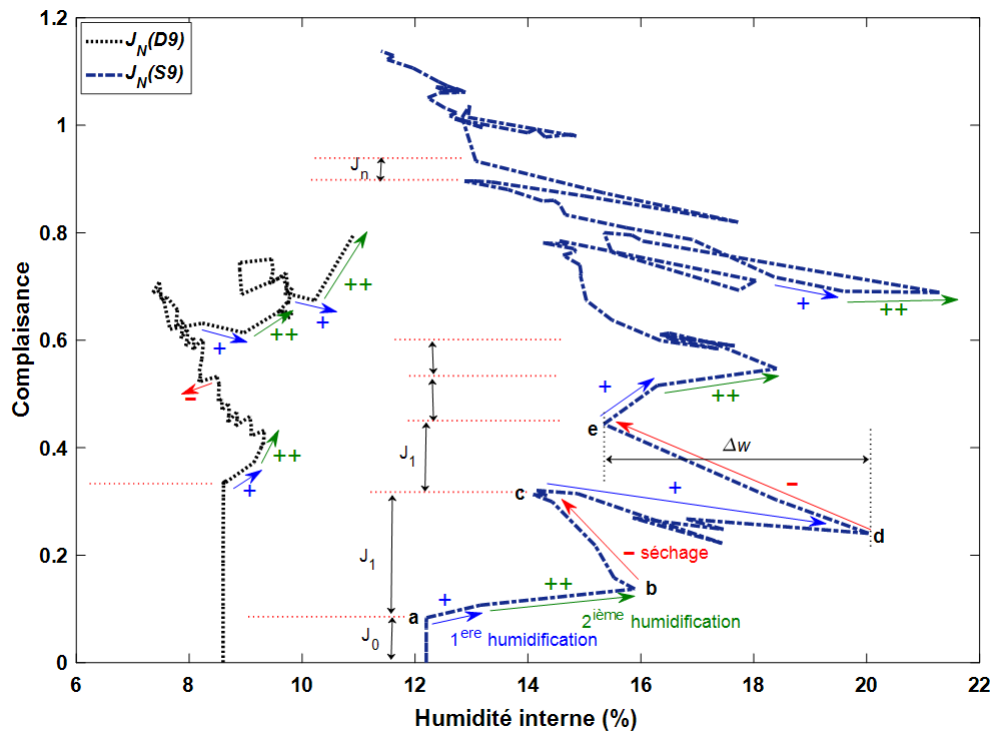


FIGURE 3.21 – Trajectoires des  $J_N$  de  $D9$  et  $S9$  en fonction des variations de l'humidité interne corrigée  $w^{(c)}$  de  $S0$  et  $D11$ .

D'après la Fig. 3.21 et les travaux de Hunt [81], en faisant une interpolation sur la trajectoire de  $J_N(S9)$  on peut aisément montrer que la complaisance totale d'une PE ( $J_N$ ) suit l'équation générale de la complaisance telle que défini par Ranta Maunus [83]. Nous pouvons la définir comme étant la superposition des complaisance spécifiques  $\Delta J_j$  engendrée par un

incrément d'humidité  $\Delta w$  telle que :

$$J_N = J_0 + \sum_{j=1}^n \Delta J_j (w_j - w_{j-1}) \quad (3.43)$$

Dans ce travail, nous n'avons pas calculé l'ensemble des coefficients mécano-sorptifs de la trajectoire  $J_N$  tels qu'ils sont déterminés par Hunt [81] ou Montero [82]. En effet, les trajectoires mécano-sorptives présentées dans cette étude (contrairement à celles calculées par [81, 82], en ambiance contrôlée), sont déterminées à partir des variations de  $w^{(c)}$ , des poutres témoins ( $S0$  et  $D11$ ) soumises aux variations climatiques aléatoires du milieu dans lequel l'étude est réalisée. Ces conditions de variation extrêmes et aléatoires complexifient la détermination de l'ensemble de ces coefficients. L'autre aspect non négligeable, est la taille des poutres utilisées qui contrairement aux échantillons de petites dimensions (supposés sans défauts par exemple) rend difficile la détermination des coefficients mécano-sorptifs. Nous nous attellerons donc, pour le moment dans ce travail, à faire une étude phénoménologique de l'évolution des trajectoires des complaisances de l'ensemble des  $PE$  étudiées.

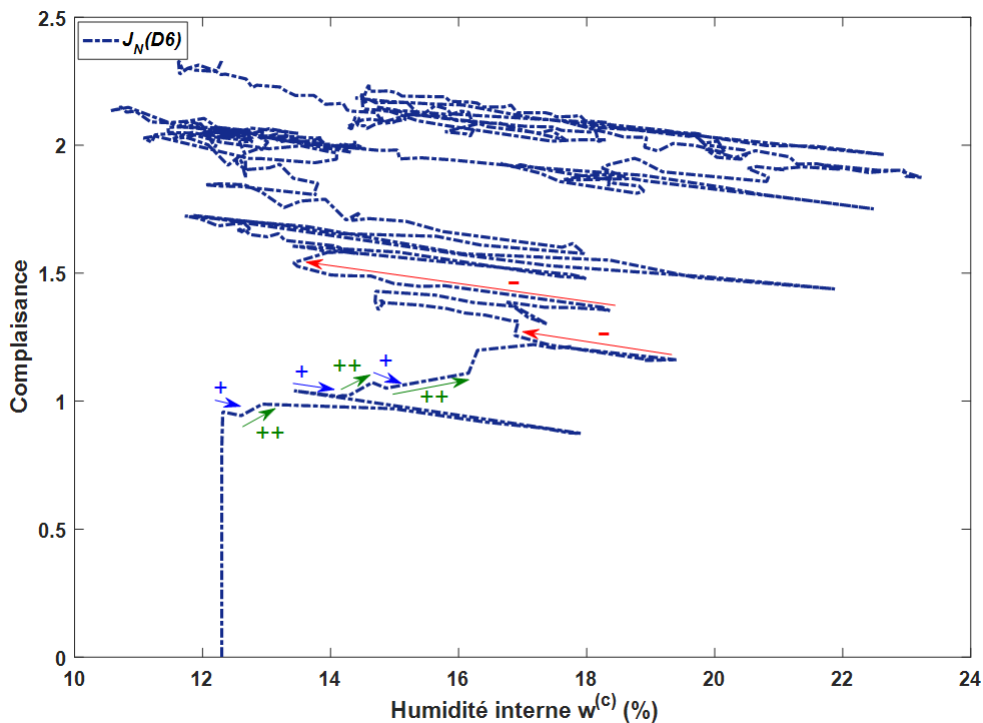


FIGURE 3.22 – Trajectoire  $J_N$  de  $D6$  en fonction des variations de l'humidité interne corrigée  $w^{(c)}$  de  $D11$ .

Sur la Fig. 3.21 et 3.22, en observant l'évolution des complaisances spécifiques  $\Delta J_j$  sur chaque cycle hydrique (humidification-séchage), on constate qu'il y a une diminution des

amplitudes des  $\Delta J_j$  (Fig. 3.21). La diminution de ces amplitudes montre qu'il existe une amplitude limite de fluage mécano-sorptif.

L'analyse phénoménologique réalisée sur l'ensemble des trajectoires des  $J_N$  calculées, montre que leur comportement se rapproche de la tendance générale de ceux observée en ambiance contrôlée. Les résultats obtenus permettent, à fortiori, la validation de notre modèle analytique de  $J_N$  moyennant les hypothèses considérées.

### 3.3 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons élaboré un modèle analytique empirique de la complaisance ( $J_N$ ) d'une poutre entaillée. Cette étude s'est basée essentiellement sur les formalismes classiques de la théorie des poutres. L'une des spécificités du modèle est la prise en compte des effets couplés des variations de l'humidité interne de la PE, de la charge mécanique appliquée et de la propagation des fissures apparues au coin de l'entaille de la poutre (pendant toute la durée du chargement).

L'approche est basée sur la théorie des poutres de Timoshenko qui à travers la détermination de  $E$  et  $G$  nous permet de calculer la flèche de la poutre entaillée. L'expression calculée tient compte du niveau de propagation de la fissure qui se propage de façon linéaire depuis le coin de l'entaille de la PE, jusqu'à sa rupture totale. Les conditions d'études étant ceux d'un climat variable, une prise en compte de l'effet de l'humidité est effectuée, en proposant un modèle analytique du déplacement hydrique, prenant en compte les effets des variations de l'humidité interne du bois. La validation du modèle se base sur les données d'évolutions des paramètres de fissuration ( $CO$  et  $CL$ ) des PE testées et de l'humidité interne ( $w$ ) des poutres témoins, obtenues durant la phase expérimentale, des essais de fluage en ambiance non-contrôlée (voir Chapitre 2).

Au regard des résultats obtenus dans cette partie, notamment sur la comparaison des données expérimentales mesurées avec celles calculées, on constate que le modèle proposé, décrit de manière satisfaisante les évolutions des paramètres arrêtés. La limite du modèle est qu'il se base sur une approche unidimensionnelle de la PE, ce qui tend à minimiser les effets 3D de la structure et à amplifier dans une moindre mesure, les effets des variations de l'humidité interne, d'où la présence des pics anormaux apparaissant sur la trajectoire du modèle lors des périodes de haute humidification. Une limite reste aussi la considération de la pointe de la fissure au détriment du front de fissure, mais aussi l'hétérogénéité du matériau, la discontinuité 3D de l'humidité, etc. La modélisation du MOE d'une PE nous a permis, de rendre compte du comportement de la trajectoire de la complaisance d'une PE chargée en flexion

4-points, en ambiance non contrôlée. La tendance générale observée, est la mise en évidence de l'effet "++" de l'humidité interne entraînant une augmentation de la complaisance et de l'existence d'une limite de la complaisance.

L'étude sur le couplage des effets hydriques, du chargement mécanique et de la propagation des fissures sur des poutres entaillées (à l'échelle 1), ne présente pas une base de données suffisante dans la littérature sur laquelle on pourrait s'appuyer pour comparer nos résultats. Il est donc primordial, dans l'optique de l'amélioration de notre modèle de calcul et de réduire la complexité de l'étude, de rendre optimal notre protocole de mesure en réduisant les erreurs de mesures des paramètres tels que : l'ouverture de la fissure, la propagation de la pointe de la fissure et l'humidité interne des PE chargées. En outre, la prise en compte des paramètres de fissuration dans notre modèle nécessite l'intégration d'un taux de restitution d'énergie critique ( $G_c$ ) en lieu et place d'un niveau de propagation de la fissure ( $\alpha$ ). La prise en compte de ( $G_c$ ) nous permettra de rendre notre modèle indépendant des mesures expérimentales des paramètres de fissuration, lors des simulations de son comportement. Nous allons, au chapitre 4, proposer une expression du taux de restitution d'énergie ( $G$ ) tirée de la configuration géométrique des poutres étudiées dans cette thèse.



# Chapitre 4

## Mise en place d'un protocole d'étude, en vue de la reproduction des essais en ambiance tropicale au Gabon

Les résultats obtenus aux chapitre 2 et 3 rendent compte des essais réalisés sur les essences tempérées, du massif central (poutres de Douglas et de Sapin blanc). Afin de respecter les objectifs initiaux de ce travail et compte tenu de l'attente autours de ces travaux au sein des organismes de financement (coté gabonais), nous allons proposer dans ce chapitre, un protocole des essais de même type basé sur l'étude des essences gabonaises et adapté aux conditions climatiques tropicales. Dans un premier temps, nous allons, sur la base de quelques résultats expérimentaux obtenus sur des éprouvettes de petites dimensions (comparativement aux dimensions des poutres de Douglas et de Sapin blanc utilisées précédemment), déterminer les caractéristiques intrinsèques des essences choisies. Ensuite, nous allons proposer un protocole expérimental de l'étude du fluage des essences tropicales en ambiance variable.

### 4.1 Présentation du climat et choix des espèces gabonaises à étudier

#### 4.1.1 Présentation du climat et de la forêt Gabonaise

Le Gabon, pays de l'Afrique centrale traversé par l'équateur, présente de par sa géographie un climat équatorial chaud et humide dont les caractéristiques environnementales peuvent être considérées comme rudes pour l'ensemble des espèces de bois dans cette région. En effet, dans ce petit pays (environ  $268.000 \text{ km}^2$  de superficie) les précipitations annuelles

avoisinent les 2000 mm à 3800 mm [42], le taux d'humidité relatif moyen annuel est de 85% et la température moyenne annuelle est proche de 27°C [34, 84, 85] ce qui impacte considérablement la structure anatomique et à fortiori le comportement mécanique des essences qui y poussent. Le climat gabonais alterne entre deux saisons de pluie (une grande saison et une petite saison) et deux saisons sèches (une grande saison et une petite saison). La Fig. 4.1 présente le diagramme des saisons climatiques sur une année au Gabon.

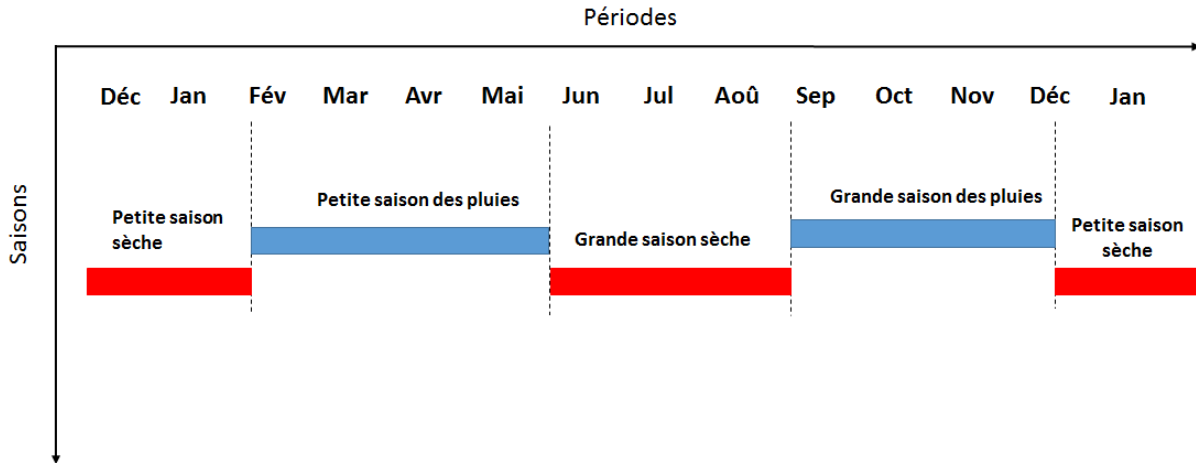


FIGURE 4.1 – Diagramme des saisons du climat gabonais.

Les grandes saisons de pluies se caractérisent par des grandes averses torrentielles dont la durée varie entre plusieurs minutes et plusieurs heures. Contrairement à ce que l'on pourrait observer dans les régions tempérées, les saisons des pluies au Gabon sont les périodes durant lesquelles on observe les températures les plus hautes et les saisons sèches sont caractérisées par les températures les plus basses (Fig. 4.2).

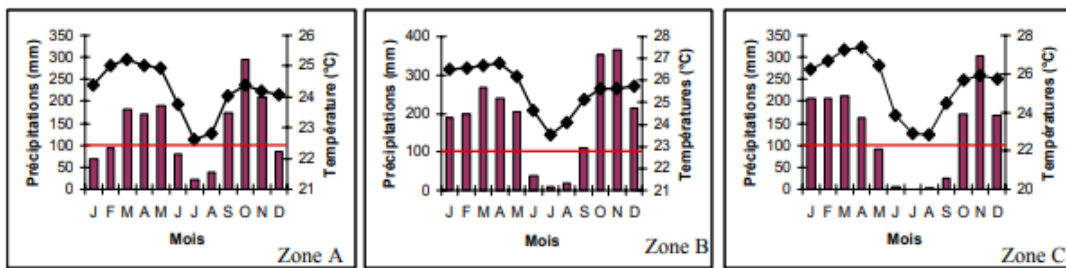


FIGURE 4.2 – Moyennes climatiques des 14 stations météorologiques gabonaises de 3 zones différentes du territoire gabonais telles que présentées par [15]. La ligne à 100 mm de précipitation présente le seuil hydrique, en dessous de cette valeur un stress hydrique s'installe au sein des essences présentes sur le territoire gabonais.

En observant les graphes de la Fig. 4.2 on remarque une évolution quasi identique de la pluviométrie et de la température dans les trois zones d'études tel que présenté par [15].

Les histogrammes (Fig. 4.2) représentent la pluviométrie qui est quasiment présente toute l'année et la courbe en noire les variations de la température [15].

La Fig. 4.3 présente une partie de la forêt gabonaise, mettant en évidence une densité très importante au  $km^2$ , de forêt "primaire". D'après les récentes études publiées en 2016, réalisées par l'agence gabonaise d'études et d'observations spatiales (Ageos) [16], la forêt gabonaise représente 89% du territoire national, soit environ 23,6 millions d'hectares de forêt et donc un vivier très important de matière ligneuse exploitable. En 2012 la FAO [42, 86] dans son étude sur le cadre de programmation pays (FAO/GABON), montre que le Gabon regorge de près de 8000 espèces de bois dont 300 sont exploitables or seule une soixantaine est connue et une douzaine véritablement exploitée parmi lesquelles l'Okoumé (la plus exploitée), l'Iroko et le Padouk. Ce chapitre sera essentiellement consacré à la présentation et à l'étude de ces trois essences.



FIGURE 4.3 – Vue aérienne d'une partie de la forêt gabonaise [16].

### 4.1.2 Présentation des trois essences choisies

Les essences d'Okoumé, d'Iroko et de Padouk comme nous l'avons indiqué au paragraphe précédent, font partie des espèces les plus exploitées au Gabon. Le critère de choix de ces essences s'est basé sur leur densité (léger, mi-léger/mi-lourd et lourd). Nous allons montrer dans les paragraphes qui suivent, les autres raisons qui ont motivé le choix de ces essences.



### Présentation de l'*Aucouméa klaineana* Pierre (Okoumé)

L'Okoumé dont le nom scientifique est *Aucouméa klaineana* Pierre fait parti de la famille des Burseraceae. C'est une espèce essentiellement endémique de la zone du bassin du Congo (Cameroun, Congo, Guinée équatoriale et au Gabon) [15, 18]. Le nombre d'arbres d'Okoumé exploité par an, par les industries forestières au Gabon, est estimé à environ 80% du chiffre totale de l'ensemble des grumes des espèces de bois abattues. Sur la base de ces données, l'Okoumé fait donc office d'espèce par excellence dans l'industrie du bois au Gabon. A maturité (60 ans environ), l'Okoumé fait plus de 50 m de hauteur et il a un diamètre compris entre 60 et 200 cm [18]. Il présente le plus souvent une texture rosâtre plus ou moins sombre voire rouge qui fonce avec l'âge [18]. Dans le milieu de l'industrie du bois au Gabon, l'Okoumé est utilisé principalement pour la fabrication du contreplaqué, le placage tranché, le carrelé multi-plis [87]. L'Okoumé a une densité variant entre 0,35 à 0,55 à 12% d'humidité, il est classé comme étant un bois très-léger/léger et très-tendre/tendre, ses caractéristiques moyennes sont faibles. Le bois d'Okoumé présente de très bonnes propriétés d'assemblage, notamment grâce à sa tenue au collage qui ne présente aucune difficulté lorsque les conditions de mise en œuvre sont respectées. Pour toutes ces raisons, il est déconseillé pour tout emploi exposé à un risque d'humidification permanent ou prolongé [20].

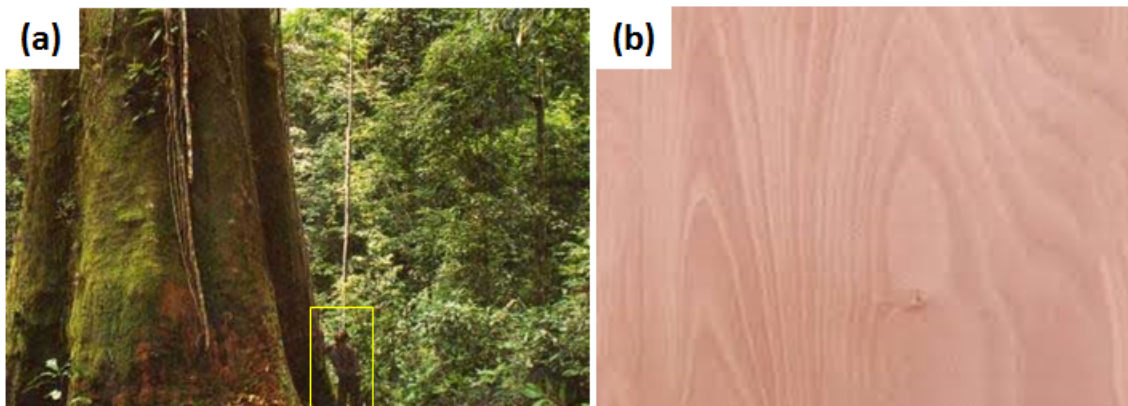


FIGURE 4.4 – (a) Arbre d'Okoumé sur pied;(b) Texture typique d'un bois d'Okoumé.

### Présentation du *Milicia excelsa* (Iroko)

L'Iroko dont le nom scientifique est *Milicia excelsa* fait parti de la famille des Moracées. Contrairement à l'Okoumé, l'Iroko est répandu sur l'ensemble des pays du centre de l'Afrique (Cameroun, Congo, Côte d'ivoire, Gabon, Ghana, Nigéria, RDC,...) telle qu'illustre la Fig. 4.5a. A maturité le bois d'Iroko atteint une hauteur maximale de 45 à 50 m (Fig. 4.5b) pour un diamètre de l'ordre de 2,5 m. C'est un bois léger/mi-lourd, il a une densité moyenne

variant de 0,55 à 0,76 à 12% d'humidité [20]. A l'état frais le bois d'Iroko est jaune à brun jaune (Fig. 4.5c), mais s'il est exposé de façon continue à la lumière il peut brunir et foncer.

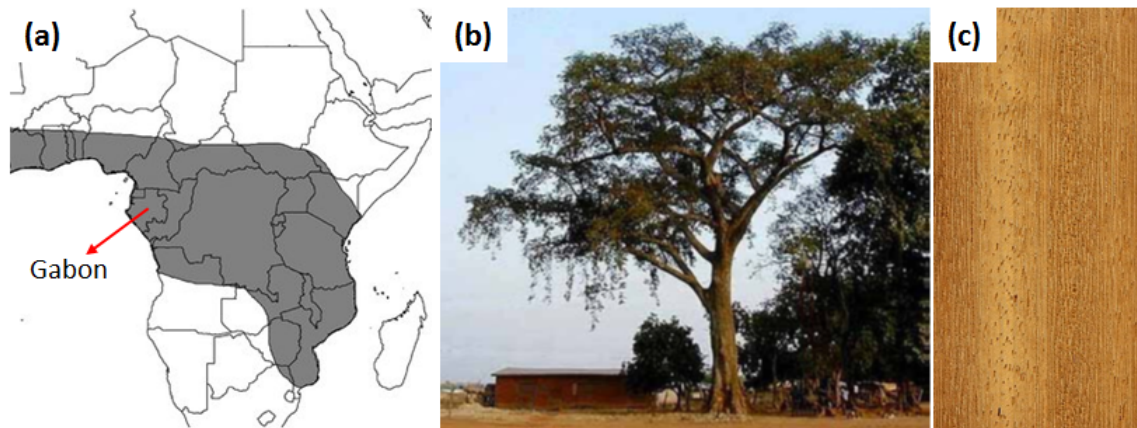


FIGURE 4.5 – (a) Zone de distribution de l'Iroko en Afrique [17] ; (b) Iroko sur pied [18] ; (c) Texture typique du bois d'Iroko

Le bois d'Iroko est souvent utilisé pour les produits d'ameublement à cause de sa texture. Il convient pour la fabrication de menuiseries extérieures, porte d'entrée, fermetures extérieures et aussi comme bois d'environnement (aménagement urbain, passerelles, abris, ...). Il est souvent utilisé pour la fabrication des parquets traditionnels. En industrie, le bois d'Iroko est souvent utilisé pour la fabrication de la carrosserie des voitures.

### Présentation du *Pterocarpus soyauxii* (Padouk)

Le Padouk est une espèce de bois de la famille des Fabacées, son nom scientifique est *Pterocarpus soyauxii*. On le retrouve notamment en Afrique centrale et occidentale mais son aire de croissance optimale est localisée au Gabon et au Cameroun [87]. Le Padouk est un bois idéal pour la conception des œuvres de menuiserie notamment en ébénisterie. En effet, ce bois présente une texture rouge corail (Fig. 4.6b) lorsqu'il est frais (après sciage), il devient mauve foncé après quelques jours d'exposition à l'air puis acquiert une teinte brun gris violacé [20], ce qui lui confère le qualificatif de bois précieux. De plus, grâce à ses propriétés de résonance, qui sont très intéressantes, il convient parfaitement à la fabrication de pianos ou d'autres instruments de musique. Le bois de Padouk peut atteindre des hauteurs de 50 m (Fig. 4.6a) et un diamètre allant de 60 à 100 cm. C'est un bois mi-lourd/lourd et mi-dur/très-dur avec une densité de l'ordre de 0,65 à 0,90 à 12% de taux d'humidité interne. Son duramen est reconnu comme étant très durable avec une classe de durabilité naturelle de type I [18, 20]. En somme, le bois de Padouk est utilisé pour diverses fabrications en structure bois notamment pour des constructions hydrauliques lourdes, les parquets, les contreplaqués, les traverses pour rails, en construction navale, etc [18].

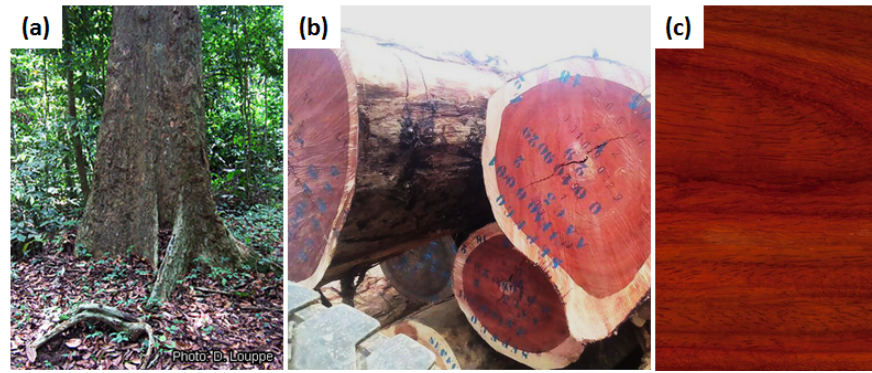


FIGURE 4.6 – (a) Arbre de Padouk sur pied ; (b) Grumes de Padouk dans un parc à bois ; (c) Texture typique du bois de Padouk

Le tableau. 4.1 fait un bref récapitulatif des caractéristiques physiques et mécaniques des espèces d'Okoumé, d'Iroko et de Padouk [18].

Tableau 4.1 – Caractéristiques physiques des trois espèces étudiées [18, 20]

Désignation	okoumé	iroko	padouk
Densité	0,4 à 0,5 (Très léger)	0,6 à 0,7 (Léger et Mi-lourd)	0,8 (Mi-lourd et lourd)
Dureté Monnin	Très tendre-tendre	Mi-dur	Dur
Coefficient de	0,30 à 0,40	0,40 à 0,50	0,40 à 0,50
Retrait Volumique (%)	(Faible-Moyen)	(Moyen)	(Moyen)
Retrait tangentiel total (%)	Faible-Moyen	Faible	Faible
Retrait radial total (%)	Moyen	Faible	Faible
Contrainte de rupture en compression (MPa)	30 à 40 (Faible)	50 à 60 (Moyenne)	60 à 70 (Moyenne)
Contrainte de rupture en flexion statique (MPa)	50 à 75 (Faible)	75 à 100 (Moyenne)	100 à 125 (Moyenne-forte)
Module d'élasticité (MPa)	10 000 (Faible)	10 000 à 15 000 (Faible-Moyen)	14 000 à 18 000 (Moyen)

On constate que le Padouk a les meilleures caractéristiques mécaniques et physiques, suivi respectivement de l'Iroko et de l'Okoumé. L'étude réalisée précédemment, nous a permis de

faire une présentation mais surtout de proposer une classification des trois espèces choisies. La prochaine phase consistera à faire une étude comparative des caractéristiques physico-mécaniques de ces trois espèces tropicales aux deux espèces tempérées étudiées dans les deux derniers chapitres.

## 4.2 Caractérisation des espèces étudiées

Afin d’optimiser notre protocole d’étude, il est essentiel de faire une caractérisation spécifique de l’ensemble des espèces étudiées. Ces essais de caractérisation ont été réalisés à l’Université de Technologie de Lulea (Skelleftea, en Suède) dans le cadre d’un partenariat entre le département de génie civil de Polytechnique de Clermont-Ferrand (UCA) et le Département des sciences de l’ingénieur et des mathématiques de l’université de Technologie de Lulea (LTU).

### 4.2.1 Méthode

Un total de 125 éprouvettes réparties en 8 groupes a été usiné, testé et analysé dans cette partie. Le tableau. 4.2 présente le nombre d’éprouvettes total obtenu et les moyennes statistiques des principaux paramètres physiques de chaque groupe d’éprouvettes avant leurs caractérisations mécaniques.

Tableau 4.2 – Moyenne des caractéristiques physiques de départ de chaque groupe d’éprouvettes ;  $NE^*$  : nombre d’éprouvettes ;  $Moy^*$  : moyenne ;  $SD^*$  : écart-type.

	Espèces	Groupes	$NE^*$	HI(%), $Moy^* \pm SD^*$	$\rho$ , $Moy \pm SD$
Espèces tempérées	Poutres <i>S</i>	<i>S1</i>	18	$9,48 \pm 1,15$	$0,46 \pm 0,03$
		<i>S5</i>	15	$10,40 \pm 1,36$	$0,47 \pm 0,02$
		<i>S9</i>	15	$10,01 \pm 1,47$	$0,41 \pm 0,01$
	Poutres <i>D</i>	<i>D3</i>	15	$9,75 \pm 1,07$	$0,55 \pm 0,03$
		<i>D9</i>	15	$9,92 \pm 1,14$	$0,57 \pm 0,02$
	Espèces tropicales	Okoumé	<i>O</i>	15	$10,26 \pm 1,60$
Iroko		<i>I</i>	17	$8,96 \pm 1,59$	$0,58 \pm 0,08$
Padouk		<i>P</i>	15	$8,33 \pm 1,12$	$0,73 \pm 0,22$

Les essais de caractérisation physico-mécanique ont été réalisés sur des éprouvettes tirées des 5 espèces étudiées (Douglas, Iroko, Okoumé, Sapin blanc, Padouk), de dimensions  $200 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$  ( $L_i \times h \times b$ ) telles que présentées par la Fig. 4.7. Après avoir été usinées (Fig. 4.7a), en utilisant un CT-Scanner, les sections des éprouvettes testées, ont été scannées (Fig. 4.7b). Ce scan est réalisé afin de mettre en évidence l’orientation des cernes de croissances des éprouvettes et les éventuels défauts initiaux sur les éprouvettes. Puis les éprouvettes ont été

conditionnées dans une chambre climatique (Fig. 4.7c), pendant 48h à une température fixe de  $20^{\circ}\text{C}$  et à une humidité relative moyenne de 64,7%. Après conditionnement, les éprouvettes ont été chargées en flexion 4-points jusqu'à leur rupture totale (Fig. 4.7d).

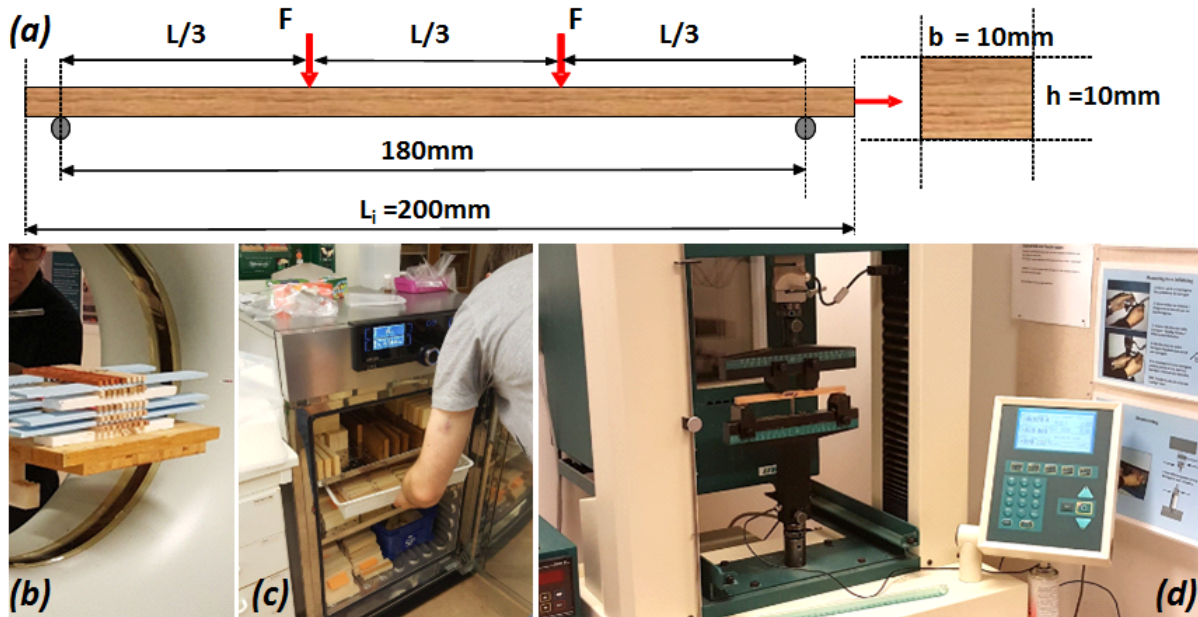


FIGURE 4.7 – Étapes suivies pour la caractérisation des éprouvettes; (a) Dimensions des éprouvettes ( $L_i$  : longueur totale de l'éprouvette;  $L$  : distance entre les appuis de la presse;  $b$  : épaisseur;  $h$  : hauteur); (b) Scan des éprouvettes par l'intermédiaire d'un CT-Scanner; (c) Conditionnement des éprouvettes dans une chambre climatique; (d) Essais de flexion 4-points des éprouvettes jusqu'à rupture.

#### 4.2.2 Cartes des cernes de croissance des bois tempérés et tropicaux tirées du CT-scanner

La Fig. 4.8 montre les cartes typiques des sections des éprouvettes tirées du CT-scanner. Les éprouvettes des espèces tempérées (S1, S5, S9, D3 et D9) sont identifiables par une couleur blanche et celles des espèces tropicales (O, I et P) par une couleur jaune. La distinction entre bois d'été et bois de printemps chez les espèces tempérées est facilement observable, comparativement aux espèces tropicales. En effet, pour les espèces tropicales les cernes de croissance annuelles ne sont quasiment pas dissociables et paraissent plus compacts. Ces observations qui sont en accord avec la littérature [85, 88], montrent que la distinction entre bois d'été et de printemps n'est pas évidente chez les espèces tropicales. L'une des raisons d'une telle observation pourrait être due au rude climat que l'on rencontre sur le territoire gabonais. En effet, le climat rencontré (environ 2000mm de précipitation annuelle, 85% en

moyenne de taux d'humidité et 27°C de température annuelle), comme nous l'avons vu précédemment, impacte considérablement les caractéristiques intrinsèques des espèces tropicales. Les précipitations qui ont lieu toute l'année empêchent d'observer la transition entre bois d'été et bois de printemps. Il y a une quasi croissance continue des cernes annuelles au sein des espèces tropicales.

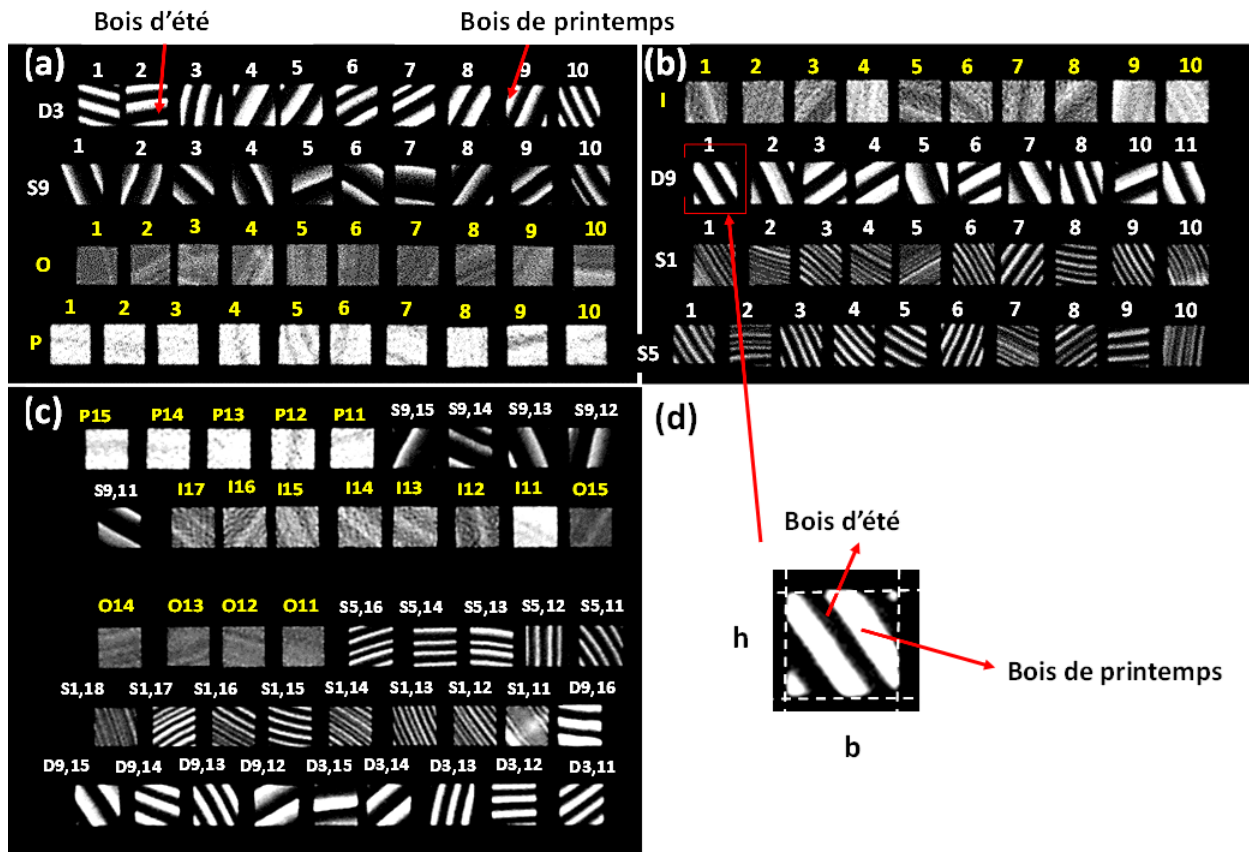


FIGURE 4.8 – (a), (b) et (c) Cartes des sections des éprouvettes de chaque groupe ; (d) Carte typique d'une section d'éprouvette tirée du CT-scanner.

De même une large variabilité sur le nombre de cernes de croissance est observable sur l'ensemble des éprouvettes scannées et présentées par la Fig. 4.8, notamment chez les espèces tempérées. Cette variabilité explique la différence intra et inter-espèces qui est observée. Au vu de ce qui précède, sur le plan morphologique, il y a une différence structurale entre les espèces tempérées et les espèces tropicales, due à la différence de leurs lieux de croissance.

### 4.2.3 Caractérisation mécaniques des espèces étudiées

Les Figs. 4.9 et 4.10 présentent les courbes typiques force-déplacement obtenues après les essais de flexion 4-points jusqu'à rupture des éprouvettes des groupes *D3* et *I*.

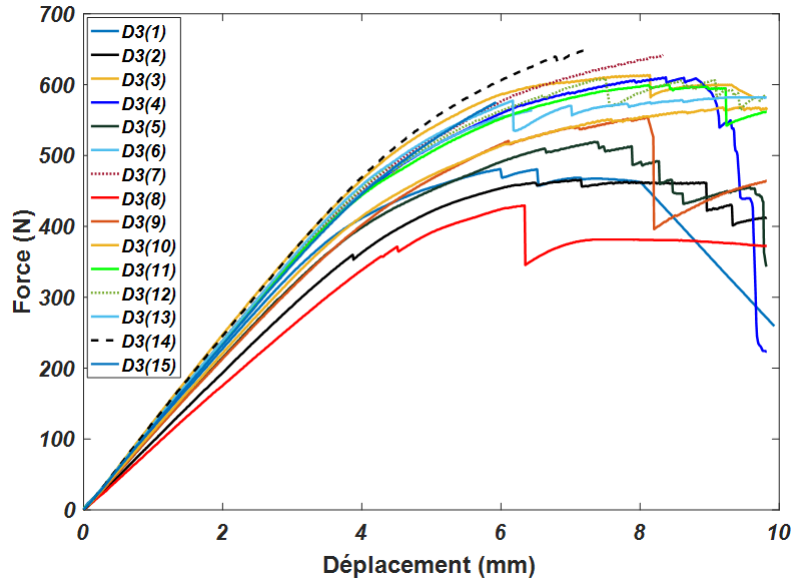


FIGURE 4.9 – Courbes force-déplacement des éprouvettes du groupe *D3*.

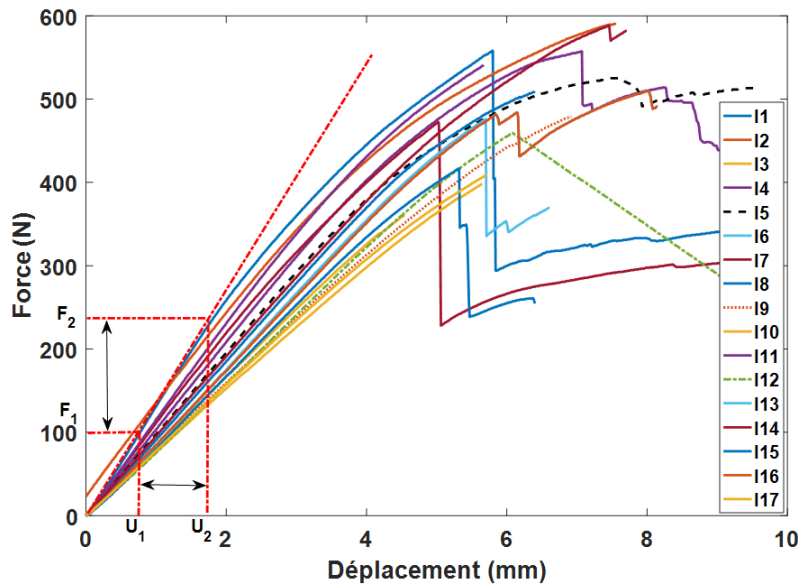


FIGURE 4.10 – Courbes force-déplacement des éprouvettes du groupe *I*.

Les courbes Force-Déplacement de chaque éprouvette nous ont permis de déterminer les caractéristiques mécaniques spécifiques de chaque éprouvette (voir tableau. 4.3) : module d'élasticité (MOE), force maximale à la rupture ( $F_{max}$ ), contrainte maximale à la rupture ( $\sigma_{max}$ ). Le MOE ( $E$ ) a été calculé suivant l'Eq. 4.1.

$$E = \frac{(L/3)^3(F_2 - F_1)}{16I_z \cdot (U_2 - U_1)} \quad (4.1)$$

Où  $\Delta F/\Delta U$  est la pente de la courbe force/déplacement, comme décrit dans la norme

européenne Eurocode [56].  $L$  représente la distance entre les supports de la presse (voir Fig. 4.7) et  $I_z$  le moment d'inertie de l'éprouvette testée.

Nous avons vu au chapitre 3, d'après Timoshenko [74, 75] que pour une poutre de section rectangulaire en flexion pure, la contrainte maximale se développe sur les fibres externes supérieures et inférieures. Pour un moment fléchissant  $M$  positif, la contrainte maximale a été calculée d'après l'équation suivante :

$$\sigma_{max} = \frac{Mh}{2I_z} \quad (4.2)$$

Afin de déterminer la charge maximale à la rupture ( $F_{max}$ ) et la force à la limite d'endommagement ( $F_e$ ) de l'ensemble des éprouvettes des groupes d'espèces testées, un critère de détermination a été proposé. La Fig. 4.11 illustre ce critère de détermination.

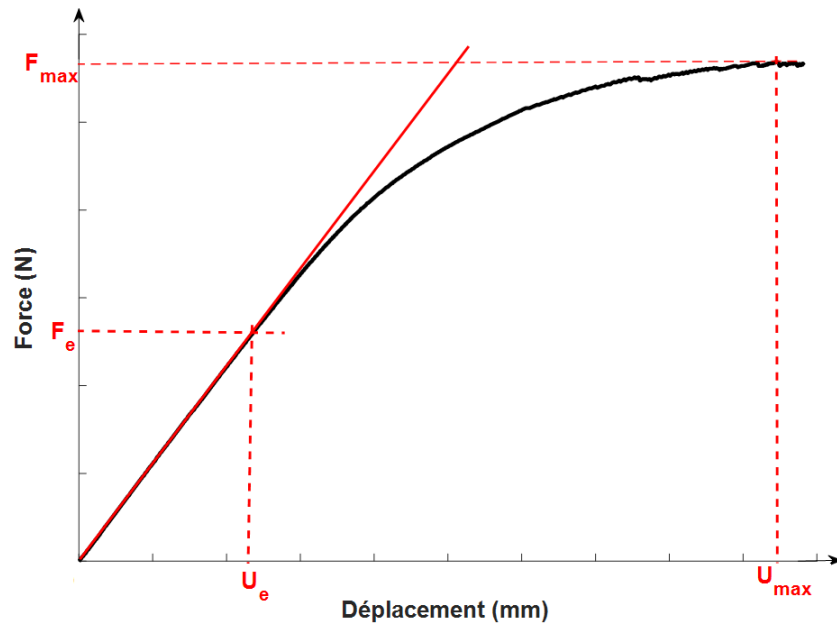


FIGURE 4.11 – Courbe force-déplacement illustrant le critère de détermination des paramètres  $F_e$  et  $F_{max}$ .

Le critère consiste premièrement, à représenter la courbe moyenne de l'ensemble des séries de données de chaque groupe d'espèces étudiées (8 groupes dans notre cas, voir tableau. 4.3). Puis en suivant l'évolution de la pente sur 3 points, on identifie la phase linéaire. La limite d'endommagement (ou limite d'élasticité) est définie par la chute de la valeur de cette pente. Enfin, en fixant la valeur du déplacement à la limite élastique de la courbe moyenne de chaque groupe, on détermine approximativement les valeurs spécifiques  $F_e$  de chaque éprouvette. Le tableau. 4.3 présente l'ensemble des caractéristiques mécaniques moyenne tirées des 8 groupes d'espèces étudiées.



Tableau 4.3 – Moyennes des caractéristiques mécaniques des groupes d'éprouvettes étudiés ; MOE : Module d'élasticité moyen des espèces étudiées ;  $F_{max}$  : Force maximale moyenne à la rupture des espèces étudiées ;  $F_e$  : Force moyenne d'endommagement des espèces étudiées ;  $\sigma_{max}^{Cir}$  : contrainte maximale à la rupture donnée par le CIRAD [21] à 12% de HI de l'espèce.

	Espèces tempérées					Espèces tropicales		
	<i>S1</i>	<i>S5</i>	<i>S9</i>	<i>D3</i>	<i>D9</i>	Okoumé ( <i>O</i> )	Iroko ( <i>I</i> )	Padouk ( <i>P</i> )
$E$ [GPa]	8,21	9,68	8	12,98	12,43	7,60	10,14	10,72
$F_{max}$ [N]	405,90	401,92	336,45	564,34	479,33	421,81	491,82	407,37
$F_e$ [N]	197,43	197,6	183,71	353,83	232,04	208,16	257,61	170
$\varepsilon_e$ [‰]	4,3	3,7	4,1	4,9	3,4	4,9	4,6	2,9
$\sigma_{max}$ [MPa]	92,45	89,05	74,21	124,07	103,65	91,63	104,48	92,21
$\sigma_{max}^{Cir}$ [MPa]	80(9)			91(6)		62(11)	87(15)	116(24)

Nous avons présenté au tableau. 4.3, les valeurs moyennes des charges limites ( $F_e$ ) à appliquer avant qu'il y ait une quelconque dégradation structurelle des espèces étudiées en flexion statique 4-points. En se basant sur ces résultats on peut alors déterminer la déformation ( $\varepsilon_e$ ) à la limite d'endommagement ( $F_e$ ) telle que :

$$\varepsilon_e = \frac{F_e L}{E_e H^2} \quad (4.3)$$

Où  $E$  représente le module d'élasticité moyen et  $\varepsilon_e$  la déformation moyenne à la limite d'endommagement pour chaque groupe d'espèces données dans le tableau. 4.3. La Fig.4.12 montre la comparaison entre  $\sigma_{max}$  et  $\sigma_{max}^{Cir}$  des espèces étudiées. Les barres d'erreurs représentent les valeurs des écart-types pour chaque espèce. Toutes les valeurs calculées, exceptées celles de P et O, semblent se rapprocher de celles données par le CIRAD. Comme pour les résultats obtenus sur les cartes des sections des éprouvettes testées, on observe une mise en évidence de la variabilité intra-espèce au sein des éprouvettes d'une même espèce.

Dans ce paragraphe, les calculs effectués prenaient en compte des éprouvettes de section rectangulaire (voir Fig. 4.7a) et avaient pour but de mettre en évidence les caractéristiques intrinsèques des espèces gabonaises choisies pour les essais en ambiance tropicale. En tenant compte des comparaisons effectuées, entre les résultats obtenus et ceux présentés par la littérature on observe une grande similarité entre ces résultats. Nous allons nous baser sur ces résultats pour mettre en place notre protocole d'étude expérimentale.

### 4.3 Présentation de la géométrie des poutres arrêtees

Afin de rester sur les mêmes objectifs (Poutre Entaillées, voir chapitre 2 et 3), la même configuration géométrique des poutres étudiées est adoptée. Comme présenté dans les cha-

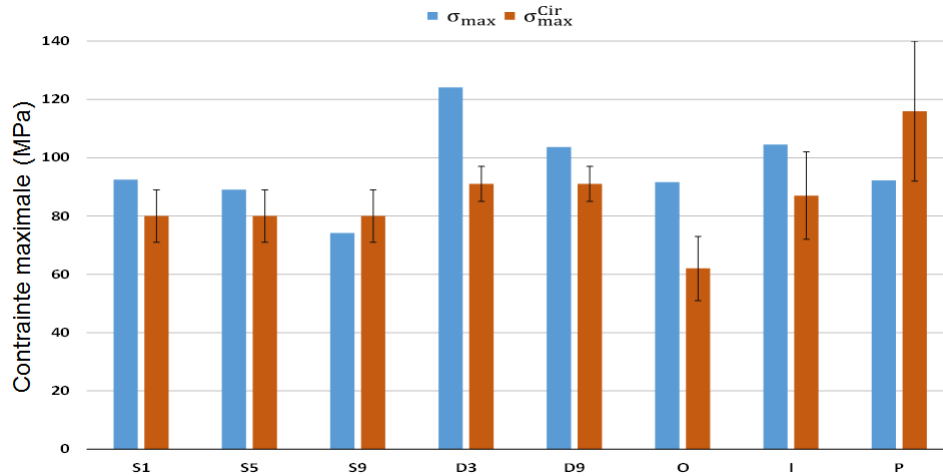


FIGURE 4.12 – Comparaisons effectuées entre les valeurs des contraintes calculées ( $\sigma_{ma}$ ) et celles données par le CIRAD ( $\sigma_{max}^{Cir}$ ).

pitres précédents cette configuration a pour but la prise en compte des paramètres de fissuration du bois (lors des essais en ambiance variable). Dans cette partie nous allons proposer, dans le but de reproduire ces essais en ambiance tropicale (sur des espèces gabonaises), un protocole adapté aux conditions environnementales et d’approvisionnement en ressources gabonaises.

### 4.3.1 Détermination des expressions des contraintes à appliquer

La Fig. 4.13 présente la configuration géométrique des poutres arrêtées pour les essais différés, telle que présentée dans la phase précédente de cette thèse.

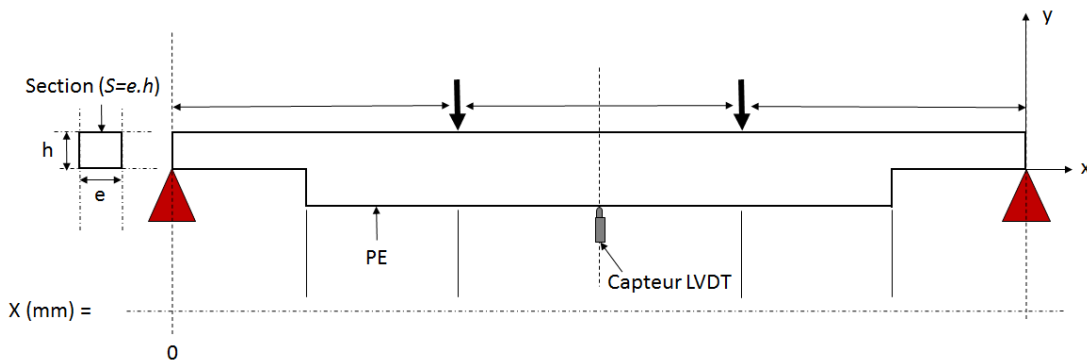


FIGURE 4.13 – Dispositif expérimental et géométrie des poutres arrêtées.

En prenant en compte la complexité en approvisionnement du bois sur le territoire gabonais, nous préconisons de réduire les dimensions des poutres de bois, afin d’abaisser le coup d’achat au mètre cube des échantillons des espèces choisies. Nous allons dans la phase qui

suit, mettre en évidence, grâce à un facteur d'échelle les dimensions et la charge que nous préconisons pour la prochaine phase des essais sur des poutrelles des espèces tropicales. La Fig. 4.14 présente la géométrie de la demie-poutre entaillée arrêtée, telle que présentée aux chapitres 1 et 2 de cette thèse.

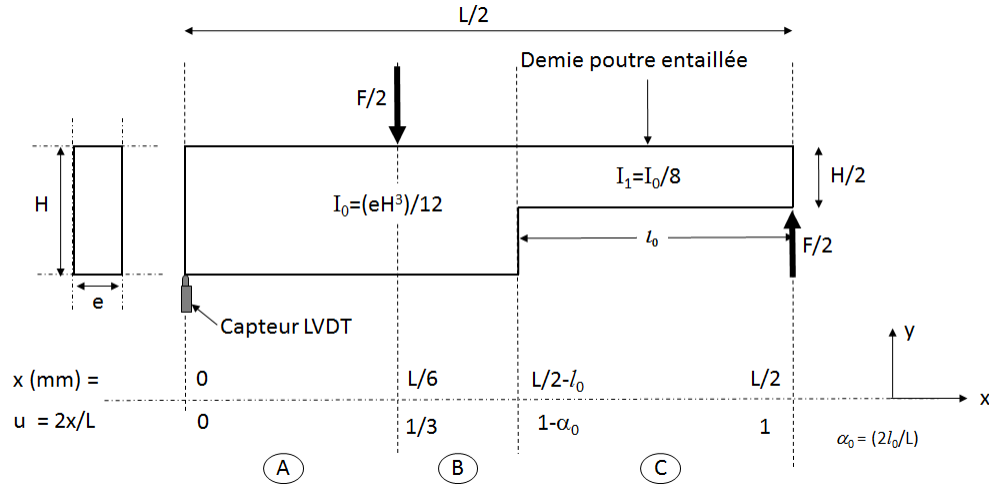


FIGURE 4.14 – Géométrie de la demi-poutre entaillée en flexion 4-points.

En partant des hypothèses définies au chapitre 3 et pour raison de symétrie nous allons considérer la demie-poutre telle que présentée par la Fig. 4.14. Dans le cas d'un essai de flexion 4-points, l'étude de cette demi-poutre peut être réalisée sur trois tronçons **A**, **B** et **C**.

Sur le tronçon **A** ( $0 \leq x \leq \frac{L}{6}$ ), nous avons montré au chapitre 3 que le moment fléchissant  $M_A = M_0 = FL/6$ . La contrainte initiale maximale appliquée dans cette zone d'après Eq. 3.5 (voir chapitre 3) devrait prendre la forme :

$$\sigma_0 = \frac{M_0 H}{2I_0} \quad (4.4)$$

Sur le tronçon **B** ( $\frac{L}{6} \leq x \leq \frac{L}{2} - l_0$ ), on montre que  $M_B = M_1 = (3/2)M_0(1 - \frac{2x}{L})$ . On obtient alors l'expression de la contrainte suivante :

$$\sigma_1(x) = \frac{3}{4} \frac{M_0 H}{I_0} \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (4.5)$$

Sur le tronçon **C** ( $\frac{L}{2} - l_0 \leq x \leq \frac{L}{2}$ ), le moment fléchissant se met sous la même forme que celui du tronçon **B**,  $M_C = M_B = M_2 = (3/2)M_0(1 - \frac{2x}{L})$ . En prenant en compte le fait que sur ce tronçon,  $I_1 = I_0/8$ , on admet alors que l'expression de la contrainte au niveau de

l'entaille, dans cette zone, se met sous la forme :

$$\sigma_2(x) = \frac{3M_0H}{I_0} \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \quad (4.6)$$

En comparant les expressions des contraintes précédemment démontrées, on a pour  $x = L/2(1 - \alpha)$ ,  $\sigma_1(x) = \sigma_2(x)/4$  et  $\sigma_2(\alpha) = 6\sigma_0\alpha$ , où  $\alpha$  est le niveau d'entaille tel que défini au chapitre 3. Il apparaît donc une discontinuité au niveau de la frontière entre la zone **B** et la zone **C**. Elle n'a pas de sens physique et résulte de la simplification de l'approche RDM, qui ne prédit pas correctement les effets locaux (notamment la concentration des contraintes à l'entaille). Afin d'avoir une idée des conditions aux limites sur le chargement en flexion 4-points de ce type d'échantillon, nous allons faire une étude spécifique sur l'évolution de la contrainte sur le tronçon **C** en fonction du niveau de progression de la fissure  $\alpha$ .

Comme précédemment (§3.2.1) nous assimilerons la progression de la fissuration à celle de l'entaille, la frontière entre les zones **B** et **C** se déplace d'autant. Nous avons vu que  $\sigma_2$ , sur le tronçon **C** était proportionnel à la grandeur  $\alpha$  et se mettait sous la forme  $\sigma_2(\alpha) = 6\alpha\sigma_0$ . La Fig. 4.15 présente le diagramme d'évolution de  $\sigma_2$  en fonction du niveau de progression  $\alpha$ .

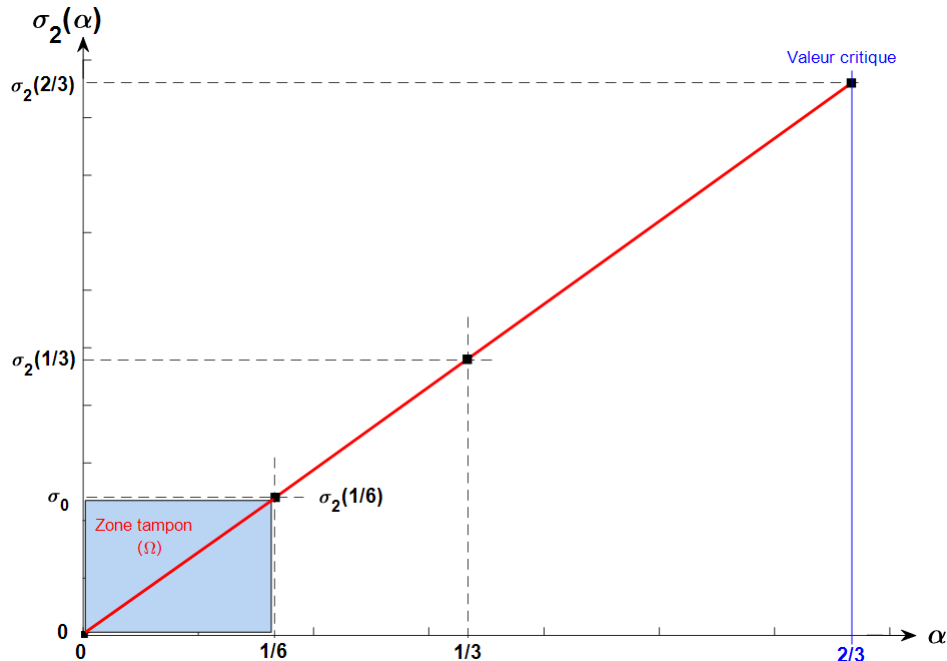


FIGURE 4.15 – Diagramme d'évolution de la contrainte dans le tronçon **C** en fonction du niveau de progression de la fissure  $\alpha$ .

Ce diagramme montre que plus  $\alpha$  augmente, plus la contrainte au niveau de l'entaille

augmente. Il en résulte, en prenant en compte la géométrie des poutres entaillées, présentées (chapitres 2 et 3) et l'étude réalisée sur  $\sigma_2(\alpha)$  (Fig. 4.15) qu'il existe une zone tampon ( $\Omega$ ) de l'évolution de la contrainte au droit de l'entaille en fonction de  $\alpha$ . Dans cette zone, la contrainte au niveau de l'entaille  $\sigma_2$  est inférieure à la contrainte initiale  $\sigma_0$  appliquée dès le début du chargement. Dans le cas bien précis de cette étude, au début du chargement avec un chargement initial  $\sigma_0$ , nous préconisons de prendre  $\alpha \in [0; 1/6[$ , afin de toujours avoir au début du chargement  $\sigma_2 < \sigma_0$ .

Nous avons vu au chapitre 2, que l'effondrement de la poutre est total lorsque la fissure atteint la limite du point d'appui poutre-chargeement (voir §2.2.2.2), cette limite correspond ici à une valeur du niveau de progression de la fissure  $\alpha = 2/3$ . Pour ce type de configuration géométrique,  $\alpha = 2/3$  est donc la limite pour laquelle on est quasiment sûr d'avoir un effondrement total de la poutre.

### 4.3.2 Dimensions des poutres et charges à appliquer

En prenant en compte les résultats précédemment établis (chapitre 2, 3 et paragraphe précédent), nous préconisons des dimensions réduites, à l'échelle 6, des poutres étudiées aux chapitres précédents. Le tableau. 4.4 présente les nouvelles caractéristiques géométriques des poutres qui vont être étudiées en ambiance tropicale.

Tableau 4.4 – Nouvelles caractéristiques géométriques des poutres.

Grandeurs	L [mm]	H [mm]	e [mm]	$l_0$ [mm]	$\alpha_0$
Valeurs	600	30	10	38	19/150

On peut alors arrêter la nouvelle configuration géométrique des poutres présentée par la Fig. 4.16.

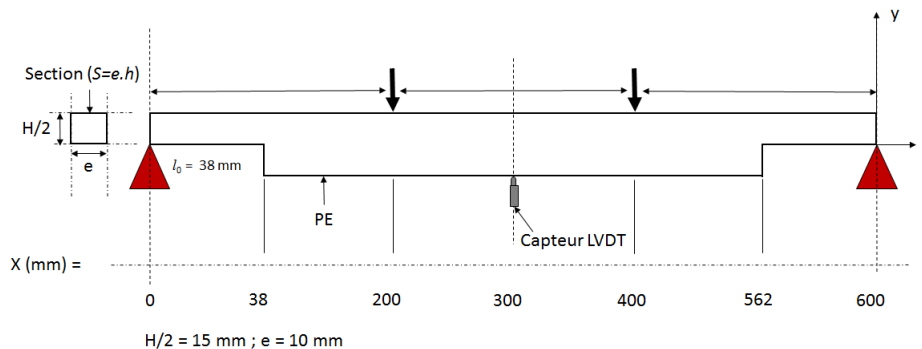


FIGURE 4.16 – Nouveau dispositif expérimental arrêté pour les essais sur les espèces tropicales en ambiance tropicale variable.

La nouvelle géométrie tient compte des effets des variations hydriques dans le bois. Nous

avons vu au chapitre précédent que la durée de stabilisation de l'humidité dans le bois est fonction de la taille de l'éprouvette de bois étudiée (dans notre cas environ 2 jours pour les poutres de Douglas et 1,7 jours pour les poutres de Sapin blanc). La réduction de la taille des poutres (notamment leur épaisseur) entraînerait de facto une réduction du temps de stabilisation et de diffusion de l'humidité ( $\tau_w$ ) dans le bois. Le tableau. 4.5 montre les intensités des charges à appliquer calculées, pour les espèces tropicales choisies en fonction de la configuration géométrique arrêtée.

Tableau 4.5 – Intensités des charges arrêtées pour la nouvelle phase expérimentale.

	Okoumé	Iroko	Padouk
$m_c$ [kg]	22,8	30,42	32,16
$m_{Cir}$ [kg]	29,7	38,52	47,6

$m_c$  est la masse déterminée grâce aux données issues de notre phase expérimentale et  $m_{Cir}$  celle des données du CIRAD. Nous avons montré au tableau. 4.3 que pour l'ensemble des espèces choisies, les déformations élastiques  $\varepsilon_e$  sont supérieures à 2‰. Partant de ces résultats, les charges calculées et présentées au tableau. 4.5 on été déterminées pour un taux de déformation fixe  $\varepsilon_0 = 0,002$ , cette valeur a été choisie afin de rester en dessous de la limite d'élasticité.

Les charges présentées par le tableau. 4.5 sont tirées du calcul de RDM et semblent assez excessives pour des éprouvettes de sections  $15 \times 10 \text{ mm}^2$ . Afin de s'assurer que les charges arrêtées sont appropriées pour ce type de géométrie, nous préconisons de faire des essais préliminaires (flexion 4-points jusqu'à rupture) sur ce type de poutrelles entaillées pour caler l'ensemble des caractéristiques mécaniques arrêtées.

## 4.4 Prise en compte de la fissuration de la poutre entaillée (PE) en flexion 4-points

Aux chapitres précédents, nous avons présenté une méthode de suivi des paramètres de fissuration d'une PE en fluage en ambiance variable, nous préconisons de garder ce même dispositif de suivi. Dans cette partie, nous allons déterminer, grâce à l'approche énergétique de Griffith, l'expression analytique du taux de restitution d'énergie  $G$  d'une PE en flexion 4-points.

#### 4.4.1 Approche énergétique de Griffith : détermination de l'expression analytique du taux de restitution d'énergie $G$

En partant des hypothèses de Griffith, définies au chapitre 1, nous allons déterminer l'expression du taux de restitution d'énergie  $G$  d'une poutre entaillée fissurée d'une longueur  $\Delta l$  telle que présentée à la Fig. 4.17a.

L'extension de longueur  $\Delta l$  d'une fissure s'accompagne, telle que nous l'avons vu au chapitre 3, d'une variation d'énergie définie par l'Eq. 4.7 telle que :

$$\Delta W_{ext} = \Delta W_{él} + \Delta U \quad (4.7)$$

Où  $\Delta W_{ext}$  et  $\Delta W_{él}$  sont respectivement les variations d'énergie appliquée due aux forces extérieures et d'énergie élastique emmagasinée. De même, nous avons aussi montré au chapitre 1 que :

$$\Delta U = Ge\Delta l \quad (4.8)$$

Avec  $\Delta U$  l'énergie dépensée lors de la propagation unitaire de la fissure sur une longueur  $\Delta l$ . L'expression du taux de restitution d'énergie  $G$  est alors donnée par l'équation suivante :

$$G = \frac{\Delta W_{ext} - \Delta W_{él}}{e\Delta l} \quad (4.9)$$

Pour donner l'expression analytique du taux de restitution d'énergie  $G$  nous allons procéder par étape. Nous allons dans un premier temps, déterminer l'expression de  $\Delta W_{ext}$  puis celle de  $\Delta W_{él}$ , puis en partant de l'Eq. 4.9, donner son expression analytique pour ce type de configuration géométrique, dans le cadre simplifié de la RDM.

En partant des expressions de la flèche définis par les équations 3.20 et 3.12 (*Conf.* Chapitre 3) le déplacement à la position  $x = L/2$  se met sous la forme :

$$y(L/2) = \frac{23FL^3}{108EeH^3} \left( \frac{189}{23} \alpha^3 + 1 \right) \quad (4.10)$$

Le déplacement à la position  $x = L/6$  se met sous la forme :

$$y(L/6) = \frac{FL^3}{36EeH^3} \quad (4.11)$$

En soustrayant les équations 4.10 et 4.11, la variation de déplacement vertical ( $\Delta y = y(L/2) - y(L/6)$ ) de la force  $F/2$  de la position  $x = L/2$  à la position  $x = L/6$  est définie

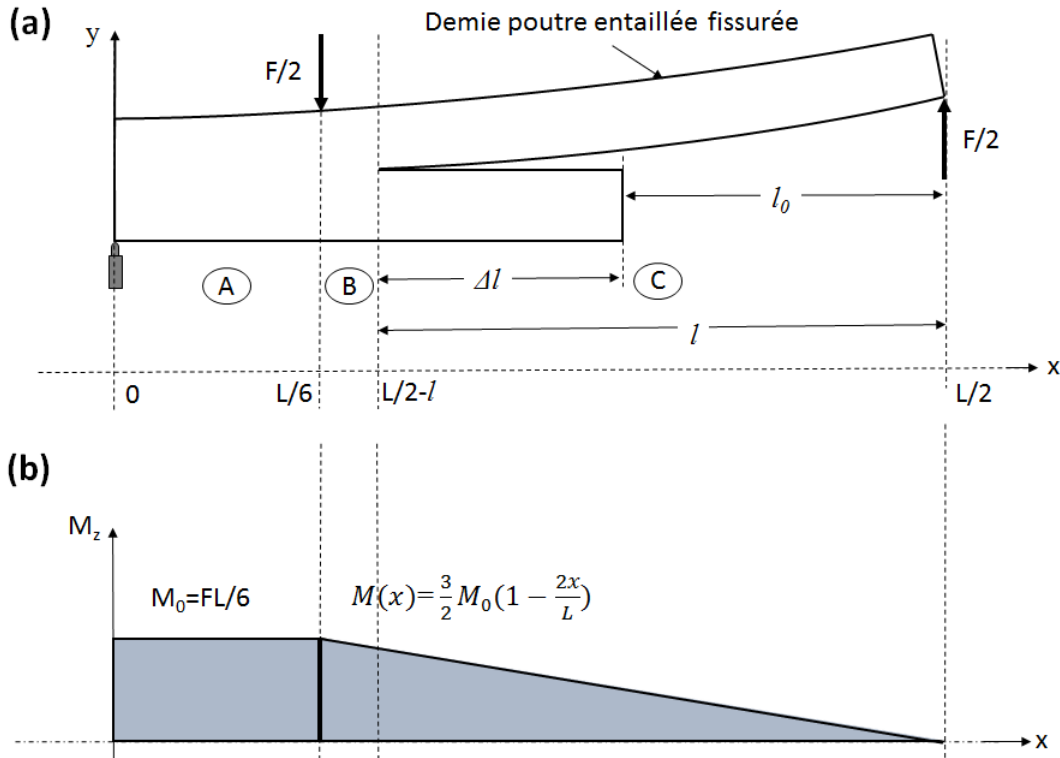


FIGURE 4.17 – (a) Demie poutre entaillée et fissurée; (b) diagramme des moments fléchissants.

par :

$$\Delta y = \frac{FL^3}{108EeH^3}(189\alpha^3 + 20) \quad (4.12)$$

Par conséquent la variation d'énergie due aux forces extérieures  $W_{ext}$  engendrée par  $F/2$  (le poids est négligé) se déplaçant d'une position  $y(L/2)$  à  $y(L/6)$  est alors donnée par l'Eq. 4.13 telle que :

$$W_{ext} = \frac{F^2L^3}{216EeH^3}(189\alpha^3 + 20) \quad (4.13)$$

En nous appuyant sur le diagramme des moments fléchissants présenté par la Fig. 4.17b et la méthode de Castigliano pour la détermination d'une énergie élastique, nous allons proposer l'expression analytique de  $W_{él}$  représentant la variation de l'énergie élastique emmagasinée lors d'une extension de fissure de longueur  $\Delta l$ . D'après Castigliano,  $W_{él}$  est définie sur le tronçon  $x \in [0; L/2]$  par :

$$W_{él} = \int_0^{\frac{L}{6}} \frac{M_0^2}{2EI_0} dx + \int_{\frac{L}{6}}^{\frac{L}{2}-l} \frac{M^2(x)}{2EI_0} dx + \int_{\frac{L}{2}-l}^{\frac{L}{2}} \frac{4M^2(x)}{EI_0} dx \quad (4.14)$$



En résolvant l'Eq. 4.14, en prenant soin de poser  $M_0 = FL/6$  et  $M(x) = (3/2)M_0(1 - 2x/L)$  puis  $I_0 = eH^3/12$ , l'expression de l'énergie élastique emmagasinée  $W_{el}$  se met alors sous la forme :

$$W_{el} = \frac{F^2 L^3}{72 E e H^3} (189 \alpha^3 + 20) \quad (4.15)$$

Par conséquent en remplaçant les expressions calculées de l'énergie des efforts extérieurs ( $W_{ext}$ ) et de l'énergie élastique emmagasinée ( $W_{el}$ ) dans l'Eq. 4.9, le taux de restitution d'énergie se met alors sous la forme :

$$G(l) = \frac{21}{8} \frac{F^2}{E e^2 H^3} \Delta l^2 \quad (4.16)$$

Où  $\Delta l$  est l'incrément de fissure observée au droit de l'entaille durant la phase d'essai ;  $E$  le module d'élasticité longitudinale de la PE ;  $F$  la force totale appliquée à la PE ;  $H$  la hauteur de la PE.

En partant de l'expression de l'Eq. 4.16 et de l'expression de l'incrément de fissure  $\Delta l = l - l_0$ , on admet qu'il existe un taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  (pour ce type de configuration géométrique des poutres) définit pour  $l = l_0$  et se mettant sous la forme :

$$G_c = \frac{21}{8} \frac{F^2}{E e^2 H^3} l_0^2 \quad (4.17)$$

Il est primordial de noter et surtout de prendre en compte que l'expression de  $G$ , présentée par l'Eq. 4.16 est spécifique à la géométrie de la PE étudiée et à la propagation de la fissure qui est supposée se propager de façon linéaire depuis le droit de l'entaille.

#### 4.4.2 Courbe typique de l'évolution de $G$ en fonction de la propagation de la pointe de fissure

Pour avoir une idée de l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  (Eq. 4.16) nous allons nous appuyer sur les résultats des essais présentés au chapitre 2 qui ont été obtenus sur les PE de Douglas et Sapin blanc. Étant données que les mesures des longueurs des fissures ont été effectuées sur les faces des poutres (voir §2.1.3) nous allons donc représenter, en nous basant sur l'expression générale de l'Eq. 4.16, les évolutions de  $G$  de quelques fissures apparues au droit des entailles des PE pendant les essais.

La Fig. 4.18 montre l'évolution typique du taux de restitution d'énergie  $G$ , de la propagation d'une fissure  $\Delta l$ , apparue au droit de l'entaille d'une poutre entaillée (PE) en flexion

4-points. Nous avons montré, aux chapitres 2 et 3 que pour ce type de géométrie et pour une PE en flexion 4-point (lorsqu'il y a apparition d'une fissure et propagation linéaire de celle-ci), il y a rupture totale de la PE lorsque  $l = L/3$  (point d'appuis de la charge appliquée). Cette hypothèse est valable pour des poutres saines, respectant les hypothèses de départ (homogénéité, continuité et isotropie). En effet, pour des PE présentant des défauts initiaux (nœuds, défauts structuraux, ...) lorsque les fissures les rencontrent, ces points agissent comme des zones de concentration de contrainte, qui amplifient l'intensité de la contrainte appliquée et augmentent le risque de rupture du matériau.

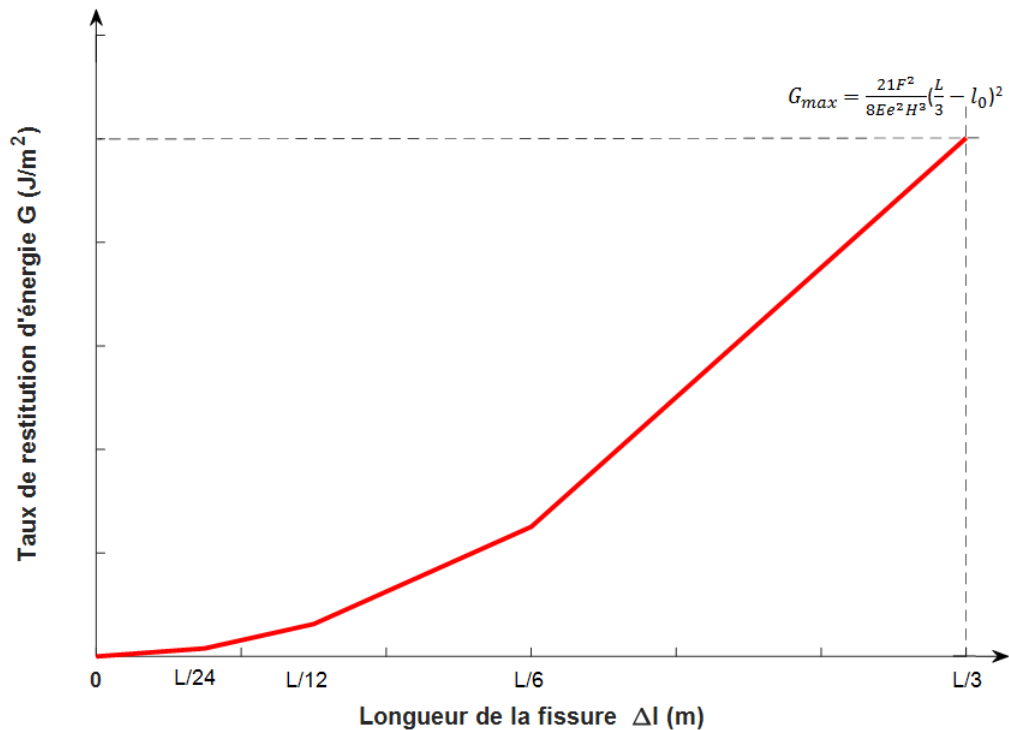


FIGURE 4.18 – Courbe typique de l'évolution du taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de la fissure d'une PE à différents longueurs spécifiques de  $l$ .

Pour ce type de géométrie et de dispositif d'essai, le taux de restitution d'énergie maximale ( $G_{max}$ ) est atteint lorsque  $l = L/3$  et est défini par :

$$G_{max} = \frac{21}{8} \frac{F^2}{Ee^2H^3} \left(\frac{L}{3} - l_0\right)^2 \quad (4.18)$$

#### 4.4.3 Application et validation du modèle de détermination de $G$ sur les espèces tropicales : Okoumé, Iroko et Padouk

En partant du résultat précédent de la détermination de  $G_{max}$ , nous allons calculer les valeurs des  $G_{max}$  (pour ce type de géométrie Cf. §4.3.2), des différentes espèces tropicales arrêtée. Nos résultats s'appuient essentiellement sur des essais statiques de flexion 4-points réalisés, dans le cadre d'une thèse en cours, sur des poutrelles des espèces de Padouk, d'Iroko et d'Okoumé (Fig. 4.19).

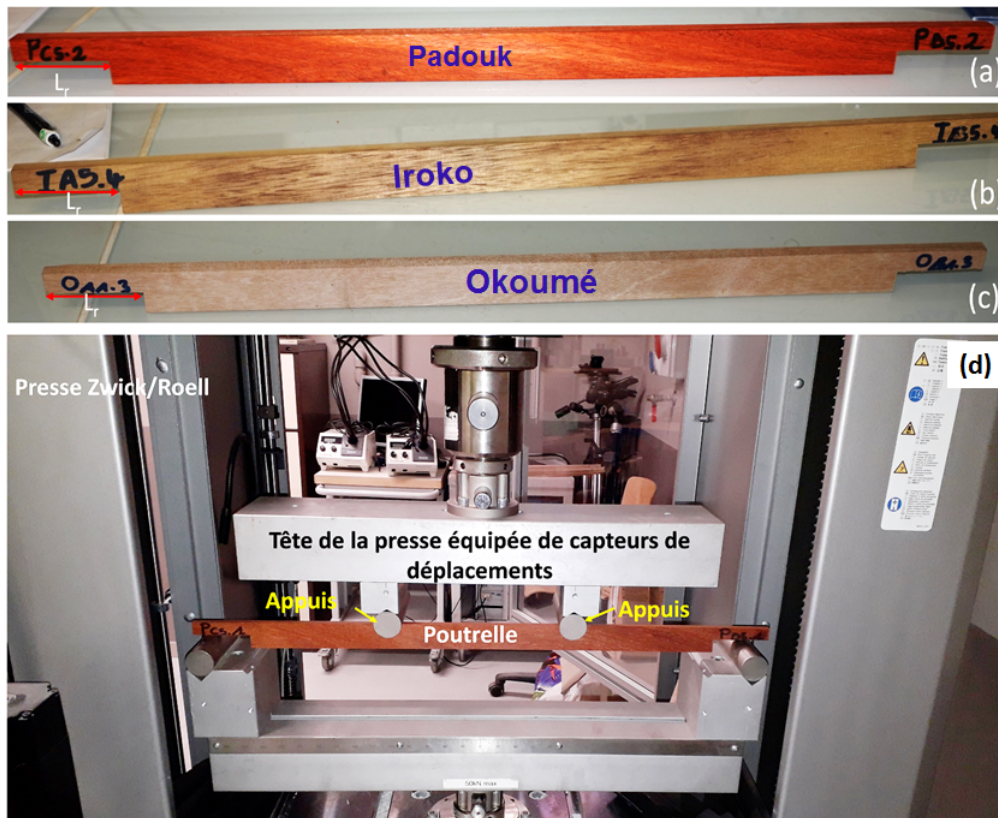


FIGURE 4.19 – Poutrelles de Padouk (a), d'Iroko (b) et d'Okoumé (c) avant les essais statiques; (d) Poutrelle de Padouk entaillée en essais statique.

Les essais statiques de flexion 4-points (jusqu'à la rupture) réalisés sur 12 poutrelles entaillées (4 P, 4 O et 4 I) nous ont permis d'obtenir les moyennes, des caractéristiques intrinsèques spécifiques des espèces présentées dans le tableau. 4.6.

Tableau 4.6 – Moyennes des caractéristiques intrinsèques des espèces tropicales.

	Okoumé	Iroko	Padouk
$MOE$ (Écart type)	7694 (421) MPa	10194 (277) MPa	10898 (748) MPa
$F_{max}$ (Écart type)	511 (6,7) N	304 (3) N	688 (13) N

En se basant essentiellement sur ces résultats, en prenant en compte les hypothèses émises sur la propagation linéaire de la fissure (depuis le coin de l'entaille de la PE) et de la limite maximale atteinte au point d'appui Poutre-Pressé (Cf. §2.2.2), on admet que pour ce type de configuration géométrique  $\Delta l_{max} = 162mm$ . La Fig. 4.20 présente la comparaison effectuée entre les  $G_{max}$  calculés dans le cadre de cette thèse et les moyennes des données calculées par Odounga *et al.* [85] pour les essais qu'il a réalisés sur des éprouvettes MMCG des espèces O, I et P d'épaisseur 15 mm.

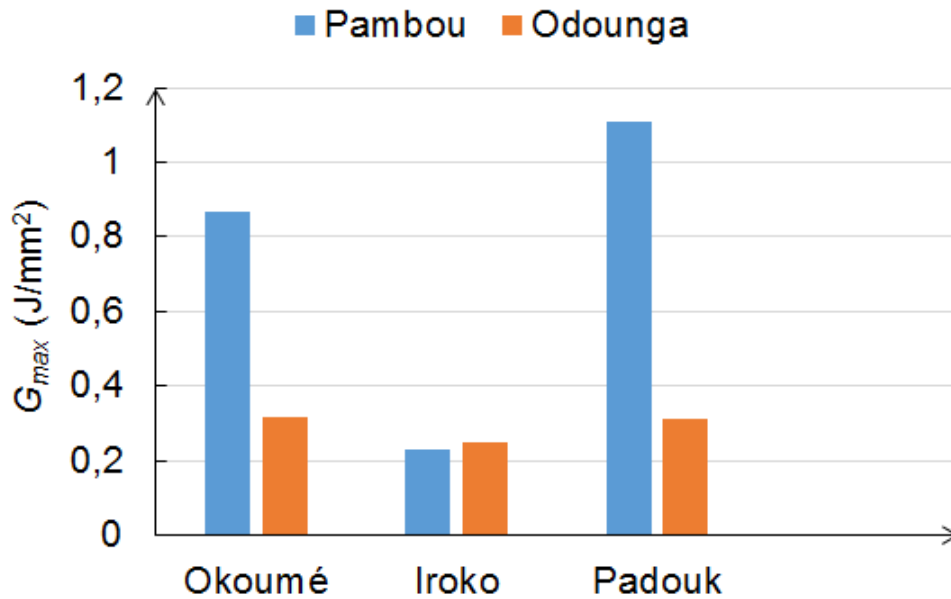


FIGURE 4.20 – Comparaison des  $G_{max}$  des espèces d'Okoumé, d'Iroko et de Padouk, issues de notre modèle RDM avec les données issues des valeurs déterminées par Odounga *et al.* [85].

On observe une quasi-similarité de l'évolution des  $G_{max}$  dans les deux cas. En effet, pour les résultats issus de notre calcul et ceux issus des calculs de Odounga *et al.* [85], les espèces de Padouk et d'Okoumé présentent les  $G_{max}$  les plus importantes comparativement à l'espèce d'Iroko. Par contre, en faisant une comparaison intraspécifiques des valeurs obtenues au sein de chaque espèce, on observe des différences significatives chez les espèces d'Okoumé ( $\approx 0,9J/mm^2$  chez Pambou et  $\approx 0,3J/mm^2$  chez Odounga) et de Padouk ( $\approx 1,15J/mm^2$  chez Pambou et  $\approx 0,3J/mm^2$  chez Odounga). Ces résultats montrent que notre modèle RDM, de détermination de  $G$ , amplifie les valeurs de  $G_{max}$ . Plusieurs facteurs pourraient expliquer ces écarts, notamment :

- **L'hétérogénéité du bois**

Le modèle RDM de  $G$  présenté dans cette partie, se base essentiellement sur les hypothèses selon lesquelles, le matériau étudié est un milieu continu, homogène et isotrope. Or en étant

rigoureux le bois est un matériau hétérogène et anisotrope.

- **Le mode de rupture considéré**

Le modèle de calcul de  $G_{max}$  présenté, considère un mode de rupture de type I pour cette configuration géométrique ce qui n'est pas totalement vrai car il y a une part du mode de cisaillement plan qui n'est pas prise en compte par le modèle mais qui éventuellement aurait un effet sur le comportement des poutrelles testées.

- **La longueur de la fissure considérée**

Les résultats de  $G_{max}$  présentés se basent sur une longueur de fissure maximale constante ( $\Delta l_{max} = 162\text{mm}$ ) utilisée pour tous les calculs de  $G_{max}$ . Le cas où il y a une rupture totale de la PE avant que la fissure n'atteigne la limite Poutre-Pressé n'est pas considéré. D'où la nécessité de prendre en compte la valeur réelle de  $\Delta l$  au moment de la rupture totale de la PE.

Cette liste est non exhaustive, mais nous considérons que les points énumérés, sont les principales causes des écarts observés entre les valeurs issues de notre modèle analytique de  $G$  et les résultats déterminés par Odounga *et al.* [85].

## 4.5 Conclusion

Dans ce chapitre, il s'agissait de proposer, pour la prochaine campagne expérimentale, un protocole d'étude s'inspirant des essais déjà réalisés (dans cette thèse), capable de rendre compte du comportement mécanique de trois espèces tropicales gabonaises (Okoumé, Iroko et Padouk) chargées en flexion 4-points, en ambiance tropicale. L'étude réalisée dans cette partie a surtout consisté à déterminer les caractéristiques mécaniques intrinsèques (spécifiques) à chaque espèce et les caractéristiques environnementale du milieu d'étude choisi.

Une présentation non exhaustive, mais succincte, du milieu d'étude gabonais (notamment de son climat) et des espèces arrêtées a d'abord été effectuée. L'ensemble des données climatiques obtenues, montre que le climat gabonais, présente des caractéristiques rudes pour la croissance des espèces de bois sur son territoire. Pour des essais réalisés en ambiance extérieure variable (par exemple), les précipitations très importantes observées durant toute l'année dans cette région, pourrait être de facto un facteur limitant le bon déroulement de la phase expérimentale. En effet, les précipitations en continu observées pourraient entraîner, lors des essais en extérieurs, des fluctuations très importantes de l'humidité à l'intérieur des éprouvettes testées et réduire le temps d'essais prévu au départ.

Après cette présentation, grâce à des tests mécaniques réalisés sur quelques échantillons de bois des espèces choisies, une caractérisation mécanique et physique de ces éprouvettes a été

effectuée. Cette caractérisation a permis de classifier l'ensemble de ces espèces. Enfin, grâce à un calcul RDM (tiré des résultats obtenus aux chapitres 2 et 3 de cette thèse) couplés aux résultats de ces essais de caractérisation, un dimensionnement des espèces arrêtées et des charges à appliquer durant la phase expérimentale a été effectué.

Au regard des résultats obtenus dans ce chapitre, compte tenu des objectifs de départ de cette thèse et des perspectives envisagées au chapitre 3 (sur la prédiction de l'évolution de la flèche durant la phase expérimentale), nous préconisons de prendre comme espèce de base l'Okoumé, pour la prochaine phase de chargement en ambiance tropicale. En effet, des trois essences choisies, l'Okoumé présente les caractéristiques intrinsèques les plus faibles. De plus, afin d'affiner le modèle analytique mis sur pied au chapitre 3 et surtout de le rendre moins dépendant des résultats expérimentaux, le calcul effectué sur le taux de restitution d'énergie  $G$  permettra de lier intrinsèquement les paramètres de fissuration de l'évolution de la flèche observée. Il s'agira, entre autre, de mettre sur pied un modèle analytique pouvant prédire l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée (chargée flexion 4-points), couplant les variations des paramètres climatiques (HR, HI et T) et le taux de restitution d'énergie  $G$ .



# Conclusions générales et perspectives

## Conclusions

L'objectif principal de cette thèse était de mettre en évidence l'impact des variations climatiques, couplées aux processus de fissuration et à l'intensité du chargement, sur la durée de vie en structure d'une poutre de bois. Pour atteindre cet objectif, des essais de fluage ont été réalisés sur les poutres de bois des espèces tempérées (Douglas et sapin blanc), préalablement entaillées, en ambiance climatique extérieure.

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 structurel, 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 montre que le comportement mécanique du bois est fortement influencé par l'environnement dans lequel il se trouve et que son idéalisation doit prendre en compte les variations de ces conditions environnementales. De plus, l'étude bibliographique menée sur les mécanismes de rupture du bois montre que pour un séchage très poussé du bois, il y a le plus souvent apparition et propagation des fissures jusqu'à la ruine totale.

En seconde partie, une étude phénoménologique sur le fluage des poutres entaillées de deux essences tempérées (Douglas et Sapin) en ambiance climatique variable a été effectuée. Elle a permis de constituer une base de données intéressante sur l'évolution de la flèche en fonction des cycles d'humidification et de séchage couplés au processus de fissuration du bois. Dans cette partie, un protocole de suivi de la flèche a été mis en place. Il rend compte de l'évolution dans le temps, des paramètres climatiques du milieu d'étude (humidité interne, humidité relative et température) et des paramètres de fissuration (initiation, propagation de la pointe et ouverture de la fissure) apparus sur la poutre durant la phase d'essai. Les résultats montrent que pour un essai de fluage, lors d'une phase d'humidification, l'adoucissement du bois favorise l'augmentation de sa flèche relative. De plus, après une forte humidification, durant la phase de séchage il y a une initiation et une propagation de la fissure qui se produisent dans la grande majorité des cas. L'initiation et la propagation de la fissure entraînent de facto



une augmentation de la flèche. Le résultat principal obtenu, dans cette partie, est que pour le fluage d'une poutre, l'évolution de sa flèche (jusqu'à sa rupture totale), est fonction du couplage des variations de son humidité interne et de l'évolution des fissures apparues sur sa structure.

La troisième partie de cette thèse a consisté à présenter, sur la base des résultats phénoménologiques obtenus (chapitre 2) et d'un calcul analytique simplifié tirée des hypothèses classiques de la théorie des poutres (de Timoshenko), un modèle analytique de l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée. Ce modèle prend en compte la géométrie de la poutre étudiée, l'effet du cisaillement, le processus de fissuration de la poutre et les effets des variations hydriques au sein du matériau. Le modèle a été validé grâce à la comparaison effectuée entre les évolutions des courbes des ouvertures des fissures mesurées et calculées. L'expression des ouvertures calculées relie les expressions des pentes de la flèche aux nœuds et les expressions du déplacement hydriques de la poutre. Au vu des résultats obtenus, le modèle proposé rend de manière satisfaisante l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée en ambiance climatique variable.

Enfin, la dernière partie de cette thèse a présenté les expérimentations et les calculs effectués sur des essences gabonaises en vue d'une reproduction du même type d'essais, en ambiance tropicale. En partant des essais de flexion statiques sur des éprouvettes de petites dimensions des essences d'Okoumé, d'Iroko et de Padouk, un dimensionnement de ces espèces a été effectué. Il a permis de statuer sur les caractéristiques géométriques des poutres et les nouvelles intensités des charges à leur appliquer. Puis une proposition de l'expression du taux de restitution d'énergie  $G$  pour ce type de géométrie a été présentée. L'expression du taux de restitution d'énergie proposé est tiré de l'approche énergétique de Griffith prenant en compte l'expression de la flèche calculée au chapitre 3 de cette thèse.

## Perspectives

En perspective, comme présenté au chapitre 4 de cette thèse, une reproduction de ce type d'essais en ambiance tropicale est à envisager, dans la perspective de la confrontation et de la comparaison avec les résultats obtenus en ambiance tempérée (dans le cadre de cette thèse). Ces résultats permettront de renforcer notre base de données sur l'étude du fluage des poutres entaillées, en ambiance climatique variable. Un autre aspect à envisager serait la réduction de la taille des poutres à étudier, en vu de favoriser une meilleure prise en compte des variations de l'humidité interne dans le bois et surtout la réduction de son temps de stabilisation à l'intérieur de la poutre (Ce travail est déjà enclenché dans une thèse en cours). Pour la prochaine phase expérimentale, le nouveau dispositif d'étude devra être capable

---

de rendre compte de manière précise de l'initiation et la propagation de la pointe, et de l'ouverture de la fissure. En mettant sur pied un dispositif capable de suivre ces paramètres de fissuration de façon automatique (en remplacement de la méthode manuelle), cela réduira les erreurs de mesures constatées lors de la mesure de ces paramètres durant cette thèse ainsi que la minimisation de l'intervention humaine.

Le modèle analytique de l'évolution de la flèche d'une poutre entaillée, présenté dans cette thèse, se base sur un calcul unidimensionnel de l'évolution de la flèche ce qui tend à minimiser les effets structures de la poutre. Afin de tenir compte de ces effets, il serait nécessaire de l'améliorer en proposant un modèle 3D, partant par exemple de l'expression du module d'élasticité en fonction des trois axes (longitudinal, tangentiel et radial) de la poutre étudiée. Enfin, en vue de réduire le coût engendré par l'achat du matériel, dû notamment au dispositif expérimental utilisé, il semble primordial de proposer un modèle numérique de l'évolution de la flèche en fonction de l'évolution des paramètres climatiques et de fissuration du bois. Ce modèle numérique devra être capable, grâce aux variations du taux de restitution d'énergie ( $G$ ) et de l'humidité interne ( $w$ ) de la poutre, de prédire l'évolution de sa flèche jusqu'à sa rupture totale.



# Bibliographie

- [1] Jonathan J Harrington. Hierarchical modelling of softwood hygro-elastic properties. 2002. xiii, 10
- [2] Jean-marie HUSSON. Loi de comportement élastique avec effet mémoire. *Université de Limoges, Thèse doctorale*, page 134, 2009. xiii, 10, 12
- [3] Julien Ruelle. *Analyse de la diversité du bois de tension de 3 [trois] espèces d'angiospermes de forêt tropicale humide de Guyane française*. PhD thesis, Antilles-Guyane, 2006. xiii, 11
- [4] Mohssine Moutee. Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage. 2006. xiii, 17
- [5] Philip Herbert Sulzberger. *The effect of temperature on the strength of wood, plywood and glued joints*. PhD thesis, University of Tasmania, 1955.
- [6] Seddik Merakeb. *Modélisation des structures en bois en environnement variable*. PhD thesis, Thèse de doctorat, Université de Limoges, 2006. xiii, 19, 38, 84
- [7] Omar Saifouni. *Modélisation des effets rhéologiques dans les matériaux : application au comportement mécanosorptif du bois*. PhD thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2014. xiii, 16, 17, 20, 26, 27, 84
- [8] Abderrahim Zegloul. Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture. *DEA Mécanique-Matériaux-Structures-Procédés*, 2004, 2003. xiii, 31, 32
- [9] Rostand Moutou Pitti. *Découplage des modes mixtes de rupture dans les matériaux viscoélastiques orthotropes : modélisation et expérimentation*. PhD thesis, Limoges, 2008. xiii, 14, 15, 19, 20, 33, 35, 37, 38
- [10] G Valentin and P Caumes. Crack propagation in mixed mode in wood : a new specimen. *Wood Science and technology*, 23(1) :43–53, 1989. xiii, 35

- 
- [11] Mamadou Meite. *Caractérisation des paramètres de fissuration par un couplage corrélation d'images et éléments finis*. PhD thesis, Limoges, 2012. xiii, 35
- [12] Frédéric Dubois, Claude Chazal, and Christophe Petit. 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, 2002. xiii, 35
- [13] Rostand Moutou Pitti, Frédéric Dubois, and Octavian Pop. A proposed mixed-mode fracture specimen for wood under creep loadings. *International journal of fracture*, 167(2) :195–209, 2011. xiii, 35
- [14] Ngoc Anh Phan. 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*, 2015. xiii, 37
- [15] Marcel Joachim Medzegue. *Etude comparative des bois d'Okoumé (Aucoumea Klaineana P.) issus des plantations et de la forêt naturelle : anatomie, durabilité naturelle*. PhD thesis, Bordeaux 1, 2007. xvii, 102, 103, 104
- [16] S Andzongho. La forêt représente 88,97% du territoire gabonais. *Le Nouveau Gabon*, 2016. xvii, 103
- [17] Kasso Dainou, Jean-Louis Doucet, Brice Sinsin, and Grégory Mahy. Identité et écologie des espèces forestières commerciales d'Afrique centrale : le cas de *Milicia* spp.(synthèse bibliographique). *Biotechnologie, Agronomie, Société et Environnement*, 16(2) :229–241, 2012. xvii, 105
- [18] Bernard Odounga. *Etude de la fissuration des bois tropicaux par mesures des champs*. PhD thesis, Université Clermont Auvergne, 2018. xvii, xxi, 104, 105, 106
- [19] A Reiterer, SE Stanzl-Tschegg, and EK Tschegg. Mode i fracture and acoustic emission of softwood and hardwood. *Wood Science and Technology*, 34(5) :417–430, 2000.
- [20] Jean Gérard, A.. Edi Kouassi, and C.. Daigremont. Synthèse sur les caractéristiques technologiques de référence des principaux bois commerciaux africains. 1998. xxi, 104, 105, 106
- [21] Gérard Jean, Daniel Guibal, Sébastien Paradis, Michel Vernay, Jacques Beauchêne, Loïc Brancheriau, Isabelle Châlon, and Et Al. Tropix 7. *CIRAD*, 2011. xxi, 16, 112

- [22] ANR JCJC Climbois. Impact des variations climatiques et mécaniques sur la durabilité des constructions bois - 2013-2017. "<http://www.univ-brest.fr/anr-climbois/>", 2017. 6
- [23] Elias Bou Said. *Contribution à la modélisation des effets différés du bois et du béton sous conditions climatiques variables : application aux structures mixtes bois-béton*. PhD thesis, Lyon, INSA, 2003. 12
- [24] Frédéric Dubois. *Modélisation du comportement mécanique des milieux viscoélastiques fissurés : Application au matériau bois*. PhD thesis, Limoges, 1997. 14, 15, 16, 20, 21, 22
- [25] Franz FP Kollmann. Mechanics and rheology of wood. In *Principles of wood science and technology*, pages 292–419. Springer, 1968. 16, 17
- [26] P Morlier. Editor, creep in timber structures, report of rilem technical committee 112-tsc, 1994. 16
- [27] Daniel Guitard. *Mécanique du matériau bois et composites*. Cépaduès, 1987. 16, 17, 52, 54
- [28] RST Kingston and LN Clarke. Some aspects of the rheological behaviour of wood. *Australian Journal of Applied Science*, 12(2) :227–240, 1961. 16
- [29] JM Dinwoodie. Timber, its nature and behaviour. *Van Nostrand Reinhold Co*, 190 :60–1, 1981. 16
- [30] J Mukudai. Evaluation on non-linear viscoelastic bending deflection of wood. *Wood Science and Technology*, 17(1) :39–54, 1983. 16
- [31] Emile Ouellet and Université Laval. Département d'exploitation et utilisation des bois. *Effet de la teneur en humidité du bois sur sa résistance à la traction transversale*. quebec : Department d'exploitation et utilisation des bois, universite laval, 1968. 17
- [32] Z. P. Bažant and S. Meiri. Measurements of compression creep of wood at humidity changes. *Wood Science and Technology*, 19(2) :179–182, 1985. 17
- [33] Z. P. Bažant. Constitutive equation of wood at variable humidity and temperature. *Wood Science and Technology*, 19(2) :159–177, 1985. 17

- 
- [34] Claude Feldman, Pambou Nziengui, Samuel Ikogou, and Rostand Moutou Pitti. Impact of cyclic compressive loading and moisture content on the mechanical behavior of Aucoumea Klaineana Pierre Impact of cyclic compressive loading and moisture content on the mechanical. *Wood Material Science & Engineering*, 0(0) :1–7, 2017. 17, 102
- [35] Bertil Thunell. Über die elastizität schwedischen kiefernholzes. *European Journal of Wood and Wood Products*, 4(1) :15–18, 1941. 17
- [36] PH Sulzberger. The effect of temperature on the strength of wood. *Aeron. Res. Cons. Comm. Rep. ACA-46, Melbourne*, 1953. 17
- [37] MD Byvshykh. Influence of temperature and moisture of wood on its elastic properties. *Trans*, (400), 1960. 17
- [38] Jozsef Bodig and James R Goodman. Prediction of elastic parameters for wood. *Wood Science*, 5(4) :249–264, 1973. 17
- [39] S Koponen, T Toratti, and P Kanerva. Modelling elastic and shrinkage properties of wood based on cell structure. *Wood science and technology*, 25(1) :25–32, 1991. 17
- [40] Sung Lam Nguyen. *Modélisation hydromécanique du bois : application au sapin blanc du Massif Central*. PhD thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2016. 18, 25, 84
- [41] Frédéric Dubois, Jean Marie Husson, Nicolas Sauvat, and Nicaise Manfoumbi. Modeling of the viscoelastic mechano-sorptive behavior in wood. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 16(4) :439–460, 2012. 18
- [42] Nicaise Manfoumbi Boussougou. *Contribution à l’adaptation de l’eurocode 5 aux essences tropicales dans leur environnement*. PhD thesis, Limoges, 2012. 19, 102, 103
- [43] Ama G Almeida. *Durée de vie en fissuration d’un matériau viscoélastique linéaire orthotrope : le bois*. PhD thesis, 1984. 20
- [44] Hery Randriambololona, Frédéric Dubois, and Christophe Petit. Modélisation du comportement mécanique différé du bois en environnement variable. *Revue française de génie civil*, 6(7-8) :1333–1357, 2002. 20
- [45] J Lemaitre, JL Chaboche, A Benallal, and R Desmorat. *Mécanique des matériaux solides*. 3ème edition dunod, paris.(2009). Technical report, ISBN 978-2-10-051623-0. 28, 29, 31

- [46] L Fuglsang Nielsen. A lifetime analysis of cracked linear viscoelastic materials—with special reference to wood. In *IUFRO-Engineering Group Conference*, pages 151–178, 1982. 29
- [47] LF Nielsen. Wood as a cracked viscoelastic material. *Technical Repport*, 153 :85, 1985. 29
- [48] Richard A Schapery. A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, 11(1) :141–159, 1975. 29
- [49] Richard A Schapery. A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media ii. approximate methods of analysis. *International Journal of Fracture*, 11(3) :369–388, 1975. 29
- [50] Richard A Schapery. Correspondence principles and a generalizedj integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, 25(3) :195–223, 1984. 29
- [51] Hoai Nam Nguyen. *Numerical study of the cracking of a viscoelastic medium : analysis of the fracture test on asphalt*. PhD thesis, Ecole des Ponts ParisTech, 2008. 33, 34
- [52] George R Irwin. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *J. appl. Mech.*, 1957. 33, 34
- [53] JD Barrett and RO Foschi. Mode ii stress-intensity factors for cracked wood beams. *Engineering fracture mechanics*, 9(2) :371–378, 1977. 34
- [54] Ian Smith and Svetlana Vasic. Fracture behaviour of softwood. *Mechanics of materials*, 35(8) :803–815, 2003. 34
- [55] Al Carpinteri, G Lacidogna, and N Pugno. Structural damage diagnosis and life-time assessment by acoustic emission monitoring. *Engineering Fracture Mechanics*, 74(1-2) :273–289, 2007. 34
- [56] NF EN. 1-1 :«Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois-partie 1-1 : généralités-règles communes et règles pour les bâtiments», 2005. 36, 111
- [57] Justin Dewey, Rabin Tuladhar, and Nagaratnam Sivakugan. Review of design methods for round notched timber sections subjected to flexure and shear. *Journal of Building Engineering*, 2018. 36



- 
- [58] Robert Jockwer, René Steiger, and Andrea Frangi. State-of-the-art review of approaches for the design of timber beams with notches. *Journal of structural engineering*, 140(3) :04013068, 2013. 36
- [59] Greg C Foliente and Thomas E McLain. Design of notched wood beams. *Journal of Structural Engineering*, 118(9) :2407–2420, 1992. 36
- [60] PJ Gustafsson, Preben Hoffmeyer, and G Valentin. Dol behaviour of end-notched beams. *Holz als Roh-und Werkstoff*, 56(5) :307–317, 1998. 36, 38
- [61] Jack Porteous and Abdy Kermani. *Structural timber design to Eurocode 5*. John Wiley & Sons, 2013. 36
- [62] Laura Oltean, Alfred Teischinger, and Christian Hansmann. Influence of temperature on cracking and mechanical properties of wood during wood drying—a review. *BioResources*, 2(4) :789–811, 2007. 36
- [63] Shihua Xu, Yiqun Fang, Shunmin Yi, Jun He, Xianglin Zhai, Yongming Song, Haigang Wang, and Qingwen Wang. Effects of lithium chloride and chain extender on the properties of wood fiber reinforced polyamide 6 composites. *Polymer Testing*, 72 :132–139, 2018. 36
- [64] Nicolas Angellier, Frédéric Dubois, Rostand Moutou Pitti, Malick Diakhaté, and Raoul Spero Adjovi Loko. Influence of hygrothermal effects in the fracture process in wood under creep loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 177 :153–166, 2017. 37, 41
- [65] Seif Eddine Hamdi, Rostand Moutou Pitti, and Frédéric Dubois. Temperature variation effect on crack growth in orthotropic medium : Finite element formulation for the viscoelastic behavior in thermal cracked wood-based materials. *International Journal of Solids and Structures*, 115 :1–13, 2017. 37, 41
- [66] Myriam Chaplain, Thibaut Dethan, and Patrick Castera. Effects of climatic conditions changes on crack growth. In *9th World Conference on Timber Engineering, WCTE, Portland, USA*, 2006. 37
- [67] Moutou Pitti Rostand, Frédéric Dubois, Nicolas Sauvat, and Eric Fournely. Strain analysis in dried green wood : Experimentation and modelling approaches. *Engineering Fracture Mechanics*, 105 :182–199, 2013. 41
- [68] Evelyne Toussaint, E Fournely, R Moutou Pitti, and M Grédiac. Studying the mechanical behavior of notched wood beams using full-field measurements. *Engineering Structures*, 113 :277–286, 2016. 41

- [69] Ioana Teodorescu, Daniela Țăpuși, Ruxandra Erbașu, Emilio Bastidas-Arteaga, and Younes Aoues. Influence of the climatic changes on wood structures behaviour. *Energy Procedia*, 112 :450–459, 2016. 41
- [70] Loïc Brancheriau, Henri Bailleres, and D Guitard. Comparison between modulus of elasticity values calculated using 3 and 4 point bending tests on wooden samples. *Wood Science and Technology*, 36(5) :367–383, 2002. 41, 45
- [71] Stephen P Timoshenko. 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, 1921. 52
- [72] S Abohadima, M Taha, and MAM Abdeen. General analysis of timoshenko beams on elastic foundation. *Mathematical Problems in Engineering*, 2015, 2015. 52
- [73] LC Palka. Predicting the effect of specific gravity, moisture content, temperature and strain rate on the elastic properties of softwoods. *Wood Science and Technology*, 7(2) :127–141, 1973. 53
- [74] Stephen Prokofevitch Timoshenko. Résistance des matériaux, tome 1. théorie élémentaire et problèmes. *DUNOD éditeur Paris*, 420. p, 1968. 75, 111
- [75] S Timoshenko. Résistance des matériaux, tome 2 : Théorie développée et problèmes. *BORDAS éditeur Paris*, 464. p, 1968. 75, 111
- [76] Romas Baronas and Feliksas Ivanauskas. Reducing spatial dimensionality in a model of moisture diffusion in a solid material. *International journal of heat and mass transfer*, 47(4) :699–705, 2004. 84
- [77] P Perré, AC Houngan, and Ph Jacquin. Mass diffusivity of beech determined in unsteady-state using a magnetic suspension balance. *Drying technology*, 25(7-8) :1341–1347, 2007. 84
- [78] Djily Dang. *Mesures de champs pour la caractérisation d'hétérogénéités dans le matériau bois*. PhD thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2016. 84
- [79] John Crank. *The Mathematics of Diffusion : 2d Ed*. Clarendon Press, 1975. 84
- [80] PUA Grossman. Requirements for a model that exhibits mechano-sorptive behaviour. *Wood science and technology*, 10(3) :163–168, 1976. 96

- 
- [81] David G Hunt. The mechano-sorptive creep susceptibility of two softwoods and its relation to some other materials properties. *Journal of materials science*, 21(6) :2088–2096, 1986. 96, 97
- [82] Cédric Montero, Joseph Gril, Clémentine Legeas, David G Hunt, and Bruno Clair. Influence of hygromechanical history on the longitudinal mechanosorptive creep of wood. 2012. 96, 97
- [83] Alpo Ranta-Maunus. The viscoelasticity of wood at varying moisture content. *Wood science and technology*, 9(3) :189–205, 1975. 96
- [84] Marcel J Medzegue, Stephane Grelier, M Bertrand, Marcellin Nziengui, and Alexia Stokes. Radial growth and characterization of juvenile and adult wood in plantation grown okoumé (*aucoumea klaineana pierre*) from gabon. *Annals of forest science*, 64(8) :815–824, 2007. 102
- [85] Bernard Odounga, Rostand Moutou Pitti, Evelyne Toussaint, and Michel Grédiac. Mode i fracture of tropical woods using grid method. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 95 :1–17, 2018. xviii, 102, 108, 123, 124
- [86] FAO. Cadre de programmation pays - FAO/GABON 2013-2016. Rapport de la représentation de la FAO, République du Gabon. "<http://www.fao.org/3/a-bp638f.pdf>", 2013. 103
- [87] P Martin and M Vernay. Guide d'utilisation des bois africains écocertifié en Europe. Paris :ATIBT, 2016. 104, 105
- [88] A Bikoro Bi Athomo, SP Engozogho Anris, R Safou-Tchiana, FJ Santiago-Medina, T Cabaret, A Pizzi, and Bertrand Charrier. Chemical composition of african mahogany (*k. ivorensis a. chev*) extractive and tannin structures of the bark by maldi-tof. *Industrial crops and products*, 113 :167–178, 2018. 108
- [89] Voichita Bucur. Delaminations induced by weathering in wood and wood-based composites panels. In *Delamination in Wood, Wood Products and Wood-Based Composites*, pages 173–196. Springer, 2010.

# Annexe A

## Résultats supplémentaires pour le chapitre 2

### A.1 Flèches relatives et évolutions des paramètres de fissuration

La Fig. A.1 présente l'évolution dans le temps de la flèche relative ( $\Delta_r$ ) de la PE D9.

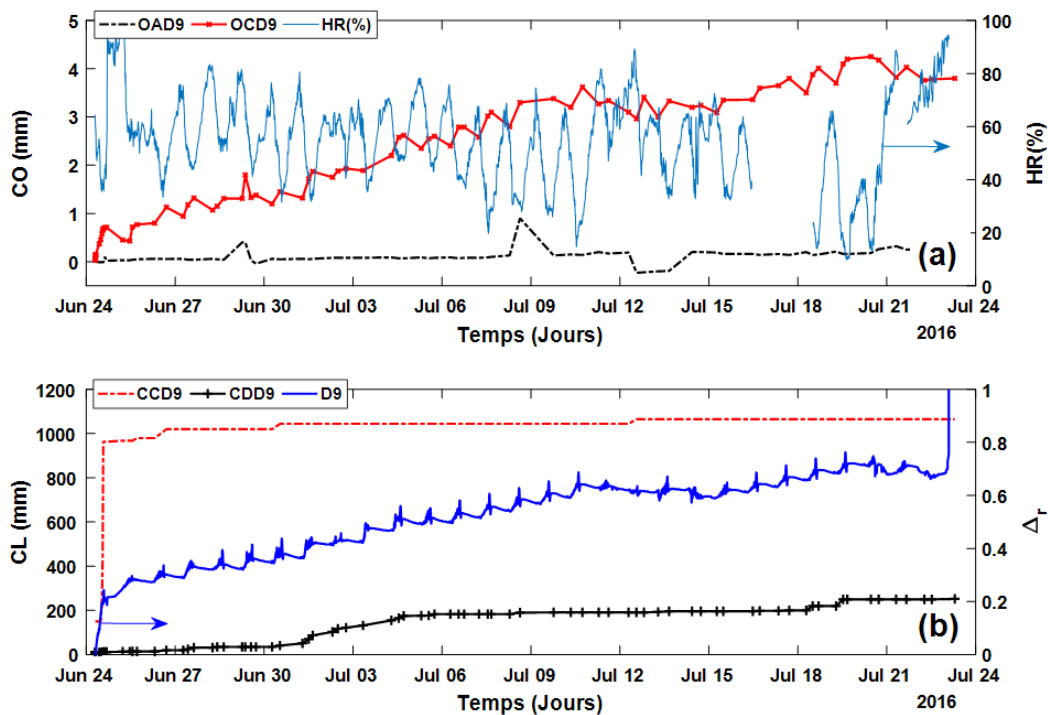


FIGURE A.1 – Données tirées de l'essai de fluage de la PE D9 : (a) Évolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR ; (b) Évolutions de  $\Delta_r$  en fonction de CCD9 et CDD9.

La Fig. A.2 présente l'évolution dans le temps de la flèche relative ( $\Delta_r$ ) de la PE S1 et des paramètres de fissuration apparues. La Fig. A.3 présente l'évolution dans le temps de la flèche relative ( $\Delta_r$ ) de la PE S9 et des paramètres de fissuration apparues.

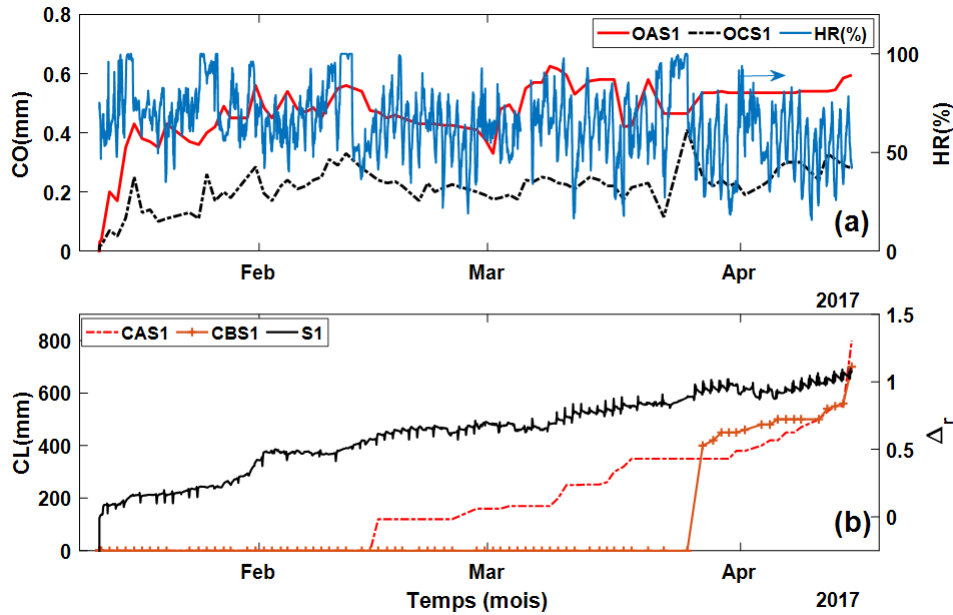


FIGURE A.2 – Données tirées de l'essai de fluage de la PE S1 : (a) Evolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR ; (b) Évolutions de  $\Delta_r$  en fonction de CAS1 et CBS1.

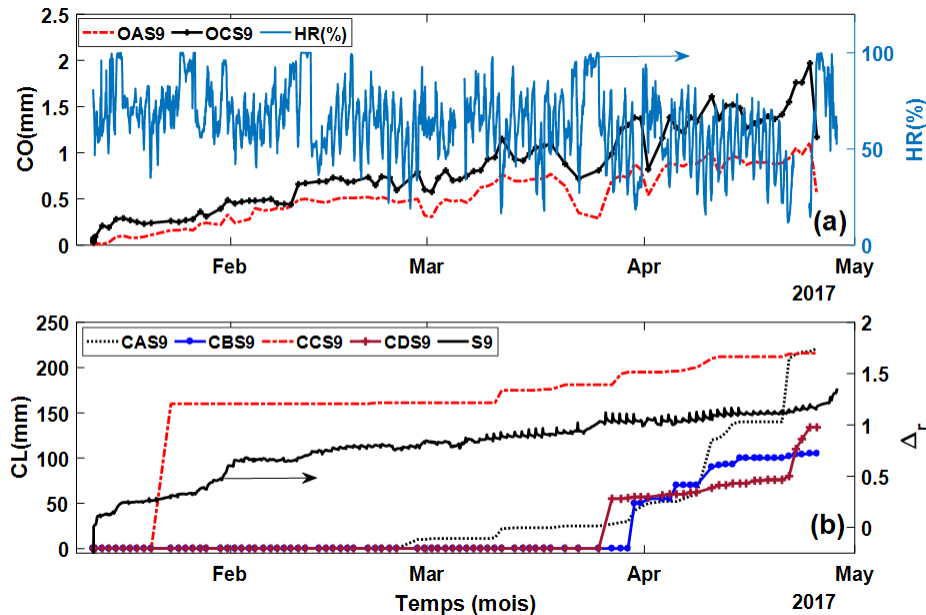


FIGURE A.3 – Données tirées de l'essai de fluage de la PE S9 : (a) Evolutions des ouvertures des fissures en fonction de HR ; (b) Évolutions de  $\Delta_r$  en fonction de CAS9, CBS9, CCS9 et CDS9.

## A.2 Méthode de détermination des $U_{in}$ des PE

La Fig. A.4 présente la méthode de détermination du déplacement instantané ( $U_{in}$ ) d'une PE lors de sa phase de chargement. La déviation  $U_{in}$  correspond à la valeur prise par  $U(t)$  80 min après le chargement.

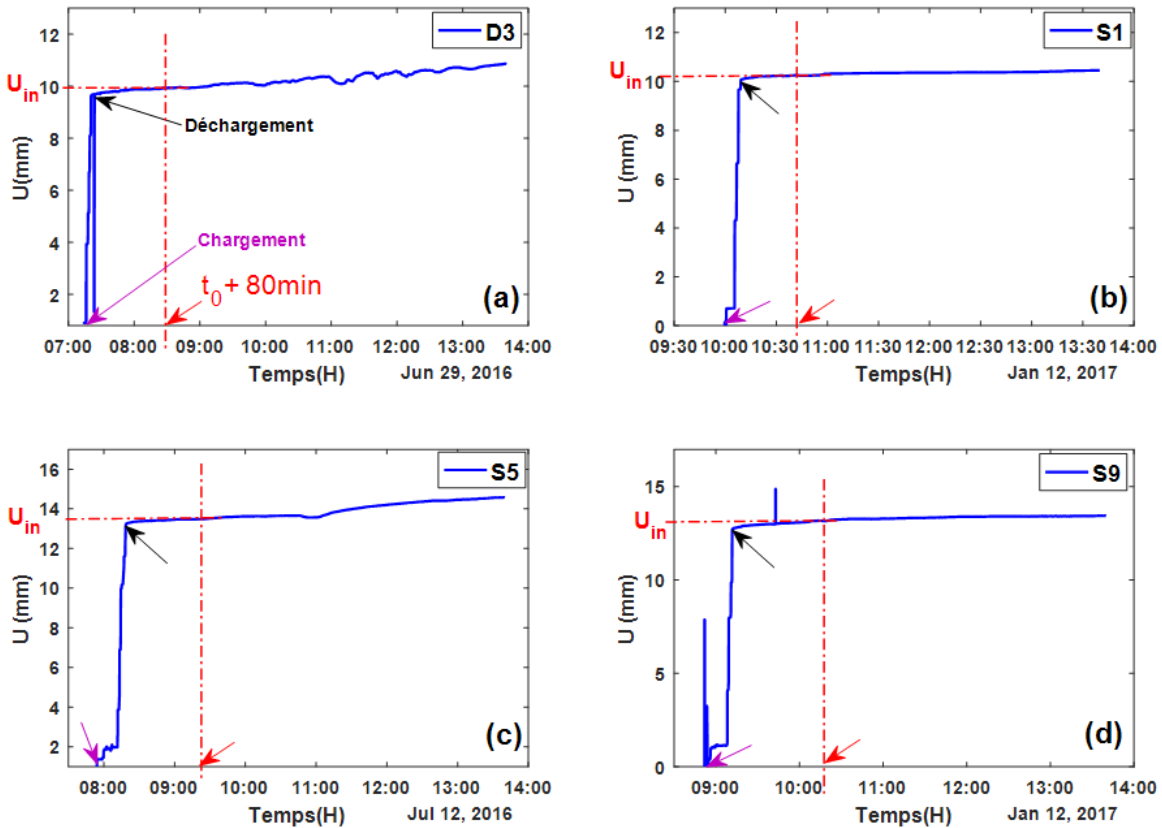


FIGURE A.4 – Principe de détermination des  $U_{in}$  lors du chargement des poutres entaillées (a) D3, (b) S1, (c) S5, (d) S9.

Le tableau A.1 donne les valeurs des  $U_{in}$  des PE, D3, S1, S5 et S9. Il est à noter que les valeurs des  $U_{in}$  de l'ensemble des PE chargées dans le cadre de ce travail sont répertoriées dans le tableau 2.5 (§ 2.2.3).

Tableau A.1 – Valeurs des  $U_{in}$  des PE, D3, S1, S5 et S9.

	D3	S1	S5	S9
$U_{in}$ [mm]	9,94	10,34	13,53	13,26



# Annexe B

## Résultats supplémentaires pour le chapitre 3

### B.1 Déterminations des paramètres $\tau_w$ , $\beta$ et $R^2$

La Fig.B.1 présente les comparaisons effectuées entre le déplacement transversale mesuré ( $U_h^{mes}$ ) et calculé ( $U_h^c$ ) des poutres entaillées S6 (Fig.B.1a) et S12 (Fig.B.1b).

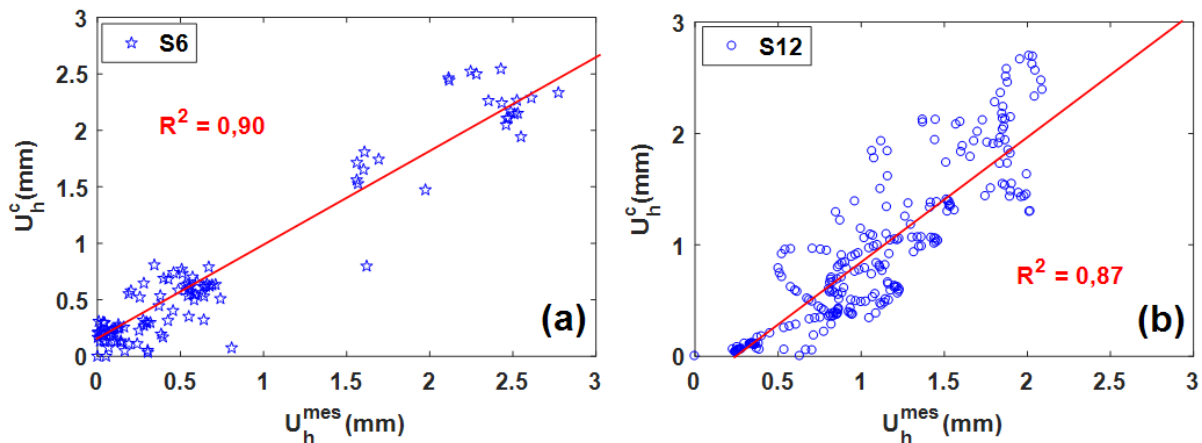


FIGURE B.1 – Comparaisons des courbes  $U_h^{mes}$  et  $U_h^c$  des PE S6 et S12 .

Lors de la phase expérimentale le dispositif présenté en §2.1.3.3 a permis, de suivre l'évolution du déplacement de la hauteur de la poutre pendant la période d'essai. Compte tenu du nombre limité des capteurs LVDT, le dispositif a été monté uniquement sur les poutres D2, S6, S8 et S12. Les données tirées de ce dispositif d'essai a permis, grâce à la méthode des moindres carrés, de déterminer les paramètres  $\tau_w$ ,  $\beta$  et  $R^2$  présentés dans le tableau B.1. Le principe consiste à rechercher les valeurs de  $\tau_w$  et  $\beta$  qui minimisent la différence des données du déplacement hydrique mesurées ( $U_h^{mes}$ ) par les capteurs LVDT à celles du déplacement



hydrique calculé ( $U_h^c$ ).

Tableau B.1 – Valeurs des paramètres des coefficients de diffusions des PE  $D2$ ,  $S6$ ,  $S8$  et  $S12$ .

	D2	S6	S8	S12
$\tau_w$ [jours]	6	5	5	5
$\beta$ [%/‰]	0,16	0,32	0,32	0,35
$R^2$ [mm]	0,87	0,90	0,92	0,87

# Annexe C

## Comportement viscoélastique de quelques espèces tempérées et tropicales

### C.1 Préambule

Dans le cadre de la valorisation des essences du Massif Central et toujours dans l'optique de reproduire le même type d'essais en ambiance tropicale, une série d'essais sur l'étude du comportement viscoélastique a été réalisée sur des éprouvettes de bois (Douglas, Sapin, Peuplier, okoumé, Iroko et Padouk). L'objectif principale est de constituer une base de données sur le comportement viscoélastique de ces essences.

### C.2 Matériel et Méthode

Les essais sur l'étude du comportement viscoélastique ont été réalisés sur les éprouvettes des essences susmentionnées en ambiance climatique contrôlée. Les Fig. C.1a et C.1b présentent les dimensions  $15 \times 5 \times 160 \text{ mm}^3$  ( $b \times h \times L$ ) des éprouvettes testées. Cette configuration géométrique a été choisie afin de faciliter la diffusion de l'humidité dans les éprouvettes pendant la phase d'essai. La Fig. C.1d montre le banc d'essai de fluage sur lequel a été chargé les éprouvettes en flexion 3-point. Chaque éprouvette testée supporte une masse égale à de 10% de sa force à la rupture (Fig. C.1c). Les essais ont été réalisés dans une chambre climatique (Fig. C.1e et C.1f) dans laquelle le taux d'humidité relatif (HR) peut être contrôlé (35% à 80%). Dans notre cas, trois niveaux de HR ont été choisis (45%, 55% et 75%) pour la première série d'essais, 45% et 75% pour la deuxième série. Pour la première série, le taux

d'humidité relatif de départ était de 55% et l'éprouvette a été chargée à ce niveau d'humidité relatif. Après 19h de fluage, le HR a été ramené à 75%. Ce niveau de HR a été gardé constant pendant 5h, puis ramené à 55%. Après 19h un second cycle d'humidité a été réalisé en procédant à un séchage de la chambre climatique en gardant le HR constant à 45% pendant 5h. Finalement le HR de la chambre climatique a été ramené à 55%. Enfin le déchargement est effectué 19h après la fin du 3<sup>ième</sup> cycle (Fig. C.2). Pour la deuxième série, deux cycles d'humidité ont été réalisés, une humidification de 55 à 75% et une dés-humidification de 55 à 45% avant déchargement de la masse (Fig. C.4 et Fig. C.5).

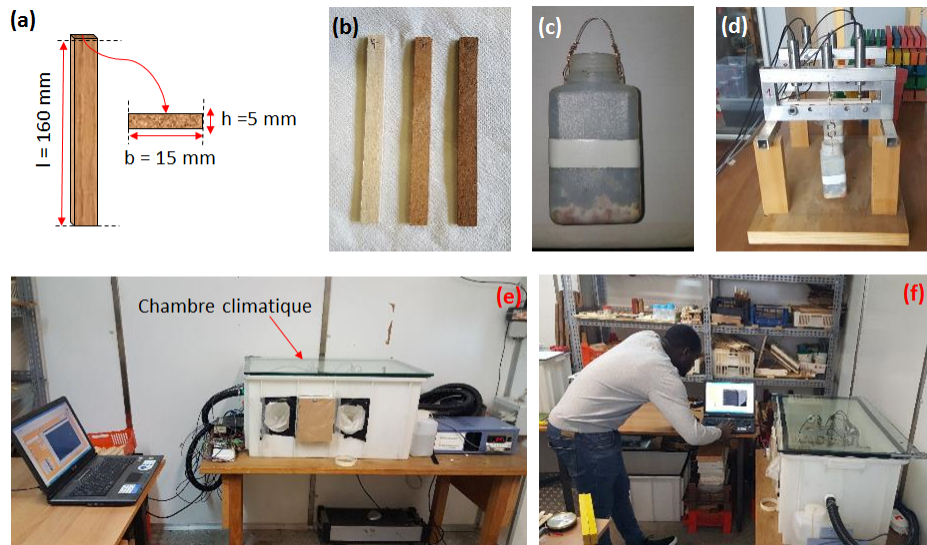


FIGURE C.1 – (a) Géométrie des éprouvettes testées; (b) Exemple des éprouvettes; (c) Charge utilisée pour le test de fluage; (d) Banc de fluage (flexion 3-points); (e) et (c) chambre climatique et ensemble du dispositif utilisé pour l'étude du comportement viscoélastique des espèces testées.

### C.3 Résultats

La Fig. C.2 montre un test complet de l'étude du comportement viscoélastique de deux éprouvettes de Peuplier PM8 (thermiquement modifié pendant 24h à 200°C) et PT10 (non modifié thermiquement). En observant la figure, en supposant que les deux échantillons sont égaux, on peut observer un raidissement chez le PM8 ( $u_0^{PM8} = 0,33\%$ ) alors que PT10 présente un fluage relatif initiale plus accentué ( $u_0^{PT10} = 0,47\%$ ). Ce résultat montre qu'après une modification thermique du bois de Peuplier, il y a une réduction de la déformation élastique d'environ de 30%. On observe également une plus faible tendance à la déformation visqueuse de l'éprouvette modifié thermiquement (3,1% pour PM8 et 4% pour PT10 de la déformation totale observée Fig. C.3)

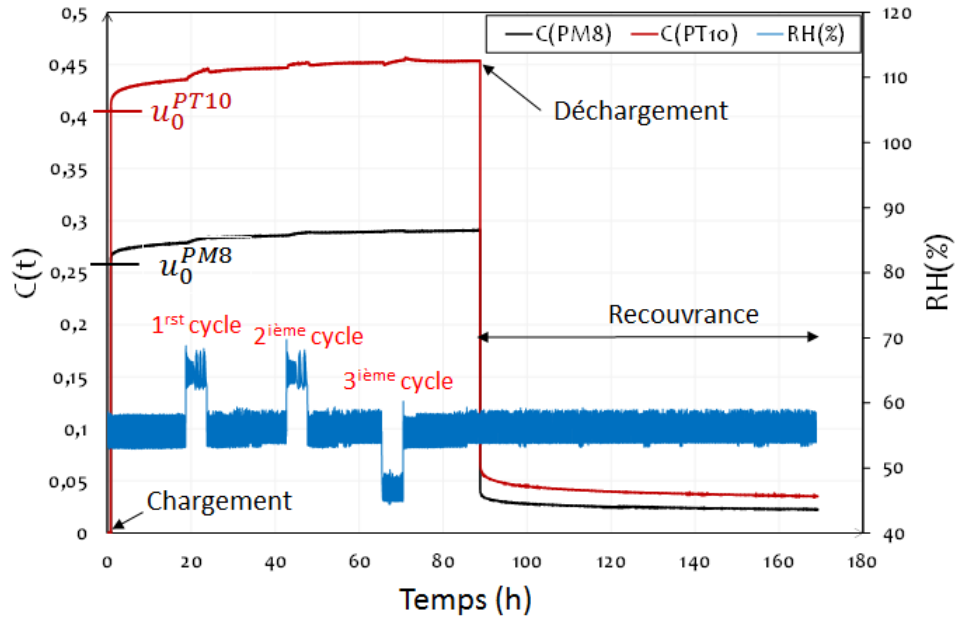


FIGURE C.2 – Comportement viscoélastique du bois de Peuplier thermiquement modifié (PM8) et non thermiquement modifié (PT10).

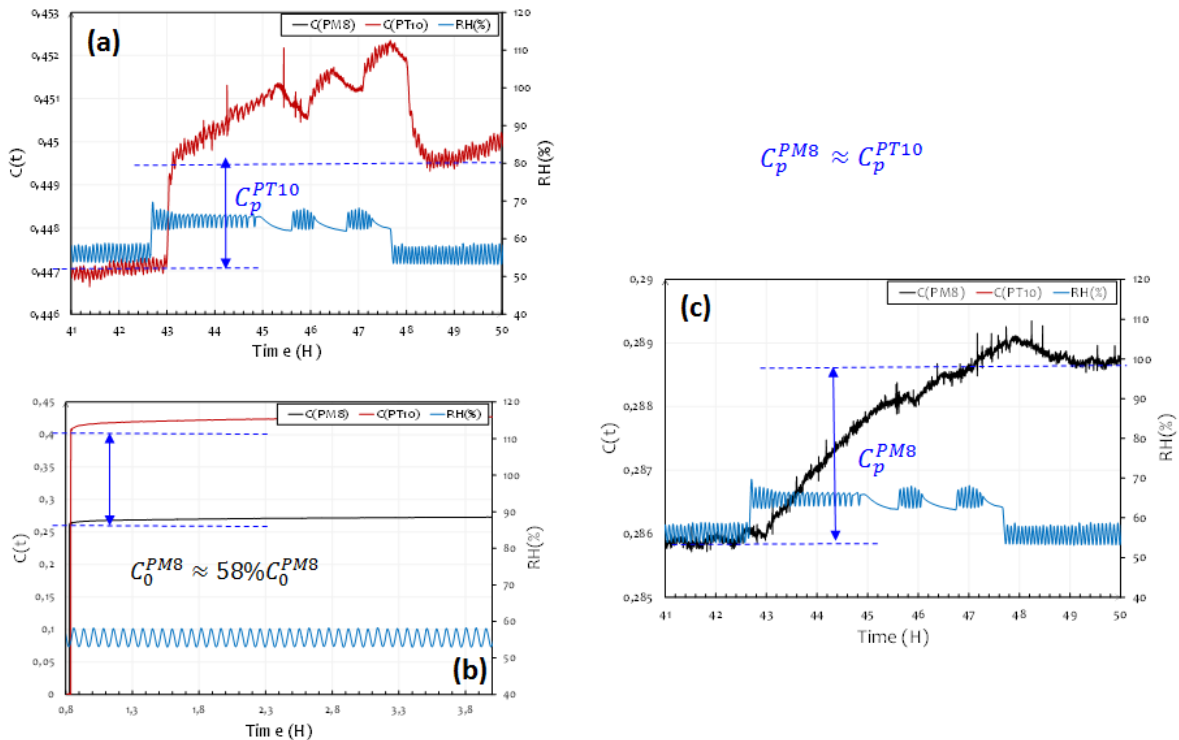


FIGURE C.3 – Mise en évidence de l'effet visqueux : (a) éprouvette PT10; (c) éprouvette PM8.

La Fig. C.4 présente un zoom réalisé sur l'évolution du fluage relatif des éprouvettes PM8 et PT10. Le zoom montre qu'il y a un effet différé d'environ 2h de HR sur le fluage relatif des éprouvettes PT10 et PM8.

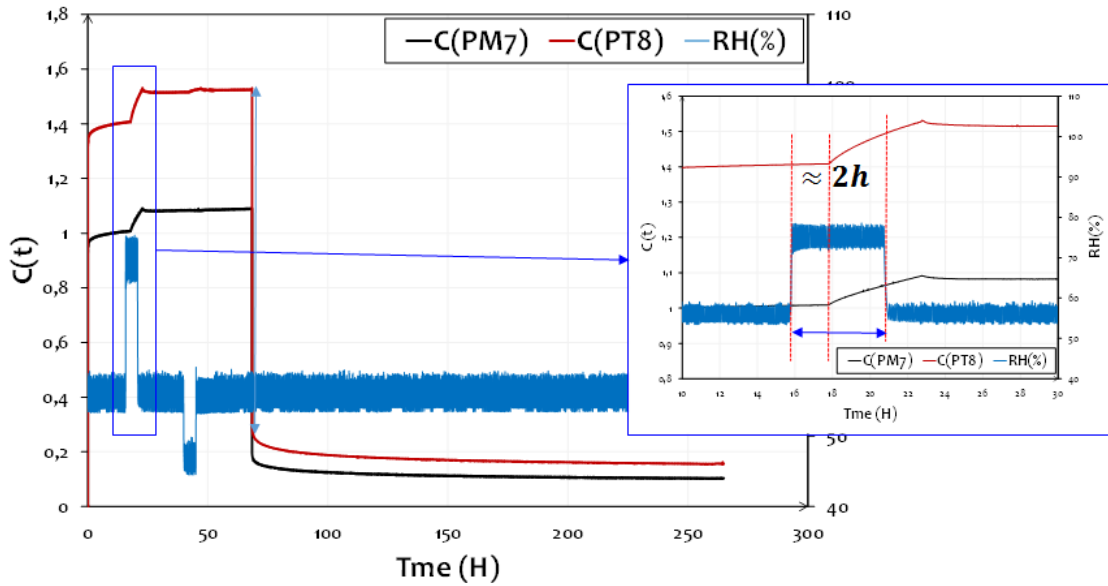


FIGURE C.4 – Mise en évidence de l'effet différé de l'humidité.

Comportement viscoélastique des éprouvette du bois d'Iroko (I1 éprouvette usinée dans l'aubier, I2 éprouvette usinée dans le duramen).

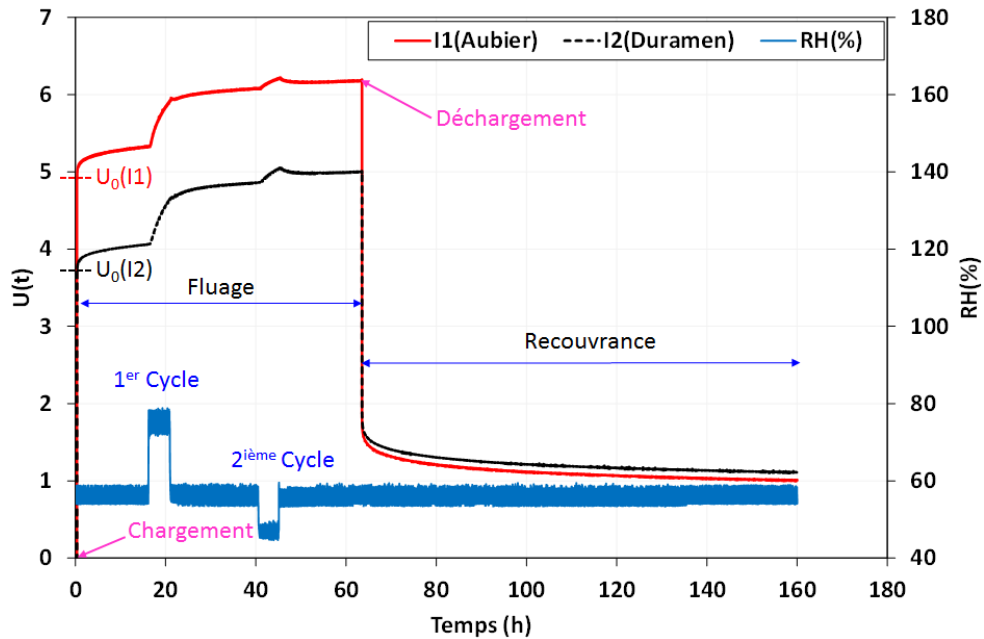


FIGURE C.5 – Comportement viscoélastique des éprouvettes d'Iroko.

# Annexe D

## Liste des publications majeures réalisées durant la thèse

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

1. [ACL19-01] **Pambou Nziengui C.F.**, Moutou Pitti R., Fournely E, Gril J., Godi G. and Ikogou S. "Notched-beam creep of Douglas fir and white fir in outdoor conditions : Experimental study." *Construction and Building Materials* 196 (2019) : 659-671.

2. [ACL18-01] Tran T-B., Emilio Bastidas-Arteaga, Y. Aoues, **Pambou Nziengui C.F.**, S. E. Hamdi, R. Moutou Pitti, E. Fournely, F. Schoefs, and Alaa Chateauneuf. "Reliability assessment and updating of notched timber components subjected to environmental and mechanical loading." *Engineering Structures* 166 (2018) : 107-116.

3. [ACL18-01] **Pambou Nziengui C.F.**, Ikogou S. and Moutou Pitti R. "Impact of cyclic compressive loading and moisture content on the mechanical behavior of *Aucoumea Klaineana* Pierre." *Wood Material Science Engineering* 13, no. 4 (2018) : 190-196.

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

Ikogou S., **Pambou Nziengui C.F.**, Moutou Pitti R., and Ango S. "Experimental characterization of Gaboon species under cyclic compressive loading." In WCTE 2016 World Conference on Timber Engineering. 2016.

**Pambou Nziengui, C.F.**, Rostand Moutou Pitti, Eric Fournely, G. Godi, and Frédéric Dubois. "Mechanical characterization of European species : Picea Alba Mill (PAM) and Douglas-fir (DF)." In SEMC 2016 INTERNATIONAL CONFERENCE. 2016.

**Pambou Nziengui, C.F.**, and Moutou Pitti R. "impacts of climatic changes and creep loadings on the cracked Douglas (Pseudotsuga menziesii) timber beam in outdoor conditions." Timber Structures and Engineering (2018) : 191.

**Pambou Nziengui C.F.**, Rostand Moutou Pitti, Eric Fournely, and Joseph Gril. "Impact of moisture content changes on the mechanical behavior of Pseudotsuga Menziesii." In CompWood 2017–ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Wood Mechanics—from Material Properties to Timber. 2017.

**Pambou Nziengui C.F.**, Rostand Moutou Pitti, Eric Fournely, Joseph Gril, and Gaël Godi. "Investigation Of Deflection Of Douglas Fir And White Fir Beams Subjected To Climatic Changes." In COST ACTION FP1303 Final Conference and MC Meeting Building with bio-based materials : Best practice and performance specification. 2017.

Tran, T.B., Bastidas-Arteaga E., Aoues Y., Rostand Moutou Pitti, S. Hamdi, **C.F. Pambou Nziengui**, Eric Fournely, and F. Schoefs. "Coupled mechanics probabilistic methodology for reliability of timber structure with cracks subjected to thermo-viscohydromechanical." In 14th International Conference on Fracture (ICF 14). 2017.

**Pambou Nziengui, C.F.**, and Rostand Moutou Pitti. "Effets des variations de l'humidité sur le comportement mécanique de l'Okoumé en compression cyclique." In 1er Colloque des Eco-Matériaux en Afrique (CEMA'2017). 2017.

Tran, T. B., E. Bastidas-Arteaga, Y. Aoues, Rostand Moutou Pitti, S. Hamdi, **Pambou Nziengui C.F.**, and Eric Fournely. "Updating the Reliability of cracked timber structures

by using experimental results and numerical fracture model." In COST ACTION FP1303 Technical Workshop Design, Application and Aesthetics of biobased building materials. 2017.

**Pambou Nziengui C.F.**, Rostand Moutou Pitti, and Eric Fournely. "Environmental impact on crack propagation of biobased building materials : application to Abies Alba Mil." In COST ACTION FP1303 Technical Workshop Design, Application and Aesthetics of bio-based building materials. 2017.

**Pambou Nziengui C.F.**, Rostand Moutou Pitti, Samuel Ikogou, and Serge Ekomy Ango. "Experimental characterization of Gaboon specie under cyclic compressive loading at different internal moisture content." In COST Action FP 1303, Performance bio-based building materials". 2016. **Pambou Nziengui C.F.**, M. Asseko Ella, and R. Moutou Pitti. "Creep response of European species under environmental and mechanical loadings in outdoor conditions." Living with modified wood : 128.

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

Engonga Edzang, C.A., **Pambou Nziengui C.F.**, and Rostand Moutou Pitti. "Etude comparative du comportement hydromécanique en compression cyclique de trois essences tropicales." In 7èmes Journées GDR Bois. 2018.

Asseko Ella, M., **Pambou Nziengui C.F.**, Rostand Moutou Pitti, Eric Fournely, Joseph Gril, and Gaël Godi. "Impact des variations climatiques sur la durée de vie des poutres entaillées de sapin blanc (Abies Alba Mil) et de Douglas (Pseudotsuga Menziesii) : étude expérimentale." In 7 èmes Journées GDR Bois. 2018.

**Pambou Nziengui C.F.**, Turesson j., Odounga B., Mats Ekevad, and R. Moutou Pitti. "Détermination des principales caractéristiques physiques et mécaniques du sapin blanc du massif central et de l'okoumé du Gabon." In 36èmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, St-Etienne, France, 19-22 juin 2018. 2018.

**Pambou Nziengui, C.F.**, Pitti Moutou, Eric Fournely, Gael Godi, Nicolas Angellier, and Frédéric Dubois. "Impact couplé des essais de fluage et des conditions climatiques sur des poutres entaillées de Pseudotsuga Menziesii et Abies Alba Mil." In Congrès français de



mécanique. AFM, Association Française de Mécanique, 2017.

Moutou Pitti, Rostand, T. B. Tran, S. Hamdi, E. Bastidas Arteagas, **Pambou Nziengui C.F.**, Y. Aoues, and Eric Fournely. "Effets thermo-visco-hydro-mécanique (TVHM) et couplage mécano-fiabiliste via les intégrales invariantes : application aux structures bois." In Club cast3M2016. 2016.

Fournely, Eric, Rostand Moutou Pitti, G. Godi, Frédéric Dubois, and **Pambou Nziengui C.F.** "Projet ANR JCJC CLIMBOIS : fluage des poutres bois fissurées soumises aux environnements extérieurs : essais de caractérisation mécaniques préliminaires." In 34èmes Rencontres de l'AUGC. 2016.

**Pambou Nziengui C.F.**, Ikogou S., Moutou Pitti Rostand, Ekomy Ango Serge, and Gabon Libreville. "Comportement mécanique de l'Okoumé (Aucoumea Klaineana Pierre) sous sollicitation cyclique en compression."

**Pambou Nziengui, C.F.**, and R. Moutou Pitti. "Effets des variations de l'humidité interne sur le comportement mécanique de l'Okoumé en compression cyclique."

**Pambou Nziengui C.F.**, Moutou Pitti Rostand, Ikogou S., and Ekomy Ango Serge. "Comportement mécanique de l'Okoumé sous sollicitation cyclique en compression : effet de l'humidité."