

Caractérisation du comportement différé en cisaillement pour les panneaux en bois lamellé croisé (CLT)

Charlotte Allemand

▶ **To cite this version:**

Charlotte Allemand. Caractérisation du comportement différé en cisaillement pour les panneaux en bois lamellé croisé (CLT). Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. École des Ponts ParisTech, 2022. Français. ⟨NNT : 2022ENPC0017⟩. ⟨tel-03956507⟩

HAL Id: tel-03956507

https://pastel.hal.science/tel-03956507v1

Submitted on 25 Jan 2023

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

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



HAL Authorization

École des Ponts ParisTech

THÈSE DE DOCTORAT

de l'École des Ponts ParisTech

Caractérisation du comportement différé en cisaillement dans les panneaux en bois lamellé-croisé

École doctorale SIE (Sciences, Ingénierie et Environnement)

Spécialité : Matériaux et Structures

Thèse préparée au sein du laboratoire Navier (équipe de recherche MSA)
et du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (division DSSF)

Thèse soutenue le 27.06.2022 par

Charlotte Allemand

Composition du jury :

Laurent BLERON	Professeur, Université Lorraine	*Rapporteur*
Frédéric DUBOIS	Professeur, Université de Limoges	*Rapporteur*
Luc CHEVALIER	Professeur, Université Gustave Eiffel	*Président du jury*
Francesca LANATA	Maître de conférence, ESB	*Examinatrice*
Cédric MONTERO	Maître de Conférences, Université de Montpellier	*Examinateur*
Gilles FORÊT	Professeur, ENPC	*Directeur de thèse*
Arthur LEBÉE	Maître de conférence, ENPC	*Encadrant*
Manuel MANTHEY	Ingénieur de recherche, CSTB	*Encadrant*

À Madame Dumontet

Remerciements

Je souhaite tout d'abord remercier mes rapporteurs, Frédéric Dubois et Laurent Bleron, d'avoir accepté et pris le temps d'évaluer mon manuscrit. Je remercie également les examinateurs de ma thèse, Francesca Lanata, Cédric Montero et Luc Chevalier d'avoir étudié de manuscrit et participé au jury de soutenance.

Je tiens tout d'abord à remercier mes encadrants de thèse. Merci Nicolas d'avoir travaillé dans l'ombre pour que ma dernière campagne d'essai voit le jour. Merci Manuel d'avoir repris le flambeau en cours de route, pour ton investissement, ta grande disponibilité, ton écoute attentive et ton optimisme devant chaque problème rencontré. Je souhaite remercier mon « maître de thèse », Gilles, qui m'a appris tout ce que je sais sur le travail expérimental, mais également sur l'ouverture des bonnes bouteilles. Merci d'avoir toujours gardé ta porte ouverte pour que je puisse venir me plaindre, de ta capacité à faire disparaitre les problèmes en un schéma et un éclat de rire ! Enfin, on peut remercier une fois mille personnes, non, on peut remercier mille fois mille personnes, mais je remercie mille fois une personne : merci Arthur de m'avoir fait confiance depuis le début de mon stage. Merci pour tout ce que tu m'as transmis, toujours avec pédagogie, des répliques de films à Jourawsky, j'espère avoir appris, au moins un peu, de ta rigueur. Merci de m'avoir accompagnée ces quatre années, scientifiquement, mais également avec les subtilités hiérarchiques auxquelles j'ai été confrontée.

Merci au CSTB qui a financé cette thèse et à l'ensemble des ingénieurs et techniciens que j'ai pu côtoyer pendant les pauses déjeuners ou lors de la réalisation des essais que nous avons réalisé. Merci en particulier à Mara, Renato, Rémi, Étienne, Pierre-Yves, Paul, Yahia, Elodie, Bunthan, Omar, Quentin, Sabine, Amine, Nagham et Laure pour la bonne humeur et les croissants.

J'ai eu la chance de réaliser ce travail dans l'équipe MSA du laboratoire Navier. Merci Hocine et Gilles pour tout ce que vous m'avez transmis sur l'expérimental et pour voir bonne humeur. Eden, merci d'avoir été mes jambes et mes mains dans un moment si crucial. Merci à Romain Boistel, le magicien de la biblio, cette thèse ne serait pas la même sans toutes les références que tu as fait livrer d'Allemagne. Merci à Marie, notre maman à tous, qui nous montre chaque jour qu'il est possible de faire plus que son travail en étant attentive ses collègues le tout dans une ambiance bienveillante. Je prends exemple. Merci aux chercheurs avec qui les échanges ont été riches ; Adélaïde, Jean-François, Myriam, Sabine, Romain, Cyril, Olivier et Tien.

Enfin, ce travail ne serait pas le même sans 'les collègues'. Merci à Vianney (je n'oublierai jamais les vendredis pizza), Philippe, Koliann, Robin, Nicolas, Romain, Xavier, Julien C. et Katya de m'avoir si vite intégrée à l'équipe pendant mon stage. Je me rappellerai des soirées fanfare, des sorties architecturales, des débats, des conseils pour l'après thèse et des bières

devant le foot ! Merci aux MS'Alcooliques qui m'ont sortie du bureau lorsque ma vie sociale disparaissait sous la panique de la première année ; Leila, Flo, Chadi, Filippo et Eki. Merci à Pierre, mon binôme de confinement et d'escalade matinale, tu resteras l'unique personne qui explique des articles sur le dérèglement climatique en boîte. Merci Camille et Julien, les archis, les voisins, les négociateurs, promis la prochaine fois que j'achète une balance je vous consulte avant ! Merci à toutes celles et ceux qui m'ont écoutés râler et avec qui j'ai partagé des gâteaux, des bières et des raclettes ; Alma (bravo, continue, courage, tmtc), Romane (merci pour les conseils fashion), Benjamin, Malo, Léo, Pierre N., Caroline, Mathieu, Matteo, Killian, Victor D., Son, Julien A., Ingrid, Jonas, Nihal, Rémi et Willy. Finalement je n'oublie pas ceux qui ont partagé toutes mes galères, des problèmes d'inscriptions au syndrome de l'imposteur : Merci Seb, Baptiste, Montagne et Paul pour tous les conseils, votre franchise, les résolutions d'équations et de bugs Latex, les sessions escalade, les semaines rédactions, l'organisation des pots et cadeaux de thèse de tout le labo, les bitchages, les conseils pantalon du pantalon, les cata-fondues, les soirées jeux, les débats philosophiques (un dernier pour la route "Peut-on mettre des private jokes dans ses remerciements de thèse ?") et tout le reste !

Je tiens à remercier particulièrement ma famille, mes colocs et mes amies pour leur soutien malgré mon manque de temps à leur accorder. Spécialement à Léonore, promis j'arrête de parler de thèse ! Enfin immense merci à Hanna qui m'a nourris ces trois dernières années et m'a embarqué en montagne quand le stress de nos thèses devenait trop important. Merci mon Steve !

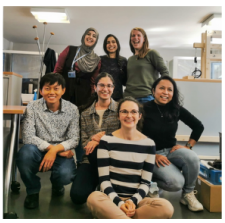


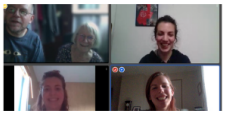


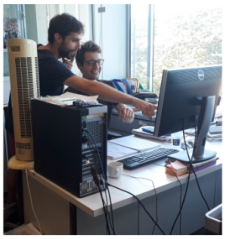















Résumé

Ce travail de thèse porte sur l'étude du fluage de panneaux de bois lamellé croisé (CLT), un matériau largement utilisé dans la construction de bâtiments de grande hauteur. En raison de l'empilement orthogonal des couches de bois, la raideur à l'effort tranchant des panneaux est composée à la fois de la raideur en cisaillement longitudinal et de celle en cisaillement roulant. De plus, le bois est un matériau sujet au fluage et ce phénomène doit être étudié afin de concevoir correctement les constructions en bois. Cette thèse présente un protocole expérimental permettant de mesurer directement la raideur en cisaillement et leur fluage à une échelle pertinente pour un panneau de CLT.

Deux campagnes expérimentales sont menées sur un bâti de fluage dans une salle climatique régulée à des températures et humidités constantes correspondant à une classe de service 1 de l'Eurocode 5. Tout d'abord l'étude de la mise en charge de cinq poutres sandwichs ayant l'âme en bois orientée dans le sens radial permet de mesurer un module de raideur en cisaillement roulant égal à (121 ± 15) MPa. Le fluage relatif est extrapolé en ajustant une loi puissance sur les déplacements différés mesurés pendant 8 mois. Un coefficient de fluage en cisaillement roulant est calculé à 50 ans égal à 2.8 ± 0.2. Dans un second temps, six poutres sandwichs sont mises en charge sur le bâti de fluage. La mise en charge permet de mesurer un module de raideur en cisaillement longitudinal égal à (460 ± 108) MPa et le rapport entre ces modules et la densité du bois est cohérente avec la littérature. L'étude des rotations différées sur 181 jours ne permet pas de conclure sur l'évolution du fluage longitudinal pendant les expériences réalisées. Ainsi, lors de l'ajustement d'une loi puissance sur les déplacements différés deux hypothèses sont faites. Lorsque le fluage longitudinal est supposé nul, le coefficient du fluage en cisaillement longitudinal estimé à 50 ans est calculé égal à 1.70 ± 0.53 et dans le cas contraire, une valeur de 0.83 ± 0.29 est trouvée. Ces valeurs permettent de conclure que le fluage en cisaillement roulant est 1.5 à 3 fois supérieur à celui en cisaillement longitudinal.

Au regard de ces résultats, la proposition du coefficient de fluage proposé dans la prochaine version de l'Eurocode semble cohérente et sécuritaire. Nous proposons cependant de différencier deux coefficients de fluage dans les normes de construction en classe de service 1. La définition de ces deux coefficients est compatible avec l'utilisation de la méthode shear analogy et semble pertinente pour un meilleur dimensionnement des panneaux de CLT.

Mots-clefs : Cisaillement roulant, Cisaillement longitudinal, Raideur, Bois lamellé croisé, Essais, Fluage

Abstract

This thesis focuses on the creep study of cross-laminated timber (CLT) panels, a material widely used in the construction of high-rise buildings. Due to the orthogonal stacking of the wood layers, the shear stiffness of the panels is composed of both the longitudinal and rolling shear stiffness. Furthermore, wood is a material subject to creep and this phenomenon must be investigate to correctly design timber buildings as it amplifies the short-term deflection. This thesis presents an experimental protocol to measure directly the shear stiffness and creep at a relevant scale for CLT panel.

Two experimental campaigns are carried out in a climatic room regulated at constant temperatures and humidities corresponding to service class 1 (Eurocode 5). First, the study of the loading of five sandwich beams with the wooden core oriented in the radial direction allows to measure a rolling shear stiffness equal to (121 ± 15) MPa. Relative creep is extrapolated by fitting a power law on the 8-month measured delayed displacements. A rolling shear creep coefficient is calculated at 50 years and is equal to 2.8 ± 0.2. Then, six sandwich beams are loaded on the experimental set-up. The longitudinal shear modulus is measured equal to (460 ± 108) MPa and the ratio between these moduli and wood density is consistent with the literature. The study of the deferred rotations over 181 days does not allow to conclude on the evolution of the longitudinal creep during the experiments. Thus, when fitting a power law on the deferred displacements, two assumptions are made. When the longitudinal creep is assumed to be zero, the coefficient of longitudinal shear creep estimated at 50 years is calculated to be equal to 1.70 ± 0.53 and in the opposite case, a value of 0.83 ± 0.29 is found. We conclude that the creep in rolling shear is 1.5 to 3 times higher than that in longitudinal shear.

In view of these results, the proposed creep coefficient in the next version of the Eurocode seems consistent and safe. However, we suggest to differentiate two creep coefficients in the construction standards for the class service 1. The definition of these two coefficients is compatible with the use of the shear analogy method and seems relevant for a better dimensioning of CLT panels.

Mots-clefs : Rolling shear, Longitudinal shear, stiffness, Cross Laminated Timber, Experimental set-up, Creep

Table des symboles

b	: largeur de la poutre
d	: distance entre les appuis de la poutre
d_0	: distance entre les points d'application de la force
D	: raideur en flexion
D_{th}	: raideur en flexion théorique
D_{ch}	: raideur en flexion déterminée pendant la phase de mise en charge
D_{de}	: raideur en flexion déterminée pendant la phase de déchargement
D_{LVDT}, $D_{\text{inclinomètre}}$	: raideur en flexion déterminée avec les LVDT et les inclinomètres
E_a	: module de Young de l'acier
$E_{L,\text{esti}}$	: module longitudinal du bois estimé pendant la phase de mise en charge
ε_0	: déformations instantanées
ε_∞	: déformations différées calculées à 50 ans
$\delta\hat{\varepsilon}_{CZ}$	: fluage relatif en cisaillement roulant
$\delta\hat{\varepsilon}_{LZ}$	: fluage relatif en cisaillement longitudinal
F	: raideur à l'effort tranchant
f	: déplacement à mi-portée, flèche
f_τ	: flèche de cisaillement
f_{tan}	: flèche reconstituée avec les modules de raideurs tangents
δf	: variation de la flèche entre les instants t_f et t_d
$\delta\hat{f}$	: fluage relatif de la flèche
G_{RT}, G_{CZ}	: module de cisaillement roulant
$G_{CZ,0}$	: module de cisaillement roulant instantané
G_{LR}, G_{LZ}	: module de cisaillement longitudinal

$G_{LZ,0}$	: module de cisaillement longitudinal instantané
h	: épaisseur de la poutre
$k_{i,\mathsf{def}}$	: coefficient déterminant le comportement différé à 50 ans
P	: force appliquée
ρ	: masse volumique
t_0	: instant auquel la force et les déplacements sont nuls
t_1 et t_2	: bornes de la régression linéaire pendant la mise en charge
t_3 et t_4	: bornes de la régression linéaire pendant la phase de déchargement
t_c	: instant auquel le chargement est complet
t_d	: instant avant le déchargement de l'éprouvette
t_f	: instant du début du fluage
t_v	: instant à partir duquel la charge est constante
φ	: partie symétrique des rotations
φ_C, φ_B	: rotation mesurée en C et en B
φ_{tan}	: partie symétrique des rotations reconstituée avec les modules tangents
$\delta\varphi$	: variation de la partie symétrique des rotations entre les instants t_f et t_d
$\delta\hat{\varphi}$	: fluage relatif de la partie symétrique des rotations
w	: teneur en eau

Table des matières

Remerciements **5**

Table des symboles **9**

Table des matières **11**

Introduction générale **15**

1 Raideurs en cisaillement du bois : description du comportement instantané et différé **21**

Introduction 23

1.1 Le matériau bois et son comportement mécanique instantané 23

1.1.1 Définition des propriétés élastiques du bois 23

1.1.2 Influence de la température et de la teneur en eau sur les propriétés élastiques du bois 26

1.2 Raideurs instantanées en cisaillement : définitions et mesures 27

1.2.1 Mesure du module de cisaillement longitudinal instantané 28

1.2.2 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle du cerne 31

1.2.3 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle de la lamelle . . 33

1.2.4 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle d'un élément structurel 36

1.2.5 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à une échelle intermédiaire : une couche de CLT 37

1.2.6 Conclusion partielle sur les essais 38

1.3 Description et modélisation du comportement différé du bois 38

1.3.1 Rappels de rhéologie 39

1.3.2 Le bois : un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant ? 41

1.3.3 Influence de l'humidité et de la température sur la cinétique du fluage . 43

1.4 Modélisation du fluage viscoélastique 45

1.4.1 Description des lois de fluage 45

1.4.2 Extrapolation d'une loi de fluage 48
1.5 Mesure des déformations différées du bois en environnement constant 49
1.5.1 Fluage longitudinal 49
1.5.2 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle du cerne 52
1.5.3 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de la lamelle 52
1.5.4 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de l'élément de structure . 53
1.5.5 Conclusion sur les essais de fluage 56
1.6 Synthèse de l'étude bibliographique 56

2 Détermination des déformations différées en cisaillement au moyen d'un essai de flexion 4-points d'une poutre sandwich 59
2.1 Méthodologie générale de l'essai 60
2.2 Déformée d'une poutre sandwich en flexion 4-points 61
2.2.1 Description du problème 61
2.2.2 Le modèle de Timoshenko pour une poutre sandwich en flexion 62
2.2.3 Les contraintes de section et les raideurs associées au moment fléchissant et à l'effort tranchant pour une poutre stratifiée orthotrope 63
2.3 Identification des modules élastiques du bois 67
2.4 Sensibilité des paramètres à identifier aux grandeurs mesurées 70
2.4.1 Âme en bois orientée dans le sens radial 70
2.4.2 Âme en bois orientée dans le sens longitudinal 71

3 Protocole expérimental pour la mesure de la raideur en cisaillement 73
Introduction 74
3.1 Fabrication des échantillons : poutres sandwichs 74
3.1.1 Fabrication de l'âme en bois 75
3.1.2 Fabrication des poutres sandwichs : collage de l'acier 76
3.1.3 Mesure de la densité des échantillons 77
3.2 Maitrise du cadre retenu pour l'expérience de fluage 79
3.2.1 Contrôle de la température et de l'humidité 79
3.2.2 Vérification du contrôle hygrométrique à l'aide de poutres témoins . . . 81
3.2.3 Fluage viscoélastique linéaire : niveau de chargement 84
3.3 Bâti de test et acquisition des données 88
3.3.1 Description du bâti de fluage et du dispositif de métrologie utilisé . . . 88
3.3.2 Description du programme d'acquisition 92
3.4 Correction des signaux bruts 95
3.4.1 Caractérisation des déplacements du bâti u_b 95
3.4.2 Correction des données brutes 99

3.5 Définition des instants caractéristiques pour l'exploitation des données 100
3.5.1 Définition des instants du début du chargement et de la décharge . . . 101
3.5.2 Ajustement du zéro des mesures de déplacement 104

4 Détermination expérimentale du cisaillement roulant et du cisaillement longitudinal à court et à long terme 107
Introduction 108
4.1 Mesure de la raideur en cisaillement roulant 108
4.1.1 Mesure de la raideur en flexion 108
4.1.2 Détermination du module de cisaillement roulant instantané 112
4.1.3 Évaluation des déplacements différés 114
4.1.3.1 Analyse des données brutes 115
4.1.3.2 Choix d'une loi de fluage 116
4.1.3.3 Détermination de paramètres pour la loi de fluage 117
4.1.3.4 Variation des rotations 122
4.1.4 Synthèse de l'essai de cisaillement roulant 124
4.2 Mesure de la raideur en cisaillement longitudinal 126
4.2.1 Mesure de la raideur en flexion 126
4.2.2 Détermination du module de cisaillement instantané 130
4.2.3 La poutre O 131
4.2.4 Évaluation des déplacements différés 132
4.2.4.1 Analyse des données brutes 132
4.2.4.2 Rotations différées 133
4.2.4.3 Flèches différées 135
4.2.5 Ajustement en négligeant les rotations différées 136
4.2.6 Ajustement en tenant compte des rotations différées 139
4.2.7 Synthèse de l'essai de cisaillement longitudinal 143
4.3 Synthèse des essais 146

5 Conclusion générale et perspectives 149
5.1 Conclusion 149
5.2 Perspectives 150

Annexes 154

A Incertitudes 155
A.1 Théorie et notations 155
A.1.1 Incertitude d'une variable mesurée directement 156

A.1.2 Incertitude d'une variable calculée 156
A.1.3 Incertitude sur une régression linéaire 157
A.1.4 Notations 157

B Essai de convenance **159**

C Données complémentaires pour la première expérience (âme radiale) **167**
C.1 Dimensions et incertitudes des capteurs 167
C.2 Courbes de mise en charge et de déchargement 169
C.3 Résumé de l'essai en cisaillement roulant 175

D Données complémentaires pour la seconde expérience (âme longitudinale) **177**
D.1 Dimensions et incertitudes des capteurs 177
D.2 Courbes de mise en charge et de déchargement 178
D.3 Résumé de l'essai en cisaillement longitudinal 185

E Notice Technique, Sikadur 30 **187**

Bibliographie **193**

Introduction générale

Le bois est un matériau de plus en plus utilisé dans la construction de bâtiments de grande hauteur. Les projets sont conçus principalement à l'aide de panneaux de bois lamellé croisé (cross laminated timber, CLT) et de lamellé-collé. Nous pouvons citer par exemple les immeubles érigés avec des planchers, et parfois une structure, en panneau de CLT à Bordeaux (tour Hypérion et projet de la tour Silva), à Strasbourg (îlot bois Sensations), à Nanterre (campus Arboretum) mais également aux États-Unis (tour Framework) et en Norvège (tour Mjøstårnet).



FIGURE 0.1 – Construction de la tour Sensation îlot bois Strasbourg *crédit photo : Bouygues Immobilier*

Le panneau de CLT est un produit de plus en plus utilisé dans la construction en raison de son faible impact environnemental, de sa facilité d'assemblage et de sa conception ainsi que de ses propriétés mécaniques. Les panneaux de CLT sont constitués de plusieurs couches de bois (entre 3 et 11) empilées de façon orthogonale, à 90 degrés collées entre elles par leurs faces les plus larges. Le croisement des couches permet d'assurer une plus grande stabilité dimensionnelle des panneaux lorsqu'ils sont soumis à des changements d'humidité comparativement à d'autres produits du bois. Dans la plupart des produits du bois, le comportement longitudinal gouverne le comportement global. Cependant, en raison du croisement des couches, ce n'est pas le cas pour les panneaux de CLT (Franzoni et al., 2016; Brandner et al., 2016). En effet, la

raideur à l'effort tranchant des panneaux est composée à la fois de la raideur en cisaillement longitudinal et de celle en cisaillement roulant. Le cisaillement roulant est défini comme la direction de cisaillement contenue dans un plan orthogonal à l'axe des fibres du bois ou axe longitudinal. La raideur à l'effort tranchant est impliquée dans la flexion et le flambement des panneaux, la connaissance des modules de raideur en cisaillement est donc primordiale pour le dimensionnement des éléments en CLT. L'état de l'art réalisé dans le **Chapitre 1** montre que cette connaissance n'est pas suffisante pour la raideur en cisaillement roulant dont la mesure est sensible à l'échelle observée et sa valeur est trouvée comprise entre 30 et $370\,\text{MPa}$ selon les auteurs.

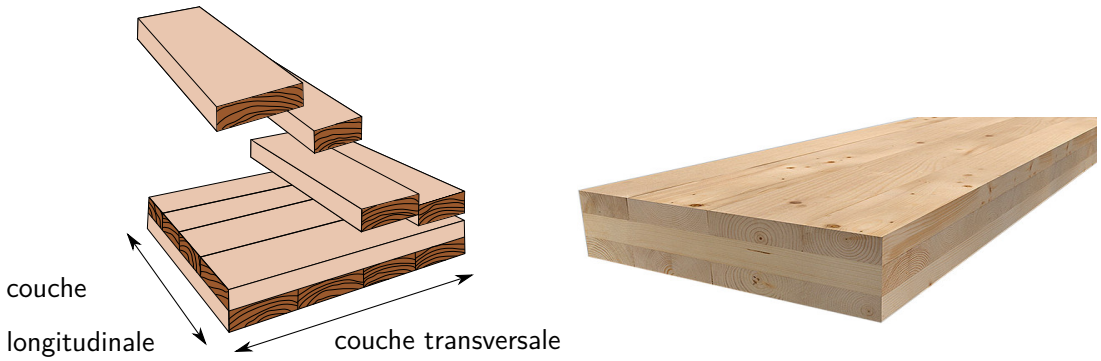


FIGURE 0.2 – Panneau de CLT 3-plis

Par ailleurs, le bois est un matériau viscoélastique et ses propriétés mécaniques évoluent au cours du temps sous l'application d'un chargement. Ce comportement différé est pris en compte par les normes de construction de deux façons afin d'estimer les déformations à la fin de vie de la structure (50 ans) et de s'assurer que la troisième phase du fluage, provoquant la rupture n'arrive jamais.

En Europe, les normes de constructions pour le bois sont rassemblées dans l'Eurocode 5 (2005, amendé 2008 et 2014) qui définit trois classes de services en fonction de l'environnement dans lequel va évoluer l'élément de structure dimensionné :

- Dans la classe de service 1, la teneur en eau dans le matériau doit correspondre *"à une température de 20°C et une humidité relative de l'air environnant ne dépassant 65% que quelques semaines par an"*. Cela correspond à une teneur en eau maximale de 12% pour la plupart des résineux suivant l'Eurocode 5.
- Dans la classe de service 2, la teneur en eau dans le matériau doit correspondre *"à une température de 20°C et une humidité relative de l'air environnant ne dépassant 85% que quelques semaines par an"*. Cela correspond à une teneur en eau maximale de 20% pour la plupart des résineux suivant l'Eurocode 5.
- La classe de service 3 comprend tous les cas où la teneur en eau est supérieure à la classe 2.

Cette notion de classe de service est reprise dans les normes néo-zélandaises (NZS, Timber Design Committee (2015)) dans lesquelles la teneur en eau au moment du chargement est un critère de dimensionnement. De même aux États-Unis, les spécifications de dimensionnement pour les constructions en bois (NDS, American Wood Council (2018)) définissent deux classes de services ; la classe de service sèche lorsque la teneur en eau moyenne du bois est inférieure à 15% au cours d'une année, sans jamais dépasser 19%, lors de son utilisation et la classe de service humide (Granello et Palermo, 2019).

Afin d'estimer les déformations à la fin de vie de la structure ε_∞ chaque norme de construction définit un coefficient dont la valeur change selon la classe de service considérée et parfois la sollicitation appliquée. L'Eurocode 5 définit le facteur k_{def} qui permet d'évaluer les déformations de fluage en pondérant les modules élastiques et de cisaillement à long terme $E_{\text{mean,fin}}$ et $G_{\text{mean,fin}}$ en fonction de leurs valeurs moyennes instantanées. La norme NSZ définit le coefficient k_2 qui permet de calculer les déformations aux états limites de service en fonction des déformations instantanées. Les spécifications NDS ainsi que celles proposées pour le Canada (Karacabeyli et Gagnon, 2019) proposent de calculer les déformations à long terme avec le coefficient K_{cr}, qui n'affecte que les charges permanentes ε_{LT} et pas les charges d'occupation ε_{ST}.

$$\begin{cases} \text{EC5} \quad E_{\text{mean,fin}} = \dfrac{E_{\text{mean}}}{1+k_{\text{def}}} \qquad \text{et} \qquad G_{\text{mean,fin}} = \dfrac{G_{\text{mean}}}{1+k_{\text{def}}} \Leftrightarrow \varepsilon_\infty = (1+k_{\text{def}})\varepsilon_0 \\ \text{NZS} \quad \varepsilon_\infty = k_2 \varepsilon_0 \\ \text{NDS} \quad \varepsilon_\infty = K_{cr}\varepsilon_{LT} + \varepsilon_{ST} \end{cases} \tag{1}$$

Les valeurs des différents coefficients sont rassemblées dans le tableau 0.2. L'Eurocode ne mentionne pas dans sa version actuelle de valeur de coefficient de fluage pour les panneaux de CLT et les avis techniques encadrent leur utilisation. Ces derniers recommandent d'utiliser les valeurs du bois lamellé collé présentées dans la première ligne du tableau. La seconde ligne présente les valeurs du coefficient k_{def} pressenties pour la future version de l'Eurocode. Il est intéressant de noter que la valeur de ce coefficient est identique quel que soit le module considéré. Afin de comparer les différents coefficients donnés dans les normes, quatre états du bois sont définis :

- Très Sec (TS) : correspond à une teneur en eau du bois inférieure à 12%, équivalent à la classe 1 de l'Eurocode 5
- Sec (S) : correspond à une teneur en eau maximale de 20% pour l'Eurocode, 19% pour le NDS et 18% pour le NZS. Bien que ces valeurs ne soient pas strictement exactes le comportement du bois est supposé comparable

- Intermédaire (I) : correspond à une teneur en eau du bois w comprise entre 18% et 25%. La norme néo-zélandaise définit une interpolation linéaire afin de trouver la valeur du coefficient de fluage
- Humide (H) : correspond à une teneur en eau supérieure à 19% pour le NDS, 20% pour l'EC5 et 25% pour le NZS

Matériau	Coefficient (Norme)	Sollicitation	Teneur en eau w			
			$<$ TS	$<$ S	$<$ I	H
GLT	$k_{\text{def}} + 1$ (Eurocode 5, 2014)	toutes	1.6	1.8	-	3.0
CLT	$k_{\text{def}} + 1$ [3]	toutes	1.8	3.0	-	-
CLT	K_{cr} [4]	toutes	3.0	3.0	-	*
CLT	k_2 (NZS 2015)[5]	flex, comp, cis [2]	2.0	2.0	$(w-4)/7$	3.0
CLT	k_2 (NZS 2015)[5]	traction	1.0	1.0	$(w-4)/14$	1.5

* La valeur doit être fournie par le constructeur
[2] Flexion, compression, cisaillement
[3] Recommandation de la prochaine version de l'Eurocode 5
[4] American Wood Council (2018) et Karacabeyli et Gagnon (2019)
[5] Timber Design Committee (2015)

TABLEAU 0.2 – Coefficients de fluage selon les différentes normes et recommandations

Les coefficients donnés ne sont pas identiques selon les pays pour une teneur en eau considérée. Et il est intéressant de noter que le coefficient k_2 est le seul ayant une valeur différente selon la sollicitation appliquée.

Dans un second temps, les normes de constructions doivent permettre de s'assurer que la troisième phase du fluage provoquant la rupture n'ait pas lieu dans une structure. En Europe, la résistance R_d d'un élément est calculée en fonction de sa résistance caractéristique, du coefficient de sécurité matériau γ et du coefficient k_{mod}. Le coefficient k_{mod} permet de prendre en compte les effets à long terme de l'application de la charge mais n'a pas de valeurs définies pour les panneaux en bois lamellé croisé. Les recommandations des NDS définissent des coefficients analogues à γ et k_{mod} afin de déterminer la résistance d'un élément.

En conclusion, les standards de calcul trouvés proposent une méthode et des coefficients forfaitaires afin de prendre en compte le fluage dans les panneaux en bois lamellé croisé. Cependant, ces recommandations manquent de données de la littérature afin de pouvoir différencier le fluage selon les différentes directions de déformations activées en fonction de l'orientation des couches du panneau. Nous nous interrogeons sur la pertinence d'avoir un unique coefficient de fluage, ne permettant pas de différencier la sollicitation appliquée ou le module responsable des déformations différées. L'état de l'art réalisé dans le **Chapitre 1** montre que peu d'essais

ont été réalisés afin de mesurer l'évolution des déformations différées dues aux raideurs en cisaillement roulant et longitudinal dans les panneaux de CLT. De ce fait, nous proposons dans ce travail de mesurer ces raideurs et le **Chapitre 1** décrit le cadre d'hypothèses dans lequel nous nous plaçons afin de rester dans un cadre d'étude pertinent pour la construction bois.

La théorie des poutres anisotropes, dans le cadre de la visco-élasticité linéaire, présentée dans le **Chapitre 2** permet de montrer comment ces raideurs peuvent être isolées et mesurées avec l'essai de flexion 4-point sur des poutres sandwich développées par Perret et al. (2018). Le formalisme développé permet également de calculer les déplacements différés d'un panneau de CLT en flexion en prenant en compte la contribution de la raideur en flexion ainsi que celle de la raideur à l'effort tranchant. Ainsi, le fluage en cisaillement roulant et celui en cisaillement longitudinal peuvent être estimés avec l'essai réalisé.

Deux campagnes de mesures sont réalisées. Pour cela, un bâti de fluage est conçu. Sa fabrication ainsi que l'instrumentation de mesure mise en place pour ces essais sont détaillés dans le **Chapitre 3**. La fabrication des éprouvettes est également présentée dans ce chapitre. Le bois constituant les éprouvettes est de l'épicéa commun (Picea abies). Cette essence a été choisie car elle est la plus largement utilisée dans la conception de panneaux de CLT. L'hypothèse de viscoélasticité implique un contrôle de la température et de l'humidité précis. Nous choisissons de nous placer dans les conditions de la classe de service 1, telle que définie dans l'Eurocode et nous vérifions que ces conditions hygrométriques restent stables dans chacune des expériences. De plus, le fluage étant supposé linéaire, des essais effectués sur les éprouvettes permettent de vérifier que le taux de chargement est inférieur à 40% de la charge de rupture.

Les résultats des deux campagnes d'essais réalisés sur des poutres sandwich sont présentés dans le **Chapitre 4**. Des valeurs de la raideur en cisaillement roulant et en cisaillement longitudinal sont trouvées. L'étude des déplacements différés permet également d'ajuster une loi puissance pour ensuite extrapoler ces déformations à long terme, au sens de l'Eurocode, c'est-à-dire à 50 ans. Les résultats laissent à penser qu'il pourrait être pertinent de définir deux coefficients de fluage différents dans les nomes de constructions. En effet, la part de la raideur à l'effort tranchant et de la raideur en flexion ne sont pas les mêmes selon la géométrie du panneau et la configuration de la sollicitation. Il semble que les temps caractéristiques du fluage de ces deux raideurs ne soient pas identiques et il pourrait être judicieux de les différencier afin de dimensionner de façon plus précise.

1

Raideurs en cisaillement du bois : description du comportement instantané et différé

Introduction 23
1.1 Le matériau bois et son comportement mécanique instantané 23
1.1.1 Définition des propriétés élastiques du bois 23
1.1.2 Influence de la température et de la teneur en eau sur les propriétés élastiques du bois 26
1.2 Raideurs instantanées en cisaillement : définitions et mesures 27
1.2.1 Mesure du module de cisaillement longitudinal instantané 28
1.2.2 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle du cerne 31
1.2.3 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle de la lamelle 33
1.2.4 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle d'un élément structurel . 36
1.2.5 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à une échelle intermédiaire : une couche de CLT 37
1.2.6 Conclusion partielle sur les essais 38
1.3 Description et modélisation du comportement différé du bois 38
1.3.1 Rappels de rhéologie 39
1.3.2 Le bois : un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant ? 41
1.3.3 Influence de l'humidité et de la température sur la cinétique du fluage 43
1.4 Modélisation du fluage viscoélastique 45
1.4.1 Description des lois de fluage 45
1.4.2 Extrapolation d'une loi de fluage 48

1.5 Mesure des déformations différées du bois en environnement constant 49
1.5.1 Fluage longitudinal 49
1.5.2 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle du cerne 52
1.5.3 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de la lamelle 52
1.5.4 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de l'élément de structure 53
1.5.5 Conclusion sur les essais de fluage 56
1.6 Synthèse de l'étude bibliographique 56

Introduction

Ce premier chapitre est consacré à une étude bibliographique sur la mesure des raideurs en cisaillement roulant et longitudinal à court et long terme. Le cadre de cette thèse et les méthodes utilisées pour modéliser les déformations différées sont définis. Ce chapitre s'organise en six sections.

Tout d'abord, le matériau bois, ses caractéristiques mécaniques ainsi que les paramètres influençant leur valeur sont succinctement présentés dans la section 1.1. Ensuite, les définitions des raideur en cisaillement sont introduites (section 1.2) et les différents dispositifs permettant de mesurer leurs valeurs instantanées sont présentés. Cette étude de la littérature motive l'utilisation du protocole développé par Perret et al. (2018).

La section 1.3 fait une description phénoménologique du fluage du bois puis, les lois usuellement utilisées pour modéliser son comportement sont décrites dans la section 1.4. La section 1.5 traite spécifiquement du fluage du bois. Elle présente les résultats des essais qui mesurent les déformations différées longitudinales ainsi que celles dans les plans de cisaillement longitudinal et de cisaillement roulant. Cette étude permet d'avancer dans la section 1.6 que l'on ne trouve pas dans la littérature de mesure directe du fluage en cisaillement longitudinal et en cisaillement roulant bien que celle-ci semble nécessaire pour prédire les déformations différées des panneaux de CLT.

1.1 Le matériau bois et son comportement mécanique instantané

La description du matériau bois peut se faire selon plusieurs échelles ; l'échelle macroscopique, l'échelle microscopique et l'échelle moléculaire. L'échelle macroscopique correspond à l'échelle de l'arbre, de la grume ou de la lamelle de bois (ordre de grandeur du mètre ou du millimètre), l'échelle microscopique correspond à l'échelle permettant d'étudier l'organisation cellulaire (ordre de grandeur du micromètre) et l'échelle moléculaire correspond à l'étude des molécules (ordre de grandeur du nanomètre). Dans le cadre de ce travail, seule la première échelle sera abordée. La modélisation du comportement mécanique instantané de ce matériau et les phénomènes qui affectent la valeur de ses propriétés mécaniques sont décrits dans cette section.

1.1.1 Définition des propriétés élastiques du bois

Le bois est un matériau anisotrope, c'est à dire que ses propriétés varient de façon significative selon la direction sollicitée. Cependant, à l'échelle du cerne, il est possible de

définir trois directions principales (Figure 1.1). La direction longitudinale (L) est l'orientation parallèle aux cernes du bois et correspond à l'axe du tronc (de la branche ou de la racine). La direction tangentielle (T) correspond à la direction tangente aux cernes du bois et la direction radiale (R) est perpendiculaire aux directions L et T. Ces trois directions principales permettent de définir trois plans de symétrie orthogonaux ; le plan radial transversal RT, le plan longitudinal radial LR et le plan longitudinal tangentiel LT. En l'absence d'invariance supplémentaire, ces plans de symétrie imposent donc un comportement local orthotrope.

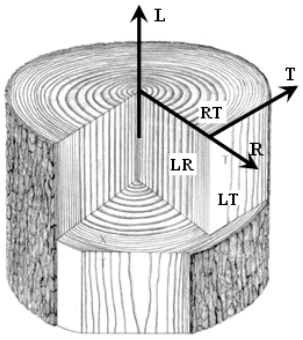


FIGURE 1.1 – Repère d'orthotropie du bois (Grazide, 2015)

Lorsqu'il est soumis à des contraintes ou déformations modérées, le bois présente un comportement instantané élastique et peut être modélisé avec la loi de Hooke qui permet de relier les déformations aux contraintes :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\underline{\underline{S}}}}\,\underline{\underline{\sigma}} \tag{1.1}$$

avec $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur contrainte, $\underline{\underline{\varepsilon}}$ le tenseur des déformations et $\underline{\underline{\underline{\underline{S}}}}$ le tenseur de complaisance élastique, l'inverse du tenseur de rigidité $\underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}$. La matrice des complaisances est symétrique pour un matériau anisotrope, et pour un matériau orthotrope, elle s'écrit dans le repère $(\underline{e}_R, \underline{e}_T, \underline{e}_L)$ sous la forme :

$$\left[\underline{\underline{S}}\right] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_R} & \frac{-\nu_{TR}}{E_T} & \frac{-\nu_{LR}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & \frac{-\nu_{LT}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{RL}}{E_R} & \frac{-\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TL}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RL}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{bmatrix} \tag{1.2}$$

Les variables E_i sont les modules de Young de chaque direction principale, G_{ij} les modules de cisaillement et ν_{ij} les coefficients de Poisson de chaque plan d'orthotropie. Du fait de la symétrie de la matrice de complaisance, il est possible d'écrire une relation entre les modules de Young et les coefficients de Poisson :

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \qquad i \neq j \qquad i,j = L,R,T \tag{1.3}$$

Chaque essence de bois est donc définie par neuf paramètres indépendants entre eux. Néanmoins, lorsque l'orientation des cernes n'est pas contrôlée, les directions radiales et tangentielles ne peuvent pas être différenciées. Le bois est alors représenté plus simplement comme un matériau isotrope transverse. Ces modules élastiques sont fortement dépendants de l'essence considérée. Dans le cadre de cette étude, des échantillons d'épicéa commun sont étudiés et Navi et Heger (2005) donnent les constantes élastiques suivantes, qui sont des valeurs moyennes obtenues en considérant plusieurs études de la littérature :

E_L	E_R	E_T	G_{RL}	G_{RT}	G_{TL}	ν_{RL}	ν_{TR}	ν_{LT}
10700	649	348	533	41	438	0.02	0.3	0.4

TABLEAU 1.1 – Constantes élastique pour l'épicéa - E_i, G_{ij} en MPa et ν_{ij} sans unité (Navi et Heger, 2005)

Ces paramètres sont en particulier dépendants de la teneur en eau du matériau, de sa température et de sa densité. En particulier, la variation de densité au sein d'une essence permet d'expliquer entre 60% et 86% de la variance totale de certaines propriétés du bois comme le module de Young longitudinal (Brémaud, 2006; Longo et al., 2018). Guitard et El Amri

(1987) proposent des relations linéaires afin de relier la masse volumique et les composantes de la matrice des complaisances pour une teneur en eau du bois autour de 12%. En effet, les propriétés du bois sont dépendantes de sa masse volumiques mais l'influence de la température et de la teneur en eau sont encore plus importantes et discutées dans la section qui suit.

1.1.2 Influence de la température et de la teneur en eau sur les propriétés élastiques du bois

L'eau est présente sous plusieurs formes dans le bois ; eau liée, eau libre et vapeur d'eau. L'eau liée correspond à l'eau liée chimiquement aux polymères constituant le bois, tandis que l'eau libre et la vapeur remplissent les vides cellulaires. La teneur en eau w (en pourcentages) permet de quantifier la quantité d'eau totale présente dans le bois et est définie comme le rapport entre la masse d'eau présente dans le bois m_h et la masse de bois anhydre (bois sec) m_a :

$$w = \frac{m_h - m_a}{m_a} \times 100 \tag{1.4}$$

Au moment de la coupe, le bois peut avoir une teneur en eau supérieure à 100% et l'eau est alors présente dans le bois sous trois formes (eau liée, eau libre et vapeur d'eau). L'eau libre va ensuite s'évaporer et la teneur en eau diminue jusqu'à atteindre le point de saturation des fibres (PSF). Ce point correspond à l'absence d'eau libre dans le bois et cette variation modifie peu les propriétés mécaniques du bois (Nakano, 1999; Matar, 2003). L'évaporation totale de l'eau libre correspond à une teneur en eau d'environ 30% pour toutes les essences de bois et plus spécifiquement, de 33% (CIR, 2012) pour l'épicéa commun. Lorsque la teneur en eau diminue et devient inférieure à la valeur du PSF, des retraits ou gonflements du bois sont observés. Ces variations dimensionnelles sont directement proportionnelles aux variations d'humidité et dépendent de la direction du bois considérée ainsi que de son essence. Chaque essence est caractérisée par trois coefficients de variation dimensionnelle, correspondant aux axes principaux. Le retrait est fortement anisotrope dans la plupart des essences ; il est environ 50 fois plus important dans la direction tangentielle que dans la direction longitudinale.

À humidité constante, la température influence les propriétés mécaniques du bois. Kretschmann (2010) rassemble les résultats de plusieurs études et ajuste des fonctions linéaires couplant chaque propriété mécanique à la température. Il observe notamment qu'une augmentation de la température provoque une diminution du module élastique, du module de rupture en flexion et de la résistance à la compression.

Quand l'humidité de l'air et la température sont constantes, le bois se stabilise à une teneur en eau particulière, considérée indépendante de l'essence du bois (Capra, 2010). Cette valeur d'équilibre est appelée équilibre hygroscopique et est déterminée avec les courbes de

référence présentées sur la figure 1.2. Selon la teneur en eau à l'équilibre hygroscopique, les propriétés du bois ne sont pas les mêmes. Guitard (1987) propose plusieurs formules permettant de corriger les modules d'élasticité et d'obtenir leur valeur pour une teneur en eau de 12%. Ces formules sont valides lorsque les modules d'élasticité sont mesurés à une teneur en eau comprise entre 6 et 20% :

$$\begin{cases} E_i^w &= E_i^{12}[1-0,015(w-12)] & \text{pour i=L} \\ E_i^w &= E_i^{12}[1-0,030(w-12)] & \text{pour i=T,R} \\ G_{ij}^w &= G_{ij}^{12}[1-0,030(w-12)] & \end{cases} \tag{1.5}$$

avec w la teneur en eau [%] et E_i^{12} et G_{ij}^{12} la valeurs des modules à 12% de teneur en eau.

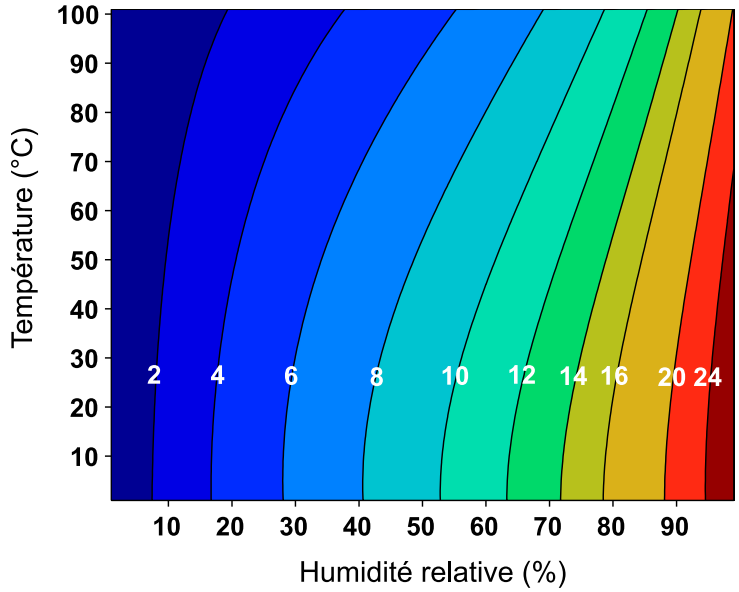


FIGURE 1.2 – Courbes d'équilibre hygroscopique du bois (Wood Handbook, 2010; Eurocode 5, 2014)

1.2 Raideurs instantanées en cisaillement : définitions et mesures

La connaissance du module de raideur en cisaillement dans les plans RT et LR est nécessaire afin de pouvoir modéliser les déformations de panneaux de CLT.

Le module de raideur associé à la déformation de cisaillement dans le plan LR est appelé module de cisaillement longitudinal et sa valeur est d'environ $600\,\text{MPa}$ pour un échantillon d'épicéa avec une masse volumique égale à $\rho = 420\,\text{kg m}^{-3}$. Les différents essais trouvés dans

la littérature sont détaillés dans la section 1.2.1 et montrent que l'essai réalisé a peu d'influence sur la valeur mesurée.

Le module de raideur associé à la déformation de cisaillement dans le plan RT est appelé module de cisaillement roulant et est noté G_{RT}. La valeur de ce module pour l'épicéa varie entre 30 MPa (Dahl et Malo, 2009) et 370 MPa (Aicher et al., 2016). La variabilité du bois permet d'expliquer au moins 60% de la variance de ses propriétés élastiques (Brémaud, 2006; Longo et al., 2018) dans la direction longitudinale. Au contraire, Dahl et Malo (2009) et Aicher et al. (2016) ne trouvent que de faibles corrélations entre la densité de l'épicéa et la valeur de son module élastique en cisaillement roulant. Ainsi, la dispersion des valeurs trouvées ne peut être entièrement attribuée à la variabilité naturelle du matériau. Cette dispersion vient en effet en partie de la difficulté d'obtenir un état de déformations en cisaillement pur et uniforme et de l'orientation des cernes de l'échantillon testé. Les différents essais trouvés dans la littérature permettant de mesurer la raideur en cisaillement roulant à différentes échelles (échelle du cerne, de la lamelle et de l'élément de structure) sont décrits dans les sections 1.2.2, 1.2.3 et 1.2.4. Nous verrons ensuite que l'échelle la plus appropriée pour mesurer cette raideur tout en reproduisant des sollicitations proches de celles subies par les panneaux de CLT lors de leur utilisation est celle d'une couche de CLT (section 1.2.5).

Enfin, une synthèse de l'état de l'art est réalisée dans la section 1.2.6.

1.2.1 Mesure du module de cisaillement longitudinal instantané

Les essais réalisés afin de mesurer la raideur en cisaillement longitudinal sont décrits en différenciant trois échelles de mesure. L'ensemble des résultats trouvés du module de raideur en cisaillement longitudinal pour de l'épicéa sont rassemblés dans le tableau 1.2.

À l'échelle du cerne, le test Iosipescu est réalisé sur une éprouvette ayant une encoche centrée au dessus et en dessous de l'échantillon (Figure 1.4a). La force est appliquée afin que le moment fléchissant soit nul ce qui n'est pas le cas du cisaillement dans la zone centrale. Selon le sens du bois de l'éprouvette, il est possible de mesurer la raideur en cisaillement dans les trois directions principales du bois. C'est la méthode la plus utilisée pour déterminer la raideur en cisaillement longitudinal de différentes essences (Yoshihara et al., 1999; Kubojima et al., 2000; Zhang et Yang, 2017; Xavier, 2004). La raideur peut également être déterminée à l'aide du test Arcan (Arcan et al., 1978) (Figure 1.4b). Ce protocole d'essai ressemble au test Iosipescu mais les échantillons sont attachés aux deux parties du bâti, mobiles pendant l'essai. Ainsi, les efforts sont concentrés au niveau de l'encoche c'est à dire au centre de l'échantillon. Ce test a été utilisé par (Dahl et Malo, 2009; Xavier et al., 2009; Müller et al., 2015) pour déterminer la raideur en cisaillement longitudinal de plusieurs essences de bois. Enfin, Keunecke et al. (2007); Longo et al. (2018) déterminent les propriétés de l'épicéa à l'aide d'ultra-sons. Les constantes élastiques du bois peuvent être mesurées en envoyant des ondes acoustiques sur

de petits échantillons cubiques. Il est alors possible de retrouver les 12 constantes élastiques permettant de caractériser le matériau en faisant l'hypothèse qu'il est homogène.

À l'échelle de la lamelle, l'essai à simple recouvrement est le plus largement utilisé pour déterminer le module de cisaillement longitudinal de différentes essences de bois (Sliker et Yu, 2007; Yoshihara et Kubojima, 1997; Bahmanzad et al., 2020; Zhou et al., 2014; Müller et al., 2015). Cet essai est celui proposé dans la norme NF EN 408+A1 (2012). L'échantillon est collé entre deux plaques d'acier qui se déplacent l'une par rapport à l'autre, et cisaillent l'échantillon (Figure 1.6a). Des essais de flexion 3 points sur de petits échantillons sont également réalisés par Yoshihara et Kubojima (1997) et permettent de mesurer un module élastique de cisaillement longitudinal.

À l'échelle de l'élément de structure, Brandner (2007) réalise des essais de flexion 4-points et des essais de torsion sur des poutres de bois lamellé collé (GLT). Ces essais permettent de mesurer le module de cisaillement global de ces poutres. Le bois étant orienté dans la direction longitudinale suivant l'axe de la poutre, on fait l'hypothèse que ce module global correspond au module de cisaillement longitudinal. Les essais développés par Brandner (2007) sont identiques à ceux recommandés dans la norme (NF EN 408+A1, 2012) afin de mesurer le module de cisaillement de panneaux en bois lamellé collé.

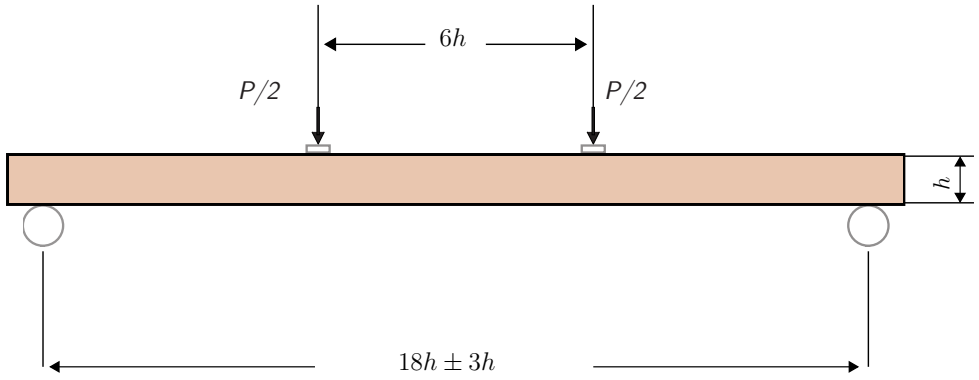


FIGURE 1.3 – Dispositifs d'essai du champ de cisaillement (flexion 4-points), d'après la norme NF EN 408+A1 (2012)

L'essai de torsion permet de mesurer le module de cisaillement longitudinal en faisant l'hypothèse que le matériau est isotrope transverse et que les modules G_{LR} et G_{LT} sont égaux. La rotation moyenne de la poutre est mesurée et le module de cisaillement est calculé en fonction des paramètres géométriques de la poutre et du couple appliqué. Brandner (2007) observe que cet essai permet de déterminer le module de cisaillement longitudinal en prenant en compte une large portion de la poutre. Cependant, cet essai ne permet que de mesurer cette propriété du matériau tandis qu'un essai de flexion 4-point permet de déterminer la raideur en cisaillement longitudinal, mais également les modules élastiques et la résistance en flexion de la poutre GLT. Les déplacements sont mesurés dans la partie de la poutre où l'effort tranchant est

constant, c'est-à-dire entre les points d'application de la force et les appuis. La force appliquée ne doit par ailleurs pas dépasser 40% de la charge de rupture afin de ne solliciter la poutre que dans le domaine élastique. La valeur de la raideur en cisaillement longitudinal trouvée (Tableau 1.2) est une moyenne des résultats obtenus avec les essais de torsion et de flexion.

Référence	Teneur en eau [%]	ρ [kg m^{-3}]	G_{LR} (MPa)	CV [1]
Échelle inconnue				
Hörig (1933) [2]	10	-	628	-
Krabbe (1960) [2]	12	-	742	-
Neuhaus (1981) [3]	12	469	623	9
Échelle du cerne				
Keunecke et al. (2007)	12.3	470	642	10.5
Dahl et Malo (2009)	12	398	641	24
Longo et al. (2018)	12	476	700	-
Échelle de la lamelle				
Yoshihara et Kubojima (1997)	12	-	890	-
Wood Handbook (2010)	12	-	691	-
Müller et al. (2015)	12	-	570	14.7
Échelle structurelle				
Brandner (2007)	12	GL24h	650	-

[1] Coefficient de Variation
[2] Valeurs de trouvées dans Keunecke et al. (2008)
[3] Valeurs trouvées dans Ehrhart et Brandner (2018); Fellmoser et Blaß; Keunecke et al. (2008)

TABLEAU 1.2 – Valeurs expérimentales du module de cisaillement longitudinal G_{LR}

La moyenne des résultats trouvés dans la littérature est d'environ 690 MPa. La dispersion présente dans les résultats est représentative de la dispersion causée par les différences de densité au sein de l'essence. L'échelle considérée ne semble donc pas avoir d'impact significatif sur la mesure de la raideur en cisaillement longitudinal et plusieurs essais semblent convenir afin de la mesurer de façon précise.

1.2.2 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle du cerne

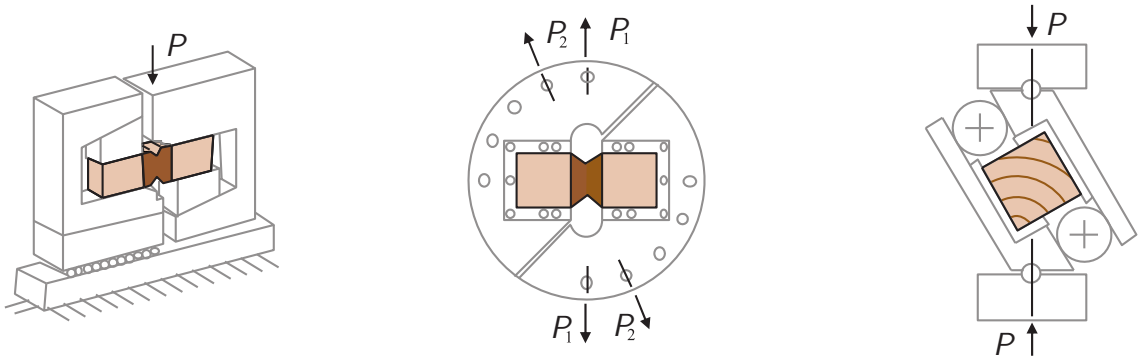
La première échelle considérée pour la mesure de la raideur en cisaillement roulant est celle du cerne du bois. À cette échelle, de nombreux essais ont été développés pour mesurer la raideur en cisaillement roulant. Ils sont détaillés dans les état de l'art réalisés par Dahl et Malo (2009) et Ehrhart et Brandner (2018), nous présentons les principaux essais et résultats dans cette section.

Les normes américaines (American Society for Testing and Materials, ASTM) recommandent l'utilisation de l'essai avec encoche. Il s'agit d'un essai de compression sur un cube de bois dans lequel des encoches ont été préalablement faites. Cet essai est remis en cause par plusieurs auteurs (Dahl et Malo, 2009; Youngs, 1957; Perret, 2017) pour trois raisons principales ; l'entaille provoque une concentration de contrainte, l'excentricité de la charge introduit un moment de flexion supplémentaire et les contraintes ne sont pas réparties de façon uniforme sur le plan de rupture. Ainsi, cet essai ne permet pas d'imposer au spécimen une déformation de cisaillement pur et d'autres essais ont été développés.

Neuhaus (1981) (rapporté par Ehrhart et Brandner (2018) et Fellmoser et Blaß) a réalisé un essai de torsion et déterminé la raideur en cisaillement roulant. Le résultat de ces essais est souvent pris comme valeur de référence. Cependant, un essai en torsion ne permet pas d'obtenir une déformation de cisaillement pur dans les échantillons testés. De façon similaire, les essais réalisés par Aicher et al. (2001) en traction ne semble pas appropriés pour mesurer cette grandeur.

Plusieurs essais de cisaillement ont par ailleurs été adaptés pour mesurer la raideur en cisaillement roulant de plusieurs essences. C'est le cas du test de cisaillement Iosipescu (1967), (Figure 1.4a) utilisé par Dumail et al. (2000); Xavier (2004); Kubojima et al. (2000); Zhang et Yang (2017) pour déterminer le module élastique en cisaillement roulant de plusieurs essences. Cependant, la charge n'est pas appliquée au centre de l'échantillon et cette excentricité provoque l'apparition de contraintes additionnelles. Il a notamment été observé que la rupture des échantillons est régulièrement causée par le moment de flexion et n'a pas lieu dans le plan de cisaillement. Le test Arcan (Arcan et al., 1978) (Figure 1.4b) et le test sur un simple cube (Hassel et al. (2009), Figure 1.4c) ont également été utilisés pour mesurer le module de raideur en cisaillement roulant de plusieurs essences Dahl et Malo (2009); Xavier et al. (2009); Müller et al. (2015). Dans ces deux essais, l'échantillon est sollicité en cisaillement pur et la forme des échantillons permet d'avoir une rupture en cisaillement au centre. Ainsi, le plan de cisaillement est mieux contrôlé dans ces deux protocoles d'essais.

Enfin, Keunecke et al. (2007); Longo et al. (2018) déterminent les propriétés de l'épicéa à l'aide d'ultra-sons. Cependant, cette approche ne permet pas de déterminer les modules de



(a) Test de cisaillement Iosipescu (b) Test de cisaillement Arcan (c) Test sur un simple cube

FIGURE 1.4 – Différentes méthodes pour mesurer le module de cisaillement roulant (Ehrhart et Brandner, 2018)

rupture et les modules dynamiques sont mesurés pour des gammes de fréquences élevées. Ces fréquences ne correspondent généralement pas à celles affectant les éléments de structure dans un bâtiment.

Référence	Teneur en eau [%]	ρ [kg m^{-3}]	G_{RT} [MPa]	CV[1][%]
Neuhaus (1981)[2]	9	460	48	20
Dumail et al. (2000)	10-13	-	57.7	27
Aicher et al. (2001)	12	456	50	20
Keunecke et al. (2008)	12	470	53	10.9
Hassel et al. (2009)	9.2	452	61	10
Dahl et Malo (2009)	12	398	30	24
Longo et al. (2018)	7-9	476	50	-

[1] Coefficient de Variation
[2] Valeurs trouvées dans Ehrhart et Brandner (2018); Fellmoser et Blaß; Keunecke et al. (2008)

TABLEAU 1.3 – Valeurs expérimentales du module de cisaillement roulant G_{RT} (échelle du cerne)

Les valeurs mesurées du module de cisaillement roulant dans le cadre des essais présentés à l'échelle du cerne (Tableau 1.3) sont de l'ordre de 50 MPa. C'est la valeur retenue dans certains documents de référence (Wallner-Novak et al., 2014) pour le calcul structurel de panneaux de CLT. Cependant, ces essais sont réalisés sur de très petits échantillons et le

coefficient de variabilité des résultats trouvé est donc représentatif de la variabilité du matériau et non pas de celle d'une couche de CLT. Par ailleurs, la plupart des échantillons testés ne comportent pas de nœuds ; il s'agit de "bois sans défaut". Une dépendance entre l'orientation des cernes et la valeur du module mesurée est également observée. Ainsi, les essais réalisés à cette échelle ne permettent de mesurer que les propriétés locales du bois. Les valeurs trouvées ne sont donc pas représentatives de la raideur en cisaillement roulant d'une couche de CLT dans laquelle l'influence des nœuds et de la disposition des cernes sont moyennées.

1.2.3 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle de la lamelle

Les essais réalisés à l'échelle du cerne ne permettent donc pas de mesurer la raideur en cisaillement roulant d'une couche de CLT. À l'échelle du cerne, le repère (O, L, R, T) dans lequel est définie la raideur en cisaillement roulant est dépendant de l'orientation des cernes. Par conséquent, Perret et al. (2018) définissent un nouveau référentiel relatif à la planche de bois (O, L, C, Z) avec C la direction radiale et Z la direction normale à la planche (Figure 1.5). Le module de raideur en cisaillement roulant G_{CZ} est donc le module associé aux déformations moyennes mesurées dans le plan CZ. Les essais réalisés à l'échelle d'une lamelle de CLT permettent donc de le mesurer.

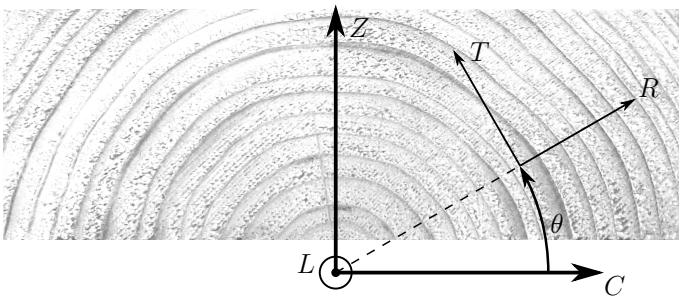
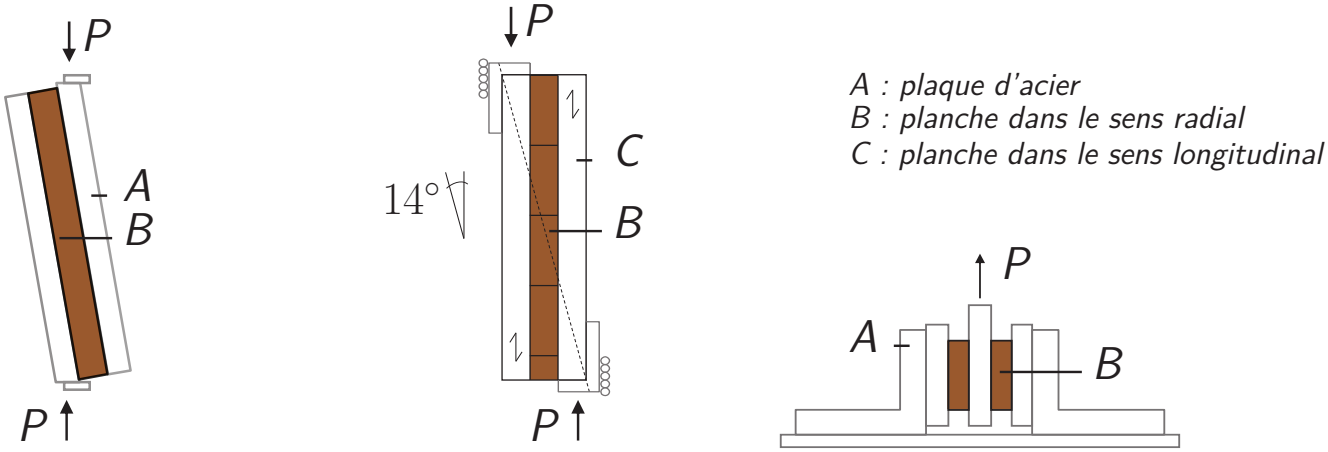


FIGURE 1.5 – Repères local et global d'une planche de bois (Perret et al., 2018)

L'essai le plus utilisé dans la littérature pour mesurer la raideur et la résistance en cisaillement roulant à cette échelle est l'essai de cisaillement à simple recouvrement (Zhou et al., 2014; Aicher et al., 2016; Ukyo et al., 2016; Ehrhart et Brandner, 2018; Niederwestberg et al., 2018). Cet essai est similaire à celui proposé dans la norme NF EN 408+A1 (2012) pour mesurer la résistance au cisaillement longitudinal (Figure 1.6a).

Plusieurs modifications de cet essai sont trouvées dans la littérature. Tout d'abord, Mestek (2011) propose de réaliser les essais à simple recouvrement en ajoutant une contrainte de compression. En effet, une interaction entre les contraintes de compression transverse et les contraintes à l'effort tranchant est observée dans les panneaux de CLT. Ajouter une force de compression permettrait alors de mieux représenter les contraintes réelles présentes dans les



(a) Test à simple recouvrement

(b) Test de la norme NF EN 16351 (2021)

(c) Test à double recouvrement

FIGURE 1.6 – Test pour mesurer la raideur en cisaillement roulant à l'échelle d'une lamelle de CLT

panneaux de CLT. L'ajout de cette force augmente la valeur de la raideur mesurée. Franzoni et al. (2016) réalisent quant à eux un essai à double recouvrement. Cet essai permet de mesurer la raideur en cisaillement de deux planches de façon symétrique (Figure 1.6c). Cependant une précision très importante dans la symétrie de l'essai doit être respectée ce qui rend sa réalisation difficile. Enfin, l'Eurocode NF EN 16351 (2021) suggère un essai similaire à l'essai de simple recouvrement afin de mesurer la raideur et la résistance en cisaillement roulant d'une couche de CLT (Figure 1.6b). Un morceau de panneau est testé, mais aucune plaque d'acier n'est collée sur la tranche de cet échantillon. Cette configuration permet de reproduire l'état de contrainte d'une couche transversale d'un panneau de CLT. Cependant, la rotation imposée crée des contraintes perpendiculaires au sens des fibres et l'échantillon n'est donc pas dans un état de cisaillement pur. De plus, aucune campagne d'essai mesurant la raideur en cisaillement roulant avec ce protocole n'a été trouvée.

Référence	Taux d'humidité [%]	ρ [kg m^{-3}]	G_{CZ} [MPa]	CV[1][%]
Zhou et al. (2014)	12	459	136	16.5
Franzoni et al. (2016)	-	-	110	27
Ehrhart et Brandner (2018)	12	439	100	27
Niederwestberg et al. (2018)	12	407	188.5	-

[1] Coefficient de Variation

TABLEAU 1.4 – Valeurs expérimentales du module de cisaillement roulant G_{CZ} déterminées pour l'épicéa (échelle de la lamelle)

Les valeurs des modules élastiques de cisaillement roulant mesurés à l'échelle de la lamelle (Tableau 1.4) sont de l'ordre de (134 ± 40) MPa. Ces résultats sont deux à trois fois supérieurs à ceux trouvés à l'échelle du cerne et les coefficients de variation des résultats sont élevés. Cependant, les campagnes d'essais réalisées permettent d'identifier plusieurs paramètres influençant la valeur de la raideur en cisaillement roulant et pouvant expliquer cette dispersion de résultats.

Tout d'abord, Aicher et al. (2016), Ehrhart et al. (2015) et Ukyo et al. (2019) démontrent expérimentalement que l'orientation des cernes est un paramètre ayant une influence sur la valeur de la raideur apparente de la lamelle en cisaillement roulant. L'angle θ, défini sur la figure 1.5, permet de décrire l'orientation des cernes de bois d'une planche. Aicher et Dill-Langer (2000) et Perret (2017) démontrent numériquement que le module de cisaillement roulant a une valeur maximale lorsque $\theta = 45°$.

Par ailleurs, lorsque les planches des couches de CLT ne sont pas collées sur chants, le rapport d'aspect de la lamelle a une influence sur la raideur en cisaillement roulant. Ce dernier est défini comme le rapport de la largeur sur l'épaisseur de la lamelle. Lorsque les planches ne sont pas collées sur chants, les contraintes de cisaillement dans le plan CZ ne sont pas uniformes et créent des concentrations de contraintes aux bords de chaque planche (Mestek, 2011). Ainsi, Perret (2017) montre numériquement que lorsque les planches ne sont pas collées et que le rapport d'aspect est inférieur à 4, des précautions doivent être prises. Cependant, lorsque les planches sont collées ce rapport d'aspect a une faible influence sur la valeur de la raideur en cisaillement mesurée.

Ainsi, le module élastique de cisaillement G_{CZ} dépend des conditions de bords, de l'angle des cernes et du rapport d'aspect des planches. De plus, les résultats des essais réalisés à cette échelle sont très sensibles à la géométrie des échantillons et à la variabilité du bois. Le rapport COST 2018 (Brandner et al., 2018) conclut que l'essai à simple recouvrement est le plus approprié pour la mesure de la raideur et de la résistance en cisaillement roulant en raison de sa simplicité de réalisation et du faible coût de sa mise en place. Cependant, le coefficient de variation élevé des résultats obtenus ne correspond pas à la réalité d'une couche de CLT. En effet, la raideur en cisaillement roulant d'une couche de panneau correspond plutôt à la moyenne de la raideur de chacune des planches de cette couche. À titre d'illustration, Zhou et al. (2014) effectuent l'essai à simple recouvrement sur une couche faite de plusieurs lamelles et obtiennent un coefficient de variation (CV) plus faible : 16.5 %, tandis que Franzoni et al. (2016) et Ehrhart et Brandner (2018) obtiennent un coefficient de variation de l'ordre de 27%.

1.2.4 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à l'échelle d'un élément structurel

Les essais réalisés à l'échelle du cerne et de la lamelle de bois ne permettent pas d'obtenir une mesure satisfaisante de la raideur en cisaillement roulant d'une couche d'un panneau de CLT. En effet, les essais réalisés à l'échelle du cerne ne permettent que de mesurer les propriétés locales du bois tandis que ceux réalisés à l'échelle de la lamelle ont une grande variabilité. Les essais à l'échelle d'un élément structurel (panneau ou poutre) en CLT pourraient par conséquent être les plus appropriés pour mesurer une propriété globale.

Les essais les plus répandus dans la littérature à cette échelle sont des essais de flexion 4-points, similaires à ceux présentés dans l'Eurocode NF EN 16351 (2021) pour mesurer la résistance à l'effort tranchant de panneaux de CLT (Figure 1.3). Cet essai permet d'observer que l'orientation des cernes et le rapport d'aspect sont des paramètres influençant la valeur de la raideur en cisaillement roulant (Jakobs, 2005; O'Ceallaigh et al., 2018). Cela confirme les résultats trouvés à l'échelle de la lamelle. Cependant, un essai de flexion 4-points ne permet pas de mesurer directement la raideur en cisaillement roulant. En effet, la raideur en cisaillement longitudinal et celle en cisaillement roulant contribuent à l'effort tranchant ainsi qu'à la flèche de cisaillement correspondante. Le Chapitre 2 explicite ces dépendances.

Plusieurs auteurs réalisent des essais de flexion sur des panneaux de CLT et comparent des grandeurs mesurées à leur valeurs théoriques en supposant la valeur de la raideur en cisaillement roulant. Par exemple, Blass et Görlacher (2000) prédisent numériquement la rigidité en flexion et la contrainte de cisaillement à la rupture de panneaux de CLT en épicéa. Ils utilisent la valeur du module de cisaillement roulant trouvée par Neuhaus (1981) (Tableau 1.3) pour calculer ces grandeurs. Les résultats expérimentaux et numériques concordent et ne contredisent donc pas cette valeur très basse du module de cisaillement roulant pour un panneau de CLT. De façon similaire, Zhou et al. (2014) prédisent théoriquement la flèche de panneaux de CLT en épicéa noir (*Picea mariana*) en tenant compte de la flèche de cisaillement avec la méthode *shear analogy*. Cette méthode postule la distribution des déformations hors plans dans l'épaisseur du panneau associées à l'effort tranchant. Le module G_{CZ} utilisé dans cette prédiction est préalablement mesuré avec des essais à simple recouvrement sur des planches de la même essence que les panneaux. Ils trouvent que la différence entre la valeur mesurée et la valeur calculée varie entre 11% et 64% en fonction de l'élancement du panneau (ratio entre la largeur et l'épaisseur du panneau). Ils proposent alors un facteur d'ajustement qui permet de retrouver la flèche d'un essai de flexion 4-points quelle que soit la géométrie du panneau. Par ailleurs, ils observent que plus l'élancement est important, plus la flèche mesurée est proche de la prédiction faite. En effet, plus l'élancement du panneau est important, moins la raideur à l'effort tranchant contribue à la flèche.

En conclusion, les essais de flexion réalisés sur des panneaux de CLT permettent de déterminer sa raideur en cisaillement mais ne permettent pas de différencier le module de cisaillement longitudinal du module de cisaillement roulant. Toutefois, les essais réalisés à cette échelle permettent de confirmer les observations et mesures faites lors des essais réalisés à d'autres échelles du bois.

1.2.5 Mesure de la raideur en cisaillement roulant à une échelle intermédiaire : une couche de CLT

Aucun des essais présentés précédemment ne semble complètement satisfaisant pour mesurer la raideur en cisaillement roulant d'une couche de CLT. Il a donc été choisi de considérer une échelle intermédiaire, entre la lamelle de bois et le panneau de CLT. L'essai utilisé dans le cadre de cette recherche a été développé au Laboratoire Navier par Perret (2017). Ce dispositif permet de mesurer la raideur en cisaillement longitudinal ou roulant de poutres sandwichs en flexion 4-points (Figure 1.7). L'utilisation de plusieurs planches dans l'essai de cisaillement roulant permet d'obtenir une dispersion représentative des caractéristiques d'une couche de CLT.

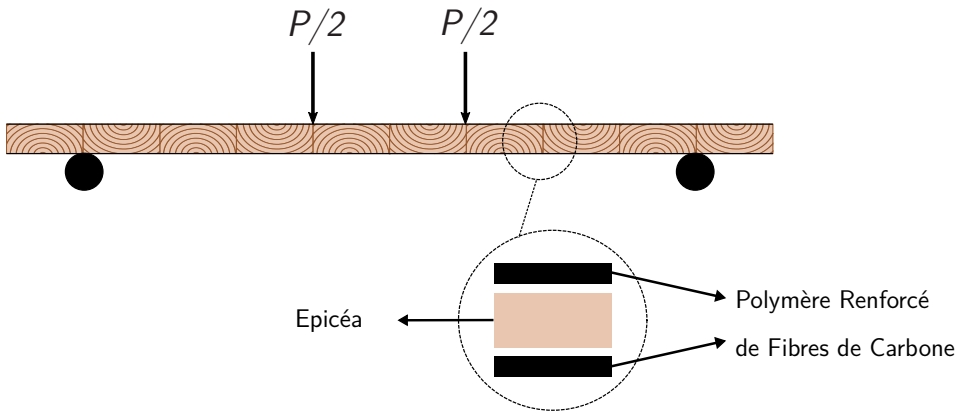


FIGURE 1.7 – Essai de flexion 4-points sur une poutre sandwichs (Perret et al., 2018)

Dans le protocole proposé par Perret, l'âme de la poutre est constituée de plusieurs planches de bois et les couches supérieures et inférieures sont en polymère renforcé de fibres de carbone (PRFC). Ce matériau composite contribue alors au comportement en flexion de la poutre sandwich et l'âme de la poutre contribue seule à la raideur à l'effort tranchant comme cela sera démontré au Chapitre 2. Mesurer la raideur en cisaillement roulant avec un essai de flexion 4-points permet de moyenner cette mesure sur l'ensemble de la poutre et de ne pas faire une mesure locale. La valeur trouvée est cohérente avec d'autres essais de la littérature et le coefficient de variation est très bas lorsqu'on le compare à ceux tirés d'autres études expérimentales (Tableau 1.5).

Référence	Taux d'humidité [%]	ρ [kg m^{-3}]	G_{CZ}[MPa]	CV [%]
Perret et al. (2018)	10-13	-	124	6.7

[1] Coefficient de Variation

TABLEAU 1.5 – Valeur expérimentale du module de cisaillement roulant G_{CZ} déterminées pour l'épicéa (échelle couche de CLT)

Cet essai semble donc être approprié pour mesurer la raideur en cisaillement roulant et en cisaillement longitudinal à une échelle pertinente pour les panneaux de CLT.

1.2.6 Conclusion partielle sur les essais

La revue de littérature a montré que la mesure de la raideur en cisaillement longitudinal est plutôt indépendante de l'échelle considérée et sa valeur est d'environ (686 ± 92) MPa. La dispersion des résultats trouvés est représentative de la variabilité des propriétés au sein d'une essence. Cette variabilité est causée par la dispersion de la densité. Au contraire, la mesure du module de raideur en cisaillement roulant est dépendante de l'échelle considérée. L'échelle d'une lamelle de CLT semble la plus pertinente afin de mesurer cette raideur tout en reproduisant des sollicitions proches de celles subies par les panneaux de CLT. De ce fait, l'essai développé par Perret et al. (2018) est choisi dans le cadre de cette thèse pour mesurer la raideur en cisaillement roulant. Mesurer ces deux raideurs avec le même essai sur le même bâti permet une meilleure comparaison des modules ainsi que des déplacements différés associés. En effet, l'objet de ce travail est principalement de mesurer les déformations différées dues aux raideurs de cisaillement dans les panneaux de CLT. La modélisation du comportement différé du bois ainsi que les essais permettant de mesurer les déformations différées sont décrits dans les sections suivantes.

1.3 Description et modélisation du comportement différé du bois

Le comportement mécanique instantané du bois a été décrit dans la section 1.1. Le comportement mécanique différé du bois est maintenant présenté. Tout d'abord, un rappel des outils de rhéologie basés sur les définitions faites par Salençon (2009) est fait (section 1.3.1). Ensuite, les hypothèses permettant de décrire le bois comme un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant sont présentées (section 1.3.2). Enfin l'influence de la température et l'humidité sur la cinétique du fluage est décrite (section 1.3.3).

1.3.1 Rappels de rhéologie

Les deux expériences fondamentales permettant de caractériser le comportement viscoélastique d'un matériau sont celles de fluage et de relaxation. Ces expériences peuvent ensuite être suivies respectivement d'un essai de recouvrance ou d'effacement.

Expériences de fluage et de relaxation

L'expérience de fluage correspond à l'application d'un échelon de contrainte constante σ_0 à un instant $t = t_0$. L'évolution des déformations ε en fonction du temps est mesurée et la fonction de fluage $J(t_0, t; \sigma_0)$ (appelée parfois fonction de retard) correspondante est définie telle que :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \, J(t_0, t; \sigma_0) \qquad \text{avec} \quad J(t_0, t; \sigma_0) \begin{cases} = 0 \text{ pour } t < t_0 \\ \text{saut positif en } t = t_0 \\ \text{croissante pour } \quad t > t_0 \end{cases} \tag{1.6}$$

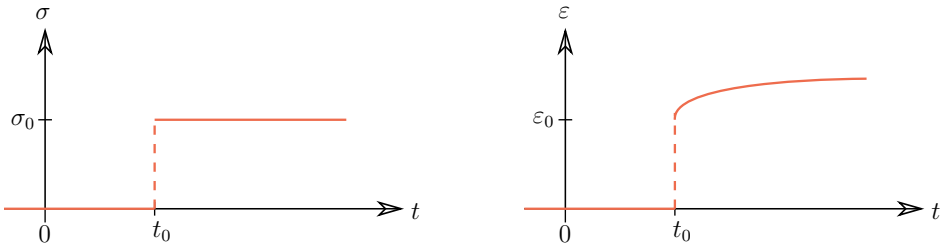


FIGURE 1.8 – Expérience fondamentale de fluage - Échelon de contrainte imposé (gauche) et réponse en déformation (droite)

L'expérience de relaxation correspond à l'application d'une déformation constante ε_0 à l'instant $t = t_0$. L'évolution des contraintes σ en fonction du temps est étudiée et la fonction de relaxation $R(t_0, t; \varepsilon_0)$ correspondante est définie telle que :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 \, R(t_0, t; \varepsilon_0) \qquad \text{avec} \quad R(t_0, t; \varepsilon_0) \begin{cases} = 0 \text{ pour } t < t_0 \\ \text{saut positif en } t = t_0 \\ \text{décroissante pour } t > t_0 \end{cases} \tag{1.7}$$

Pour chacun de ces essais, les sauts observés à l'instant t_0 correspondent à la mesure de l'élasticité instantanée du matériau.

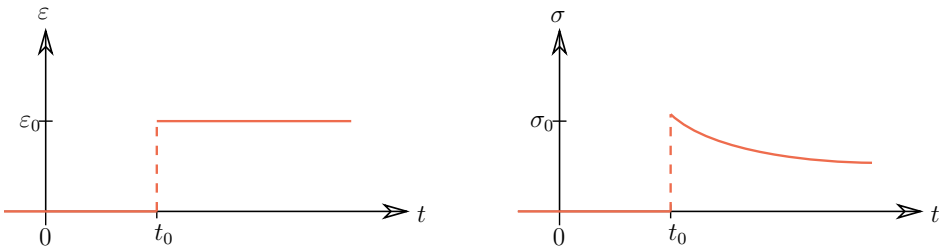


FIGURE 1.9 – Expérience fondamentale de relaxation - Échelon de déformation imposé (gauche) et réponse en contrainte (droite)

Viscoélasticité linéaire

L'hypothèse de comportement linéaire est souvent associée à des sollicitations faibles. Cette étude se place dans le cadre des Hypothèses de Petites Perturbations (HPP). Un matériau viscoélastique linéaire est un matériau dont la fonction viscoélastique est linéaire, c'est à dire que la fonction de fluage dépend linéairement de l'amplitude des contraintes appliquées. Par ailleurs, le principe de superposition, également appelé principe de Boltzmann, énonce que la superposition des sollicitations appliquées implique que la réponse totale est la superposition des réponses. Les équations (1.6) et (1.7) se simplifient alors telles que :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 J(t_0, t) \qquad \text{et} \qquad \sigma(t) = \varepsilon_0 R(t_0, t) \tag{1.8}$$

Ces relations ne sont valables que pour un créneau de sollicitation. Lors des expériences réalisées le temps d'application du chargement ($30\,\text{s}$) est négligeable devant le temps de l'expérience de fluage (181 jours à minima). Ainsi il est raisonnable de supposer que l'application du chargement est quasi-instantanée.

Matériau non-vieillissant

Un matériau est non vieillissant lorsque son comportement et ses propriétés mécaniques ne dépendent pas de son âge. Ainsi, les fonctions de l'histoire des contraintes et des déformations sont invariantes par translation dans le temps. Les fonctions de fluage et de relaxation peuvent alors s'écrire comme des fonctions d'une seule variable telles que :

$$\begin{aligned} J(t_0, t) &= f(t - t_0) \\ R(t_0, t) &= g(t - t_0) \end{aligned} \tag{1.9}$$

avec les fonction $f(\tau)$ et $g(\tau)$ nulles lorsque τ est négatif. La convolution de Riemman, notée $\star$, permet d'écrire les fonctions continues de déformation $\varepsilon(t)$ et de contrainte $\sigma(t)$ telles que :

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) &= f'(t) \star \sigma(t) &= f(t) \star \sigma'(t) &= \int_0^t f(\tau)\sigma'(t-\tau)d\tau \\ \sigma(t) &= g'(t) \star \varepsilon(t) &= g(t) \star \varepsilon'(t) \end{aligned} \tag{1.10}$$

Les fonctions f' et g' sont inverses dans la convolution de Riemman. La transformée de Laplace-Carson d'une fonction g est notée g^*. Elle correspond à prendre la transformée de Laplace, notée $\mathcal{L}$, de la dérivée par rapport au temps de la fonction g.

$$g^*(p) = \mathcal{L}g'(p) = p\mathcal{L}g(p) = p\int_0^\infty g(t)e^{-pt}dt \tag{1.11}$$

Ainsi, en transformée de Laplace-Carson le système des équations viscoélastiques 1.10 deviennent :

$$\begin{aligned} \varepsilon^*(p) &= J^*(p)\sigma^*(p) \\ \sigma^*(p) &= R^*(p)\varepsilon^*(p) \end{aligned} \tag{1.12}$$

avec $J^*(p)$ et $R^*(p)$ les transformées de Laplace-Carson des fonctions de relaxation et de fluage. Le produit de ces deux fonctions est égal à 1, il y a donc une équivalence entre l'essai de fluage et de relaxation pour décrire le comportement différé du bois (Grossman et Kingston, 1963). À long terme les essais de fluage sont privilégiés car ils sont plus simples à mettre en œuvre et reproduisent les sollicitations subies par le bois dans son usage structurel. Par ailleurs, en l'absence d'effets inertiels, le problème d'élasticité viscoélastique linéaire non vieillissant, pris en transformée de Laplace-Carson devient un simple problème d'élasticité linéaire paramétré par p. La résolution du problème s'obtient ensuite en transformée de Laplace-Carson inverse. La section suivante décrit les hypothèses permettant de décrire le bois comme un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant.

1.3.2 Le bois : un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant ?

Le bois a un comportement viscoélastique linéaire tant que la force appliquée est inférieure à une certaine valeur. Déterminer cette valeur présente plusieurs difficultés en raison de la diversité de ce matériau. En effet, il est possible que cette limite dépende de l'essence de bois considérée, de l'humidité et de la température de l'échantillon, de la sollicitation qui lui est appliquée et de la direction des fibres du bois.

Plusieurs auteurs ont réalisé des campagnes d'essais afin d'estimer la limite viscoélastique de différentes essences de bois. Les résultats trouvés sont rassemblés dans le tableau 1.6. Quelle que soit l'essence considérée, le fluage viscoélastique mesuré en flexion et en traction est linéaire lorsque la charge est inférieure à 35% de la charge de rupture. Les résultats trouvés

pour des essais réalisés en compression ou cisaillement ne permettent pas de conclure sur la valeur du seuil de linéarité pour ces sollicitations. En effet, un seul essai en cisaillement a été trouvé. Il s'agit de celui réalisé par Cariou (1987) mentionné par Le Govic (1994). Cet essai de fluage est effectué sur des éprouvettes en pin d'une teneur en eau comprise entre 8 et 20 % et le seuil de linéarité est mesuré à 30% de la charge de rupture. Toutefois, l'étude de ces différents résultats montre qu'il ne semble y avoir aucune corrélation entre l'essence de bois et le seuil de linéarité. C'est pourquoi, il est possible de déterminer une limite de linéarité commune à toutes les essences de bois (Kingston et Clarke, 1961). Schaffer (1972) et Navi et Heger (2005) affirment que cette limite sous climat constant est environ de 40% de la charge de rupture. Cette limite semble raisonnable pour un échantillon d'épicéa d'une teneur en eau de 12% sollicité en flexion ou traction dans sa direction longitudinale.

Cependant, aucune conclusion ne peut être tirée sur la valeur de la charge limite lors d'un essai de cisaillement dans le plan RL ou RT. Ainsi les échantillons des différentes expériences de cette thèse seront testés sous différents niveaux de charge.

Par ailleurs, le bois est un matériau naturel qui vieillit. Ce vieillissement est un phénomène irréversible qui modifie les propriétés mécaniques du matériau. Le vieillissement du bois est dépendant des conditions climatiques dans lesquelles l'échantillon considéré évolue. Ce phénomène est très étudié dans le cadre de la conservation du patrimoine (Rostom, 2021; Kránitz et al., 2016) mais peu dans le cas du bâtiment. En effet, les contraintes extérieures (charge appliquée, humidité, etc...) ont une influence plus importante sur son comportement au cours du temps. De plus, les expériences de Kohara (1954) (rapportées par Obataya (2007)) mesurent le vieillissement des caractéristiques mécaniques du bois de structures au Japon et montrent que le module de Young, la résistance en flexion et en cisaillement augmentent lors des 500 premières années de mise en œuvre. Les valeurs des modules se stabilisent ou décroissent légèrement ensuite. Cependant, Kohara (1954) montrent que toutes les caractéristiques mesurées sur du bois mis en œuvre depuis 1500 ans sont supérieures à celles mesurées sur des bois plus récents. Le vieillissement peut donc être associé à une amélioration des propriétés du bois. De ce fait, négliger ces modifications est une approche conservative de l'estimation des déformations différées du bois ce qui est recherché lors de la conception de structures. De plus, à température et à humidité constante, le vieillissement du bois est faible (Rostom, 2021). Le temps d'étude considéré ici est 50 ans et les expériences sont réalisées à température et humidité constante. C'est pourquoi le bois sera considéré comme un matériau viscoélastique non vieillissant dans cette étude et les caractéristiques mécaniques sont donc supposées constantes dans le temps.

Essai	Auteurs	Espèces (sens du bois)	Seuil de linéarité	Teneur en eau
Flexion				
	Kingston et Clarke (1961)	Pin (L)	40%	11 $\pm$ 1 %
	Miller et George (1974)	Épicéa (L)	40%	12%
	Mukudai (1983)	Cyprès (L)	35 - 40%	11 %
	Nakai et Grossman (1983)	Pin (L)	50%	12%
	Hoyle et al. (1985)	Sapin (L)	40%	12%
	Le Govic (1988)	Épicéa (L)	30%	18%
	Foudjet et Bremond (1989)	Feuillus (L)	35%	11.8 - 15%
Traction				
	Youngs (1957)	Chêne (L)	40%	12 %
	King (1961)	Tilleul (L)	35%	12%
	Bhatnager (1964)	Teck (L)	50%	12%
	Hayashi et al. (1993)	Épicéa (L)	58%	12%
Compression				
	Dinwoodie (2000)	Épicéa (L)	25%	12%
	Massaro et Malo (2019)	Épicéa (R)	30-40%	12 %

TABLEAU 1.6 – Comportement viscoélastique linéaire sous climat constant

1.3.3 Influence de l'humidité et de la température sur la cinétique du fluage

La température et l'humidité sont des paramètres modifiant les caractéristiques physiques et mécaniques du bois. Il est donc probable que la cinétique du fluage, c'est à dire l'évolution des déplacements et déformations différées, soit également dépendante de ces variables.

En environnement constant, lorsque le bois est soumis à de hautes températures (supérieures à 100°C) des dégradations permanentes du matériau et de ses propriétés mécaniques apparaissent. En dessous de cette valeur, les effets de la température sur les propriétés mécaniques sont réversibles (Kretschmann, 2010). Par ailleurs, la variation de température a des effets indirects puisqu'un changement de température entraine un changement du taux d'humidité. Le lien entre ces deux variables est réalisé via les isothermes de sorption. Dans le cadre de la construction bois et pour les phénomènes étudiés ici l'effet des variations de la

température ne sera pas pris en compte. Néanmoins lorsque la température et l'humidité sont constantes, Nakano (1999) et de Matar (2003) montrent que plus la teneur en eau initiale du bois est importante plus la vitesse de fluage viscoélastique l'est également. Les expériences réalisées par Hoffmeyer (rapportées par Navi et Heger (2005)) trouvent également que cette influence n'est pas la même selon la sollicitation imposée.

Sous l'hypothèse d'une température et humidité constante, la cinétique du fluage viscoélastique peut être séparée en deux phases (Van der Put, 1989). La première phase correspond à l'évolution des déformations à court terme, c'est-à-dire dans les premières heures. C'est le fluage primaire et il est difficile de différencier cette phase du comportement instantané du matériau. Dans un second temps le fluage ralentit de façon importante et sa vitesse semble se stabiliser ; c'est le fluage secondaire. Le fluage tertiaire apparaît ensuite. La vitesse de fluage augmente lors de cette phase qui peut également être définie comme le début de l'endommagement menant à la rupture. La durée de chacune des phases dépend majoritairement du niveau de chargement, plus celui ci est faible plus la durée du fluage secondaire est importante. Lorsque le logarithme de la vitesse des déformations est tracé en fonction des déformations celui-ci est représenté par une courbe constituée de deux droites linéaires. Cela permet de différencier les deux premiers fluages (Figure 1.10).

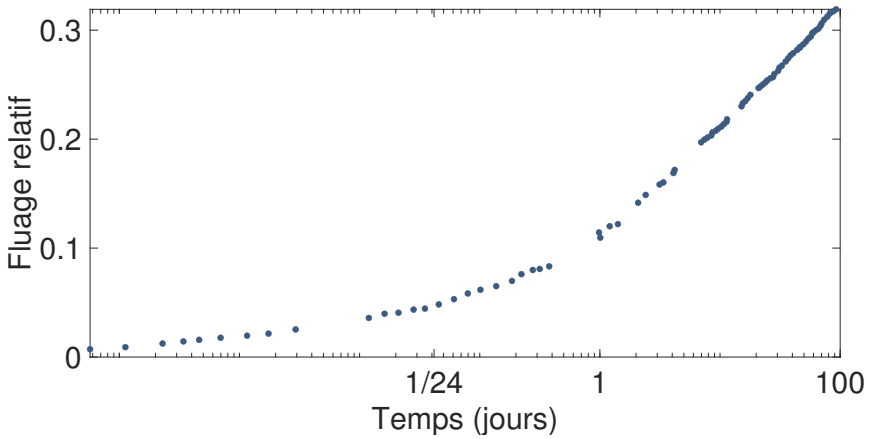


FIGURE 1.10 – Deux phases du fluage, Hunt (1999, 2004)

Lorsque le bois est soumis à l'application d'une charge constante et à un ou plusieurs cycles d'humidité, une augmentation du fluage global est observée. Ce phénomène, appelé mécanosorption, provoque un fluage non linéaire, c'est à dire que la fonction de fluage dépend de la charge appliquée (Armstrong et Kingston, 1960; Grossman, 1976; Montero, 2010; Ranta-Maunus, 1975; Varnier, 2019; Dubois et al., 2005). En effet, l'effet mécanosorptif dépend du niveau de la charge appliquée ; plus celle-ci est importante, plus les déformations mécanosorptives le sont également (Hearmon et Paton, 1964; Zhou et al., 1998). Sous un certain niveau de contrainte, l'effet mécanosorptif semble ne plus être dépendant de la chargée appliquée (Hear-

mon, 1946). Cependant, les expériences de Mohager et Toratti (1993) contredisent l'existence d'une telle limite de comportement. L'existence de cette limite est donc une question qui reste sans réponse. Par ailleurs, il a été montré que l'effet mécanosorptif dépend de l'incrément de la teneur en eau (Schniewind, 1966), et de la direction du bois (Kaboorani et al., 2013).

Dans le cadre de cette thèse nous souhaitons nous limiter à l'étude du fluage viscoélastique pur. Afin d'éviter l'effet mécanosorptif, Hunt (1999) préconise de limiter les variations de la teneur en eau des échantillon inférieures à 25% de leur valeur initiale. Cette limite exige un bon contrôle de l'humidité relative mais également un temps suffisant afin que les échantillons d'essai atteignent un équilibre hygroscopique avant de réaliser l'expérience de fluage. Ainsi, les expériences de cette thèse sont réalisées à température et à teneur en eau constantes dans des conditions correspondant à la teneur en eau maximale de la classe de service 1. Les échantillons sont laissés plusieurs semaines dans l'enceinte climatique avant le début des essais et le fluage mécanosorptif pourra être négligé.

1.4 Modélisation du fluage viscoélastique

Une fois que les déplacements différés sont mesurés, nous souhaitons trouver une fonction de fluage $J(t_0, t)$ ajustée au comportement différé du bois. L'ajustement d'une fonction de fluage permet également de prédire les déplacements différés à long terme. Nous cherchons notamment à calculer le coefficient de fluage, qui correspond à l'incrément des déformations différées à 50 ans.

Le choix du type de loi influence la valeur des résultats trouvés. En effet, Schänzling (2010) montre que, pour un jeu de données expérimentales, le coefficient de fluage est compris entre 0.52 et 1.13 selon la loi choisie. Le choix d'une loi de fluage pertinente est donc un point important afin d'assurer que l'extrapolation faite est fiable. Dans le cadre de ce travail, le fluage est supposé viscoélastique linéaire, cette fonction ne dépend donc pas des contraintes appliquées.

Les lois qui existent dans la littérature sont rappelées dans la section 1.4.1 et la fonction puissance sera choisie afin d'exploiter les résultats de cette étude. Ensuite, nous discuterons de la durée minimale des essais nécessaire afin d'obtenir une prédiction des déformations à 50 ans (section 1.4.2).

1.4.1 Description des lois de fluage

Historiquement, les fonctions de fluage sont divisées en deux catégories : les lois empiriques obtenues par lissage et les lois basées sur des modèles rhéologiques (Holzer et al., 1989; Schniewind et Barrett, 1972; Le Govic, 1994; Dinwoodie et Bonfield, 1995; Navi et Heger,

2005). Les différentes fonctions trouvées dans la littérature sont présentées en commençant par les lois les moins communes.

Plusieurs fonctions basées sur des lois logarithmiques ont été développées mais n'ont pas été reprises par la suite pour modéliser le fluage du bois. Par exemple, King (1961) propose l'équation 1.13 pour modéliser le fluage des espèces tropicales et américaines. Dans son état de l'art, Holzer et al. (1989) présentent l'équation développée par Bach (1968) (1.14) afin de modéliser un essai de fluage de 1000 min sur de l'érable.

$$J(t) = J_0 + A_1 \log(t+1) \tag{1.13}$$

$$J(t) = J_0 + A_1 \log(t+1) + A_2(\log(t+1))^2 \tag{1.14}$$

Le premier à utiliser l'approche rhéologique pour modéliser le fluage et la recouvrance du bois à différentes températures est Davidson (1962) qui propose un modèle ayant 40 paramètres. Ce modèle a plusieurs temps caractéristiques et les constantes sont déterminées à l'aide d'essais. En raison de son grand nombre de paramètres à déterminer ce modèle a peu été repris. Cependant l'approche est reprise par Kufner (1970) et Pierce et al. (1979) qui utilisent un modèle de Burger à 4 éléments pour décrire le fluage de panneaux de bois agglomérés :

$$J(t) = \beta_1 + \beta_2(1 - e^{-\beta_3 t}) + \beta_4 t \tag{1.15}$$

avec β_1 , β_2, β_3 et β_4 des paramètres à ajuster pour chaque expérience. Ce modèle est repris par Van der Put (1989) afin de modéliser le fluage du bois et les phénomènes d'endommagement qui apparaissent ensuite. Cette expression permet également à Hunt et Gril (1994) de prédire le fluage dans le sens des fibres de bois ainsi que leur glissement. Cependant, ce modèle n'est pas fiable afin de prédire les déformations à long terme. En effet, Pierce et al. (1985) estiment qu'une expérience de 6 mois ne permet que d'extrapoler sur les 6 mois suivants. Une erreur entre 170 et 430% est faite sur la prédiction de déformations à 10 ans. C'est pourquoi, ils développent un modèle de Burger à 5 paramètres à partir d'essais de fluage de panneaux de bois agglomérés pendant 3,5 ans :

$$J(t) = \beta_1 + \beta_2(1 - e^{-\beta_3 t}) + \beta_4 t^{\beta_5} \tag{1.16}$$

Le modèle à 5-paramètres permet de modéliser des déformations à 10 ans à partir des données des 39 premières semaines de l'essai (Dinwoodie et al., 1990) et est largement utilisé pour modéliser le fluage de plusieurs essences sur des temps courts (Kliger, 1995; Aicher et al., 1995). Ce modèle permet de prédire le comportement de panneaux de bois pendant plusieurs années (10 ans pour Dinwoodie et al. (1990)) et de différencier les différents composants du fluage. D'autres lois similaires peuvent également être utilisées pour modéliser le comportement

non linéaire du bois (Mukudai, 1983). Ainsi, les lois basées sur des modèles rhéologiques sont largement utilisées dans les modélisations prenant en compte les variations de climat (Varnier, 2019; Dubois et al., 2005). Il est intéressant de noter que, à long terme, le terme dominant est celui en puissance. Cette loi peut donc s'apparenter, à long terme à une fonction puissance.

En effet, la loi puissance est proposée par Youngs (1957) qui est l'un des premiers à étudier le fluage du bois. Il réalise des tests de tension et de compression sur des éprouvettes en bois pendant 3 jours et propose une loi afin de modéliser l'évolution des déplacements en fonction du temps :

$$J(t) = J_0 + mt^n \tag{1.17}$$

avec ε_0 la déformation instantanée, m et n des paramètres déterminés expérimentalement. Cette loi est identique à celle proposée pour décrire le fluage des métaux (Lemaitre et Chaboche, 1996) et est largement utilisée pour modéliser le fluage du bois. Schniewind (1966) trouve que le paramètre n est dépendant de l'humidité mais Clouser (1959) le trouve égal à $1/3$ pour une teneur en eau du bois comprise entre 6 et 12%. Par ailleurs, dans le domaine viscoélastique linéaire, les paramètres n et m sont trouvés indépendants du niveau de charge (Clouser, 1959; Sugiyama, 1957; Schniewind, 1966).

Afin de modéliser le fluage et la relaxation du bois en traction, Hayashi et al. (1993) ré-écrivent l'expression (1.17) sous la forme suivante :

$$J(t) = J_0 \left(1 + \left(\frac{t}{\tau}\right)^n\right) \tag{1.18}$$

avec n un facteur de fluage cinétique positif et inférieur à $1/3$ pour le bois, τ le temps caractéristique nécessaire pour doubler les déformations initiales ε_0. Tong et al. (2020) utilisent cette équation afin de modéliser le fluage longitudinal de nombreuses essences de bois. La loi puissance est également utilisée pour modéliser des essais de fluage pendant 8 ans réalisés par Clouser (1959) et Ranta-Maunus (1993) et ceux réalisés pendant 10 ans par Gressel (1984). La durée de ces essais permet d'affirmer que ce modèle est un bon outil de prédiction. Kitahara et Okabe (1959) et Arima (1967) réalisent des expériences sur plusieurs essences à différentes températures et trouvent que cette loi modélise de façon satisfaisante les déformations différées. Cette expression semble également convenir quel que soit la sollicitation appliquée. En effet, cette expression permet de modéliser le fluage en flexion (Gressel (1984), Clouser (1959) et Takanashi et al. (2021)), en traction (Hayashi et al., 1993) mais également en cisaillement (Schniewind et Barrett, 1972).

Ainsi, le modèle à 5-paramètres (équation 1.16) ainsi que la loi puissance (équation 1.17) permettent donc de modéliser le fluage de différentes essences sous diverses sollicitations et semblent pertinents pour notre étude. Cependant, la détermination des paramètres de l'équation (1.16) et de leur sensibilité est soumise à de nombreuses erreurs. De plus, ce modèle

nécessite d'obtenir un grand nombre de données afin de prédire correctement les déformations à long terme (50 ans). Au contraire, le faible nombre de paramètres à déterminer (trois) pour la fonction puissance permet de réduire les erreurs de modélisation. Sa large utilisation dans la littérature pour modéliser les déformations différées du bois permettra de comparer les résultats obtenus et c'est le modèle que nous retenons dans le cadre de cette thèse.

1.4.2 Extrapolation d'une loi de fluage

Nous supposons que le fluage viscoélastique peut être représenté avec une unique fonction. Cependant la fonction extrapolée par Hunt (2004) à partir des deux premières semaines des essais réalisés sur 10 ans par Gressel (1984) surestime le fluage mesuré (Figure 1.11). La prédiction est réalisée avec une loi logarithme mais cette surestimation du fluage est trouvée quel que soit la loi utilisée. Il faut donc se poser la question : "Quelle est la durée d'essai nécessaire afin d'obtenir une fonction de fluage permettant de modéliser de façon correcte les déformations ?"

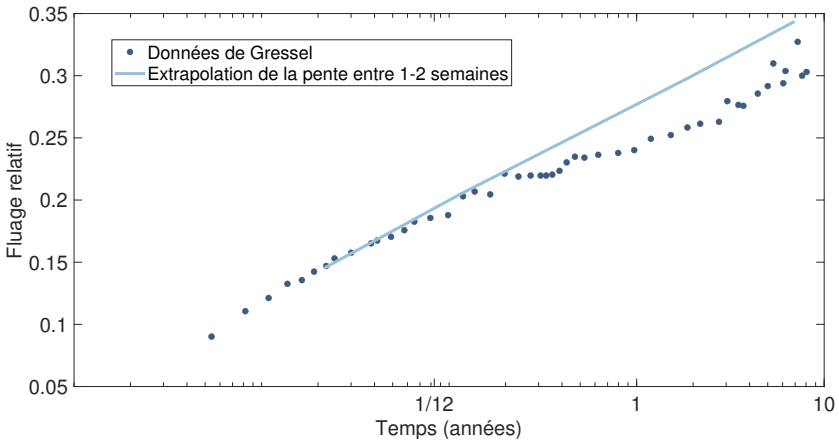


FIGURE 1.11 – Essai de Gressel (1984) réalisé pendant 8 ans et rapporté par Hunt (2004).

Dinwoodie et al. (1990) estiment que des essais réalisés sur 24 semaines permettent de prédire avec précision le fluage à 50 ans. Ils observent qu'augmenter la durée des essais à 39 semaines permet une légère amélioration non significative des prédictions. Ils estiment néanmoins que les prédictions faites après 52 semaines d'essais sont identiques à celles faites après 39 semaines. La norme allemande DIN (2013) fait une recommandation similaire puisque la durée des essais doit être au minimum 26 semaines mais qu'une durée de 52 semaines d'essais est préférable. Ces recommandations sont faites lorsque le fluage est modélisé avec la fonction (1.16). Ces observations peuvent donc être appliquées à une modélisation à l'aide d'une loi puissance.

La durée de ce projet de thèse contraint la durée des essais. Il n'est donc pas possible de réaliser des campagnes d'essais de 52 semaines. En particulier la seconde campagne d'essais

ne peut être réalisée que pendant 26 semaines. Il semble que cette durée soit suffisante pour extrapoler le comportement du bois à 50 ans.

1.5 Mesure des déformations différées du bois en environnement constant

Les résultats des essais qui mesurent les déformations différées dans les directions R et L sont présentés dans la section 1.5.1. Bien que ce fluage ait été largement étudié en environnement variable, peu de résultats d'études réalisées sur de l'épicéa dans des conditions hydriques correspondant à la classe de service 1 de l'Eurocode ont été trouvés. Ensuite, les différentes études qui mesurent les déformations différées en cisaillement à l'échelle du cerne et de la lamelle de bois sont présentées dans les sections 1.5.2 et 1.5.3. Enfin, les différentes expériences de fluage réalisées à l'échelle de l'élément de structure sont présentées dans la section 1.5. Cette étude montre qu'une mesure directe du fluage en cisaillement longitudinal ainsi qu'en cisaillement roulant n'a pas encore été effectuée.

Afin de comparer les différentes approches de mesure et les différentes modélisations du fluage de panneaux de bois, plusieurs coefficients de fluage sont définis. Le coefficient permettant de calculer les déformations différées à 50 ans k_{tot} est défini pour un élément de bois tel que :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0(1 + k_{\text{tot}}(t)) \tag{1.19}$$

avec ε_t la déformation calculée pour chaque pas de temps t et ε_0 la déformation initiale. Une valeur particulière de ce coefficient est $k_{\text{tot,def}}$, lorsqu'il est calculé à 50 ans. Elle est similaire au facteur k_{def} défini dans les standards de calculs européens (Eurocode 5, 2014).

De plus, pour comparer les différents résultats, les données sont rendues homogènes dans le temps. De ce fait, les coefficients sont exprimés pour un temps t en secondes et la valeur du coefficient de fluage est calculée à 50 ans avec la loi puissance (1.18) dans les sections 1.5.1, 1.5.2 et 1.5.3. Les résultats présentés permettent d'obtenir les ordres de grandeur des déformations différées du bois. Cependant, ils ne sont pas concluants et ne permettent pas d'obtenir des valeurs pertinentes pour la conception des structures.

1.5.1 Fluage longitudinal

Le fluage longitudinal a été largement étudié avec des essais de flexion (Schniewind, 1966; Clouser, 1959; Hering et Niemz, 2012; Bengtsson, 2001; Montero et al., 2012), de compression (Arima, 1967) et de traction (Schniewind, 1966; Bach et Pentoney, 1968; Dubois

et al., 2005). Cependant un grand nombre de ces études n'a pas été réalisé à température et humidité constante ou les paramètres des fonctions de fluage ne sont pas donnés.

Nakai et Grossman (1983) et Liu (1993) réalisent des essais de flexion 4-points sur différentes essences et le fluage longitudinal est mesuré durant respectivement 180 et 450 jours sous différents chargements. Ces auteurs ne proposent aucune loi de fluage permettant d'extrapoler les déformations différées. C'est pourquoi les coefficients présentés dans le tableau 1.7 proviennent de l'état de l'art réalisé par Tong et al. (2020) qui extrapole les déformations différées avec la fonction puissance (équation 1.18). De plus, le coefficient trouvé avec l'essai de traction réalisé par Hayashi et al. (1993) sur des éprouvettes en épicéa est du même ordre de grandeur.

Tong et al. (2020) rapportent également les essais de Foudjet et Bremond (1989) réalisés sur des échantillons encastrés auxquels une force est appliquée à leur extrémité pendant 11 jours. Ils déterminent un coefficient de fluage $k_{\text{def},L}$ compris entre 0.18 et 0.35 selon l'essence et le taux de chargement considéré. Ce coefficient de fluage est calculé au temps "∞" et la loi utilisée pour extrapoler le fluage relatif n'est pas précisée. Dans leur état de l'art Tong et al. (2020) trouvent des fonctions de fluage associées à ces expériences et le coefficient de fluage est calculé à 50 ans entre 1.6 et 3.0. Il n'est donc pas possible de conclure sans information complémentaire. De plus, certaines valeurs du coefficient de fluage obtenues avec les paramètres donnés par Tong et al. (2020) sont particulièrement élevées ($k_{L,\text{def}}$ supérieur à 20).

Par la suite, Hunt (2004) réalise des essais de flexion sur des éprouvettes en épicéa et en hêtre pendant 13 semaines. Le coefficient de fluage qu'il extrapole avec une loi logarithme est comparable à celui obtenu avec les données des essais réalisés par Gressel (1984) pendant 10 ans et qui n'ont pas été publiées. Par ailleurs, il ne trouve aucune corrélation entre la qualité du bois et l'évolution du fluage relatif.

Enfin, Park et al. (2006) réalisent des essais de flexion sur des éprouvettes de différentes essences de bois japonais. Les éprouvettes sont constituées de trois lamelles orientées dans le sens longitudinal. Les essais ont une durée de 7 jours et ils utilisent la loi puissance (1.18) pour modéliser les déformations longitudinales différées. Ils réalisent également des essais similaires sur des éprouvettes constituées de lamelles de bois orientées dans le sens radial. Ils trouvent que les déformations différées dans le sens radial sont bien plus importantes que celles mesurées dans le sens longitudinal. Ranta-Maunus (1993) sollicite en traction pendant deux semaines des éprouvettes découpées dans le sens radial R et tangentiel T. Il obtient ainsi les déformations dans ces directions et trouve des coefficients de fluage identiques pour ces deux directions du bois.

	Référence	essence	τ [s]	n	coefficient de fluage
Longitudinale					
	Nakai et Grossman (1983)*	cèdre	9.58×10^9 (304 ans)	0.324	0.56
	Nakai et Grossman (1983)*	pin	2.19×10^{10} (694 ans)	0.105	0.76
	Gressel (1984) ×	épicéa	-	-	1.87
	Hayashi et al. (1993)	épicéa	5.4×10^9 (171 ans)	0.242	0.74
	Liu (1993)*	pin	2.94×10^8 (236 jours)	0.147	1.28
	Liu (1993)*	pin	3.16×10^6 (36.5 jours)	0.271	5.39
	Hunt (2004)	épicéa	-	-	1.9 - 2.1
	Park et al. (2006)	cèdre	2.05×10^{10} (651 ans)	0.254	0.52
	Park et al. (2006)	cyprès	1.47×10^{11} (651 ans)	0.230	0.35
Radiale					
	Ranta-Maunus (1993)	épicéa	7.19×10^6 (3.8 ans)	0.27	2.0
	Park et al. (2006)	cèdre	7.19×10^6 (83.2 jours)	0.347	6.49
	Park et al. (2006)	cyprès	5.10×10^6 (59.1 jours)	0.339	6.98

* d'après Tong et al. (2020)
× d'après Hunt (2004)

TABLEAU 1.7 – Coefficients de modélisation du fluage longitudinal et radial, les coefficients de fluage sont donnés à 50 ans

Cette revue de la littérature ne permet donc pas de conclure si les déformations différées sont dépendantes de l'essence de bois ou de la direction considérée. Il semble cependant que le fluage soit plus important dans la direction radiale que longitudinale. L'Eurocode 5 définit un coefficient de fluage, dans les trois directions du bois, égal à 0.6. Aucune référence n'a cependant été trouvée mesurant un tel coefficient à l'exception des essais réalisés sur du cèdre et du cyprès dans la direction longitudinale.

1.5.2 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle du cerne

Hayashi et al. (1993) réalisent des essais sur des éprouvettes découpées dans le plan LR de façon à ce que les fibres aient un angle θ avec l'axe de l'éprouvette. La même année, Ranta-Maunus (1993) réalise des essais de traction sur des éprouvettes et mesure le fluage dans le plan RT sans donner d'indication sur la réalisation des éprouvettes ou de la mesure. Les différents auteurs utilisent la fonction puissance afin de décrire les déformations différées du bois. Les résultats des essais ne permettent pas de conclure en raison de la faible durée des essais et de leur nombre peu représentatif de la variabilité du matériau (Tableau 1.8).

Référence	Direction	Durée	τ [s]	n	coefficient de fluage
Hayashi et al. (1993)	LR [1]	4.2j	3.54×10^7 (1.12 ans)	0.272	$k_{LR,\text{def}} = 2.8$
Ranta-Maunus (1993)	RT [1]	14j	1.21×10^8 (3.83 ans)	0.27	$k_{RT,\text{def}} = 2.0$

[1] épicéa
[2] douglas

TABLEAU 1.8 – Coefficients de modélisation du fluage en cisaillement à l'échelle du cerne

Les essais de traction réalisés ne permettent pas de solliciter les échantillons dans un état de cisaillement pur. Par ailleurs, la taille des échantillons ne permet pas de représenter la variabilité présente dans un panneau de CLT. En conclusion, l'essai de traction n'est pas adapté pour mesurer les déformations différées dans les plans de cisaillement.

1.5.3 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de la lamelle

À l'échelle de la lamelle, les premiers essais trouvés tentant de mesurer le fluage en cisaillement du bois sont ceux de Kingston et Clarke (1961). Ils réalisent des essais de cisaillement à simple recouvrement et mesurent la déformation pendant 17 heures sur plusieurs

essences de bois. Parallèlement, des essais de flexion 4-points sont réalisés sur des échantillons similaires. Les déformations de l'essai de flexion sont mesurées dans la partie de l'échantillon soumis uniquement à la flexion. Pour un même niveau de chargement, ils observent que les déformations en cisaillement augmentent de 0.113 % tandis qu'elles n'augmentent que de 0.022% en flexion. Il semble donc que, lors des premières heures de chargement, le fluage en cisaillement soit plus important que celui en flexion. Aucune fonction de fluage n'est donnée et la direction du bois n'est pas précisée.

Par la suite, Schniewind et Barrett (1972) réalisent également des essais à simple recouvrement. Ils trouvent que le fluage relatif dans les plans RL et TL est similaire et qu'il peut être modélisé avec une loi puissance (1.18). Les coefficients de fluage sont donnés pour la modélisation des déformations différées d'une seule planche de bois dans le sens RL (Tableau 1.9).

Référence	Direction	Durée	τ [s]	n	coefficient de fluage
Schniewind et Barrett (1972)	RL [1]	17h	8.97×10^9 (285 ans)	0.1415	$k_{LZ,\text{def}} = 0.78$

[1] douglas

TABLEAU 1.9 – Coefficients de modélisation du fluage en cisaillement à l'échelle de la lamelle

Le coefficient de fluage trouvé ici est nettement plus faible que celui trouvé par Hayashi et al. (1993) avec un essai de traction dans le plan RL. De plus, bien que les essais aient été réalisés sur plusieurs échantillons, la valeur présentée ici n'est représentative que de l'un d'entre eux. Il n'est donc pas possible de conclure sur un comportement général du bois en cisaillement. De plus, aucun essai mesurant les déformations différées dues au cisaillement roulant n'a été trouvé.

1.5.4 Mesure du fluage en cisaillement à l'échelle de l'élément de structure

Les recommandations de l'Eurocode 5 concernant le CLT se basent sur les essais de flexion 4-points réalisés par Jöbstl et Schickhofer (2007) sur des panneaux de GLT et de CLT dans des conditions climatiques correspondant aux classes de service 1 et 2. L'hypothèse est faite que la vitesse de fluage est identique en déformation longitudinale et en cisaillement longitudinal. Ainsi le coefficient de fluage associé à ces deux déformations est trouvé en classe de service 1 $k_{L,\text{def}} = k_{LZ,\text{def}} =$0.6. Ils supposent alors que le rapport des coefficients de

fluage $k_{\text{tot}}^{GLT}/k_{\text{tot}}^{CLT}$, c'est à dire le rapport entre coefficient de fluage des GLT et des CLT, est constant dans le temps. Ils déduisent ensuite un coefficient de fluage associé aux déformations en cisaillement roulant $k_{CZ,\text{def}}$ compris entre 1.88 et 2.27 selon les hypothèses faites sur la valeur du module instantané G_{CZ}. Ces résultats semblent montrer que le fluage est plus important en cisaillement roulant que dans les autres directions mais est cependant basé sur de nombreuses hypothèses.

Pirvu et Karacabeyli (2014) réalisent des essais de flexion 4-points sur des panneaux de CLT durant 208 jours en environnement constant (classe de service 1). Les panneaux sont chargés entre 22% et 44% de leur contrainte de rupture et ils observent que la vitesse de fluage diminue après 120 jours. Aucune dépendance entre la vitesse de fluage et le taux de chargement n'est mentionnée ce qui laisse supposer que les panneaux ont un comportement viscoélastique linéaire. Cependant, aucune extrapolation n'est proposée quant à l'évolution de la flèche ce qui ne permet de faire aucune conclusion ou prédiction sur le comportement des CLT.

Enfin Takanashi et al. (2021) effectuent une autre campagne d'essais en flexion sur des panneaux de CLT en Mélèze du Japon. Les essais ont une durée comprise entre 48 et 183 jours. Les déformations différées sont modélisées avec la loi puissance et ils trouvent un coefficient de fluage $k_{\text{tot,def}}^{CLT} = 0.49$.

Référence	Essence	Durée	Coefficients de fluage
Jöbstl et Schickhofer (2007)	Épicéa	1 an	$k_{\text{tot,def}} = 0.85$
			$k_{CZ,\text{def}} = 1.9$ - 2.3
			$k_{L,\text{def}} = 0.6$
			$k_{LZ,\text{def}} = 0.6$
Takanashi et al. (2021)	Mélèze	48-183 j	$k_{\text{tot,def}} = 0.49$

TABLEAU 1.10 – Coefficients de fluage déterminés pour des panneaux de CLT en classe de service 1

Ces résultats ne permettent pas de conclure sur la valeur du coefficient de fluage en classe de service 1. En effet, la différence observée au niveau des résultats peut être attribuée aux méthodologies utilisées mais également à la différence de comportement entre l'épicéa et le mélèze. Cependant, le fluage est plus important en classe de service 2 qu'en classe de service 1. De ce fait, nous allons présenter les résultats d'études réalisées en classe de service 2 qui permettront d'obtenir une valeur limite du fluage pour la classe de service 1.

Colling (2014) a mis en charge des panneaux de CLT pendant 15 ans à l'extérieur, sous abri (classe de service 2). Un des panneaux a été soumis à un moment de flexion et le coefficient de fluage déterminé correspond à $k_{f,\text{def}} = 0.8$. Ces déformations différées sont associées au fluage longitudinal et au fluage en cisaillement longitudinal. En faisant l'hypothèse que ces déformation différées suivent la même loi de fluage, alors la valeur est identique à celle trouvée par Jöbstl et Schickhofer (2007). La flèche mesurée sur des panneaux en flexion 4-points résulte de la contribution de la flèche de flexion et de la flèche de cisaillement. Colling suppose alors que la valeur de la flèche de flexion des panneaux de CLT $k_f(t)$ est la même que celle mesurée sur les panneaux en flexion pure et estime un coefficient de fluage associé au cisaillement roulant $k_{CZ,\text{def}}$ compris entre 5.9 et 14.0. Il conclut que le cisaillement des panneaux de CLT ne peut être négligé dans la prise en compte des déformations différées. Il est intéressant de remarquer que cette mesure ne permet pas d'obtenir une valeur précise du coefficient de fluage en cisaillement roulant.

Référence	Essence	Durée	Coefficients de fluage
Jöbstl et Schickhofer (2007)	Épicéa	1 an	$k_{\text{tot,def}} = 1.1$
			$k_{CZ,\text{def}} = 2.3$ - 2.8
			$k_{L,\text{def}} = 0.8$
			$k_{LZ,\text{def}} = 0.8$
Colling (2014)	Épicéa	15 ans	$k_{\text{tot,def}} = 1.9$ - 2.3
			$k_{CZ,\text{def}} = 5.9$ - 14
			$k_{f,\text{def}} = 0.8$

TABLEAU 1.11 – Coefficients de fluage déterminés pour des panneaux de CLT en classe de service 2

Le coefficient de fluage $k_{CZ,\text{def}}$ obtenu par Jöbstl et Schickhofer (2007) est basé sur la connaissance du fluage de panneaux de GLT. Cependant les résultats de Ranta-Maunus et Kortesmaa (2000) donnent un coefficient de fluage plus important : $k^{GLT}_{\text{tot,def}} = 0.89$. Ils placent des panneaux de GLT en épicéa dans une pièce chauffée tandis que d'autres sont dehors sous abri, les deux expériences correspondant à des conditions hygrométriques de la classe de service 2. Ils extrapolent le comportement des échantillons avec une loi puissance dont les paramètres sont ajustés avec l'essai ayant duré 8 ans. Après 4 ans d'essais, ils mesurent un coefficient de fluage relatif compris entre 0.56 et 0.61. Ces valeurs sont du même ordre de grandeur que

celles mesurées par Park et al. (2020) après 3.8 années d'essais sur des poutres en GLT en Mélèze du Japon. Il est donc possible que les valeurs trouvées pour le fluage des GLT par Jöbstl et Schickhofer (2007) soit sous-estimées ce qui impacterait également la valeur du coefficient $k_{CZ,\text{def}}$ trouvée.

Ces résultats permettent de valider que les déformations en classe de service 2 sont plus importantes que celles en classe de service 1 ce qui était attendu. Cependant, la valeur du coefficient de fluage en cisaillement roulant ne peut pas être déterminée sur la base de ces essais.

1.5.5 Conclusion sur les essais de fluage

La revue de littérature effectuée ne permet pas de conclure sur la valeur des coefficients de fluage. Cependant, l'influence de l'essence semble négligeable sur la valeur de ce coefficient de fluage devant la variabilité des résultats. Cette variabilité peut être attribuée à la diversité des moyens de mesure utilisés, au choix de la fonction de fluage, à la durée de l'essai ainsi qu'à la direction du bois sollicitée. Il semble en effet que le fluage en traction radiale soit plus important que celui en traction longitudinale. Les essais à simple recouvrement réalisés semblent montrer que le fluage en cisaillement est plus important que celui en flexion. Cette tendance semble être confirmée par les essais réalisés à l'échelle d'un élément de structure. En particulier, le fluage en cisaillement roulant semble très important devant les autres.

De plus, une rapide étude des essais de compressions réalisés sur des poutres en CLT et GLT (Soltis et al., 1989; Massaro et Malo, 2019; Dubois et al., 2020; Gräfe et al., 2021) montre que le coefficient de fluage sous cette sollicitation est compris entre 0.1 et 0.3 en classe de service 1 quelle que soit la direction sollicitée. Cette valeur est largement inférieure à celles trouvées dans la section précédente. La flexion d'une poutre est une sollicitation mixte en traction et compression. Nous pouvons alors faire l'hypothèse que la plupart des déformations différées sont provoquées par une déformation en traction ou en cisaillement. Cependant l'analyse de l'état de l'art montre qu'une mesure directe du fluage en cisaillement longitudinal et en cisaillement roulant sur des éléments à l'échelle de la lamelle ou de la structure n'a pas encore été effectuée.

1.6 Synthèse de l'étude bibliographique

Dans ce chapitre, nous avons vu que chaque essence de bois peut être décrite avec 9 constantes élastiques. L'essence considérée dans cette étude est l'épicéa commun (*Picea abies*) et les constantes moyennes sont présentées dans le tableau 1.1. Dans le cadre de l'étude des

panneaux en bois lamellé croisé, la mesure de la raideur en cisaillement roulant et longitudinal est primordiale.

Dans un premier temps, une étude des essais de la littérature permet de conclure que la mesure des déformations de cisaillement roulant est dépendante de l'échelle considérée. Ainsi, un nouveau repère (O, L, C, Z) (Figure 1.5) indépendant de l'orientation des cernes du bois est utilisé. Le cisaillement roulant est alors défini comme la raideur en cisaillement des déformations contenues dans le plan ZC et sa valeur est d'environ (132 ± 35) MPa. Ce module est dépendant de l'angle des cernes et du rapport d'aspect des planches lorsque celles ci ne sont pas collées sur chants. Cependant les résultats trouvés présentent des coefficients de variation élevés, c'est pourquoi il est nécessaire de le mesurer directement. Au contraire, la mesure de la raideur en cisaillement longitudinal est plutôt indépendante de l'échelle considérée et sa valeur est d'environ (686 ± 92) MPa. La dispersion des résultats trouvés est représentative de la variabilité des propriétés au sein d'une essence, causée par la dispersion de la densité. L'essai développé par Perret et al. (2018) sera utilisé dans le cadre de cette thèse afin de mesurer ces deux raideurs en cisaillement. En effet, pour la mesure en cisaillement roulant, ce protocole permet d'obtenir un coefficient de variation représentatif d'une couche de CLT.

L'étude des déformations différées doit également être réalisée. Pour cela, les essais de fluage de la littérature sont rappelés dans un second temps. Les résultats trouvés ne permettent pas de trouver les valeurs des coefficients de fluage. Ils permettent cependant d'observer que le fluage est dépendant de la sollicitation ainsi que de l'orientation des fibres du bois. De plus, les résultats semblent montrer que le fluage en cisaillement roulant est plus important que celui en cisaillement longitudinal. Il est alors nécessaire de mesurer les déformations différées dans les plans de cisaillement roulant et longitudinal. L'état de l'art réalisé permet de montrer que la fonction puissance est la plus appropriée pour représenter les déformations différées du fluage en environnement constant. Cette fonction permet de prédire les déformations à 50 ans mais il n'est pas évident de savoir quelle est la durée minimale de sollicitation des éprouvettes pour que cette prédiction soit satisfaisante.

L'étude bibliographique faite dans ce chapitre met donc en évidence le manque de connaissance sur le comportement différé du bois, notamment dans les plans de cisaillement roulant et longitudinal. Le chapitre suivant décrit la méthode que nous avons utilisée pour mesurer ces grandeurs et leur évolution au cours du temps.

2

Détermination des déformations différées en cisaillement au moyen d'un essai de flexion 4-points d'une poutre sandwich

2.1 Méthodologie générale de l'essai 60
2.2 Déformée d'une poutre sandwich en flexion 4-points 61
2.2.1 Description du problème 61
2.2.2 Le modèle de Timoshenko pour une poutre sandwich en flexion 62
2.2.3 Les contraintes de section et les raideurs associées au moment fléchissant et à l'effort tranchant pour une poutre stratifiée orthotrope 63
2.3 Identification des modules élastiques du bois 67
2.4 Sensibilité des paramètres à identifier aux grandeurs mesurées 70
2.4.1 Âme en bois orientée dans le sens radial 70
2.4.2 Âme en bois orientée dans le sens longitudinal 71

2.1 Méthodologie générale de l'essai

Afin d'évaluer les déformations instantanées et différées du bois en cisaillement, nous faisons le choix de considérer le protocole développé par Perret et al. (2018). Ce protocole se base sur la mesure des rotations φ sur appuis et des déplacements à mi-portée f d'une poutre sandwich soumise à une flexion 4-points.

Dans un premier temps, nous présentons dans la section 2.2 les expressions générales des raideurs en flexion D et à l'effort tranchant F d'une poutre anisotrope déterminées avec la théorie des poutres anisotropes et l'approximation de Jourawsky. Ces expressions permettent de trouver le module de raideur en cisaillement G_b et le module d'élasticité E_b de l'âme en bois en fonction des déplacements mesurés et des caractéristiques géométriques de l'essai (section 2.3).

Ces expressions, développées dans le cas général, sont alors appliquées à deux cas de poutres sandwichs (Figure 2.1) étudiées dans les chapitres suivants. Dans un premier cas (section 2.4.1), la poutre sandwich a une âme en bois orienté dans le sens radial avec les axes tangentiel et radial confondus respectivement avec les axes $\underline{e}_x$ et $\underline{e}_y$ de la poutre. Dans le second cas (section 2.4.2) l'âme en bois est orientée dans le sens longitudinal, les axes longitudinal et radial étant alors confondus respectivement avec les axes $\underline{e}_x$ et $\underline{e}_y$ de la poutre. Les approximations faites dans chacune des configurations sont détaillées.

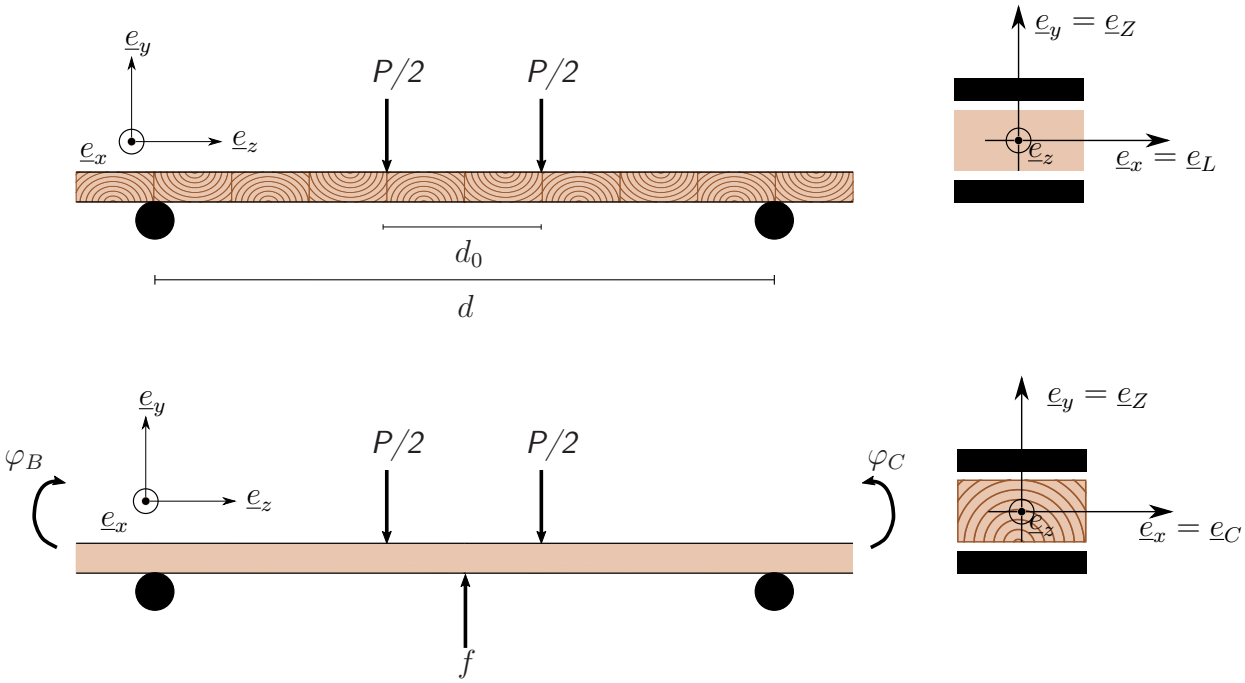


FIGURE 2.1 – Schémas des deux cas de poutres sandwichs considérés ; âme orientée dans le sens radial (au dessus) et âme orientée dans le sens longitudinal (en dessous)

Dans chacun de ces cas, l'expression de la raideur à l'effort tranchant ne dépend que d'un seul module de raideur en cisaillement. Lorsque l'âme est orientée dans le sens radial, seules les déformations en cisaillement roulant sont différées et la mesure des déplacements de la poutre à mi-portée permet de trouver une loi de fluage associée à ces déformations différées. Lorsque l'âme est orientée dans le sens longitudinal, les déformations différées mesurées sont dues au fluage longitudinal ainsi qu'au fluage en cisaillement longitudinal. On montre que la mesure des rotations de la poutre permet de quantifier les déformations différées de la flexion de l'âme du bois. Il est alors possible d'isoler les déformations différées en cisaillement longitudinal et de déterminer une loi de fluage afin d'extrapoler ce comportement.

Toutes les expressions trouvées correspondent aux équations pour le système lorsque le matériau est considéré élastique linéaire. Le problème ainsi défini permet de poser les équations du problème homologue pour un matériau viscoélastique linéaire non-vieillissant en se ramenant en variables de Laplace. Il est ensuite possible de résoudre le problème en variable temporelle comme cela a été présenté dans la section 1.3.1. En effet, les résultats peuvent être écrits de façon identique en variables de Laplace ou en variables temporelles lorsque le problème ne considère qu'une seule fonction de fluage. Par soucis de simplification et de clarté le problème sera écrit pour un matériau élastique.

2.2 Déformée d'une poutre sandwich en flexion 4-points

Nous avons mis en place le protocole développé par Perret et al. (2018) pour mesurer les déformations différées en cisaillement du bois. Ce protocole concerne l'étude des déplacements d'une poutre sandwich soumise à une flexion 4-points. La résolution du problème nécessite de rappeler succinctement la théorie des poutres anisotropes. Ainsi, après avoir décrit le problème (section 2.2.1) et la cinématique de Timoshenko utilisée (section 2.2.2), les expressions des contraintes pour une poutre hétérogène sont trouvées dans la section 2.2.3. Nous obtenons les expressions de la raideur en flexion et de la raideur à l'effort tranchant pour un matériau orthotrope. Ces raideurs sont données spécifiquement pour une poutre à section rectangulaire dont l'empilement est symétrique par rapport aux axes $\underline{e}_x$ et $\underline{e}_y$.

2.2.1 Description du problème

On considère un repère orthonormé $(O, \underline{e}_x, \underline{e}_y, \underline{e}_z)$ et une poutre repérée par son axe principal (Figure 2.2). Un point de la poutre est paramétré par son abscisse z. Nous nous plaçons dans le cadre de l'hypothèse des petites perturbations et admettons que le principe de Saint-Venant est respecté. On suppose que la géométrie du problème n'est pas modifiée au cours du temps. La section de la poutre est rectangulaire et homogène dans les directions x

et z mais hétérogène dans son épaisseur, c'est à dire suivant la direction y. Ainsi on suppose que les caractéristiques matériaux ne dépendent que de l'abscisse y. Le module de Young dans la direction y est notée $E(y)$ et le module de cisaillement associé à une déformation dans le plan $(\underline{e}_y, \underline{e}_z)$ est noté $G(y)$.

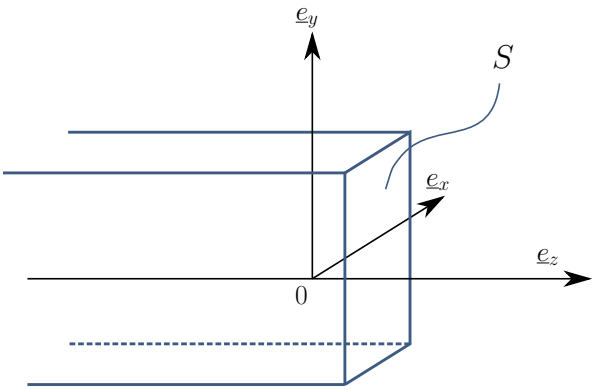


FIGURE 2.2 – Schéma de la poutre et du repère orthonormé

2.2.2 Le modèle de Timoshenko pour une poutre sandwich en flexion

Nous notons $\underline{p}$ les efforts répartis sur la poutre et supposons que le couple de moments est nul. Les forces internes sont notées $\underline{R} = N\underline{e}_z + V\underline{e}_z$ avec N l'effort normal (selon z) et V l'effort tranchant (selon z et y). Le moment fléchissant $\underline{M}$ n'a qu'une seule composante, selon x et les dérivées par rapport à z sont notées « ' » dans toute la section. Les équations de l'équilibre local se simplifient de la façon suivante :

$$\begin{cases} \dfrac{d\underline{M}}{dz} + \underline{e}_z \wedge \underline{R} &= \underline{0} \\ \dfrac{d\underline{R}}{dz} + \underline{p} &= \underline{0} \end{cases} \quad \rightarrow \quad \begin{cases} M' + V &= 0 \\ V' + p_z &= 0 \end{cases} \tag{2.1}$$

La loi de comportement élastique linéaire est donnée par le modèle de Timoshenko :

$$\begin{cases} M &= D\kappa \\ V &= F\gamma \end{cases} \tag{2.2}$$

Par ailleurs, la compatibilité cinématique est définie avec u le déplacement de la fibre neutre et φ la rotation de la section telle que :

$$\begin{cases} \kappa &= \varphi' \\ \gamma &= u' + \varphi \end{cases} \tag{2.3}$$

Nous considérons le problème de flexion 4-points tel que défini à la figure 2.1. La poutre est placée sur deux appuis simples espacés d'une distance d. Ces appuis bloquent les déplacements selon la direction y à leur point d'application mais laissent libres les déplacements selon les directions x et z. Les rotations autour des axes y et z sont empêchées et ainsi seuls les mouvements dans le plan (O,y,z) sont autorisés. La poutre est soumise à des efforts $-(P/2)\underline{e}_y$ appliqués en deux points, espacés d'une distance d_0. La flèche f correspond au déplacement mesuré à mi-portée selon l'axe e_y et φ_B et φ_C sont les rotations mesurées respectivement aux points B et C. Le problème de flexion 4-points est résolu en prenant en compte les conditions limites et l'expression des déplacements est directement trouvée :

$$\begin{cases} f & = \dfrac{P(d-d_0)}{4}\left(\dfrac{1}{F}+\dfrac{1}{8D}\left(d^2-\dfrac{1}{3}(d-d_0)^2\right)\right) \\ \varphi_B & = -\dfrac{P(d^2-d_0^2)}{16D} \\ \varphi_C & = -\varphi_B \end{cases} \tag{2.4}$$

La flèche peut alors être séparée en deux contributions ; une partie dépendante de la raideur en flexion (flèche de flexion) et une partie dépendante de la raideur à l'effort tranchant (flèche de cisaillement). Nous définissons la grandeur $\varphi = \varphi_C - \varphi_B$ appelée partie symétrique des rotations car le dispositif de mise en charge ne permet pas d'assurer que les efforts appliqués sont parfaitement symétriques.

$$\varphi = \frac{P(d^2-d_0^2)}{8D} \tag{2.5}$$

2.2.3 Les contraintes de section et les raideurs associées au moment fléchissant et à l'effort tranchant pour une poutre stratifiée orthotrope

Description de la section stratifiée orthotrope

Considérons le cas d'une poutre à section rectangulaire hétérogène constante de hauteur h et de largeur b soumise à un effort P. L'empilement des matériaux dans la section est symétrique par rapport aux plans ($\underline{e}_x$, $\underline{e}_z$) et ($\underline{e}_y$, $\underline{e}_z$). Cette section est discrétisée en couches (Figure 2.3). Les indices de y désignent la couche considérée avec respectivement y_{q-} et y_{q+} les positions des faces inférieures et supérieures de la couche q.

Dans le but de simplifier les expressions de ce chapitre, les notations suivantes sont définies :

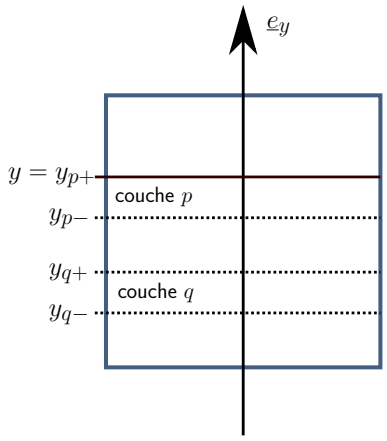


FIGURE 2.3 – Discrétisation d'une section de poutre

$$\begin{cases} l_q = \dfrac{y_{q+} + y_{q-}}{2} \\ e_q = y_{q+} - y_{q-} \\ g_p = \displaystyle\sum_{q=1}^{p} E_q e_q l_q - \frac{1}{2}\left(l_p + \frac{e_p}{6}\right) e_p E_p \end{cases} \tag{2.6}$$

avec e_q l'épaisseur de la couche q, l_q la distance à la fibre neutre de la poutre et g_p un paramètre intermédiaire. Le module de cisaillement et le module de Young sont dépendants du matériau considéré, de ce fait le module de cisaillement de la couche q est noté G_q et son module de Young est noté E_q.

Expression de la contrainte normale

Nous considérons un état de contrainte en traction longitudinale pure et le système est non précontraint et isotherme. En supposant un état de traction uniaxial, $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = 0$, la loi de Hooke permet de trouver l'expression de la contrainte normale :

$$\sigma_{zz} = E(y)\left(y\frac{M}{D}\right) \tag{2.7}$$

La raideur en flexion s'écrit alors :

$$D = b\int_0^d E(y)y^2\,dy \tag{2.8}$$

La cinématique de Timoshenko suppose que la section reste plane lors de la rotation φ. Toutefois, la déformation de cisaillement engendrée par ce choix de champ de déplacement approché est constante sur l'ensemble de la section. Elle ne tient compte ni des conditions de bord libre sur le bord de la poutre ni de la présence d'un gauchissement. Il est donc nécessaire

de construire une approximation plus précise des contraintes de cisaillement. Nous suivons dans ce qui suit la démarche proposée par Jourawsky.

Expression de la contrainte de cisaillement

En l'absence de chargement extérieur, l'équilibre 3D impose :

$$\begin{cases} \sigma_{xx,x} + \sigma_{xy,y} + \sigma_{xz,z} = 0 \\ \sigma_{yx,x} + \sigma_{yy,y} + \sigma_{yz,z} = 0 \\ \sigma_{zx,x} + \sigma_{zy,y} + \sigma_{zz,z} = 0 \end{cases} \tag{2.9}$$

L'équation (2.1) nous permet d'écrire l'égalité entre l'effort tranchant et la dérivée du moment par rapport à z : $M' = -V$. Ainsi, avec les équations (2.7) et (2.9) nous trouvons la relation :

$$\sigma_{zy,y} + \sigma_{zx,x} = yE(y)\frac{V}{D} \tag{2.10}$$

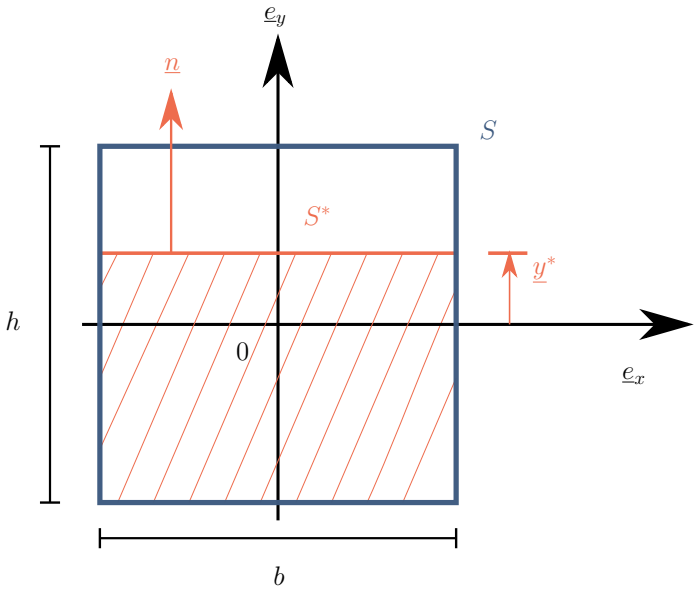


FIGURE 2.4 – Section S d'une poutre

On considère alors une section partielle de la poutre, notée S^*. L'abscisse de son bord est noté y^* et $\underline{n}$ est la normale sortante à son contour. On intègre l'équation (2.10) sur la surface S^* :

$$\int_{S^*} \sigma_{zy,y} + \sigma_{zx,x} dxdy = \int_{S^*} yE(y)\frac{V}{D}\, dxdy \tag{2.11}$$

Le théorème de la divergence permet d'écrire le membre gauche de cette expression comme l'intégrale sur le bord de la section partielle noté δS^* (expression 2.12). La condition d'équilibre appliquée aux bords permet ensuite d'obtenir l'intégrale (2.13) avec $\underline{n}$ la normale sortante au contour de S^* :

$$\int_{S^*} \sigma_{zy,y} + \sigma_{zx,x}\, dxdy = \int_{\delta S^*} \sigma_{zy}\underline{n}_y + \sigma_{zx}\underline{n}_x\, dx \tag{2.12}$$

$$= \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_{zy}(y = y^*, x)\, dx \tag{2.13}$$

L'approximation de Jourawsky consiste à prendre la contrainte de cisaillement moyenne $\overline{\sigma}_{zy}$ le long de la largeur de la poutre b de la contrainte σ_{zy}.

$$\int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_{zy}(y = y^*, x)\, dx = b\,\overline{\sigma}_{yz}(y = y^*) \tag{2.14}$$

L'expression des contraintes trouvées à l'équation 2.11 s'écrit donc :

$$\overline{\sigma}_{yz} \;= -\frac{1}{b}\int_{S^*} E(y) y \frac{V}{D}\, dxdy = \frac{V}{D}\int_{-\frac{h}{2}}^{y^*} E(y) y\, dy \tag{2.15}$$

L'expression de la contrainte de cisaillement avec l'approximation de Jourawsky trouvée à l'équation (2.15) devient alors :

$$\bar{\sigma}_{yz} = -\frac{V}{D}\left[\sum_{q=1}^{p-1} E_q e_q l_q + E_p \frac{y^2 - y_{p-}^2}{2}\right] \tag{2.16}$$

La densité linéique d'énergie élastique associée à l'effort tranchant s'écrit $\dfrac{V^2}{2F}$ avec F la raideur à l'effort tranchant. Cette dernière est déterminée en imposant l'égalité entre l'énergie élastique 1D et l'énergie de cisaillement 3D générée par l'effort tranchant dans la section :

$$\frac{1}{2}\frac{V^2}{F} = \frac{1}{2}\int_S \sigma_{yz}^2 \frac{1}{G(y)}\, dxdy \tag{2.17}$$

Cette expression peut ensuite être utilisée dans la définition de l'énergie d'effort tranchant (2.17). Pour chaque empilement de matériaux, il suffira de développer ces expressions pour obtenir la raideur à l'effort tranchant et la raideur en flexion :

$$\begin{cases} \dfrac{1}{F} \;= \dfrac{b}{D^2}\displaystyle\sum_{p=1}^{n} \frac{1}{G_p}\frac{e_p}{12}\left(12 g_p^2 + \left(l_p^2 + \frac{e_p^2}{60}\right) e_p^2 E_p^2\right) \\ D \;= b\displaystyle\sum_{p=0}^{n} E_p e_p \left(l_p^2 + \frac{e_p^2}{12}\right) \end{cases} \tag{2.18}$$

Les expressions impliquent que la raideur en flexion dépend des modules de Young des couches du stratifié. Dans le cas d'un panneau de CLT, les modules longitudinaux et radiaux doivent donc être connus. De même, la raideur à l'effort tranchant est exprimée en fonction des modules de Young mais également des raideurs en cisaillement de chacune des couches. De plus, les couches sont d'épaisseurs comparables et le contraste entre les modules ne permet pas de simplifier les expressions. Dans le cas où les raideurs ne dépendent que d'un seul module, faire leur transformée de Laplace-Carson inverse est immédiat et il est possible de déterminer la fonction de fluage associée. C'est l'objet de la section suivante.

2.3 Identification des modules élastiques du bois

Les expressions des raideurs du système (2.18) sont spécifiées dans cette section au cas d'une poutre sandwich dont l'âme est en bois et les peaux en acier. Les notations utilisées sont définies sur la figure 2.5 et, pour une couche q nous notons G_q le module de raideur en cisaillement, e_q son épaisseur, E_q son module de Young et l_q la distance du centre de la couche à l'axe neutre. Les couches constituées de tôles en acier sont notées avec l'indice "a" tandis que celle en bois est notée avec l'indice "b".

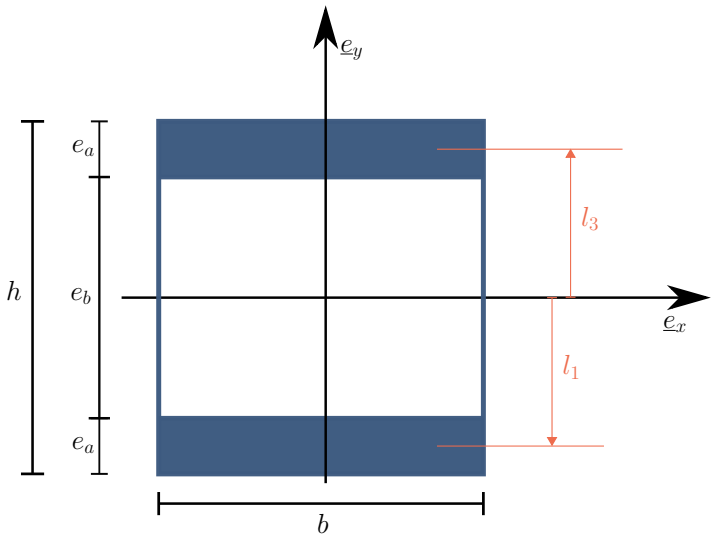


FIGURE 2.5 – Section d'une poutre sandwich

Les expressions des raideurs à l'effort tranchant et en flexion définies dans le système (2.18) peuvent alors être développées. Remarquons que $l_2 = 0$ et $l_1 = -l_3$, et en notant $l = 2l_1 = -2l_3$ les expressions deviennent :

$$\begin{aligned} \frac{1}{F} &= \frac{b}{12D^2}\left[\frac{e_a^3}{G_a}E_a^2\left(2l^2+le_a+\frac{e_a^2}{5}\right)+\frac{e_b}{G_b}\left(12\left\{E_ae_a\frac{l}{2}+\frac{e_b^2}{12}E_b\right\}^2+\frac{e_b^4}{60}E_b^2\right)\right] \\ D &= b\left[E_a\frac{h^3-e_b^3}{12}+E_b\frac{e_b^3}{12}\right] \end{aligned} \tag{2.19}$$

Ces expressions sont vraies pour tout empilement symétrique de trois matériaux. Les caractéristiques des matériaux utilisés dans cette étude permettent de faire les approximations suivantes :

$$\begin{aligned} e_a &\ll e_b \\ E_b &\ll E_a \\ E_b &\ll G_a \end{aligned} \tag{2.20}$$

La raideur en flexion D ne se simplifie pas, cependant en remarquant que $l \simeq e_b \simeq h$ elle peut s'écrire sous la forme :

$$D = b\left[E_a\frac{h^3-e_b^3}{12}+E_b\frac{e_b^3}{12}\right] \simeq b\left[E_a\frac{e_al^2}{2}+E_b\frac{e_b^3}{12}\right] \tag{2.21}$$

De ce fait, la raideur à l'effort tranchant devient :

$$\frac{1}{F} \simeq \frac{b}{12D^2}\left[\frac{e_a^3}{G_a}E_a^2\left(2l^2+le_a+\frac{e_a^2}{5}\right)+\frac{e_b}{G_b}\left(12\left\{\frac{D}{be_b}\right\}^2+\frac{e_b^4}{60}E_b^2\right)\right] \tag{2.22}$$

Le terme pondéré par (e_a^3/G_a) est négligeable par rapport au second terme de l'expression, pondéré par (e_b/G_b). On obtient alors l'expression suivante :

$$\frac{1}{F} \simeq \frac{b}{12D^2}\frac{e_b}{G_b}\left[12\left(\frac{D}{bl}\right)^2+\frac{e_b^4}{60}E_b^2\right] \tag{2.23}$$

De même, le terme $(e_b^2E_b^2/60)$ est alors négligeable et on obtient l'expression finale :

$$\frac{1}{F} \simeq \frac{1}{G_b}\frac{e_b}{b(e_a+e_b)} \tag{2.24}$$

On peut alors trouver les expressions du module de cisaillement G_b et du module de Young E_b du bois, en fonction des raideurs déterminées par les mesures des déplacements (système 2.4) :

$$\begin{cases} E_b &= \dfrac{12}{be_b^3}D-\dfrac{h^3-e_b^3}{e_b^3}E_a \\ \dfrac{1}{G_b} &= \dfrac{1}{F}\dfrac{b(e_a+e_b)}{e_b} \end{cases} \tag{2.25}$$

Ainsi, les raideurs en flexion et à l'effort tranchant ne dépendent chacune que d'un seul module élastique ; respectivement le module de Young ou le module de cisaillement. Ces expressions ont été déterminées en variables de Laplace-Carson, nous souhaitons revenir dans l'espace temporel pour retrouver l'expression des déplacements en fonction des raideurs à chaque instant. La force appliquée P sur la poutre étant constante pendant le fluage, la raideur en flexion s'écrit en transformée de Laplace-Carson, avec γ une constante :

$$\varphi^*(p) = P\frac{\gamma}{D^*(p)} \tag{2.26}$$

Nous avons montré que la raideur en flexion ne dépend que du module de Young du bois et de grandeurs constantes. Ainsi prendre la transformée de Laplace-Carson inverse $\mathcal{L}^{-1}$ permet de trouver immédiatement la fonction de fluage associée.

$$\begin{aligned} \mathcal{L}^{-1}(\varphi^*(p)) &= \mathcal{L}^{-1}\left(P\frac{\gamma}{D^*(p)}\right) \\ \mathcal{L}^{-1}(\varphi^*(p)) &= P\left[\mathcal{L}^{-1}\left(\frac{\gamma}{D^*(p)}\right)\right] \\ \varphi(t) &= P\frac{\gamma}{D(t)} \end{aligned} \tag{2.27}$$

De même, la raideur à l'effort tranchant est donnée, avec α et β des constantes, par :

$$f^*(p) = P\left(\frac{\alpha}{F^*(p)} + \frac{\beta}{D^*(p)}\right) \tag{2.28}$$

La transformée de Laplace-Carson inverse de cette combinaison linéaire est la somme de deux fonctions de fluage, c'est pourquoi la fonction de fluage associée à la raideur à l'effort tranchant, peut être directement déterminée.

$$\begin{aligned} \mathcal{L}^{-1}(f^*(p)) &= \mathcal{L}^{-1}\left(P^*(p)\left(\frac{\alpha}{F^*(p)} + \frac{\beta}{D^*(p)}\right)\right) \\ \mathcal{L}^{-1}(f^*(p)) &= P\left[\mathcal{L}^{-1}\left(\frac{\alpha}{F^*(p)}\right) + \mathcal{L}^{-1}\left(\frac{\beta}{D^*(p)}\right)\right] \\ f(t) &= P\left(\frac{\alpha}{F(t)} + \frac{\beta}{D(t)}\right) \end{aligned} \tag{2.29}$$

2.4 Sensibilité des paramètres à identifier aux grandeurs mesurées

Considérons une poutre sandwich avec une section rectangulaire de hauteur h et de largeur $b = 40\,\text{mm}$. Elle est placée sur deux appuis espacés d'une distance d et est soumise à une force de flexion $-P\underline{e}_y$ appliquée à deux points espacés d'une distance d_0 (Figure 2.1). L'épaisseur de la tôle en acier est notée $e_a = 1.1\,\text{mm}$ et son module de Young est égal à $E_a = 210\,\text{GPa}$ et nous prenons $G_a = 80\,\text{GPa}$ pour le module de cisaillement de l'acier. L'épaisseur de l'âme en bois est notée $e_b = 28\,\text{mm}$.

Deux orientations de l'âme en bois sont alors considérées et les approximations faites à la section précédente restent vérifiées dans les deux cas de figure quelle que soit la valeur du module de Young du bois et celle de son module de cisaillement tant que les inégalités (2.20) sont respectées. Dans cette section, nous étudions la sensibilité des paramètres identifiés aux grandeurs mesurées.

2.4.1 Âme en bois orientée dans le sens radial

Tout d'abord, le cas d'une poutre sandwich ayant l'âme en bois orientée dans le sens radial est examiné. Afin de vérifier les simplifications faites à la section précédente et d'estimer les incertitudes sur les grandeurs estimées il est nécessaire de supposer une valeur pour le module de raideur en cisaillement roulant et le module du bois. On choisit $G_{CZ} = 124\,\text{MPa}$ (Tableau 1.5) et $E_b = 0.65\,\text{GPa}$ (Tableau 1.1) mais les considérations faites restent vraies tant que les ordres de grandeur sont respectés. La raideur en flexion est considérée et elle s'écrit dans ce cas :

$$D \simeq b\left[E_a \frac{h^3 - e_b^3}{12}\right] \tag{2.30}$$

L'équation (2.5) donne la relation entre la mesure des rotations, la force appliquée et la raideur en flexion. Le module de Young de l'acier E_a est constant au cours du temps et nous supposons que les dimensions de l'échantillon testé le sont également. Ainsi la raideur en flexion peut raisonnablement être supposée constante. Par conséquent, le coefficient de proportionnalité qui relie la force appliquée et la mesure des rotations permet également de calculer la raideur en flexion. Il est intéressant de remarquer qu'une incertitude sur la mesure de la partie symétrique des rotations φ conduit à une incertitude du même ordre de grandeur sur la raideur en flexion.

Avec les hypothèses faites sur la géométrie et les modules des matériaux de la poutre sandwich, la flèche de flexion correspond à 52% de la flèche totale. De ce fait, une incertitude

sur la raideur en flexion, donc de la mesure des rotations, conduit à une variation relative de la raideur à l'effort tranchant deux fois plus grande. Il est intéressant de remarquer que la raideur à l'effort tranchant est deux fois plus sensible aux variations de rotations que la raideur en flexion.

De même, la flèche de cisaillement correspond à 48 % de la flèche totale et une incertitude sur la flèche mesurée au centre conduit à une variation relative de la raideur à l'effort tranchant deux fois plus grande. À titre d'illustration, pour une force appliquée $P = 1.7\,\text{kN}$, une incertitude de 2% sur la mesure de la flèche conduit à une incertitude de 5% sur le module de raideur en cisaillement roulant. Cette incertitude peut être réduite lorsque la détermination du module n'est pas faite avec une unique valeur mais par exemple lors de la mise en charge ou la décharge de l'éprouvette.

2.4.2 Âme en bois orientée dans le sens longitudinal

Nous considérons ensuite une poutre ayant l'âme en bois orientée dans le sens longitudinal. Le module de cisaillement longitudinal et celui du bois doivent être estimés. On choisit $E_b = 10.7\,\text{GPa}$ (Tableau 1.1) et les valeurs trouvées dans la littérature du module de raideur en cisaillement longitudinal sont autour de $600\,\text{MPa}$ correspondant à du bois de classe C24. Cependant, la masse volumique des échantillons du second lot (Chapitre 3) indique que le bois étudié correspond à du C14. Ainsi une estimation probable du module de cisaillement longitudinal du bois est $G_{LZ} = 400\,\text{MPa}$.

La raideur en flexion est inversement proportionnelle à la mesure de la partie symétrique des rotations et son incertitude est identique. Par ailleurs, à un instant donné, la connaissance de la force appliquée et des rotations mesurées permet de trouver le module de Young du bois E_b, en supposant connu celui de l'acier. Cependant en raison de la faible contribution du bois à la raideur en flexion, une incertitude d'environ 1.6% sur la mesure de la partie symétrique des rotations conduit à une incertitude supérieure à 13% sur la valeur de E_b c'est à dire huit fois supérieure. Cet essai permet donc de déterminer la raideur en flexion des échantillons avec une incertitude du même ordre de grandeur que celle provenant de la mesure des rotations et le module de Young du bois longitudinal peut être déduit. Cependant, cette valeur est soumise à une incertitude huit fois supérieure à celle de la mesure. Ainsi, le calcul de cette valeur peut permettre de vérifier l'ordre de grandeur des résultats mais ceux-ci ne devront pas être pris comme valeur de référence. La mesure des déplacements à mi portée ainsi que de la force appliquée permet de déduire, en connaissant la raideur en flexion, la raideur à l'effort tranchant.

Il est possible de trouver la raideur en cisaillement longitudinal à partir de la raideur à l'effort tranchant mesurée avec la mesure de la flèche et de la force appliquée (équation 2.4). Avec les valeurs indiquées ci-dessus la part de la flèche associée à la raideur à l'effort tranchant

correspond à 23% de la flèche totale. C'est pourquoi une incertitude sur la mesure de la flèche conduit à une incertitude environ quatre fois plus importante sur le module de raideur en cisaillement G_{LZ} estimé que pour le module de raideur en cisaillement G_{CZ}. Plus la raideur en cisaillement longitudinal est élevée plus cette incertitude est importante. Par ailleurs, la valeur de la raideur en flexion intervient dans le calcul de la raideur à l'effort tranchant. Ainsi, une incertitude sur la mesure de la partie symétrique des rotations de 1.6% conduit à une incertitude quatre fois plus grande (environ 7%) sur la raideur à l'effort tranchant, et donc du module de cisaillement longitudinal. Il est intéressant de noter que la raideur à l'effort tranchant est plus sensible que la raideur en flexion aux incertitudes de mesures faites sur les rotations. Les mesures de la flèche et de la force appliquée permettent d'en déduire la raideur à l'effort tranchant. La valeur de cette raideur est directement liée à la raideur en cisaillement longitudinal. Sa connaissance est cependant soumise à de fortes incertitudes qui devront être prises en compte lors de l'analyse des résultats. Augmenter l'épaisseur de l'âme d'acier aurait pour conséquence d'augmenter la part de la raideur à l'effort tranchant dans la flèche. Des contraintes expérimentales n'ont cependant pas permis d'effectuer ces modifications. En effet, les distances d'appuis et d'application de la charge ne peuvent être modifiées et la charge maximale pouvant être appliquée sur le bâti est limitée. Ainsi, augmenter l'épaisseur du bois impliquerait de diviser par cinq les déplacements mesurés ce qui poserait problème pour la mesure des déplacements différés.

Ainsi, bien que ce dispositif semble adapté afin de déterminer les raideurs à l'effort tranchant et en flexion, une attention toute particulière doit être portée sur la mesure des déplacements afin que les incertitudes de mesure soient les plus faibles possibles.

3

Protocole expérimental pour la mesure de la raideur en cisaillement

Introduction 74
3.1 Fabrication des échantillons : poutres sandwichs 74
3.1.1 Fabrication de l'âme en bois 75
3.1.2 Fabrication des poutres sandwichs : collage de l'acier 76
3.1.3 Mesure de la densité des échantillons 77
3.2 Maitrise du cadre retenu pour l'expérience de fluage 79
3.2.1 Contrôle de la température et de l'humidité 79
3.2.2 Vérification du contrôle hygrométrique à l'aide de poutres témoins 81
3.2.3 Fluage viscoélastique linéaire : niveau de chargement 84
3.3 Bâti de test et acquisition des données 88
3.3.1 Description du bâti de fluage et du dispositif de métrologie utilisé 88
3.3.2 Description du programme d'acquisition 92
3.4 Correction des signaux bruts 95
3.4.1 Caractérisation des déplacements du bâti u_b 95
3.4.2 Correction des données brutes 99
3.5 Définition des instants caractéristiques pour l'exploitation des données 100
3.5.1 Définition des instants du début du chargement et de la décharge 101
3.5.2 Ajustement du zéro des mesures de déplacement 104

Introduction

Ce chapitre présente le dispositif expérimental utilisé pour mesurer les raideurs en cisaillement roulant et longitudinal. Ce dispositif a été développé par Perret et al. (2018) et a été modifié dans le cadre de ce travail grâce au retour d'expérience.

Le protocole de fabrication des éprouvettes est décrit dans la section 3.1 et un classement visuel ainsi qu'une étude de leur densité est faite. Deux lots différents d'éprouvettes sont réalisés. En effet, nous testons lors de la première expérience des éprouvettes ayant l'âme en bois orientée dans le sens radial et, dans la seconde expérience, les éprouvettes avec l'âme en bois orientée dans le sens longitudinal. Nous nous référons aux différentes expériences indifféremment en indiquant le sens de l'âme en bois ou leur chronologie (première ou seconde). Ce travail est restreint à l'étude du fluage visoélastique linéaire, ce qui implique une teneur en eau des échantillons constante et un niveau de chargement inférieur au seuil de linéarité. Nous montrons dans la section 3.2 dans quelle mesure ces hypothèses sont respectées.

Le dispositif de mise en charge est ensuite décrit dans la section 3.3, ainsi que la métrologie et le système d'acquisition des données. Il a été observé que le bâti d'essai se déforme lors de la mise en charge des échantillons. Des essais réalisés sur des barres d'acier permettent de caractériser ces déformations et nous présentons dans la section 3.4 comment les déformations du bâti sont corrigées. Enfin, nous définissons les instants caractéristiques nécessaires à l'exploitation des données dans la section 3.5.

3.1 Fabrication des échantillons : poutres sandwichs

Le retour d'expérience sur les essais réalisés par Perret et al. (2018) a permis d'améliorer le protocole de fabrication des éprouvettes en proposant plusieurs changements. Tout d'abord, les poutres sandwichs sont fabriquées avec des peaux en acier et non plus en polymère renforcé de fibres de carbone (PRFC). Ce changement est effectué car le module de l'acier est deux fois supérieur à celui des peaux en PRFC. De plus, les tôles d'acier sont achetées et non pas fabriquées au laboratoire comme l'étaient les peaux en PRFC ce qui permet une meilleure maitrise de leurs dimensions.

Les échantillons sont donc constitués d'une partie centrale (ou âme) en bois sur laquelle est collée sur sa face supérieure et sur sa face inférieure une tôle d'acier. Entre chaque étape de fabrication, les éprouvettes sont placées dans la chambre climatique pour être exposées aux conditions de température et d'humidité identiques à celles des expériences ($20\,^{\circ}$C et $65\,\%$ HR).

Le protocole de fabrication de chacun des deux lots d'éprouvettes fabriquées est décrit dans cette section. L'état de l'art réalisé dans le Chapitre 1 ayant montré le lien entre la densité

du bois et ses caractéristiques mécaniques, une étude de la densité des échantillons fabriqués est réalisée.

3.1.1 Fabrication de l'âme en bois

L'âme en bois est élaborée à partir de tasseaux d'épicéa du nord (*Picea abies*) fournis par la société Aboisif. Deux lots de tasseaux différents sont utilisés pour chacune des expériences. Les épaisseurs standards des couches de CLT en Europe sont 20 mm, 30 mm et 40 mm (Brandner, 2013). Il a été choisi une épaisseur $e_b = 30$ mm. Ainsi l'âme a une section de 40×30 mm pour une poutre de longueur de 800 mm.

Le protocole de fabrication n'est pas identique pour les deux lots. En effet, la première expérience permet d'isoler la raideur en cisaillement roulant tandis que la seconde permet d'isoler la raideur en cisaillement longitudinal du bois. C'est pourquoi, dans le premier lot, utilisé pour la première expérience, l'âme est orientée dans le sens radial $(\underline{e}_C, \underline{e}_Z)$ (Figure 3.1) tandis que dans le second lot, utilisé pour la seconde expérience, l'âme est orientée dans le sens longitudinal $(\underline{e}_L, \underline{e}_Z)$ (Figure 3.1).

Âme dans le sens radial, $(\underline{e}_C, \underline{e}_Z)$

Pour la fabrication du premier lot d'éprouvettes, des tasseaux de section 40×40 mm sont utilisés. Le bois est ensuite coupé en dix-huit tasseaux de longueur 800 mm. Puis les tasseaux sont collés avec de la colle à bois, Titebond Ultimate 141/5, afin de former une planche (Figure 3.2).

Les tasseaux sont orientés de façon à ce que la disposition des cernes soient alternativement en bas puis en haut (Figure 3.1). Cela permet de moyenner l'effet de l'orientation des cernes sur le comportement global de la couche. Le collage sur champs n'est pas une pratique courante dans l'industrie mais est parfois utilisé afin de réduire la largeur des interstices. Cela permet ici de réduire la concentration de contraintes dans les échantillons et donc d'avoir un état de contrainte plus homogène. Par ailleurs, les peaux de l'échantillon étant minces, il est nécessaire d'assurer la continuité de l'âme en bois pour obtenir une résistance à l'effort tranchant suffisante.

Des serre-joints et barres en acier sont utilisés afin de bloquer en déplacement les tasseaux et d'appliquer une pression pendant le collage. Cela est nécessaire pendant la polymérisation de la colle afin d'obtenir une plaque la plus plane possible. Elle est ensuite rabotée avec les précautions d'usage afin d'obtenir une plaque d'épaisseur 30 mm. Enfin, cette plaque est découpée en poutres de 40 mm de largeur de manière à ce que les fibres du bois soient orientées dans le sens transversal.

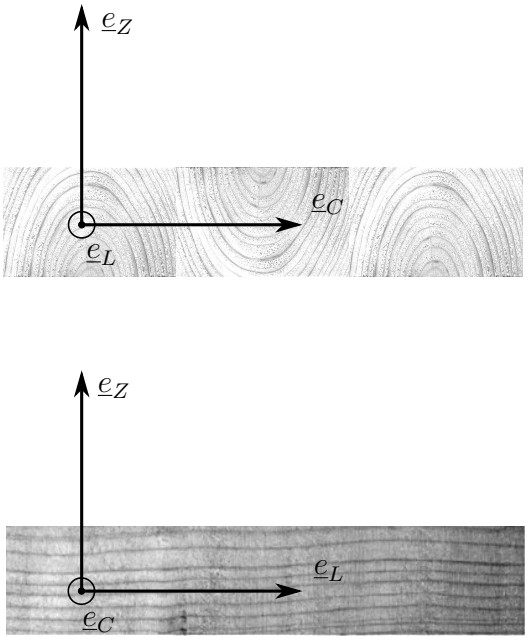


FIGURE 3.1 – Orientation des cernes, âme dans le sens radial (dessus) et dans le sens longitudinal (dessous)



FIGURE 3.2 – Fabrication de la plaque dans laquelle sont découpées les éprouvettes ayant l'âme dans le sens radial

Âme dans le sens longitudinal, $(\underline{e}_L, \underline{e}_Z)$

Pour la fabrication du second lot d'éprouvettes, des tasseaux de section 30 $\times$ 60 mm sont utilisés. Dix poutres de longueur 800 mm sont découpées dans ces tasseaux et elles sont rabotées à la dimension 28×40 mm . Les fibres sont cette fois orientées dans le sens longitudinal (Figure 3.1). Chaque échantillon est alors constitué d'un seul tasseau.

3.1.2 Fabrication des poutres sandwichs : collage de l'acier

Après avoir fabriqué l'âme en bois pour chaque lot, les tôles d'acier au carbone XC75 de module de Young $E_a = 210$ GPa sont collées de chaque côté de l'âme. Elles mesurent 800 mm de long, $b = 40$ mm de large et $e_a = 1.1$ mm d'épaisseur.

Pour coller l'acier au bois une colle époxydique à deux composants (Sikadur® 30, annexe E) est utilisée. L'épaisseur du joint de colle est d'environ 0,5 mm ce qui respecte la norme des Eurocodes qui préconise un joint de colle maximal de 6 mm (NF EN 16351, 2021).

Pour contrôler l'épaisseur du film de colle, deux fils de pêche sont accrochés sur les faces inférieures et supérieures des poutres à coller tandis que les faces latérales sont recouvertes d'un ruban adhésif permettant de protéger le bois. La colle Sikadur ®-30 est ensuite appliquée sur le bois et sur la tôle en acier au moyen d'une spatule crantée et les deux éléments sont assemblés.

Le collage est assuré à l'aide de serre-joints et de barres en acier permettant d'appliquer une pression nécessaire et de maintenir l'ensemble pendant la polymérisation de la colle qui va durer une journée. Le surplus de colle est immédiatement enlevé, puis le ruban adhésif. La même procédure est ensuite répétée pour coller la seconde tôle d'acier.

Sept poutres sont fabriquées (A-G) pour la première expérience (âme orientée dans le sens radial) et dix poutres sont fabriquées (M-V) pour la seconde expérience (âme orientée dans le sens longitudinal). Un exemple de chaque type de poutre est visible Figure 3.3. Les échantillons sont enveloppés avec du ruban adhésif (TESA 4662) dont le tissu à revêtement PET (polytéréphtalate d'éthylène) permet de limiter les échanges d'humidité avec l'extérieur une fois leur humidité stabilisée.

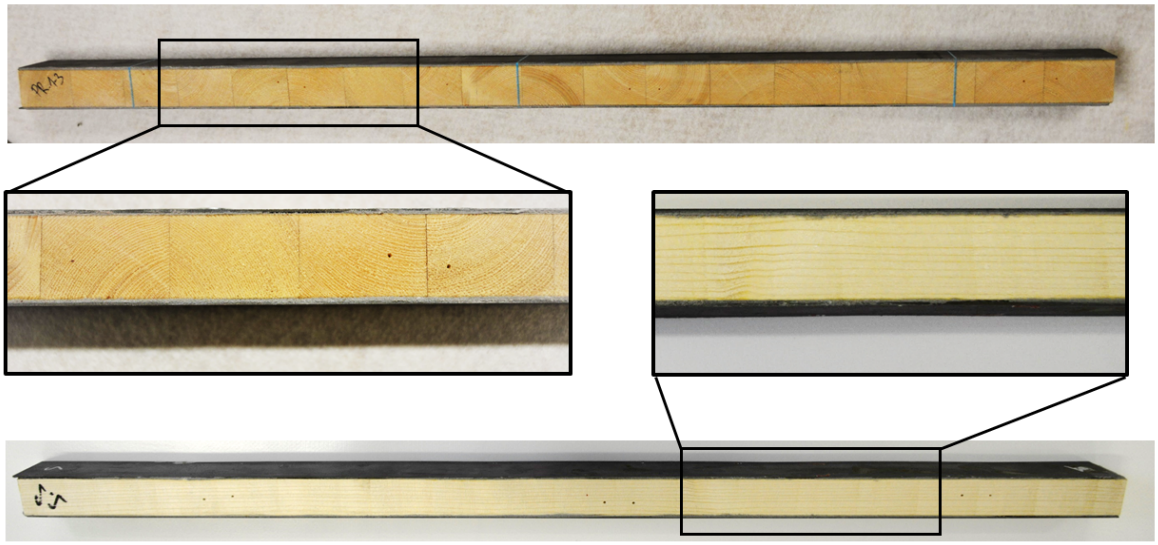


FIGURE 3.3 – Photos des échantillons avec l'âme dans le sens radial (au dessus) et avec l'âme dans le sens longitudinal (en-dessous)

3.1.3 Mesure de la densité des échantillons

Lors de la première expérience, cinq échantillons fabriqués sont testés sur le bâti de fluage (A-E) tandis que les deux autres (F-G) servent de poutres témoins. Les échantillons sont classés visuellement ST-II d'après la norme NFB (2018). D'après la norme NF1 (2012), la classe ST-II peut être associée pour l'épicéa à la classe de résistance mécanique C24.

La moyenne des masses volumiques du bois des échantillons testés, calculée après leur fabrication, est de $\rho = (468.8 \pm 9.8)\,\mathrm{kg\,m^{-3}}$. La masse volumique et la teneur en eau de référence sont mesurées pour chaque échantillon juste avant d'être emballé dans le ruban adhésif TESA. L'ensemble des données est résumé dans le tableau 3.1. La masse volumique de tous les échantillons se rapproche de la valeur moyenne de la classe C24 ($\rho = 420\,\mathrm{kg\,m^{-3}}$),

comme définie dans la norme NF EN 338 (2016). Dans la norme, cette masse volumique est définie pour des échantillons ayant une teneur en eau (w) égale à 12%. Les échantillons testés ayant une teneur en eau inférieure à 12%, ceci confirme l'hypothèse que les échantillons peuvent être de classe C24.

	A	B	C	D	E	moyenne	U [1]
Masse volumique ρ [kg m^{-3}]	453	474	479	470	468	468.8	9.8
Teneur en eau w [%]	11.0	10.1	10.6	10.5	11.0	10.6	0.4
ρ [kg m^{-3}] pour $w = 12\%$	457	482	485	476	472	474.6	11.0

[1] $U = 2\sigma_{\bar{y}}$ est l'incertitude élargie, telle que définie dans l'annexe A, avec $\sigma_{\bar{y}}$ l'écart-type des données

TABLEAU 3.1 – Caractéristiques du bois des échantillons avec l'âme dans le sens radial

Pendant la seconde expérience, six échantillons (M-R) sont testés sur le bâti de fluage et quatre autres (S-V) servent de poutres témoins pour le contrôle de l'hygrométrie. Visuellement les échantillons M, N et R sont classés C24. Les échantillons O et P sont classés C18. L'échantillon Q présente un nœud sur l'épaisseur supérieure ne respectant pas ce que les normes NFB (2018) autorisent : le diamètre des nœuds sur la rive doit être inférieur à 2/3 de l'épaisseur de la rive. Cet échantillon ne peut donc pas être classé visuellement. Le tableau 3.2 indique les masses volumiques et les teneurs en eau de chaque échantillon. Ces valeurs sont mesurées avant le collage du bois sur les tôles d'acier et nous supposons que les dimensions du bois restent identiques au cours de l'expérience. La masse volumique moyenne des échantillons testés est alors de $\rho = (393 \pm 53)$ kg m^{-3}.

	M	N	O	P	Q	R	moyenne	U [1]
Masse volumique ρ [kg m^{-3}]	489	388	354	360	413	352	393	53
Teneur en eau w [%]	11.2	10.5	9.39	10.3	11.2	10.6	10.5	0.67
ρ [kg m^{-3}] pour $w = 12\%$	493	393	362	366	416	357	398	52

[1] $U = 2\sigma_{\bar{y}}$ est l'incertitude élargie, telle que définie dans l'annexe A, avec $\sigma_{\bar{y}}$ l'écart-type des données

TABLEAU 3.2 – Caractéristiques du bois des échantillons avec l'âme dans le sens longitudinal

Comme pour le lot précédent les échantillons n'ont pas une teneur en eau de 12% et leur masse volumique est calculée pour cette valeur. La dispersion des densités du second lot est plus importante que celles obtenues pour les éprouvettes du premier lot et elles peuvent être classées entre la classe C14 ($\rho = 350\,\mathrm{kg\,m^{-3}}$) et C24 selon ce critère.

Remarquons que le découpe des échantillons A à E dans la même planche moyenne la masse volumique et réduit considérablement l'écart-type par rapport aux échantillons M à R constitués d'un unique tasseau.

3.2 Maitrise du cadre retenu pour l'expérience de fluage

La composante du fluage étudiée dans ces expériences est la composante viscoélastique linéaire. C'est à dire que la teneur en eau des échantillons doit rester constante et que la charge ne doit pas dépasser une certaine limite. Le contrôle de la température et du taux d'humidité dans l'enceinte climatique est détaillé. Puis, l'étude des poutres témoins permet de vérifier que le taux d'humidité des échantillons est maintenu contant au cours des expériences. Enfin, des essais sont réalisés afin de déterminer la charge de rupture des échantillons et de caractériser leur niveau de charge. Ces essais montrent que le taux de chargement est compris entre 40% et 50% pendant la première expérience et est inférieur à 30% pour la seconde. On peut alors raisonnablement supposer que le fluage est viscoélastique linéaire.

3.2.1 Contrôle de la température et de l'humidité

Un essai préliminaire de 12 jours a été effectué entre le 23 octobre et le 3 novembre 2019. La température a varié entre $23.7\,^{\circ}$C et $20.7\,^{\circ}$C et l'humidité de l'air entre 46 et 68 % HR (Figure 3.4). Ces conditions de température et d'humidité correspondent à la classe de service 1 de l'Eurocode mais il est nécessaire dans le cadre de cette expérience de minimiser les variations de température et d'humidité. En effet les variations d'humidité provoquent des variations dimensionnelles qui peuvent fausser les mesures des déformations. La pièce a donc été isolée et une climatisation installée.

La figure 3.5 montre l'évolution de la température et de l'humidité au cours de la première expérience une fois le système de régulation installé. La consigne de la climatisation qui régule la température est à $19\,^{\circ}$C et la température moyenne de la pièce mesurée à $(19 \pm 1)\,^{\circ}$C. L'humidité relative de l'air (HR) n'est pas régulée et elle est mesurée à $(58 \pm 8)\,\%$. L'isolation de la pièce ainsi que l'installation du climatiseur ont donc permis une meilleure régulation des conditions hygrométriques de la pièce. Cependant les variations d'humidité restent non contrôlées.

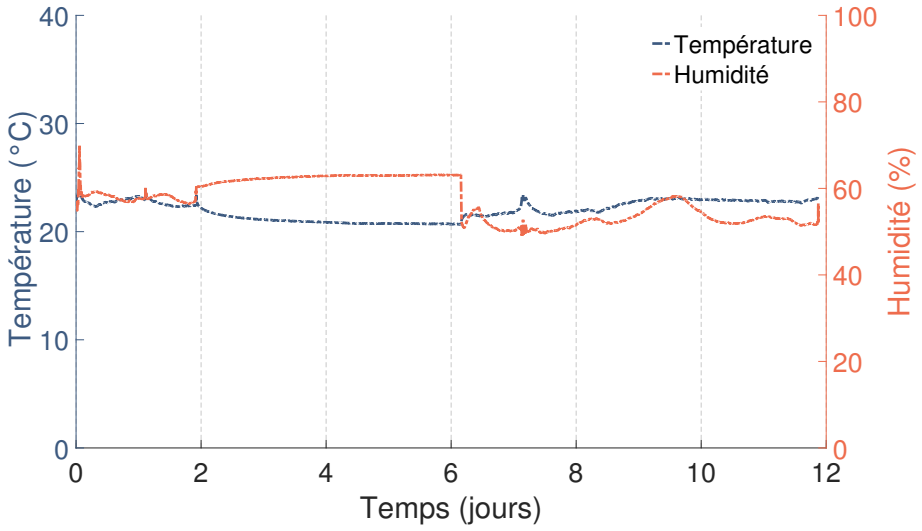


FIGURE 3.4 – Humidité et température dans la chambre d'essai, essai préliminaire

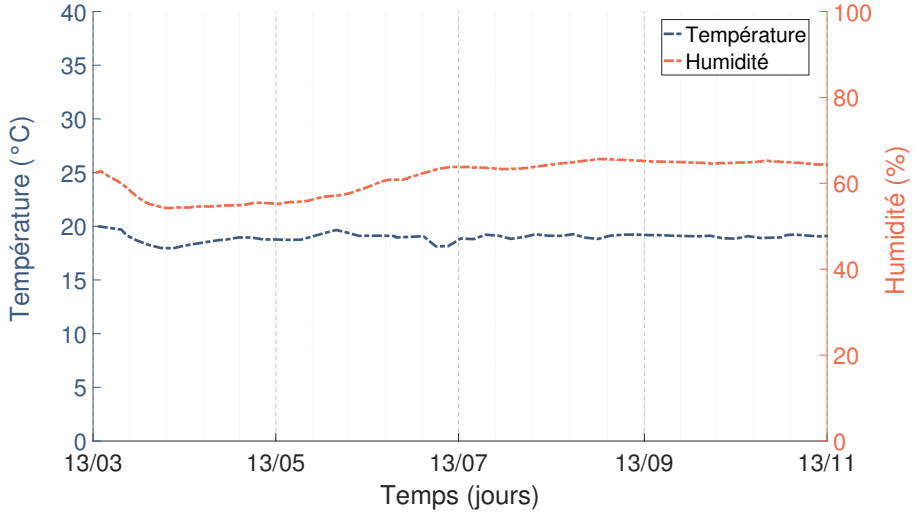


FIGURE 3.5 – Humidité et température pendant la première expérience (âme sens radial)

Un humidificateur a donc été ajouté afin de réguler l'humidité de la pièce lors de la seconde expérience. Il est mis en service le 15 avril 2021 avec l'objectif de réguler l'humidité relative de la pièce à $60\,\%$ HR et un réglage est effectué le 6 mai 2021. La figure 3.6 montre l'évolution de la température et de l'humidité au cours de cette expérience, leurs valeurs étant respectivement de $(20 \pm 1)\,°\text{C}$ et de $(54 \pm 6)\,\%$ HR. Ainsi, l'installation de l'humidificateur a permis de réguler de façon plus précise l'humidité de la pièce.

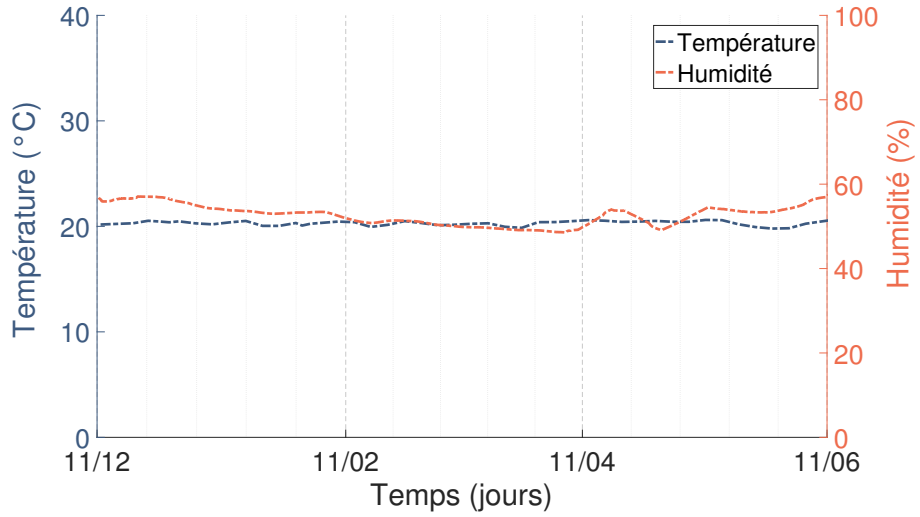


FIGURE 3.6 – Évolution Température et humidité pendant la seconde expérience (âme sens longitudinal)

3.2.2 Vérification du contrôle hygrométrique à l'aide de poutres témoins

Après le collage de la poutre en bois et des tôles en acier, la teneur en eau (w) est mesurée à l'aide d'un hygromètre Testo dans la poutre en bois. Les échantillon sont pesés pour déterminer leurs masses humides (m_h), et leurs masses sèches (m_s) sont alors calculées à l'aide de la relation 3.1 :

$$w = \frac{m_h - m_s}{m_s} \tag{3.1}$$

Par la suite il suffit donc de peser les échantillons pour en déduire leur teneur en eau. Afin de s'assurer que la teneur en eau des échantillons testés ne varie pas au cours des expériences, ceux-ci sont enveloppés dans un ruban adhésif TESA. Les poutres témoins, fabriquées dans les mêmes conditions que les poutres testées, sont placées à côté du bâti de fluage. Certaines d'entre elles sont emballées dans du ruban adhésif TESA avec un protocole identique aux éprouvettes chargées sur le bâti de fluage ; elles sont notées "AE" (Avec Emballage). Les autres échantillons ne sont pas emballés et sont notés "SE" (Sans Emballage). La comparaison permet de valider que cet emballage permet de diminuer les échanges hydriques entre l'air et le bois pendant l'expérience.

Pendant la première expérience, les poutres n'ont pas pu être pesées régulièrement en raison des conditions sanitaires et mises en place lors du premier confinement de l'année 2020. La référence choisie pour les variations hydriques est le 28/02/2020 car les échantillons n'ont pas été pesés le premier jour du fluage (le 13/03/2020). Les variations de la teneur en eau par

rapport à cette référence sont visibles figure 3.7. La teneur en eau de la poutre emballée varie très peu comparée à celle de la poutre non emballée, ce qui confirme que le ruban adhésif joue son rôle et limite les transferts hydriques.

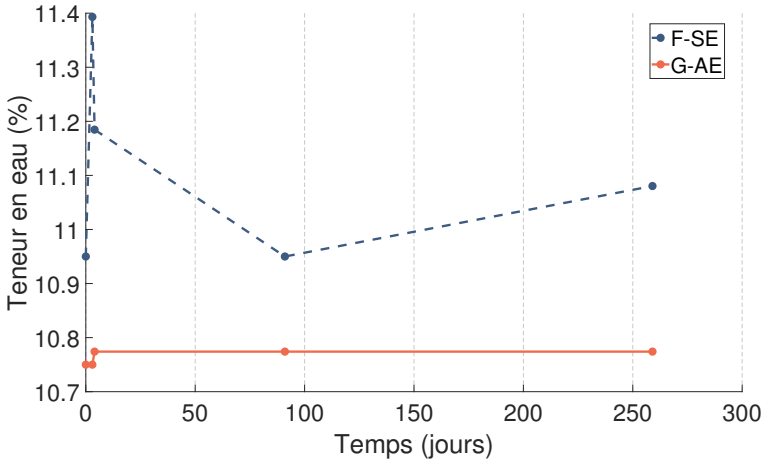


FIGURE 3.7 – Evolution de la teneur en eau pour la première expérience (âme sens radial)

Pour la seconde expérience, la référence choisie est le premier jour de fluage, c'est à dire le 10/12/2020. Les variations de l'humidité relative sont représentées dans la figure 3.8. Au maximum lors de la première expérience, une poutre non emballée (F-SE) voit sa teneur en eau varier entre 11.0% et 11.4% tandis que lors de la seconde expérience, la teneur en eau varie au maximum entre 10.2% et 10.3% pour une poutre non emballée (V-SE). Cette comparaison montre l'amélioration du contrôle de l'humidité dans la pièce entre les deux expériences.

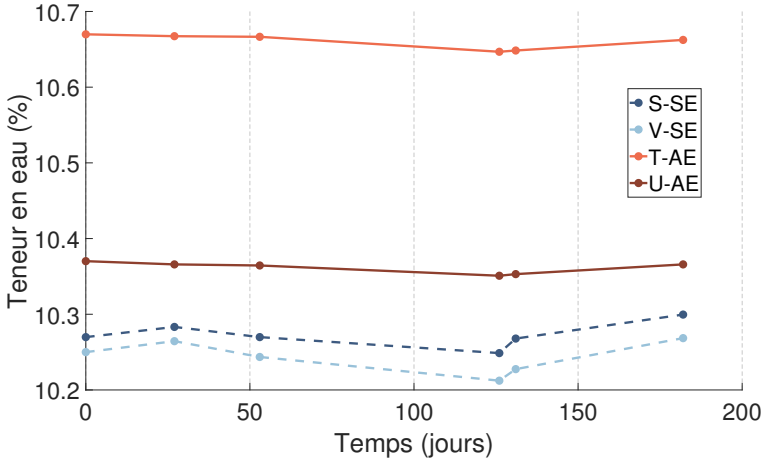


FIGURE 3.8 – Evolution de la teneur en eau pour la seconde expérience (âme sens longitudinal)

Ces variations de teneur en eau peuvent provoquer des variations de dimensions des échantillons. Dans le sens longitudinal le coefficient de retrait/gonflement est $\alpha_L = 0.01$ et dans le sens radial il est de $\alpha_R = 0.14$. Ces variations d'épaisseur peuvent influencer les résultats

car les variables calculées dépendent des caractéristiques géométriques des échantillons qui sont considérées constantes tout au long de l'expérience. De plus la variation de l'épaisseur de l'échantillon impacte la mesure de la flèche et des rotations à long terme réalisée lors des essais. En supposant que les variations dimensionnelles du bois causées par les variations hydriques ne sont pas empêchées par l'acier il est possible de calculer ces variations. Les estimations permettent d'obtenir un ordre de grandeur des variations dimensionnelles maximales.

Pour la première expérience, nous supposons que les variations en teneur en eau sont identiques sur les poutres chargées et sur la poutre G-AE. Nous obtenons par calcul un gonflement maximal du bois de $27.07\,\mu m$ dans la longueur de l'échantillon et de $1.02\,\mu m$ dans l'épaisseur pour une variation de la teneur en eau w de 0.0241%.

Pour la seconde expérience, nous supposons que les variations des poutres en charge sont identiques à celles de la poutre T-AE et nous calculons un retrait maximal du bois de $1.84\,\mu m$ dans la longueur de la poutre et de $0.90\,\mu m$ dans son épaisseur. La figure 3.8 montre que la teneur en eau finale de l'échantillon T-AE est similaire à sa valeur initiale. Il est donc probable que les variations dimensionnelles soient fortement sur-estimées.

La température varie de $2\,°C$ au cours des expériences. Ces variations peuvent induire des dilatations des tôles d'aciers. Les variations dans l'épaisseur de chacune des tôles sont estimées à $0.03\,\mu m$ et dans la longueur de l'éprouvette, la tôle peut se dilater d'une longueur de $19.20\,\mu m$.

	Humidité		Température
	1ère expérience	2nd expérience	
épaisseur [µm]	$+1.02$	-0.90	$\pm$ 0.03
longueur [µm]	$+27.07$	-1.84	$\pm$ 19.20
rotation (φ_B ou φ_C) [rad]	$+9.67 \times 10^{-4}$	-6.57×10^{-5}	$\pm\ 6.86 \times 10^{-4}$

TABLEAU 3.3 – Variations dimensionnelles des éprouvettes de bois, et conséquence sur la mesure des rotations. Les valeurs sont indiquées "+" lorsqu'il s'agit d'une dilatation et "-" lorsqu'il s'agit d'un retrait

Le tableau 3.3 récapitule les ordres de grandeurs des variations dimensionnelles des échantillons au cours des essais. Les variations dimensionnelles de l'épaisseur peuvent avoir pour conséquence de modifier la valeur du bras de levier à partir duquel les rotations mesurées avec les LVDT sont calculées. Le bras de levier ayant une valeur d'environ $14\,cm$, ces variations représentent moins de 0.1‰ de sa valeur. Ces variations seront donc simplement prises en compte dans le calcul de l'incertitude sur la valeur du bras de levier pour des temps longs.

Les variations dimensionnelles de la longueur de l'échantillon peuvent également modifier la mesure des rotations faite avec les LVDT. En effet, l'équerre permettant de mesurer les rotations est collée sur l'échantillon. De ce fait, si l'échantillon se dilate ou se rétracte cela va déplacer l'équerre et la mesure des rotations peut alors être sur ou sous-estimée. L'ordre de grandeur de ces variations d'angle est indiqué dans le tableau 3.3. Cependant les dilatations dues aux changements de température ne devraient à priori pas modifier la mesure des rotations différées car les températures mesurées à la fin et au début des expériences sont identiques. De plus, la barre en acier placée lors de la première expérience voit ses rotations varier respectivement de 1.11×10^{-5} rad et 2.32×10^{-5} rad. Ainsi, les variations mesurées sont 10 fois inférieures aux variations pouvant être provoquées par la dilatation de l'acier. Cette source d'erreur sera donc négligée.

3.2.3 Fluage viscoélastique linéaire : niveau de chargement

La limite viscoélastique a été très étudiée dans la direction longitudinale et l'état de l'art réalisé dans la section 1.3.2 a montré qu'elle se situe entre 40 % et 50 % de la charge ultime pour le module de Young longitudinal. Elle n'est à priori pas la même pour les raideurs en cisaillement roulant ou longitudinal. Par conséquent, les échantillons ne sont pas tous soumis au même niveau de chargement.

Afin de déterminer ce taux de chargement, des essais ont été effectués sur certains des échantillons afin de mesurer la résistance au cisaillement de l'âme des éprouvettes. Le schéma de l'expérience de rupture est visible figure 3.9. Les échantillons ont été testés sur une presse électromécanique Adamel DY35 de capacité $20\,\text{kN}$ en flexion 4-points et la figure 3.12(a) montre la rupture en cisaillement de la poutre D et U.

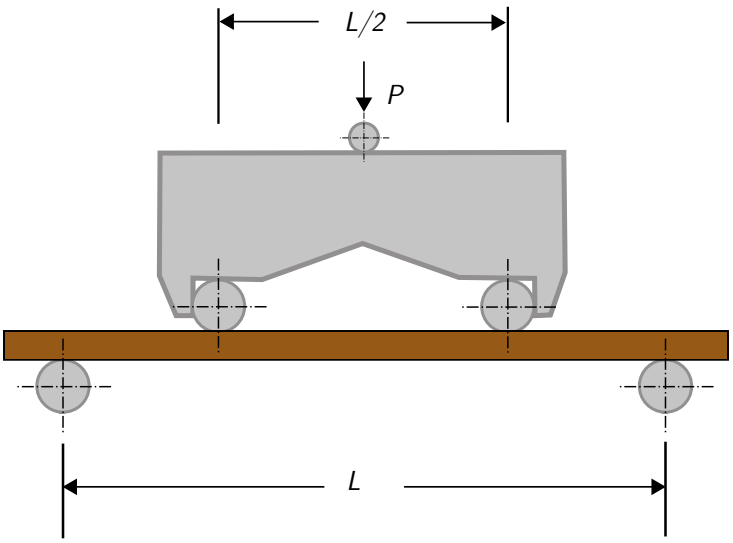


FIGURE 3.9 – Schéma du bâti pour l'expérience de rupture

Les distances entre appuis et entre les points d'application de la charge sont reprises sur la figure 3.9 et sont similaires aux données qui seront utilisées pour l'essai de fluage, avec $L = 0.6\,\text{m}$. La charge de rupture est définie comme la charge maximale supportée par l'échantillon. La contrainte de cisaillement dans l'âme de la poutre sandwich s'écrit comme suit :

$$\sigma_{CZ} = \frac{P}{2b(h - e_a)} \tag{3.2}$$

avec P la force totale appliquée, b la largeur de l'échantillon, h l'épaisseur totale de la poutre et e_a l'épaisseur d'une tôle d'acier.

Après la première expérience de fluage, la poutre témoin F, ainsi que les poutres C et D ont été testées à la rupture (Figure 3.10). Des ruptures en cisaillement suivies d'un délaminage de la colle entre l'acier et le bois sont observées sur les trois échantillons.

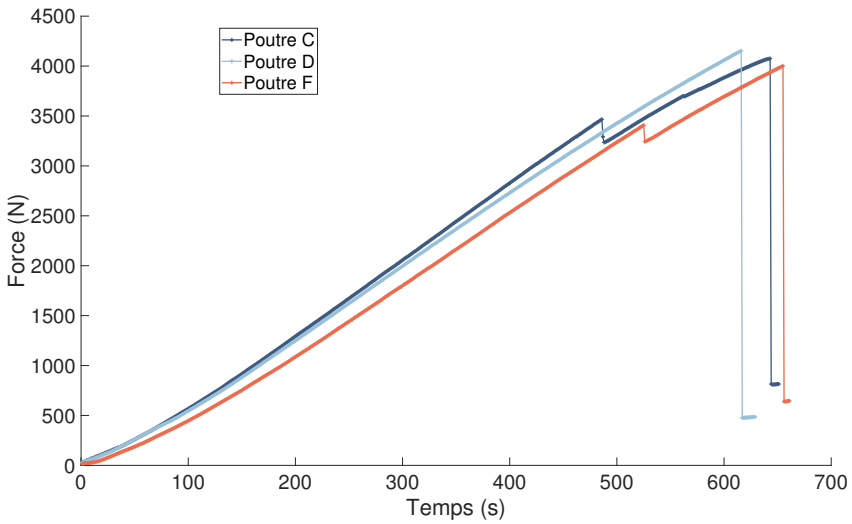


FIGURE 3.10 – Évolution de la force en fonction du temps, rupture des poutres C, D et F

La résistance en cisaillement roulant σ_{CZ} trouvée pour les trois poutres testées est donnée tableau 3.4 et les valeurs trouvées sont cohérentes avec les valeurs rassemblées dans Ehrhart et Brandner (2018). Aucune différence notable n'est remarquée entre les échantillons mis en charge pendant 8 mois (échantillons C et D) et la poutre F.

Les niveaux de charge pour chaque échantillon sont alors calculés dans le tableau 3.5. Les références de la charge ultime pour les poutres C et D sont celles déterminées tableau 3.4 et utilisées pour calculer le niveau de charge réel (NdC réel). Pour les poutres A, B et E la contrainte maximale utilisée est la moyenne des trois contraintes mesurées. Le niveau de charge théorique (NdC théorique) présenté dans le tableau 3.5 correspond au niveau de

	C	D	F	Ehrhart [1]	U	V	Norme [2]
Charge rupture [N]	4075	4153	4002		7860	9352	
σ_{CZ} [MPa]	1.46	1.52	1.56	1.88			
σ_{LZ} [MPa]					3.58	3.09	4

[1] Ehrhart et Brandner (2018)
[2] NF EN 338 (2016)

TABLEAU 3.4 – Valeurs des contraintes de rupture mesurées

charge calculé avec cette moyenne. Les échantillons sont donc chargés entre 42.5% et 56.5% de leur charge ultime. Ces valeurs sont supérieures à celles trouvées dans la littérature. Il est notamment possible que la poutre E soit chargée au-dessus de sa limite viscoélastique linéaire. L'étude des déformations différées faite dans le chapitre suivant montre que ce n'est pas le cas.

	A	B	C	D	E
Charge mesurée [kN]	1.71	1.76	1.71	1.72	2.28
Niveau de Charge réel [%]			42.5	42.2	
Niveau de Charge théorique [%]	42.5	44.7	42.7	43.6	56.5

TABLEAU 3.5 – Niveau de charge pour chaque échantillon de la première expérience (âme sens radial)

Après la seconde expérience, deux poutres témoins ; U et V ont été testées à la rupture (Figure 3.11 et 3.12b). Cette étude montre que la rupture observée sur ces échantillons est due à une rupture du joint de colle et non du bois. Les valeurs trouvées de la contrainte de rupture sont donc des minorants de celle du bois. La relation (3.2) entre contrainte de cisaillement et effort tranchant est supposée vérifiée et les niveaux de chargements calculés sont résumés dans le tableau 3.4. La valeur référence trouvée dans la norme (NF EN 338, 2016) pour les résineux de classe C24 est également indiquée. L'étude visuelle et de la densité a montré que les échantillons peuvent être classés entre la classe C14 et C24, ainsi les valeurs de résistance au cisaillement σ_{LZ} sont cohérentes. Ainsi, les niveaux de charge théoriques des échantillons M-R sont calculés avec la référence de la norme NF EN 338 (2016). Ils sont alors compris entre 22 et 28% (Tableau 3.6) de la résistance au cisaillement. Ce niveau de charge est environ la moitié de ceux considérés lors de la première expérience. En effet, l'encombrement du bâti

de fluage limite le nombre de plaques de charge qui peuvent être installées et le chargement appliqué ne peut donc pas être augmenté.

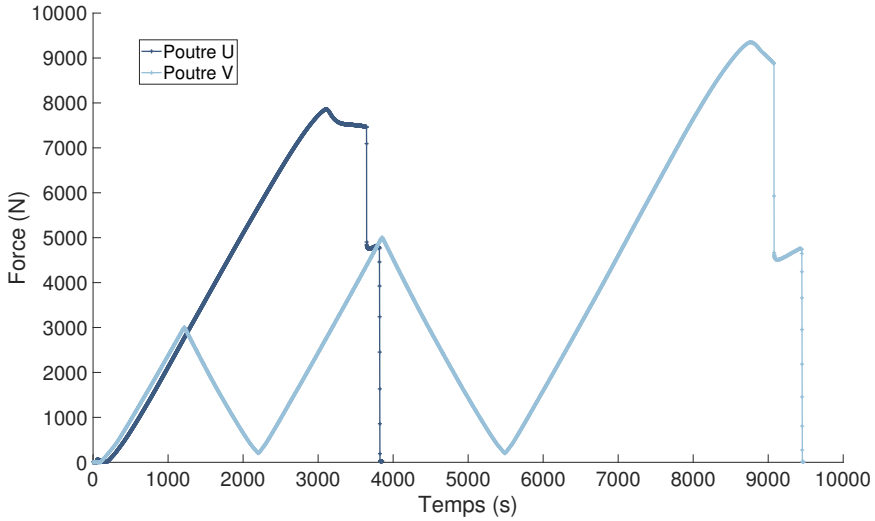
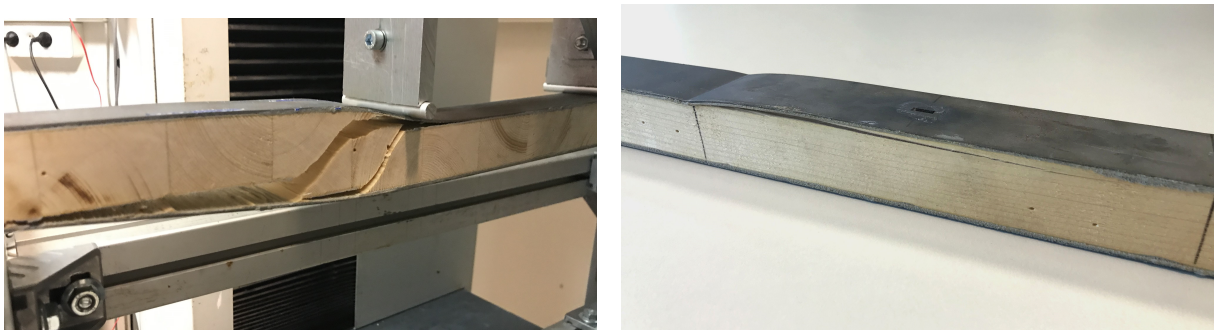


FIGURE 3.11 – Évolution de la force en fonction du temps, essai de rupture des poutre U et V

	M	N	O	P	Q	R
Charge mesurée [kN]	2.22	2.75	2.16	2.63	2.76	2.21
Niveau de Charge théorique [%]	22.3	27.6	21.7	26.6	27.8	22.5

TABLEAU 3.6 – Niveau de charge pour chaque échantillon de la seconde expérience (âme sens longitudinal)



(a) Poutre D (b) Poutre U

FIGURE 3.12 – Ruptures de deux poutres sandwichs

3.3 Bâti de test et acquisition des données

Les essais réalisés dans le cadre de la thèse Perret et al. (2018) ont permis d'identifier les points d'amélioration du dispositif de mise en charge. Ainsi, le dispositif de mise en charge ainsi que la chaîne mécanique ont été entièrement modifiés pour les essais présentés dans cette thèse. Le système d'acquisition a également été repensé afin d'être capable d'enregistrer les données des essais pendant plusieurs mois tout en effectuant une mise en charge qui permette de trouver les modules instantanés.

3.3.1 Description du bâti de fluage et du dispositif de métrologie utilisé

La figure 3.13 présente le schéma du bâti (0) conçu pour les essais de fluage. La figure 3.15 est une vue détaillée d'un échantillon (1) supporté par deux cylindres en acier (2) de rayon $R = 23\,\text{mm}$ écartés de $d = (602 \pm 1)\,\text{mm}$.

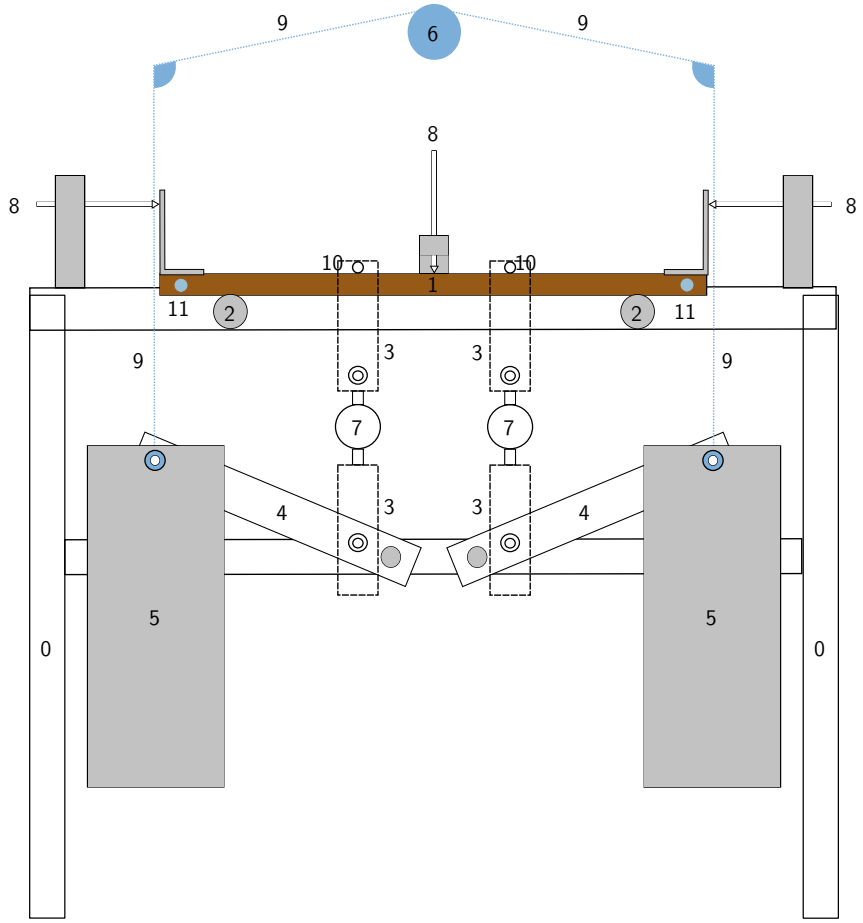


FIGURE 3.13 – Schéma du bâti de fluage

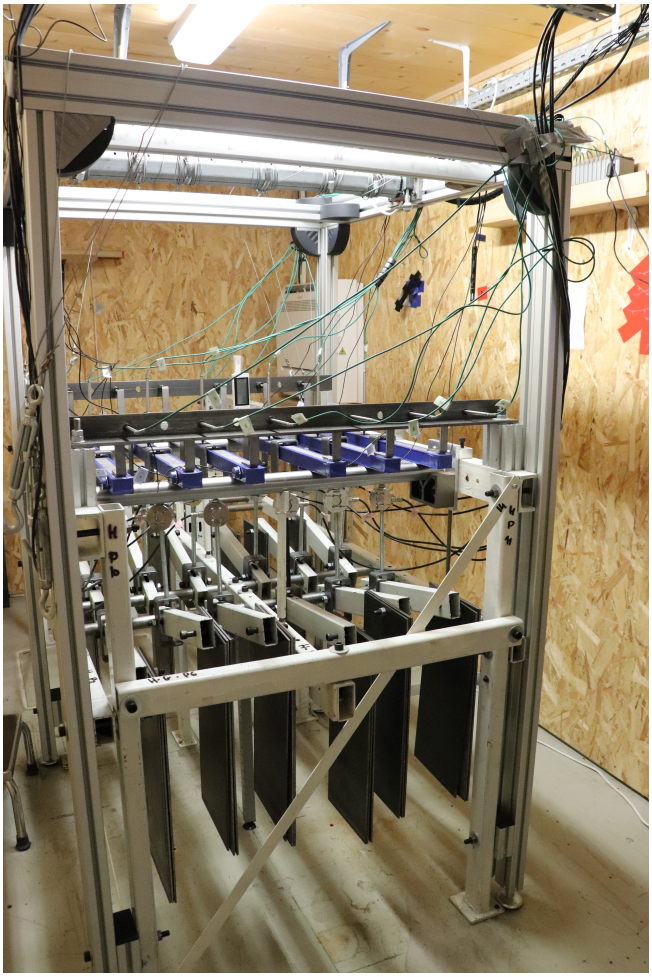


FIGURE 3.14 – Photo du bâti de fluage lors de la mise en charge des échantillons ayant l'âme dans le sens longitudinal

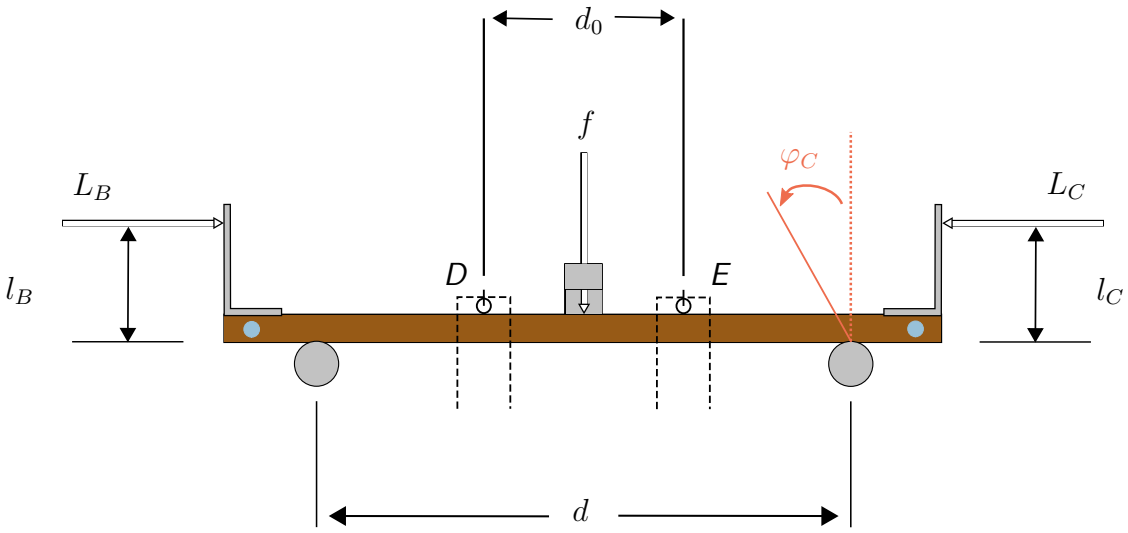


FIGURE 3.15 – Schéma du bâti de fluage : zoom sur la poutre

Ces échantillons sont chargés verticalement et symétriquement à l'aide de deux dispositifs de chargement (3) espacés d'une longueur $d_0 = (200.9 \pm 0.9)$ mm. Le contact entre les dispositifs de chargement et la poutre est réalisé par une bille en acier de diamètre d_b= 9,7 mm (10). La rotation du moteur (6) entraîne un câble en acier (9) qui fait monter et descendre les plaques de charge en acier (5) et les bras de levier (4).

Capteurs de déplacement (LVDT)

Trois capteurs (8) sont placés sur chaque travée du châssis. Il s'agit de capteurs différentiels à variables linéaires (LVDT) Orbit®, modèle DP20S. Un LVDT mesure la flèche au centre de la poutre (f), visible sur la figure 3.16. L'incertitude sur la mesure de la flèche instantanée est comprise entre 9.09×10^{-6} m et 4.70×10^{-5} m selon la poutre considérée.

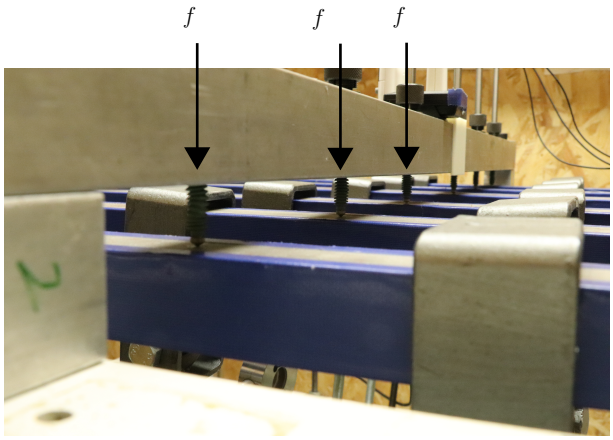


FIGURE 3.16 – Photo des capteurs de déplacement (LVDT) mesurant la flèche à mi portée des échantillons

Deux autres LVDT mesurent le déplacement horizontal des équerres en acier collées aux extrémités des échantillons (L_B et L_C), visibles sur la figure 3.17. La mesure des rotations se fait par lecture donnée par le capteur de déplacement, divisée par le bras de levier associé l_B ou l_C. L'erreur associée à la mesure de la partie symétrique des rotations $\varphi = \varphi_C - \varphi_B$, définie chapitre 2, mesurée avec les LVDT varie entre 9.30×10^{-5} rad et 3.01×10^{-4} rad selon les échantillons.

Pour la mesure des déformations différées, la dérive du capteur ainsi que les incertitudes dues à l'influence des variations de température doivent être prises en compte. Cependant la notice des capteurs ne donne pas d'indication sur la valeur de cette dérive. C'est pourquoi une poutre en acier est placée pendant la première expérience sur le bâti dans une des travée du bâti et équipée avec les mêmes LVDT que les échantillons testés. Cette poutre est chargée à 573 N. Les déformations de fluage de la poutre en acier étant négligeables pour ce niveau de chargement, les fluctuations observées sur les capteurs sont donc dues à leur dérive et

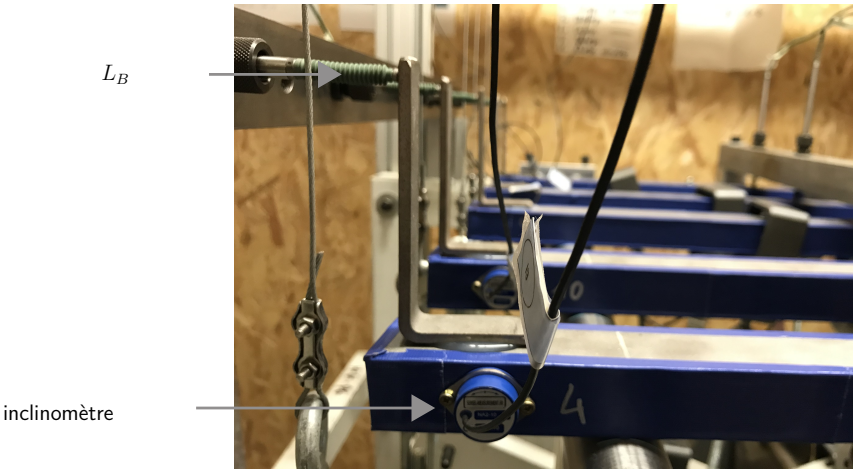


FIGURE 3.17 – Photos de capteurs de déplacement (LVDT) et d'inclinomètres mesurant la rotation

aux variations de température ce qui permet de caractériser la dérive des LVDT. L'impact des dilatations de l'acier sur la mesure des rotations pourra également être quantifiée. La dérive maximale mesurée sur les trois capteurs est égale à 1.4×10^{-5} m. Nous calculons alors l'incertitude sur la mesure de la flèche à long terme entre 1.67×10^{-5} m et 4.91×10^{-5} m selon l'échantillon considéré. L'incertitude de mesure des rotations est comprise entre 1.71×10^{-4} rad et 4.05×10^{-4} rad. Les valeurs des incertitudes associées à la mesure faite par chaque capteur sont données dans les annexes C et D.

Inclinomètres

Deux inclinomètres mono-axes de Sensel Measurement® (SM-NA) sont placés de chaque côté des poutres (11) visibles figure 3.17. L'étendue de mesure de ces capteurs est $20°$. Ils permettent de mesurer la partie symétrique des rotations φ avec une incertitude comprise entre 3.71×10^{-4} rad et 8.84×10^{-4} rad. L'ensemble des incertitudes pour chaque échantillon est donné dans les annexes C et D. Ces capteurs sont ajoutés dans la seconde expérience et permettent une redondance de la mesure de la rotation instantanée pour les éprouvettes ayant l'âme dans le sens longitudinal. Ils ne sont pas prévus pour mesurer des angles à long terme et ne seront donc utilisés que pour déterminer les valeurs instantanées.

Capteurs de force

Finalement, deux transducteurs AEP® c'est-à-dire des cellule de force de type S (TS) (7) sont placés dans le dispositif de chargement (3). Ces cellules de force mesurent la charge appliquée aux points D et E (Figure 3.15). Ces capteurs sont donnés avec une plage de mesure allant jusqu'à 7.5 kN et l'incertitude calculée sur la mesure de la force totale pendant les cycles de chargement est comprise entre 4.45 N et 4.58 N. De plus, nous mesurons une dérive

maximale de $28\,\mathrm{N}$ pour la poutre B au cours de la première expérience ce qui correspond à moins de 2% de la valeur du chargement de la poutre. La dérive du capteur sera donc négligée et il sera considéré que l'incertitude de mesure reste constante au cours de chaque expérience.

3.3.2 Description du programme d'acquisition

Plusieurs programmes sont écrits sur le logiciel LabVIEW afin d'enregistrer les valeurs mesurées par les capteurs mais également de vérifier le statut de la porte de la chambre climatique, de l'alimentation des différents dispositifs de mesure.

Tout d'abord, un premier programme réalise l'acquisition des données. Les capteurs de force, de température, d'humidité et les inclinomètres sont branchés sur un module DAQ dont la fréquence d'échantillonnage est de $1000\,\mathrm{Hz}$. Les LVDT sont quant à eux branchés sur une carte Orbit, reliée à l'ordinateur par un branchement USB et sa fréquence maximale est de $10\,\mathrm{Hz}$. Afin de synchroniser les deux systèmes d'acquisition, une moyenne est faite sur les valeurs des données acquises par le système DAQ. Ainsi, à chaque pas de mesure ($0.1\,\mathrm{s}$) nous obtenons les valeurs des capteurs.

L'algorithme 1 permet également de moyenner les points de mesure obtenus avant de les écrire sur un fichier. Cela permet de diminuer l'incertitude sur la mesure et le bruit du signal enregistré. En effet les capteurs ont une certaine résolution donnée par le constructeur ; par exemple $2.88 \times 10^{-8}\,\mathrm{m}$ pour les LVDT. Cependant l'étalonnage du capteur sur la chaine d'acquisition ainsi que la prise en compte de la dérive conduit à une incertitude sur la mesure supérieure ; de l'ordre de $2 \times 10^{-5}\,\mathrm{m}$ pour les LVDT. Il est attendu que les déplacements mesurés soient compris entre $10^{-4}\,\mathrm{m}$ et $10^{-3}\,\mathrm{m}$ après 6 mois selon la grandeur observée. Ainsi, augmenter le nombre de mesures moyennées permet de diminuer l'incertitude sur les données analysées. De plus, les programmes sont exécutés pendant plusieurs mois et tous les points de mesure ne peuvent être enregistrés. Effectuer une moyenne permet de faciliter leur exploitation. Pour cela, les points de mesure sont obtenus à chaque pas de temps. Il correspond à la fréquence d'échantillonnage définie par l'utilisateur avec la variable "PAS" et contrainte par la fréquence des capteurs. Dans cette étude la fréquence d'échantillonnage ne peut être supérieure à $10\,\mathrm{Hz}$. Lorsque le nombre de données obtenues pour chaque capteur est égal à la variable "NBACCUMULER", celles ci sont moyennées et écrites dans un fichier de sortie. Le nombre de données moyennées augmente au cours de l'expérience puisque le taux de fluage diminue avec le temps ce qui permet de diminuer l'incertitude sur les points étudiés. Le temps écoulé depuis le lancement du programme est également enregistré à chaque itération de mesure, moyenné et écrit dans le même fichier de sortie.

Plusieurs interruptions d'enregistrement des données ont eu lieu pendant les expériences. Il a été vérifié au préalable qu'une interruption soudaine du programme ou de l'ordinateur ne modifie pas le zéro des capteurs. Ces coupures n'ont donc eu aucune influence sur la mesure.

Le second programme exécuté pendant les expériences permet de contrôler le statut de la porte de la salle climatique dans laquelle est située le bâti, de l'alimentation des LVDT et du générateur $220\,\mathrm{V}$. Tout d'abord, le programme envoie un mail lorsque la porte de la chambre climatique est ouverte ou fermée. Cela permet d'avoir un suivi exact des entrées et sorties dans la salle d'essais. Le programme vérifie également que l'alimentation des capteurs LVDT et des modules DAQ est opérant. Si ce n'est pas le cas, un mail d'alerte est envoyé et un système de batterie se met en route. Ce système a une autonomie d'environ $20\,\mathrm{min}$ avant que le programme arrête l'acquisition des données et l'ordinateur afin de ne pas endommager les systèmes d'acquisition par une interruption brutale du système.

Algorithm 1: Enregistrer les données d'acquisition sur des fichiers de mesure

Output: Un fichier par mois contenant les valeurs de chacun des capteurs de l'expérience

```
1  Start :
2  int NBACCUMULER = 10 // nombre de mesures à moyenner, défini par l'utilisateur
       et peut être modifié au cours de l'expérience
3  int PAS = 0.1 // Fréquence d'échantillonnage, en secondes
4  int FIN = ∞ // Temps d'arrêt du programme
5  CompteurMesures = 0
6  for i=1:PAS:FIN do
7      temps_i = ObtenirTempsEcoule() // Temps écoulé depuis le lancement du
         programme
8      valeurcapteurs[i] = ObtenirDonneesCapteurs() // Valeur des capteurs
9      CompteurMesures ++
10     if NBACCUMULER < CompteurMesures then
11         TOTALMESURES = TOTALMESURES + valeurcapteurs[i]
12         TOTALTEMPS = TOTALTEMPS + temps_i
13     else
14         TOTALMESURES = TOTALMESURES/CompteurMesures
15         TOTALTEMPS = TOTALTEMPS/CompteurMesures
16         if MoisAChange == true then
17             CreeNouveauFichier() // Permet de créer un fichier de mesure par mois
18             EcrireSurFichier(TOTALTEMPS ; TOTALMESURES)
19         else
20             EcrireSurFichier(TOTALTEMPS ; TOTALMESURES)
           // Initialisation des valeurs pour la nouvelle boucle
21         CompteurMesures = 1
22         TOTALMESURES = valeurcapteurs[i]
23         TOTALTEMPS = temps_i
```

3.4 Correction des signaux bruts

La mesure réalisée par les capteurs u_m se décompose en un déplacement du bâti u_b et un déplacement de l'éprouvette u_a. Un essai de convenance est donc effectué pour quantifier les déformations du bâti qui perturbent les mesures. Nous montrons qu'elles sont élastiques et linéaires. Ainsi les signaux bruts de déplacement peuvent être corrigés avec les coefficients déterminés par l'essai de convenance.

3.4.1 Caractérisation des déplacements du bâti u_b

Des poutres pleines de section carré en acier sont placées sur le bâti et sont équipées exactement comme les échantillons testés (figure 3.18). [1]

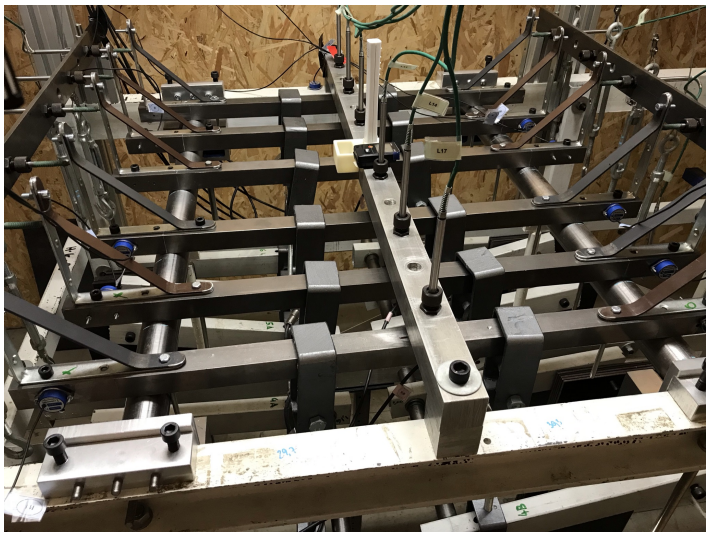
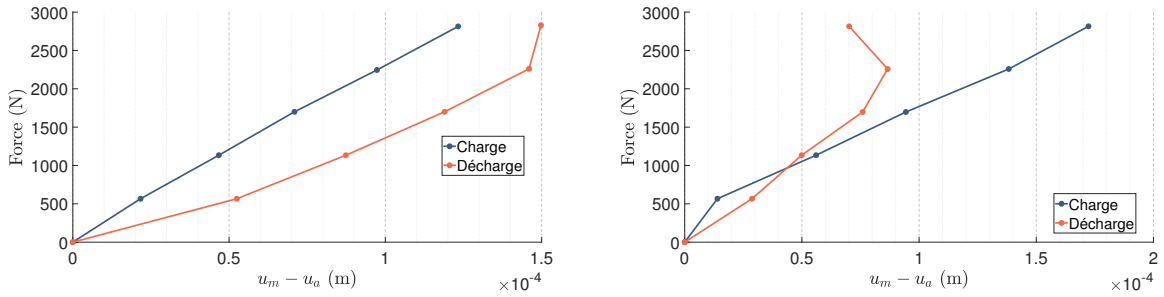


FIGURE 3.18 – Bâti équipé avec les barres en acier, essai de convenance

Les barres d'acier sont installées sur le bâti et elles sont chargées une à une. La mesure corrigée de la flèche ou des rotations doit permettre de retrouver le module de Young de l'acier : $E_a = 210\,\text{GPa}$. En effet, le déplacement des poutres en acier u_a est connu puisqu'il est supposé suivre une loi élastique. Nous traçons alors $u_b = u_m - u_a$ en fonction de la force appliquée (Figure 3.19). La plage de mesure de la force correspond aux efforts appliqués pendant les campagnes d'essais.

Plusieurs observations peuvent être réalisées à partir des figures 3.19a et 3.19b. Elles sont faites avec l'étude des déplacements du capteur au centre et les conclusions sont identiques lorsque les rotations sont considérées.

1. Sur la figure 3.18, les équerres et le système de fixation utilisé pour l'essai de convenance ne sont pas identiques à ceux utilisés pour les essais de fluage (Figure 3.17). En effet il n'était pas possible de faire des trous dans les éprouvettes de fluage. Ainsi, un autre système d'équerres a été utilisé. Cependant, un essai a été réalisé et valide que ce changement n'a pas d'influence sur la mesure des rotations.



(a) Travée 3 (b) Travée 1

FIGURE 3.19 – Force en fonction du déplacement généré par la déformation du bâti mesuré par le capteur à mi-portée de la poutre. L'ensemble des autres courbes est présenté dans l'annexe B

Correction des couplages du bâti

Tout d'abord, nous observons sur les figures 3.19a et 3.19b que le déplacement n'est pas continu entre la charge et la décharge. Cette discontinuité est la manifestation des couplages présents dans le bâti, c'est à dire que le chargement d'une poutre va perturber la mesure des échantillons dans les travées voisines. Afin de faciliter la lecture il a été décidé que le zéro de la force correspond au zéro des déplacements pendant la charge et la décharge. La pertinence de ce choix est discutée dans le paragraphe suivant.

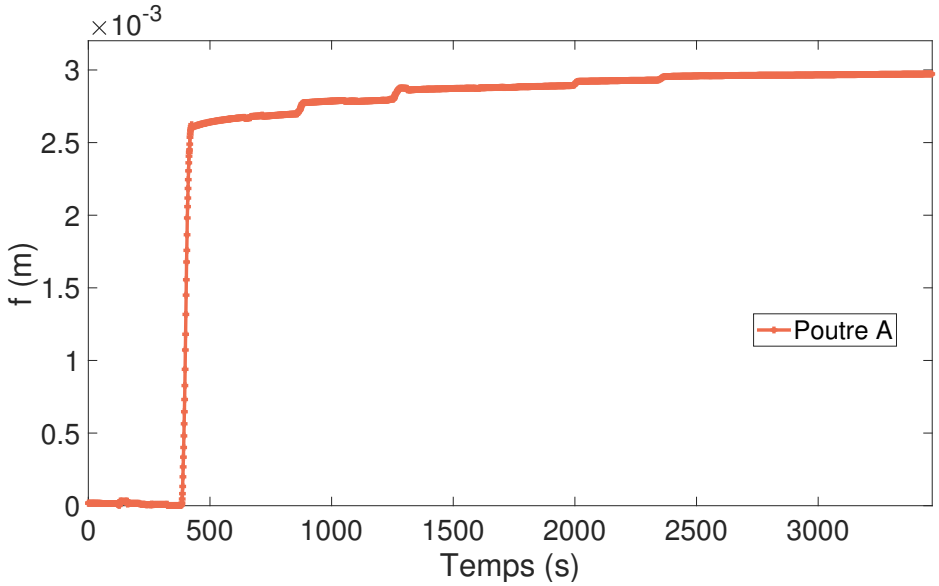


FIGURE 3.20 – Flèche de la poutre A en fonction du temps, donnée brutes

La figure 3.20 représente l'évolution de la flèche de la poutre A en fonction du temps. Les sauts visibles après la charge de la poutre A correspondent aux déplacements du bâti causés par le chargement des autres échantillons. Afin que ces couplages ne perturbent pas la mesure, les échantillons sont chargés un à un. Les perturbations observées sur les signaux de mesure

sont quasi instantanées et il est donc facile de les identifier et de les corriger. Cette correction effectuée sur le signal de la flèche, des rotations et de la force de chacun des échantillons chargés permet de ne pas prendre en compte ces couplages dans l'exploitation des résultats.

Les déplacements sont-ils élastiques linéaires ?

Les résultats ne permettent pas de déterminer si les déplacements sont réversibles (absence de déplacement permanent) avec la force après plusieurs cycles de mise en charge, c'est à dire d'établir si les déplacements sont élastiques. Ainsi un autre essai a été réalisé sur trois des six poutres en acier. Les poutres sont mises en charge et déchargées deux fois chacune, l'une après l'autre. Lorsque la force est tracée en fonction des déplacements mesurés à mi portée (Figure 3.21), les données forment une droite linéaire et le capteur revient à sa position initiale de déplacement après plusieurs cycles de charge/décharge. Cette conclusion est identique lorsque l'évolution de la force en fonction de la partie symétrique des rotations est étudiée.

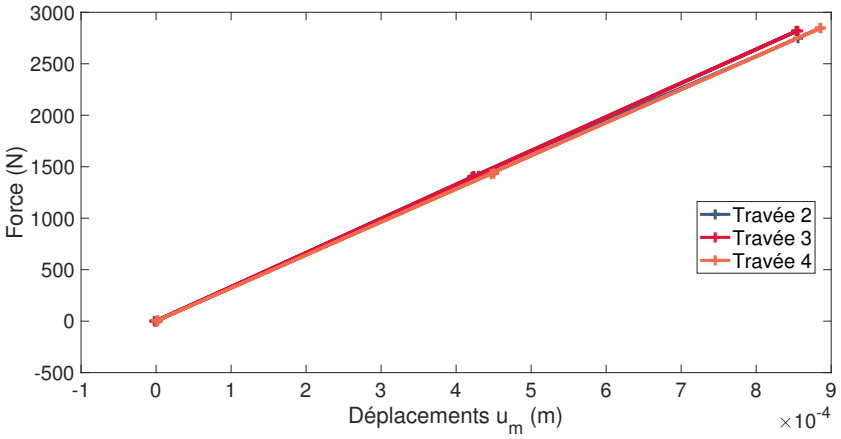


FIGURE 3.21 – Évolution de la force en fonction des déplacements mesurés à mi-portée u_m sur les travées 2, 3 et 4

Nous concluons donc que les déplacements du bâti sont élastiques. L'observation des courbes sur la figure 3.19 montre que la charge semble suivre une loi linéaire entre 500 et $2500\,\text{N}$. Ce n'est pas le cas pour la décharge. Ainsi, seule la charge sera considérée pendant les essais et il est possible de trouver un coefficient de raideur k_b tel que :

$$P(t) = k_b(u_m - u_a) \tag{3.3}$$

Le coefficient k_b est déterminé pour chaque travée pour la mesure des déplacements à mi-portée ainsi que pour la mesure des rotations.

Quel est l'ordre de grandeur de ces déplacements ?

L'essai de convenance a permis de déterminer un facteur de correction k_b utilisé pour corriger les déplacements du bâti lors de la mesure des rotations et des déplacements à mi-portée (flèche). De plus ces déformations sont élastiques et linéaires de la charge si nous ne considérons pas la phase de déchargement. Ainsi, il est possible d'écrire :

$$\frac{1}{k_m} = \frac{1}{k_b} + \frac{1}{k_e} \tag{3.4}$$

avec k_m et k_e les coefficients de raideur associés respectivement à la mesure réalisée par les capteurs u_m et au déplacement de l'éprouvette sandwich testée u_e. De fait, si le coefficient de raideur associé aux déplacements du bâti est très grand devant celui de l'éprouvette, la correction est négligeable et ne perturbe pas les données. Les ordres de grandeurs des coefficients de raideur sont résumés dans les tableaux 3.7 et 3.8. La correction réalisée sur la mesure du coefficient de raideur dans chaque cas de figure considéré est calculée dans le tableau en pourcentage.

Pour la première expérience (âme radiale), la correction due aux déplacements du bâti dans la mesure des rotations est d'environ 6% ce qui correspond à une correction équivalente sur la mesure de la raideur en flexion pendant la mise en charge. Bien que cette correction ne soit pas élevée elle n'est pas négligeable. Dans la mesure de la flèche, cette correction correspond à environ 3% du coefficient ce qui est faible. Cependant, il a été montré section 2.4 qu'une petite erreur sur la flèche entraîne une erreur deux fois plus grande sur la valeur du module de raideur en cisaillement roulant. Cette correction ne peut donc pas être négligée.

		A	B	C	D	E
Rotation						
	k_b [10^5 N m]	-22.3	-20.7	-23.2	-25.1	-21.3
	k_m [10^5 N m]	1.40	1.41	1.38	1.37	1.40
	correction [%]	5.9	6.4	5.6	5.2	6.2
Flèche						
	k_b [10^5 N m^{-1}]	269	226	373	284	162
	k_m [10^5 N m^{-1}]	6.66	7.36	6.69	7.04	7.08
	correction [%]	2.5	3.4	1.8	2.5	4.6

TABLEAU 3.7 – Coefficients de raideurs pour la première expérience (âme sens radial)

Pour la seconde expérience (âme sens longitudinal) la correction sur la mesure des rotations est d'environ 6%, ce qui est satisfaisant et ne modifie pas l'ordre de grandeur de la mesure. Cependant cela correspond à une correction d'environ 25% sur l'estimation de la raideur du bois $E_b e_b^3/12$ à partir de la raideur en flexion de la poutre sandwich. Dans le cas de la mesure de la flèche, la correction varie entre 2.8% et 8.3% selon les échantillons ce qui correspond à une correction quatre fois plus importante pour le module de raideur en cisaillement longitudinal cherché. Elle n'est donc pas négligeable et peut être une source d'erreur importante dans la mesure de la raideur en cisaillement longitudinal.

		M	N	O	P	Q	R
Rotation							
	k_b [10^5 N m]	-27.5	-22.3	-20.7	-23.2	-25.1	-21.3
	k_m [10^5 N m]	1.54	1.49	1.52	1.43	1.51	1.38
	correction [%]	5.3	6.3	6.8	5.8	5.7	6.1
Flèche							
	k_b [10^5 N m^{-1}]	152.8	269	226	373	284	162
	k_m [10^5 N m^{-1}]	11.7	10.7	9.85	10.3	10.5	10.0
	correction [%]	8.3	4.1	4.5	2.8	3.8	6.6

TABLEAU 3.8 – Coefficients de raideurs pour la seconde expérience (âme sens longitudinal)

Les résultats montrent que cette correction doit être prise en compte. Il est intéressant de noter qu'elle est globalement plus importante pour la flèche quel que soit l'expérience considérée et qu'elle est plus importante pour les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens longitudinal. Le contraste de raideur entre les éprouvettes et le bâti est, en effet, moins important dans ce cas.

3.4.2 Correction des données brutes

Ainsi deux corrections doivent être effectuées sur les signaux bruts enregistrés au cours de l'expérience. La mesure du déplacement à mi-portée, la partie symétrique des rotations et le signal brut de la force appliquée sont notés respectivement $\tilde{\tilde{f}}(t)$, $\tilde{\tilde{\varphi}}(t)$ et $\tilde{\tilde{P}}(t)$. Tout d'abord une correction est appliquée afin de corriger la raideur mesurée et de ne pas prendre en compte les déplacements du bâti telle que :

$$\begin{aligned} \tilde{f}(t) &= \tilde{\tilde{f}}(t) - \frac{\tilde{\tilde{P}}(t)}{k_b} \\ \tilde{\varphi}(t) &= \tilde{\tilde{\varphi}}(t) - \frac{\tilde{\tilde{P}}(t)}{k_b} \end{aligned} \tag{3.5}$$

Les mesures après correction sont notées $\tilde{f}(t)$ et $\tilde{\varphi}(t)$ et la valeur du coefficient k_b dépend de la grandeur corrigée et de la position de la poutre sur le bâti.

Ensuite, les déplacements dus aux couplages du bâti (Figure 3.20) sont corrigés à la main. Les variations sont en effet facilement identifiables et sont synchrones sur les différents signaux enregistrés. Nous imposons que lors des sauts le déplacement est égal à sa valeur précédent cette perturbation. L'hypothèse est faite qu'il n'y a pas de fluage pendant la durée de ces différentes perturbations. Elles ont une durée de quelques secondes et cette hypothèse bien que rigoureusement fausse est donc acceptable. Une fois tous les déplacements corrigés nous obtenons finalement les signaux $\hat{f}(t)$, $\hat{\varphi}(t)$ et $\hat{P}(t)$ correspondant aux données après correction des déplacements du bâti d'essai, avec $\hat{P}(t) = \tilde{\tilde{P}}(t)$ car la mesure de force n'a pas besoin d'être corrigée.

3.5 Définition des instants caractéristiques pour l'exploitation des données

Le choix de différents instants caractéristiques est déterminant pour l'exploitation des données de fluage. La méthodologie utilisée afin de déterminer l'instant du début du chargement t_0, l'instant du début des déformations différées t_f, l'instant à partir duquel la charge est constante t_v, et l'instant du début de la décharge t_d est détaillée dans cette section. Ces instants sont définis en utilisant comme référence la mesure brute de la force $\hat{P}$ et sont représentés sur la figure 3.22. Ils permettent d'ajuster le zéro des mesures de force et de déplacement. Enfin, nous obtenons les signaux de force $P(t)$, de flèche $f(t)$ et de la partie symétrique des rotations $\varphi(t)$ utilisés pour l'exploitation des résultats dans le chapitre suivant. Dans la suite du manuscrit, l'indice associé à un temps caractéristique peut être reporté sur la notation du signal mesuré. Ainsi, par exemple, les notations suivantes sont équivalentes ;

$$\begin{aligned} P(t_0) &= P_0 \\ f(t_d) &= f_d \\ \varphi(t_f) &= \varphi_f \end{aligned} \tag{3.6}$$

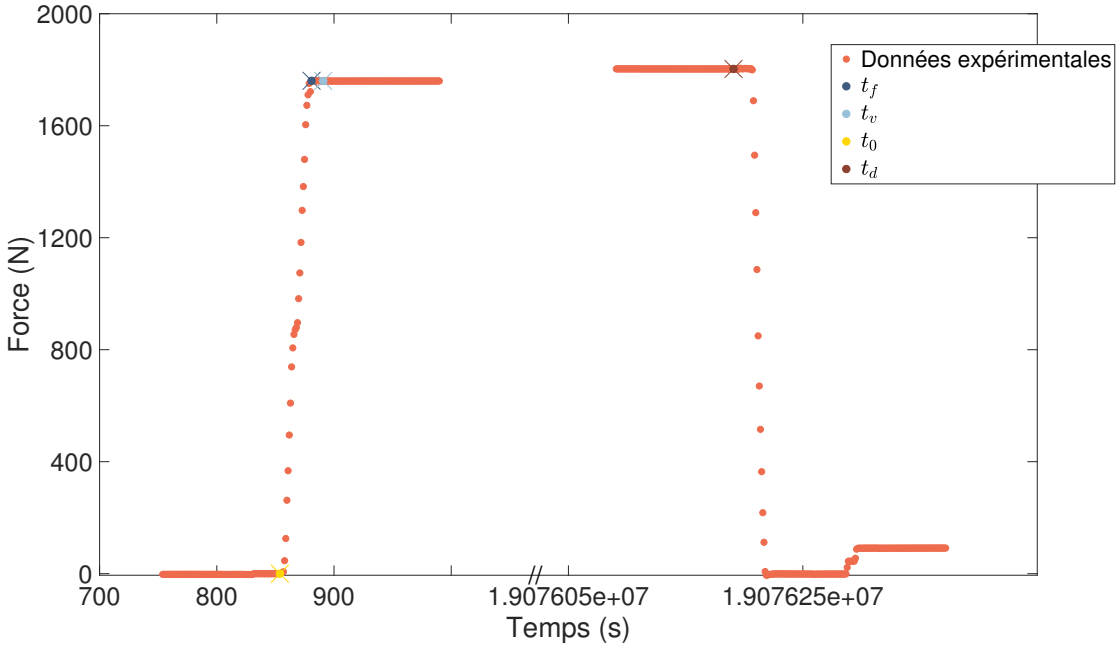


FIGURE 3.22 – Force en fonction du temps de la poutre B, choix des différents instants caractéristiques

3.5.1 Définition des instants du début du chargement et de la décharge

La détermination de l'instant où le chargement commence t_0 est primordiale pour l'exploitation des données de fluage. Dans notre cas, une force est appliquée sur les échantillons et, il semble donc naturel d'initialiser la force avant le début de ce chargement. La force $\hat{P}$ est tracée en fonction du temps et le point t_0 est choisi visuellement (Figure 3.23) pour chacun des échantillons. Une première mise à zéro des capteurs est donc effectuée à l'instant t_0. De façon similaire le point t_d correspondant à l'instant avant que l'éprouvette soit déchargée est défini visuellement.

Définition de t_f, l'instant du début du fluage

Il faut ensuite déterminer l'instant du début du fluage ; t_f. En effet, afin de mesurer correctement l'amplitude des déformations différées il est nécessaire de connaître l'instant auquel il n'y a plus de déformations instantanées et celui auquel le fluage commence. Aucun consensus n'est trouvé dans la littérature et peu d'auteurs détaillent les motivations et la méthodologie utilisée lors du choix de ce point. La plupart des références définissent l'instant du début du fluage relativement à l'instant où le chargement est complet t_c. Ainsi le temps de retard t_r est défini tel que :

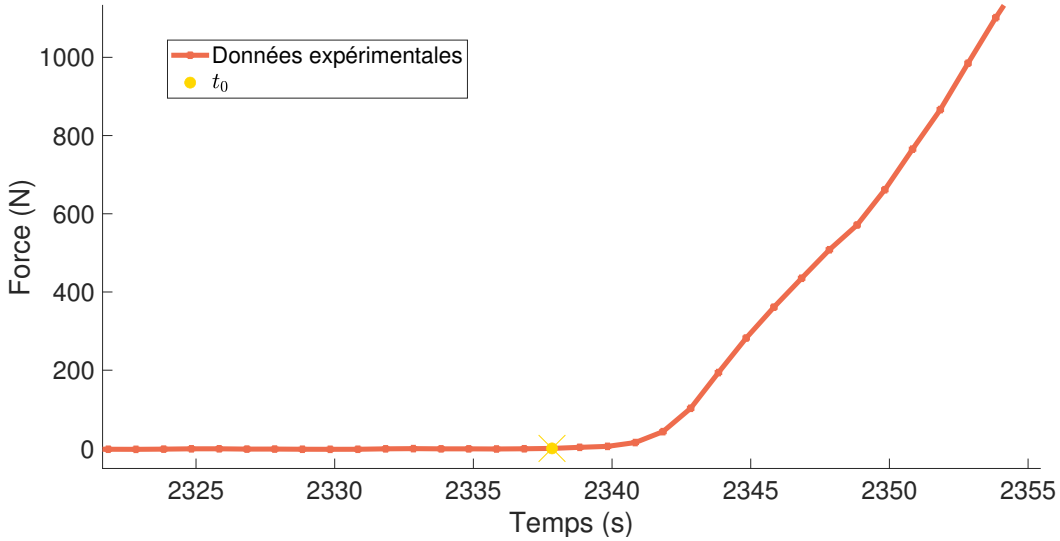


FIGURE 3.23 – Évolution de la force en fonction du temps pour l'échantillon E, choix de l'instant t_0

$$t_f = t_r + t_c \tag{3.7}$$

Certains auteurs choisissent t_r égal à une seconde (Matar, 2003), 6 secondes (Schniewind et Barrett, 1972), 30 secondes (Park et al., 2006; Hayashi et al., 1993) ou une minute (Bengtsson, 2001; Ranta-Maunus et Kortesmaa, 2000; DIN, 2013).

Par ailleurs, plusieurs auteurs définissent également le début du fluage t_f comme l'instant pour lequel la charge est complètement appliquée (Moliński et Raczkowski, 1988; Foudjet et Bremond, 1989; Hoyle et al., 1985), c'est à dire $t_r = 0$.

Enfin, d'autres approches choisissent de ne pas définir l'instant pour lequel les déformations dues au fluage commencent et déterminent autrement la valeur des déformations instantanées. Ainsi, Youngs (1957) définit les déformations instantanées comme la moitié des déformations mesurées une heure après la mise en charge. Montero (2010) détermine le temps de *demi-chargement* à l'aide d'une moyenne sur les mesures avant et après chargement et définit la déformation initiale comme la déformation mesurée une seconde après ce temps de *demi-chargement*.

L'approche choisie ici est celle définissant l'instant du début du fluage t_f comme l'instant pour lequel la charge est complètement appliquée, $t_f = t_c$, visible figure 3.24 pour la poutre E. Lorsque plusieurs cycles de chargement/déchargement sont effectués c'est le point correspondant à la dernière application de la charge qui est choisi.

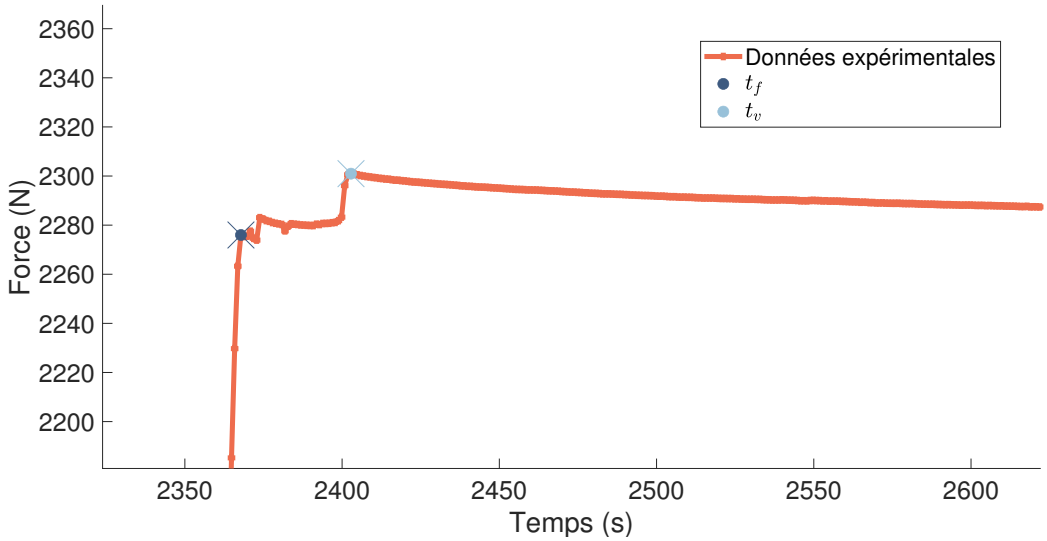


FIGURE 3.24 – Évolution de la force en fonction du temps pour la poutre E, choix des instants t_f et t_v

Définition de l'instant t_v à partir duquel la charge est constante

Nous avons vu section 3.3.1 que les capteurs de force dérivent sur la durée de l'expérience mais que cette dérive est négligeable et n'a pas lieu d'être prise en compte. Le signal P correspondant à la force réellement appliquée sur l'échantillon est construite. L'instant t_v à partir duquel la force est constante est choisi sur la figure 3.24. Avant ce point la force P est égale à la mesure $\hat{P}$ et l'hypothèse est faite que, jusqu'à cet instant, la dérive du capteur de force est négligeable. Après ce point, la force est constante, indépendamment de ce que le capteur indique. Lors de l'essai les échantillons sont déchargés à l'instant t_d. A partir de cet instant la force ne peut à nouveau plus être considérée constante, sa valeur est ajustée afin de corriger la dérive. Le signal P est alors défini tel que :

$$\begin{cases} P(t) = \hat{P}(t) & \text{si } t < t_v \\ P(t) = \hat{P}(t_v) & \text{si } t_v \leq t \leq t_d \\ P(t) = \hat{P}(t) - [\hat{P}(t_d) - \hat{P}(t_v)] & \text{sinon.} \end{cases} \tag{3.8}$$

Sur la figure 3.24 des événements ont lieu après le point t_f choisi. En effet, les bras de levier utilisés pour mettre en chargement sont suspendus par des crochets. Lorsque ces derniers sont enlevés cela peut créer un ajustement du bras de levier si le fil tenant les poids n'est pas complètement détendu. Une marche est observée sur le signal de force et les signaux des capteurs de déplacement. Il s'agit toutefois de variations très petites par rapport à l'amplitude du chargement complet. Les déformations de fluage ayant lieu sur l'intervalle de temps compris

entre le point t_f ne sont pas négligeables et l'enlèvement du crochet et ces déformations instantanées ne peuvent pas non plus être imputées aux déformations différées. La mesure des déplacements instantanés devra donc prendre en compte ces déplacements supplémentaires. Elles sont notées f_{tan} et φ_{tan} et sont reconstruites avec les raideurs tangentes calculées ainsi que la mesure de la force $P(t)$. Elles ne prennent donc pas en compte les déplacements différés des échantillons.

3.5.2 Ajustement du zéro des mesures de déplacement

L'analyse des déformations différées impose de connaitre les déplacements instantanés. Nous avons supposé que la force est constante au cours de l'expérience et le signal $P(t)$ est donc utilisé pour l'analyse des résultats. Le zéro de cette mesure est initialisé à l'instant t_0. Nous cherchons alors à construire les signaux de mesures de la flèche f et de la partie symétrique des rotations φ tels qu'ils soient nuls lorsque la force appliquée l'est également.

Il existe une relation linéaire entre les déplacements et la force appliquée (Chapitre 2) lors de la mise en charge des éprouvettes. L'évolution de la force P en fonction de la mesure de flèche $\hat{f}$ est ainsi tracée sur la figure 3.25. Ces deux mesures dépendent du temps et il est alors possible de déterminer deux instants t_1 et t_2 entre lesquels la courbe tracée est linéaire. Dans un second temps, nous traçons l'évolution de la force P en fonction de la mesure des rotations $\hat{\varphi}$. Il faut alors vérifier que cette courbe est également linéaire entre les instants t_1 et t_2. Sur la figure 3.25, nous observons des points correspondant à une force constante et une variation de la flèche entre 0 et $0.5\,\text{mm}$. Ces points correspondent à la mise en place de l'échantillon et du système de mise en place. Ils sont donc ignorés lors de l'exploitation des résultats. Lors de l'étude de la décharge, une régression linéaire est effectuée entre les instants t_3 et t_4 définis de manière identique.

Nous trouvons alors des relations entre les mesures de la force et des déplacements qui permettent de construire les signaux de la flèche f et des rotations φ tels que :

$$\begin{cases} f(t) &= \hat{f}(t) - b \\ \varphi(t) &= \hat{\varphi}(t) - d \end{cases} \tag{3.9}$$

avec b et d des constantes permettant d'ajuster la zéro des déplacements. C'est à dire que les déplacements sont nuls lorsque la force l'est également.

Les fonctions trouvées permettent également de construire les signaux $f_{\text{tan}}(t)$ et $\varphi_{\text{tan}}(t)$ correspondant aux variations des déplacements en faisant l'hypothèse que le matériau ne flue pas. Ces signaux sont construits avec la mesure de la force $P(t)$ et des raideurs instantanées calculées avec les régressions linéaires. Ainsi, les déformations dues à l'enlèvement du crochet observées sur la figure 3.24 sont prises en compte dans les signaux des $f_{\text{tan}}(t)$ et $\varphi_{\text{tan}}(t)$. Ces

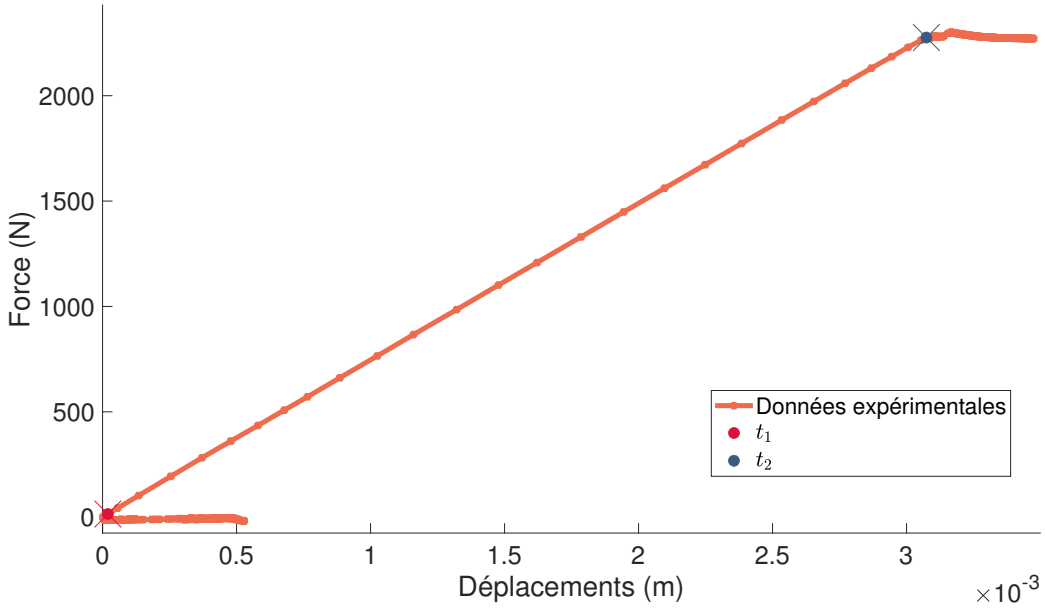


FIGURE 3.25 – Évolution de la force en fonction de la flèche $\hat{f}$ de l'échantillon E (mise en charge)

déformations sont donc bien associées à une variation du chargement et ne sont pas comptées dans la mesure des déformations différées.

4

Détermination expérimentale du cisaillement roulant et du cisaillement longitudinal à court et à long terme

Introduction 108
4.1 Mesure de la raideur en cisaillement roulant 108
4.1.1 Mesure de la raideur en flexion 108
4.1.2 Détermination du module de cisaillement roulant instantané 112
4.1.3 Évaluation des déplacements différés 114
4.1.4 Synthèse de l'essai de cisaillement roulant 124
4.2 Mesure de la raideur en cisaillement longitudinal 126
4.2.1 Mesure de la raideur en flexion 126
4.2.2 Détermination du module de cisaillement instantané 130
4.2.3 La poutre O 131
4.2.4 Évaluation des déplacements différés 132
4.2.5 Ajustement en négligeant les rotations différées 136
4.2.6 Ajustement en tenant compte des rotations différées 139
4.2.7 Synthèse de l'essai de cisaillement longitudinal 143
4.3 Synthèse des essais 146

Introduction

Le résultat des deux expériences réalisées au cours de cette thèse fait l'objet de ce chapitre.

Tout d'abord, sept poutres ont été fabriquées avec une âme en bois orientée dans le sens radial. Cinq d'entre elles ont été mises en charge le 13 mars 2020. L'évolution des déplacements a été enregistrée pendant 220 jours et les poutres ont été déchargées le 13 novembre 2020. Les échantillons sont ensuite laissés sur le bâti et la recouvrance mesurée. Elle ne sera pas analysée dans cette thèse. Le module de raideur en cisaillement roulant instantané est calculé avec l'analyse de la mise en charge des échantillons, puis l'étude des déplacements différés permet d'évaluer le fluage en cisaillement roulant (section 4.1).

Ensuite, dix poutres sandwich ont été fabriquées avec l'âme en bois orientée dans le sens longitudinal. Six d'entre elles sont mises en charge sur le bâti de fluage le 11 décembre 2020 et sont déchargées le 11 juin 2021. L'analyse de la mise en charge permet d'estimer le module de raideur en cisaillement longitudinal instantané et l'étude des déplacements différés permet d'analyser le fluage relatif en cisaillement longitudinal (section 4.2).

On notera δf la variation de la flèche entre le début et la fin du fluage. Lorsque cette variation est normalisée par la flèche instantanée elle est notée $\delta \hat{f}$ et appelée fluage relatif. Ces notations sont utilisées pour les différentes grandeurs dans la suite du manuscrit.

4.1 Mesure de la raideur en cisaillement roulant

Cette section présente la première expérience dont le but est de mesurer la raideur en cisaillement roulant des cinq échantillons testés et le fluage dans cette direction. Les échantillons testés sont les poutres A à E et elles ont l'âme en bois orientée dans le sens radial.

Dans un premier temps l'analyse de la mise en charge et de la décharge permet de déterminer le module de raideur tangent en flexion. Cette valeur est également calculée de façon théorique ce qui permet de valider que les mesures réalisées sont fiables. Ensuite, l'étude de la flèche au centre permet de calculer le module de raideur en cisaillement roulant lors de la charge et de la décharge.

4.1.1 Mesure de la raideur en flexion

La raideur en flexion instantanée est calculée avec deux approches différentes. Tout d'abord, une valeur théorique est calculée puis les données expérimentales permettent de calculer cette raideur lors de la charge et la décharge.

Calcul des valeurs théoriques

La raideur en flexion théorique est calculée avec les paramètres géométriques de la poutre et est notée D_{th}. Elle est donnée par l'expression (2.30). Elle ne dépend que de paramètres connus dont les valeurs pour chaque échantillon sont présentées dans l'annexe C. Les valeurs calculées avec cette formule sont résumées dans le tableau 4.1. Le calcul d'incertitudes suppose que le module de Young de l'acier est connue sans erreur avec une valeur de référence $E_a = 210\,\text{GPa}$. Une moyenne de la raideur en flexion est calculée égale à $(5062 \pm 77)\,\text{N m}^2$. L'incertitude sur les valeurs obtenues pour chacun des échantillons est inférieure à 2% ce qui est acceptable et elle vient majoritairement de l'erreur faite sur la mesure de la largeur de l'âme en bois.

	A	B	C	D	E
D_{th}	5118 (46)	4985 (76)	5079 (28)	4978 (14)	5148 (66)

TABLEAU 4.1 – Valeurs théoriques D_{th} de la raideur en flexion (incertitude) [N m^2]

Régression linéaire lors des phases de charge et de décharge

La relation entre la force appliquée P et la partie symétrique des rotations φ est donnée avec l'équation (2.5) (section 2.2.2) pour une poutre en flexion 4-points. La raideur est notée D_{ch} lorsqu'elle est trouvée pour une phase de mise en charge et D_{de} lorsqu'elle est trouvée pour une phase de déchargement.

La courbe force en fonction des rotations est tracée sur la figure 4.1 pour la poutre C et son allure est similaire pour tous les échantillons testés (Annexe C). Les paramètres de cette fonction sont déterminés entre les points t_1 et t_2 (définis section 3.5). Les points observés avant le point t_1 correspondent à la mise en contact des éléments, ils ne sont donc pas pris en compte dans l'étude de la régression linéaire. De même, les points expérimentaux observés après l'instant t_2, correspondent à la fin de la charge et aux déplacements différés. Ils sont ignorés.

Une valeur moyenne $D_{\text{ch}} = (5289 \pm 65)\,\text{N m}^2$ est trouvée, et la valeur du module de Young de l'acier est calculée pour chaque échantillon (Tableau 4.2). Les valeurs trouvées ont un écart inférieur à 3% avec la valeur théorique. Cette erreur systématique est du même ordre de grandeur que celle trouvée par Perret et al. (2018). L'expression (2.30) néglige la contribution du bois dans le calcul de la raideur en flexion. Cette approximation est la cause d'une erreur

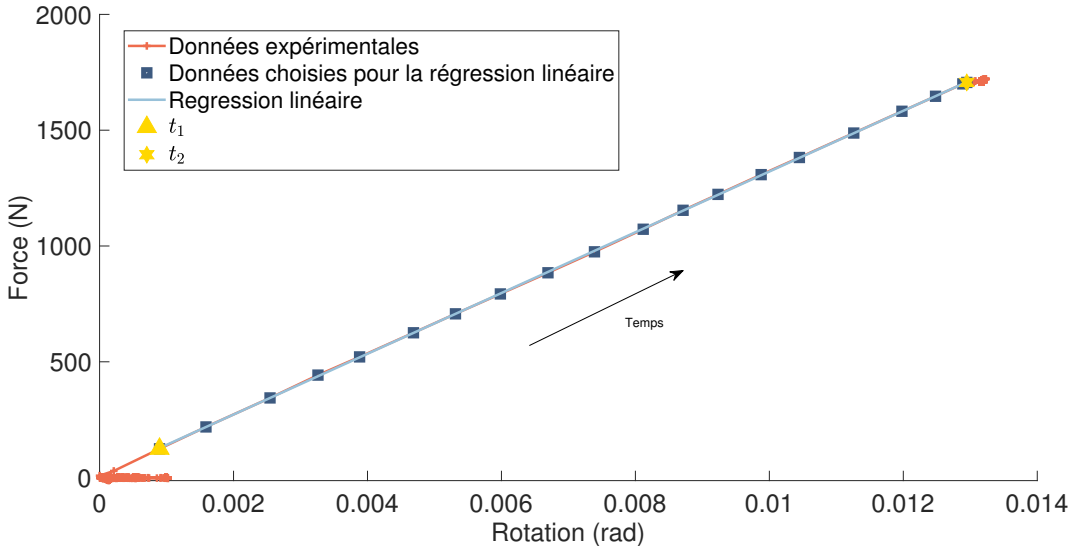


FIGURE 4.1 – Évolution de la force en fonction de la partie symétrique des rotations pendant la mise en charge de la poutre C

de l'ordre de 1.5% sur la valeur du module de Young de l'acier et les incertitudes de mesure peuvent expliquer le reste de l'erreur.

	A	B	C	D	E
D_{ch} [N m^2]	5328 (115)	5356 (106)	5280 (126)	5186 (102)	5298 (86)
E_a [GPa]	219 (5)	226 (6)	218 (5)	219 (4)	216 (4)

TABLEAU 4.2 – Valeurs mesurées pendant la charge avant le fluage D_{ch} de la raideur en flexion (incertitude) et du module de Young (incertitude) de l'acier E_a associé

Les poutres sont déchargées après l'essai de fluage. La relation (2.5) permet de calculer la raideur en flexion et la courbe de la force en fonction de la partie symétrique des rotations pendant la décharge est tracée sur la figure 4.2 pour la poutre C. L'allure de la courbe est similaire pour tous les échantillons testés à l'exception de la poutre A. En effet, les capteurs de force et les LVDT qui mesurent les rotations ne sont plus synchronisés. Cette désynchronisation n'est pas expliquée. Elle est cependant corrigée et la raideur en flexion est calculée. Les courbes avant et après correction sont présentées dans l'annexe C. Une allure linéaire est alors observée entre les points t_3 et t_4, défini de façon similaire à t_2 et t_1 respectivement (Figure 4.2). Les points visibles après le point t_4 correspondent à la fin de la décharge ainsi qu'au recouvrement. L'initialisation de la force a été faite au début de l'essai sans prendre en compte le poids propre

des bras de levier. Lors du déchargement, les poids sont enlevés mais le poids propre du bras de levier agit sur les poutres, c'est pourquoi la force associée à la recouvrance n'est pas nulle. Par ailleurs, le relâchement du système de déchargement ainsi que la modification du contact entre la poutre et les appuis expliquent l'aspect en crochet des points après l'instant t_4 (Figure 4.2). Cependant, la zone d'intérêt considérée est linéaire et permet d'obtenir une valeur de la raideur en flexion cohérente avec les résultats trouvés lors de la mise en charge.

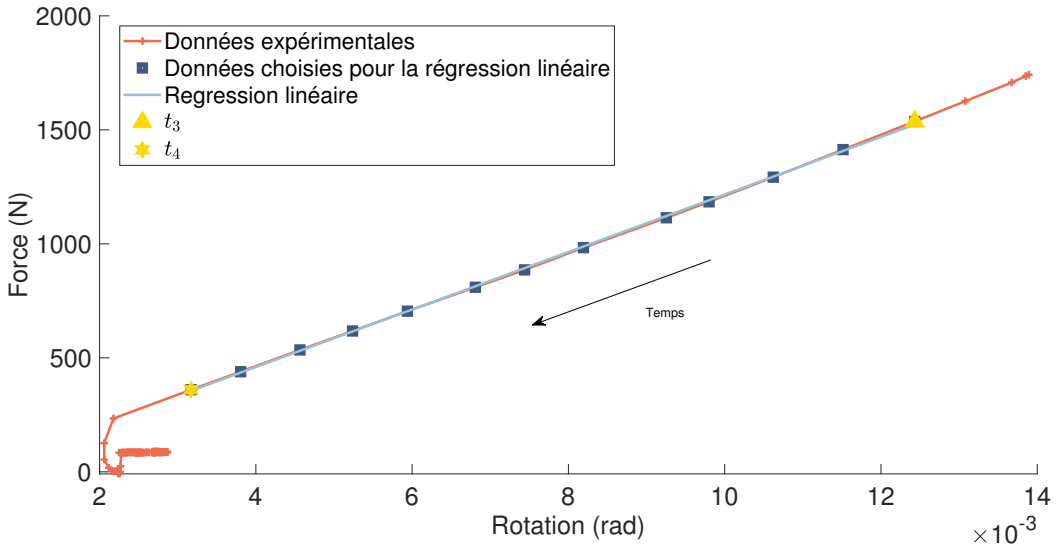


FIGURE 4.2 – Évolution de la force en fonction de la partie symétrique des rotations pendant la décharge de l'échantillon C

La raideur en flexion moyenne est égale à $(5101 \pm 145)\,\mathrm{N\,m^2}$ et le module de Young de l'acier est calculé (Tableau 4.3) en supposant que les dimensions des échantillons sont constantes à l'issue de l'expérience. La détermination du module de Young de l'acier est indirecte et les valeurs trouvées ont un écart avec la valeur théorique. L'écart est supérieur à celui trouvé pendant la mise en charge mais reste dans l'incertitude de mesure.

	A	B	C	D	E
D_{de} ($\mathrm{N\,m^2}$)	5228 (219)	5312 (219)	5078 (217)	5010 (127)	5003 (155)
E_a (GPa)	215 (9)	224 (10)	210 (9)	211 (5)	204 (7)

TABLEAU 4.3 – Valeurs mesurées de la raideur en flexion (incertitude) D_{de} et du module de Young (incertitude) de l'acier E_a associé pendant la phase de déchargement

Synthèse des résultats et conclusion

Les valeurs trouvées lors de la mise en charge et de la décharge sont égales aux valeurs théoriques calculées aux incertitudes près (Tableau 4.4). Les valeurs du module de Young E_a, obtenues indirectement, sont cohérentes avec la valeur de référence. Les écarts entre les valeurs de la raideur trouvés lors de la charge et lors de la décharge sont faibles ce qui permet de valider le protocole expérimental. Les valeurs trouvées avec la mesure effectuée lors de la phase de déchargement sont proches de la valeur théorique, cependant elles ont une incertitude presque deux fois plus importantes que celles des valeurs obtenues pendant la phase de mise en charge. Cette augmentation de l'incertitude est due à la prise en compte de la dérive des capteurs ainsi qu'à l'incertitude sur les dimensions des échantillons estimés dans la section 3.2.2. Notons que la valeur mesurée avec les LVDT tend à surestimer la raideur en flexion. Cette erreur systématique peut venir de déformations du bâti qui n'ont pas été suffisamment corrigées ou de l'incertitude sur les mesures réalisées. Finalement, les valeurs calculées théoriquement sont conservées pour la suite des calculs.

	A	B	C	D	E
D_{th}	5118 (46)	4985 (76)	5079 (28)	4978 (14)	5148 (66)
D_{ch}	5328 (115)	5356 (106)	5280 (126)	5186 (102)	5298 (86)
D_{de}	5228 (219)	5312 (219)	5078 (217)	5010 (127)	5003 (155)
$D_{\text{th}}/D_{\text{ch}}$	0.96	0.93	0.96	0.96	0.97

TABLEAU 4.4 – Valeurs théoriques D_{th} et mesurées pendant la charge avant le fluage D_{ch} et pendant la décharge après le fluage D_{de} de la raideur en flexion (incertitude) [N m^2]

4.1.2 Détermination du module de cisaillement roulant instantané

Connaissant la raideur en flexion, nous pouvons alors déterminer le module de cisaillement roulant, noté $G_{CZ,0}$, pour chacune des poutres. L'équation (2.4) (section 2.2.2) donne la relation entre la raideur à l'effort tranchant F, la mesure du déplacement à mi-portée (la flèche) f et la force appliquée P. La raideur à l'effort tranchant est déterminée avec la partie linéaire de la mise en charge et du déchargement de chacune des éprouvettes. L'équation (2.25) permet ensuite de calculer le module de raideur en cisaillement roulant $G_{CZ,0}$ en fonction des paramètres géométriques de chaque éprouvette (Annexe C).

L'évolution de la force en fonction de la flèche est tracée pendant la phase de mise en charge sur la figure 4.3 pour la poutre B. Son aspect est similaire pour tous les échantillons

(Annexe C). Une régression linéaire est ajustée entre les points t_1 et t_2 (défini section 3.5) et permet de calculer la valeur de la raideur à l'effort tranchant puis celle du module de raideur en cisaillement roulant. Les valeurs du module de raideur obtenues pour la phase de mise en charge, noté $G_{CZ,0}^{\text{charge}}$, et pour la phase de déchargement, noté $G_{CZ,0}^{\text{décharge}}$, sont rassemblées dans le tableau 4.5 avec une valeur moyenne égale à $G_{CZ,0}^{\text{charge}} = (117 \pm 14)$ MPa (charge) et à $G_{CZ,0}^{\text{décharge}} = (123 \pm 15)$ MPa (décharge).

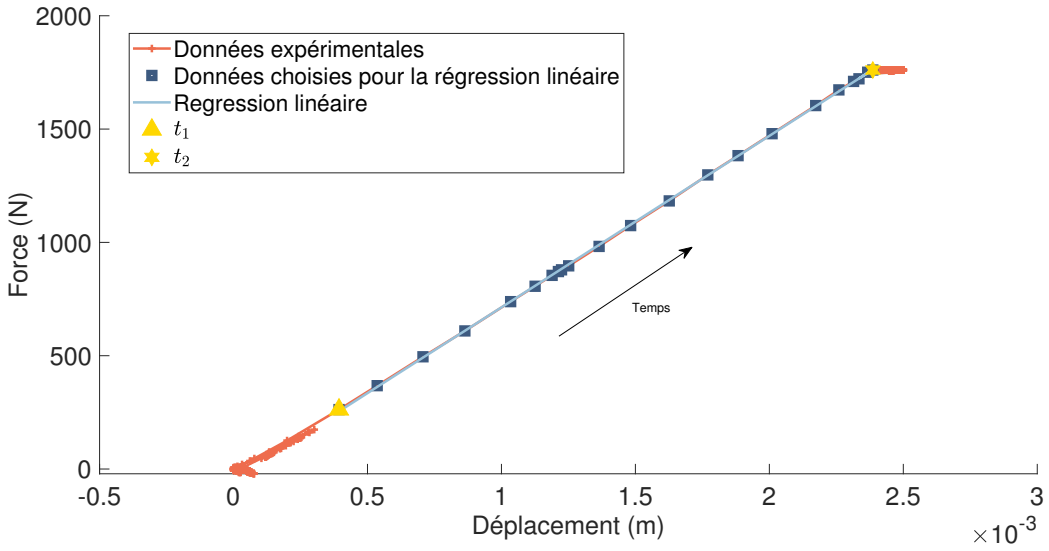


FIGURE 4.3 – Évolution de la force en fonction de la flèche pendant la mise en charge de l'échantillon B

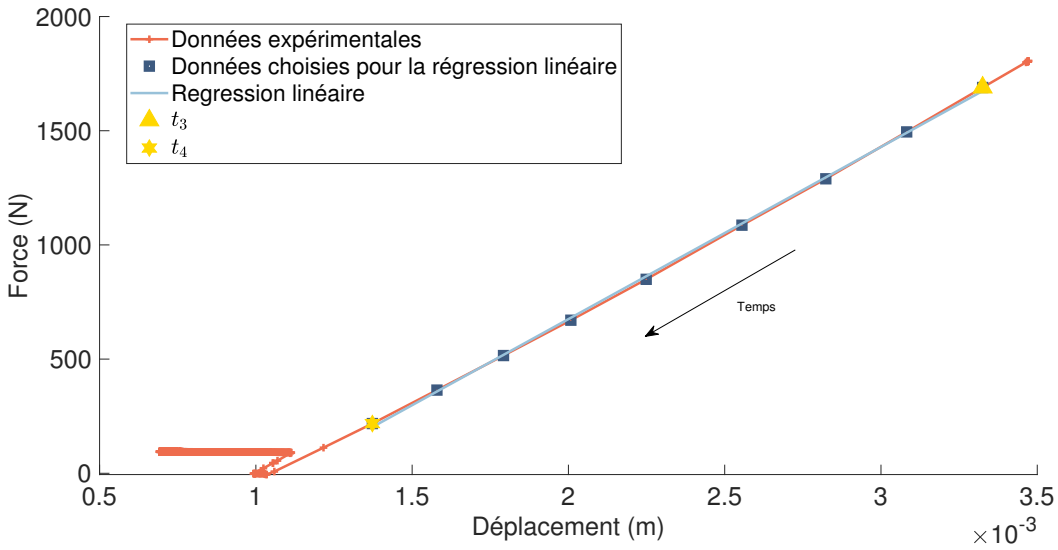


FIGURE 4.4 – Évolution de la force en fonction de la flèche pendant la phase de déchargement de l'échantillon B

	A	B	C	D	E
$G_{CZ,0}^{\text{charge}}$	101.1 (4.0)	136.3 (4.3)	104,9 (2.1)	123,7 (3.8)	121,1 (2.6)
$G_{CZ,0}^{\text{décharge}}$	100.2 (4.4)	135.1 (5.2)	115.7 (3.0)	127.8 (7.5)	135.2 (3.3)

TABLEAU 4.5 – Valeurs calculées à la charge $G_{CZ,0}^{\text{charge}}$ et à la décharge $G_{CZ,0}^{\text{décharge}}$ (incertitude) [MPa]

Les module $G_{CZ,0}^{\text{décharge}}$ trouvés pendant la phase de déchargement supposent que les dimensions des éprouvettes sont restées constantes pendant l'essai de fluage. Les capteurs dérivent au cours de l'expérience et cela est pris en compte dans le calcul de l'incertitude. C'est pourquoi, les incertitudes sont systématiquement plus élevées lors du déchargement et par conséquent, la valeur de référence choisie est celle déterminée pendant la mise en charge. La notation $G_{CZ,0}$ fait alors référence à cette valeur dans la suite de ce chapitre. Lors du chargement, la teneur en eau des éprouvettes n'est pas égale à 12%, la valeur de référence utilisée dans les standards de calcul. Le tableau 4.6 donne le module de cisaillement roulant pour cette teneur en eau calculée avec les formules de Guitard (1987) rappelées équation (1.5).

	A	B	C	D	E	moyenne
$G_{CZ,0}^{w}$ [MPa]	101.1	136.3	104.9	123.7	121.1	117.4
w (%)	11.00	10.10	10.60	10.53	10.95	
$G_{CZ,0}^{12}$ [MPa]	98.2	129.0	100.7	118.5	117.4	112.8

TABLEAU 4.6 – Valeurs calculées à la charge $G_{CZ,0}^{w}$ avec une teneur en eau w, puis calculées pour $w = 12\,\%$

En conclusion, les valeurs obtenues correspondent à l'ordre de grandeur attendu et leur incertitude est faible. De plus les résultats trouvés lors de la mise en charge et de la phase de déchargement permettent de conclure que ce protocole est adapté pour déterminer la raideur en cisaillement roulant à l'échelle d'une lamelle de bois.

4.1.3 Évaluation des déplacements différés

Nous supposons que le fluage de l'acier est négligeable. De même la force imposée par des poids est constante. La valeur des rotations différées mesurée est de l'ordre de grandeur de

l'incertitude de mesure. Cela permet de conclure que les rotations sont constantes au cours de l'expérience, ce qui implique que la raideur en flexion l'est également. De ce fait, les variations de la flèche permettent d'estimer directement l'évolution du fluage en cisaillement roulant. Les données brutes sont analysées puis les paramètres de la loi puissance modélisant le mieux les déplacements différés sont trouvés. Le fluage relatif associé au cisaillement roulant est ensuite extrapolé à 50 ans.

4.1.3.1 Analyse des données brutes

La flèche f_{tan} est définie section 3.5 et correspond à la mesure de la flèche lorsque les déplacements différés ne sont pas pris en compte. L'évolution de la flèche $f(t)$ normalisée avec la flèche tangente est tracée en fonction du temps sur la figure 4.5. Toutes les éprouvettes testées semblent se déformer de façon équivalente et suivre une loi de fluage similaire bien que la flèche de la poutre A augmente plus rapidement que les autres 130 jours.

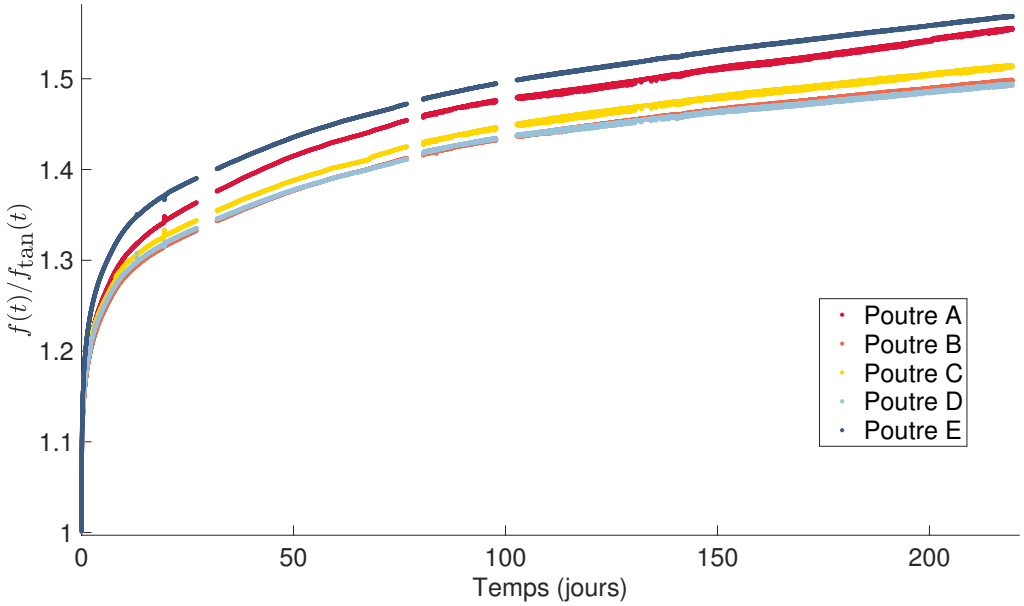


FIGURE 4.5 – Évolution de la flèche en fonction du temps, normalisée avec la flèche f_{tan}

Les déplacements mesurés au début du fluage à l'instant t_f sont notés f_f et ceux mesurés avant la décharge à l'instant t_d sont notés f_d (Tableau 4.7). Le taux de chargement de chacun des échantillons est également rappelé. La variation de la flèche, notée δf est définie comme la différence entre la flèche mesurée à l'instant t_d et celle à l'instant t_f. Sa valeur moyenne est de $1.35\,\text{mm}$ et l'incertitude sur la mesure est négligeable par rapport aux déplacements mesurés. Les poutres A, B, C et D ont un niveau de charge similaire tandis que la poutre E est la plus chargée. Il n'est pas évident de conclure si ce niveau de charge a une influence sur l'évolution des déplacements différés.

	A	B	C	D	E
Taux de contrainte [%]	42.5	44.7	43.1	43.8	57.2
f_f [mm]	2.55 (0.05)	2.33 (0.03)	2.50 (0.02)	2.38 (0.03)	3.08 (0.03)
f_d [mm]	3.94 (0.05)	3.41 (0.03)	3.79 (0.03)	3.56 (0.03)	4.87 (0.03)
δf [mm]	1.31 (0.07)	1.08 (0.04)	1.29 (0.03)	1.18 (0.05)	1.79 (0.04)
$\delta \hat{f}$	0.52	0.47	0.52	0.50	0.58

TABLEAU 4.7 – Valeurs de la flèche et de la force appliquée (incertitude)

La flèche au début du fluage f_f dépend de la force appliquée tandis que le fluage relatif ne l'est pas. Les échantillons testés ont donc un comportement viscoléastique linéaire. De plus, le fluage relatif moyen est égal à 0.52 après 220 jours de fluage. Cela semble indiquer qu'il est plus important que ce qui est recommandé dans les standards de construction européens dans lesquels le fluage relatif après 50 ans est estimé égal à 0.6.

4.1.3.2 Choix d'une loi de fluage

Pour l'essai de flexion 4-points, les poutres vont se déformer sous l'effet combiné d'un chargement de flexion et d'un effort tranchant. La flèche sera la somme d'une flèche de flexion, constante au cours du temps, et d'un flèche de cisaillement f_τ qui varie au cours du temps. Nous étudions le fluage relatif en cisaillement roulant, noté $\delta\hat{\varepsilon}_{CZ}$ et défini tel que :

$$\delta\hat{\varepsilon}_{CZ}(t) = \frac{f_\tau(t)}{f_{\tau,\text{tan}}} - 1 \tag{4.1}$$

avec $f_{\tau,\text{tan}}$ la flèche de cisaillement associée aux raideurs en tangentes déterminées lors de la mise en charge. Le coefficient $k_{CZ,\text{def}}$ correspond au fluage relatif calculé pour $t = 50$ ans.

La revue de littérature effectuée dans le premier chapitre montre que certains auteurs différencient deux phases de fluage qu'ils représentent avec deux fonctions différentes. Ces deux phases sont visibles lorsque le fluage relatif est représenté en fonction du logarithme du temps. Cependant, sur les données de cette expérience il n'est pas évident de déterminer à quel instant s'arrête la première phase et à quel instant commence la seconde (Figure 4.6). En effet, les courbes tracées ont la forme de plusieurs fonctions puissances. Leurs dérivées respectives ne sont donc pas constantes et nous n'avons pas réussi à déterminer la limite de chacune de ces phases. Cela suggère que l'utilisation d'une loi logarithme n'est pas appropriée.

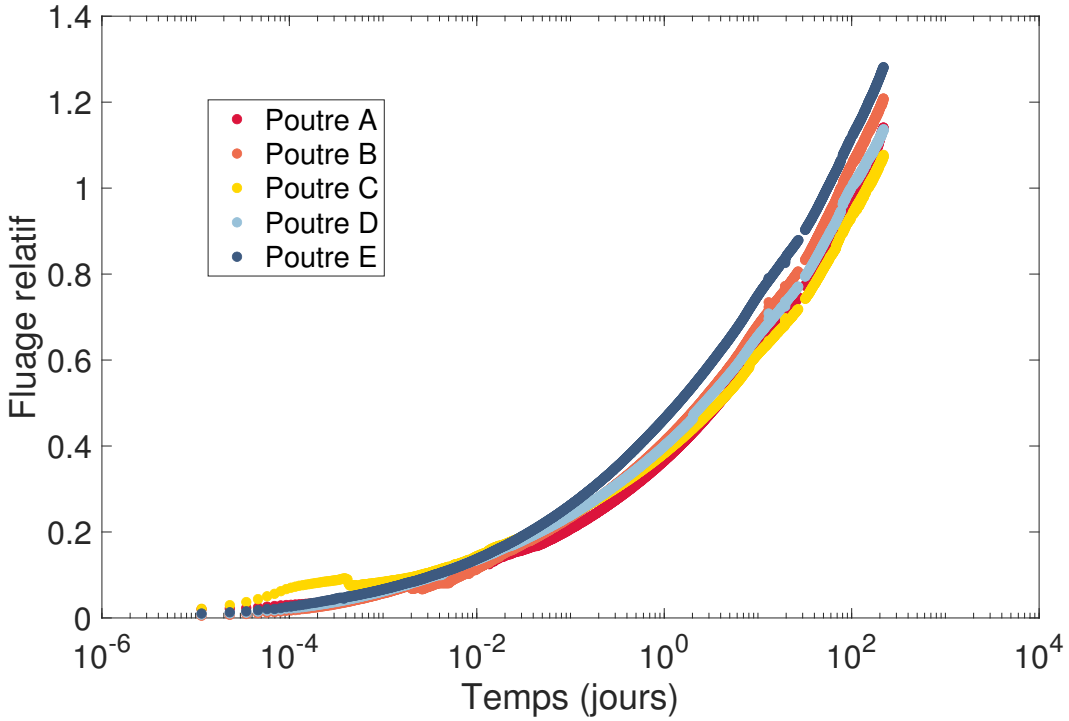


FIGURE 4.6 – Fluage relatif en cisaillement roulant en fonction du logarithme du temps

Lorsque le fluage est tracé avec une échelle logarithmique, les courbes sont globalement linéaires, en particulier pour les temps supérieurs à un jour (Figure 4.7). Les données expérimentales peuvent donc être ajustées avec une loi puissance que l'on choisit d'écrire :

$$\delta\hat{\varepsilon}_{CZ}(t) = \left(\frac{t}{\tau}\right)^n \tag{4.2}$$

avec n un paramètre sans unité, τ et t des temps exprimés en secondes. Nous faisons l'hypothèse que le fluage relatif peut être représenté par une seule fonction, ainsi un unique jeu de paramètres est recherché pour chaque échantillon.

4.1.3.3 Détermination de paramètres pour la loi de fluage

Le logiciel Matlab est utilisé afin de trouver les paramètres de la loi puissance. Les points considérés sont tous les points expérimentaux après l'instant du début du fluage (t_f). Deux méthodes sont utilisées dans ce travail pour estimer les paramètres de cette loi. Il n'est pas évident que toutes les données enregistrées soient pertinentes pour extrapoler une fonction de prédiction du comportement à long terme. Une étude de sensibilité sur le choix du premier point considéré pour l'ajustement a donc été réalisée. On note ce point $t_m = t_f + t_{\text{inst}}$ avec t_f l'instant du début du fluage et on étudie l'influence de la valeur prise par t_{inst} avec chacune des méthode d'ajustement.

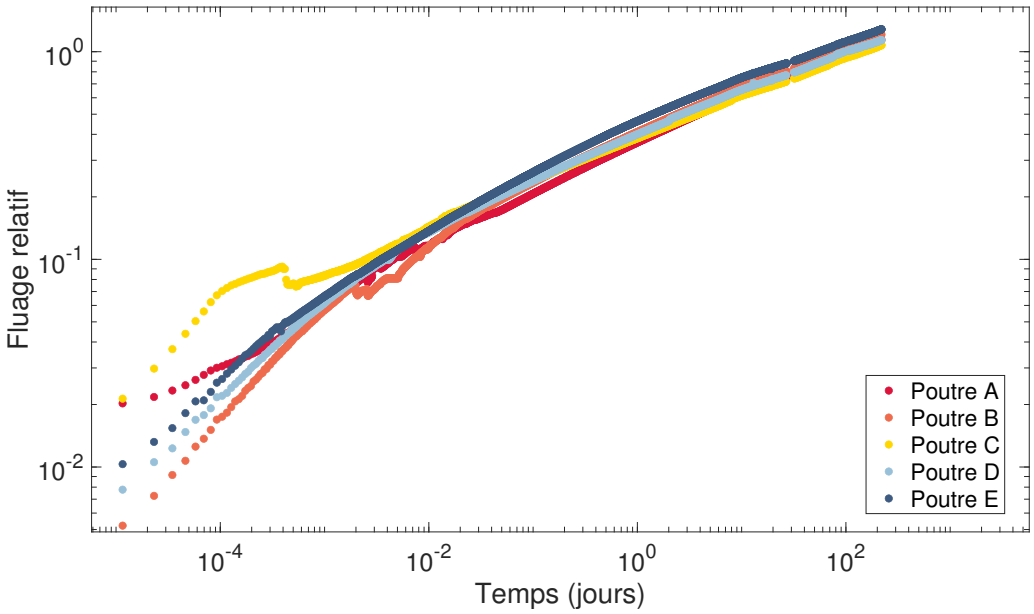


FIGURE 4.7 – Fluage relatif en cisaillement roulant

Méthode reg-lin

Nous ajustons tout d'abord, au sens des moindres carrés, une fonction linéaire sur les droites tracées sur la figure 4.7. Cette méthodologie est nommée "méthode reg-lin". La figure 4.8 représente la valeur du coefficient de fluage $k_{CZ,\text{def}}$ calculé en fonction de la valeur de t_{inst} choisie. Afin de pouvoir comparer les résultats des différentes poutres, les valeurs sont normalisées avec la valeur $k^0_{CZ,\text{def}}$ qui correspond au coefficient calculé lorsque $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$.

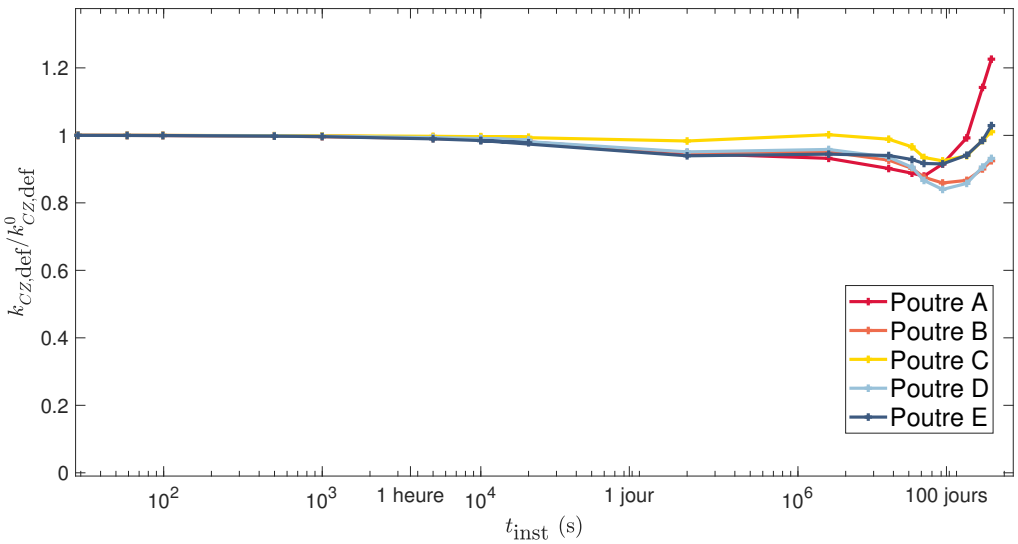


FIGURE 4.8 – Influence du choix du point t_{inst} sur la valeur du coefficient de fluage, méthode reg-lin

Le coefficient $k_{CZ,\text{def}}$ n'est pas sensible à la valeur de t_{inst} tant qu'elle est inférieure à $5000\,\text{s}$, c'est à dire environ 1h23min. La valeur du coefficient diminue ensuite pendant les 100 premiers jours, signe que la vitesse de fluage diminue. La valeur du coefficient augmente ensuite significativement lorsque seuls les 100 derniers jours d'expériences sont pris en compte dans l'ajustement d'une loi puissance. Cela n'a pas de sens pour la détermination du coefficient de fluage $k_{CZ,\text{def}}$ mais peut indiquer que la vitesse du fluage augmente les derniers mois de l'expérience, particulièrement pour la poutre A ou que le nombre de points est insuffisant pour obtenir une estimation fiable. Ainsi, le temps de référence choisi pour déterminer les coefficients de la loi puissance est $t_m = t_f + 30\,\text{s}$. Les coefficients de fluage trouvés ainsi que les paramètres de la loi puissance sont résumés dans le tableau 4.8.

	A	B	C	D	E
$k_{CZ,\text{def}}$	2.91 (0.09)	3.00 (0.02)	2.52 (0.05)	2.73 (0.10)	3.00 (0.05)
n	0.210	0.202	0.192	0.194	0.190
τ [s]	9.67×10^6	6.84×10^6	1.26×10^7	9.00×10^6	4.81×10^6
τ [jours]	112.0	79.2	146.2	104.1	55.7

TABLEAU 4.8 – Valeurs avec la méthode reg-lin ; $k_{CZ,\text{def}}$ et n sont des paramètres sans unité (incertitude)

Le coefficient τ peut être interprété comme le temps nécessaire pour doubler les déplacements instantanés. Ce temps semble être proportionnel à la charge appliquée. Cependant, cette augmentation du temps de doublement des déformations ne se traduit pas par un coefficient à 50 ans plus important. On trouve une moyenne $k_{CZ,\text{def}} = 2.8 \pm 0.2$, c'est à dire un coefficient de variation de 7.3% ce qui est faible. De plus l'incertitude sur chacune des valeurs trouvées est inférieure à 4.5% ce qui est satisfaisant.

Méthode puissance

La seconde méthode utilisée pour ajuster les données à une fonction consiste à chercher une loi de puissance correspondant directement aux données appelée "méthode puissance". La fonction Matlab "fitnlm" permet d'ajuster le modèle spécifié aux données expérimentales. Une méthode itérative est utilisée et opère jusqu'à ce que l'estimation de la fonction se situe dans la tolérance de convergence spécifiée (ici 1×10^{-8}). Cette méthode utilise l'algorithme des moindres carrés non linéaires de Levenberg-Marquart, détaillé dans Seber et Wild (2003).

De façon similaire à la méthode précédente, l'influence du choix du premier point considéré sur les résultats est étudiée. Les valeurs du coefficient $k_{CZ,\text{def}}$ trouvées et normalisées avec celle du coefficient $k^0_{CZ,\text{def}}$ calculé pour $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$ sont tracées sur la figure 4.9.

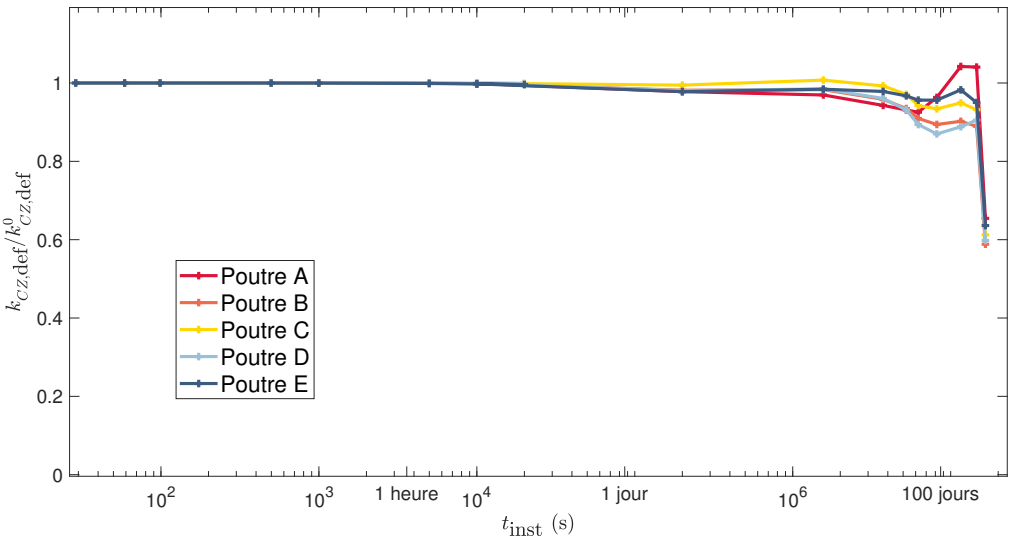


FIGURE 4.9 – Influence du choix du point t_{inst} sur la valeur du coefficient de fluage, méthode puissance

Le coefficient de fluage est très peu sensible à la valeur de t_{inst} tant que celle-ci est inférieure à 3 heures (Figure 4.9). De plus, le coefficient de fluage diminue au cours de l'expérience ce qui semble indiquer que la vitesse de fluage diminue au cours du temps. Les observations ne sont pas identiques à celles faites avec la méthode d'ajustement "reg-lin" puisque l'accélération du fluage après 100 jours est moins prononcée avec cette méthode d'ajustement. Les résultats obtenus sont cependant sensiblement identiques et pour des valeurs faibles de t_{inst} (inférieur à une heure) les coefficient $k_{CZ,\text{def}}$ obtenus sont identiques. Nous choisissons donc d'ajuster les points du fluage relatif avec $t_m = t_f + 30\,\text{s}$ et les valeurs des coefficients sont résumées dans le tableau 4.9.

Une moyenne du coefficient $k_{CZ,\text{def}} = 2.7 \pm 0.2$ (coefficient de variation de 6.1%) est trouvée. Bien que les valeurs calculées soient peu dispersées, ce n'est pas le cas du coefficient τ, le temps de doublement des déplacements instantanés variant entre 55 et 147 jours. D'autre part il semble que plus une poutre est chargée, plus la valeur du coefficient τ est faible.

Comparaison des deux méthodes d'ajustement

L'étude des résultats montre que la méthode d'ajustement a peu d'influence sur la valeur du coefficient de fluage trouvé. En effet, les résultats sont identiques à l'incertitude de mesure

	A	B	C	D	E
$k_{CZ,\text{def}}$	2.79 (0.09)	2.89 (0.02)	2.50 (0.05)	2.63 (0.10)	2.88 (0.05)
n	0.202	0.195	0.190	0.188	0.182
τ [s]	9.89×10^6	6.90×10^6	1.27×10^7	9.15×10^6	4.79×10^6
τ [jours]	114.5	79.9	147.3	105.9	55.5

TABLEAU 4.9 – Valeurs avec la méthode puissance, $k_{CZ,\text{def}}$ et n sont des paramètres sans unité (incertitude)

près et les coefficients de variations trouvés sont faibles relativement à ceux trouvés lors de l'estimation du module de raideur. Les deux méthodes de mesures sont également peu sensibles au choix de la valeur de t_{inst} tant que celle-ci reste inférieure à quelques heures. Dans les deux cas, plus la valeur de t_{inst} est grande, plus la valeur du coefficient trouvée est petite ce qui suggère que la vitesse de fluage diminue au cours de l'expérience.

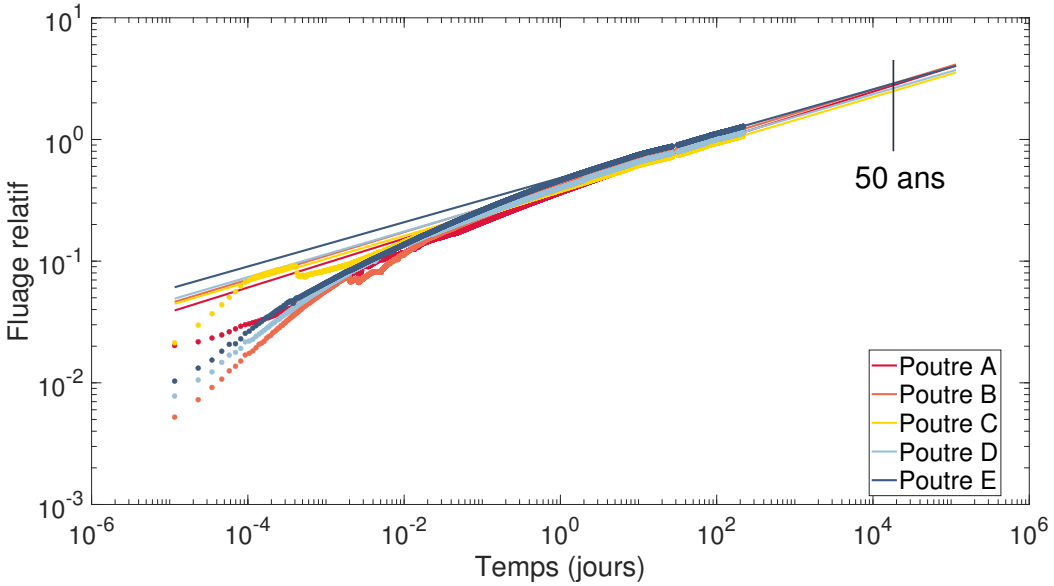


FIGURE 4.10 – Fluage relatif en cisaillement roulant et loi ajustée

Lorsque l'ajustement est fait en ignorant les premiers jours, les valeurs trouvées avec la méthode reg-lin diminuent de 6% tandis qu'elles ne diminuent que de 3% avec la méthode puissance. Ainsi, cette seconde méthode est moins sensible au choix du premier point de la modélisation. Par ailleurs, la racine de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) permet de quantifier la différence entre les valeurs échantillonnées et les valeurs prédites par l'ajustement réalisé. Cet outil permet de comparer plusieurs méthodes d'ajustement des données et d'estimer laquelle permet de trouver une loi avec la plus faible incertitude. Une valeur du RMSE égale à

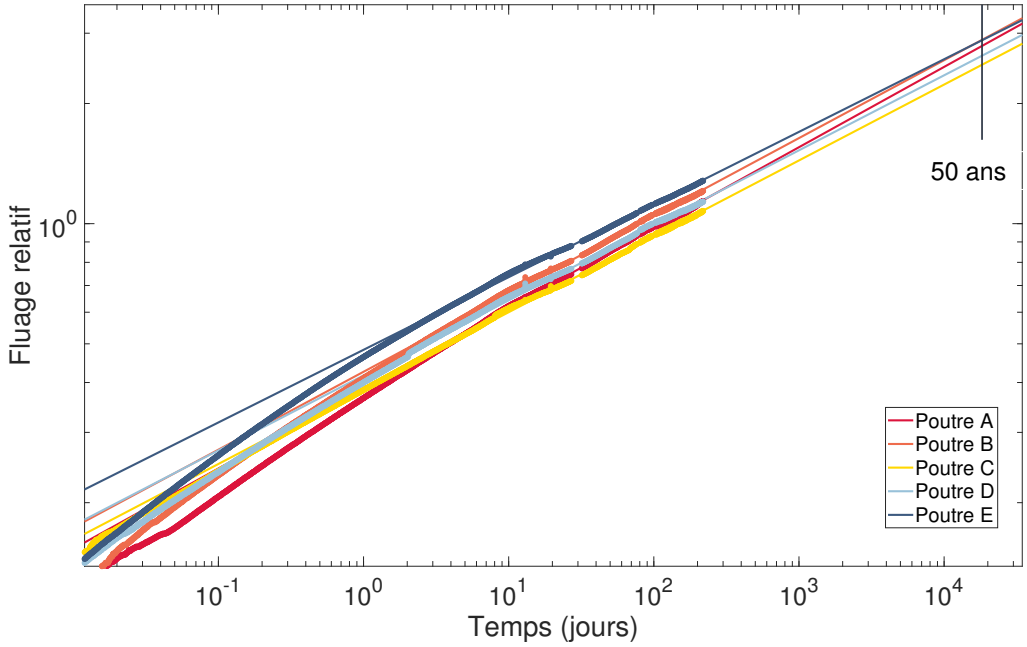


FIGURE 4.11 – Fluage relatif en cisaillement roulant et loi ajustée

zéro indique un ajustement parfait des données. Ainsi cette variable est calculée pour les deux méthodes et le RMSE de la méthode puissance est de l'ordre de 0.008 tandis qu'il est égal à 0.016 avec la méthode reg-lin. Ainsi la méthode puissance présente une erreur de prédiction deux fois plus faible que la méthode reg-lin. Les résultats trouvés avec cette méthode sont donc retenus (Figure 4.10).

Les résultats ne montrent pas de dépendance au taux de contrainte auquel est soumis la poutre. Il semble cependant y avoir une corrélation entre le temps de doublement des déplacements et la valeur de la force appliquée. Plus la force appliquée est importante, plus le temps pour doubler les déplacements est petit. Cela peut suggérer que les déplacements augmentent plus rapidement mais se stabilisent ensuite.

4.1.3.4 Variation des rotations

Nous avons fait l'hypothèse que les variations des rotations sont nulles tout au long de l'expérience. La figure 4.12 montre les variations de la partie symétrique des rotations $\varphi(t)$ pendant la mise en charge et le fluage.

La variable $\delta\varphi$ est définie comme la différence de la valeur des rotations mesurées avant le déchargement, c'est à dire après 220 jours de fluage, et la valeur des rotations mesurées après la mise en charge, c'est à dire à l'instant du début du fluage :

$$\delta\varphi = \varphi_d - \varphi_f \tag{4.3}$$

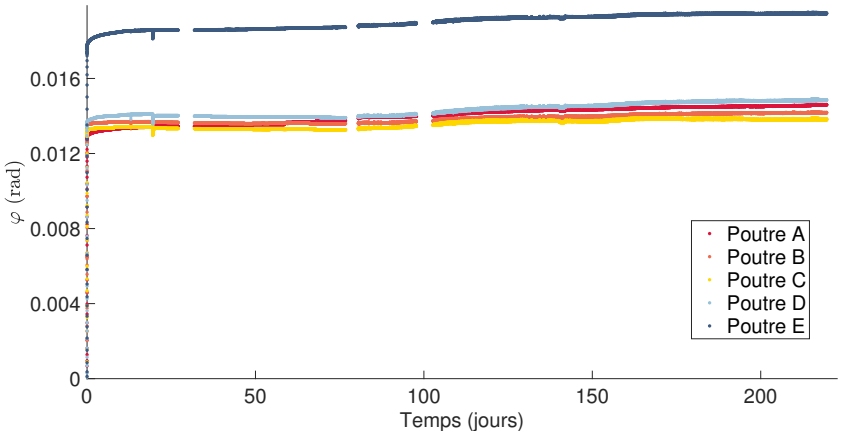


FIGURE 4.12 – Évolution de la partie symétrique des rotations en fonction du temps

La variation moyenne des rotations différées mesurées est de $(1.33 \pm 0.55) \times 10^{-3}$ rad et les valeurs pour chaque échantillons sont résumées dans le tableau 4.10 et le fluage relatif $\delta\hat{\varphi}$ est tracé sur la figure 4.13.

	A	B	C	D	E
φ_f [10^{-3} rad]	13.0 (0.3)	13.3 (0.3)	13.0 (0.3)	13.4 (0.3)	17.3 (0.3)
φ_d [10^{-3} rad]	14.4 (0.7)	14.2 (0.7)	13.8 (0.7)	14.8 (0.6)	19.5 (0.7)
$\delta\varphi$ [10^{-3} rad]	1.30 (0.72)	0.89 (0.71)	0.78 (0.74)	1.45 (0.70)	2.17 (0.72)
$\delta\hat{\varphi}$	0.10	0.07	0.06	0.11	0.13

TABLEAU 4.10 – Valeurs de la partie symétrique des rotations (incertitude)

Les rotations différées correspondent à une dizaine de pourcents de la valeur des rotations instantanées mesurées. Il faut déterminer si cette variation est significative. Dans le cas des poutres B et C, la variation mesurée par les capteurs est du même ordre de grandeur que l'incertitude calculée. Concernant les poutres A et D, l'incertitude correspond à 50% de la valeur des rotations différées mesurées. Cette proportion tombe à 30% pour la poutre E. L'incertitude de mesure ne permet donc pas d'assurer que les rotations différées mesurées sont significatives au regard de ces résultats et il est raisonnable de supposer que les rotations, et donc que les raideurs en flexion, sont constantes.

Par ailleurs, cette étude montre que l'erreur calculée sur la mesure des rotations est probablement sous-estimée et comprise entre 0.78×10^{-3} rad et 2.17×10^{-3} rad.

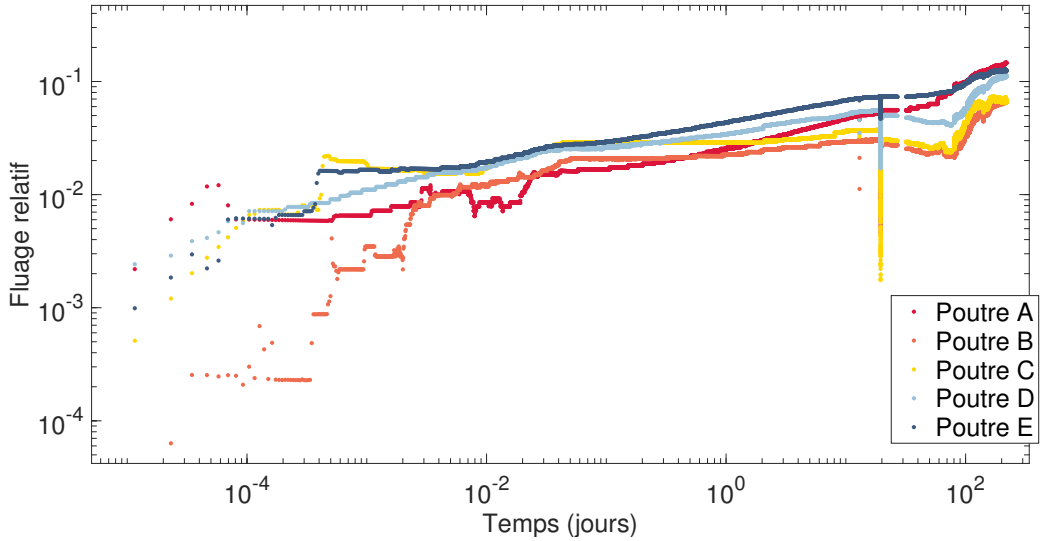


FIGURE 4.13 – Fluage relatif des rotations

4.1.4 Synthèse de l'essai de cisaillement roulant

L'objectif de cette campagne d'essais était de mesurer le module de cisaillement roulant et le fluage dans ce plan de cisaillement au cours du temps.

L'analyse des données lors de la mise en charge et du déchargement a tout d'abord permis de mesurer le module de raideur en cisaillement roulant. Les valeurs des modules calculés théoriquement (D_{th}) et expérimentalement (D_{ch} et D_{de}) sont égales entre elles, à l'incertitude près. Les écarts des valeurs trouvées lors des phases de chargement et de déchargement sont dans l'incertitude de mesure ce qui permet de valider la robustesse du protocole expérimental. Les essais ont permis de mesurer un module de cisaillement lors de la mise en charge égal à $G_{CZ,0}^{\text{charge}} = (117 \pm 14)$ MPa et lors de la phase de déchargement égal à $G_{CZ,0}^{\text{décharge}} = (128.4 \pm 9.2)$ MPa. Les résultats sont cohérents avec les valeurs trouvées dans la littérature à l'échelle de la lamelle de bois (entre 100 et 189 MPa) et présentent un coefficient de variation plus faible que ceux-ci. Les valeurs obtenues lors de la phase de déchargement n'amènent pas d'information supplémentaire si ce n'est de valider la répétabilité de la méthode. C'est pourquoi le déchargement des éprouvettes ne sera pas étudié lors de l'expérience suivante (section 4.2).

Les variations des rotations au cours du temps sont comprises dans l'étendue des erreurs de mesure ce qui confirme l'hypothèse que la raideur en flexion est constante en fonction du temps. Nous traçons donc l'évolution du fluage relatif $k_{CZ}(t)$ associé au fluage en cisaillement roulant. Lorsque le fluage relatif est tracé dans une représentation logarithmique (log-log), les courbes forment une droite et il est possible d'ajuster une loi puissance sur les données expérimentales.

Deux méthodes d'ajustement sont présentées. La méthode de régression linéaire ajuste

une droite linéaire sur le logarithme des données tandis que la seconde méthode ajuste une fonction puissance sur les données non transformées. Les résultats obtenus avec les deux méthodes sont comparables, aux incertitudes de mesure près. Le coefficient de fluage est calculé à 50 ans avec le coefficient $k_{CZ,\text{def}} = 2.8 \pm 0.2$. La valeur du taux de fluage calculée à 50 ans est indépendante du niveau de chargement de l'éprouvette. Cela confirme l'hypothèse faite que le fluage est viscoélastique linéaire et le seuil de linéarité semble donc se situer au-dessus de 57% de la contrainte de rupture. Une campagne d'essais statistiquement représentative doit cependant être réalisée afin de confirmer ce résultat. Le coefficient trouvé est supérieur aux valeurs trouvées par Jöbstl et Schickhofer (2007) $k_{CZ,\text{def}} = 1.9 - 2.3$ en classe de service 1 mais reste du même ordre de grandeur. Leurs essais ont été effectués pendant plus d'un an tandis que nos essais ne durent que 8 mois. Il est donc possible que le fluage ne soit pas totalement stabilisé. De plus, les essais effectués par Jöbstl et Schickhofer (2007) ont été réalisés sur des panneaux de CLT et le taux de fluage associé au cisaillement roulant est déduit en faisant des hypothèses importantes.

Pour conclure, l'expérience a permis de mesurer le module de raideur en cisaillement instantané mais également l'évolution de son fluage pendant 8 mois. Les résultats sont cohérents avec les valeurs de la littérature et les incertitudes obtenues sont faibles ce qui permet de confirmer la validité de ces résultats. Le tableau 4.11 résume les paramètres et principaux résultats pour chacune des éprouvettes testées.

	A	B	C	D	E
Taux de contrainte [%]	42.5	44.7	43.1	43.8	57.2
Teneur en eau w [%]	11.00	10.10	10.60	10.53	10.95
$G_{CZ,0}$ [MPa]	101.1 (4.0)	136.3 (4.3)	104.9 (2.1)	123.7 (3.8)	121.1 (2.6)
$\delta\varphi$ [10^{-3} rad]	1.30 (0.72)	0.89 (0.71)	0.78 (0.74)	1.45 (0.70)	2.17 (0.72)
δf [mm]	1.31 (0.07)	1.08 (0.04)	1.29 (0.03)	1.18 (0.05)	1.79 (0.04)
$k_{CZ,\text{def}}$	2.79 (0.09)	2.89 (0.02)	2.50 (0.05)	2.63 (0.10)	2.88 (0.05)
n	0.202	0.195	0.190	0.188	0.182
τ[1][jours]	114.5	79.9	147.3	105.9	55.5

[1] Temps pour doubler les déformations instantanées

TABLEAU 4.11 – Résumé des caractéristiques des échantillons pour les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens radial (incertitude)

4.2 Mesure de la raideur en cisaillement longitudinal

Dix poutres sandwich ont été fabriquées avec l'âme en bois orientée dans le sens longitudinal. Six d'entre elles sont mises en charge le 11 décembre, puis déchargées le 11 juin 2021 sur le bâti de fluage décrit dans la section 3.3.

Dans un premier temps la raideur en flexion est déterminée. Une valeur théorique peut être calculée en faisant une hypothèse sur le module de Young du bois puis la mesure des déformations en rotation permet de trouver sa valeur expérimentale. La mesure des déplacements à mi-portée permet ensuite de déterminer le module de raideur en cisaillement longitudinal. Nous étudions enfin le fluage en cisaillement longitudinal avec la mesure des déplacements différés pendant 181 jours.

4.2.1 Mesure de la raideur en flexion

La raideur en flexion est calculée à l'aide de deux méthodes. Tout d'abord, la raideur en flexion théorique est déterminée en supposant connu le module de Young du bois dans le sens longitudinal E_L. Ensuite, elle est calculée avec la mesure des rotations lors de la mise en charge des échantillons.

Valeur théorique

L'équation déterminée section 2.4.2 permet de calculer la raideur en flexion théorique de l'échantillon qui est notée D_{th}. Il est possible de faire une estimation théorique de cette raideur en séparant la contribution de l'acier, notée $E_a I_a$, et celle du bois, notée $E_L I_b$:

$$\begin{aligned} D_{\text{th}} &= b\left[E_a \frac{h^3 - e_b^3}{12} + E_L \frac{e_b^3}{12}\right] \\ &= E_a I_a + E_L I_b \end{aligned} \tag{4.4}$$

Le module élastique de l'acier est égale à $E_a = 210\,\text{GPa}$ et est supposé connu sans incertitude ce qui permet de calculer la contribution de l'acier. La contribution du bois à la raideur en flexion est calculée en faisant une hypothèse sur son module de Young longitudinal. Nous supposons un module égal à $E_L = (10 \pm 2)\,\text{GPa}$, et la contribution du bois à la raideur en flexion est alors déterminée pour chaque échantillon (Tableau 4.12). Les paramètres de chaque poutre sont rassemblés dans l'annexe D. L'essentiel de l'incertitude sur la contribution du bois $E_L I_b$ est due à l'incertitude sur son module de Young E_L.

	M	N	O	P	Q	R
$E_a I_a$	4553 (36)	4566 (21)	4602 (40)	4518 (20)	4512 (28)	4456 (10)
$E_L I_b$	871 (88)	875 (88)	890 (90)	862 (86)	857 (86)	843 (84)
D_{th}	5425 (95)	5441 (90)	5492 (98)	5379 (89)	5369 (90)	5298 (85)

TABLEAU 4.12 – Valeurs de D_{th} (incertitude) [N m^2]

Ainsi, la contribution du bois à la raideur en flexion est égale à 16% pour tous les échantillons et à 19% lorsque le module E_L est supposé égal à 12 GPa. La contribution du bois à la raideur en flexion doit être prise en compte. La valeur du module E_L n'est cependant pas connue pour les échantillons considérés dans cette étude et c'est pourquoi la raideur en flexion doit être mesurée expérimentalement avec précision.

Régression linéaire sur la mise en charge

L'équation (2.5) (section 2.2.2) donne une relation entre la force appliquée P et la partie symétrique des rotations φ. Lors de cette expérience, les rotations φ_B et φ_C sont déterminées directement avec des inclinomètres vissés dans le bois et indirectement à l'aide de capteurs de déplacement (LVDT) qui mesurent le déplacement d'équerres collées sur les éprouvettes. Ainsi, la raideur en flexion obtenue avec la mesure des LVDT est notée D_{LVDT} et celle obtenue avec la mesure des inclinomètres est notée $D_{\text{inclinomètre}}$. Nous traçons alors la force en fonction des rotations pour la poutre M sur les figures 4.14 et 4.15 et l'allure des courbes est identique pour tous les échantillons testés (Annexe D).

Chaque échantillon est chargé, puis partiellement déchargé à deux reprises avant d'être complètement chargé. On observe ainsi différentes pentes de chargement : la courbe correspondant à la phase de déchargement n'est notamment pas parfaitement identique à celle obtenue lors des phases des mises en charge et ce, quel que soit le moyen de mesure utilisé (Figures 4.14 et 4.15). L'essai de convenance du bâti a montré qu'il ne se déforme pas de façon identique lors d'un chargement ou d'un déchargement. Cela pourrait expliquer l'hystérésis observée sur les courbes des rotations mesurées avec les LVDT mais ne peut expliquer celle visible sur les rotations mesurées avec les inclinomètres car ils sont vissés dans le bois de la poutre. Nous n'avons pas réussi à expliquer ce phénomène, qui n'impacte cependant pas les résultats trouvés. C'est pourquoi, la régression linéaire est effectuée sur le dernier chargement. La relation linéaire liant la force à la partie symétrique des rotations est trouvée entre les points t_1 et t_2 (défini section 3.5) et la valeur du coefficient directeur a peut être déterminé pour chacun des échantillons. Les raideurs calculées sont résumées dans le tableau 4.13.

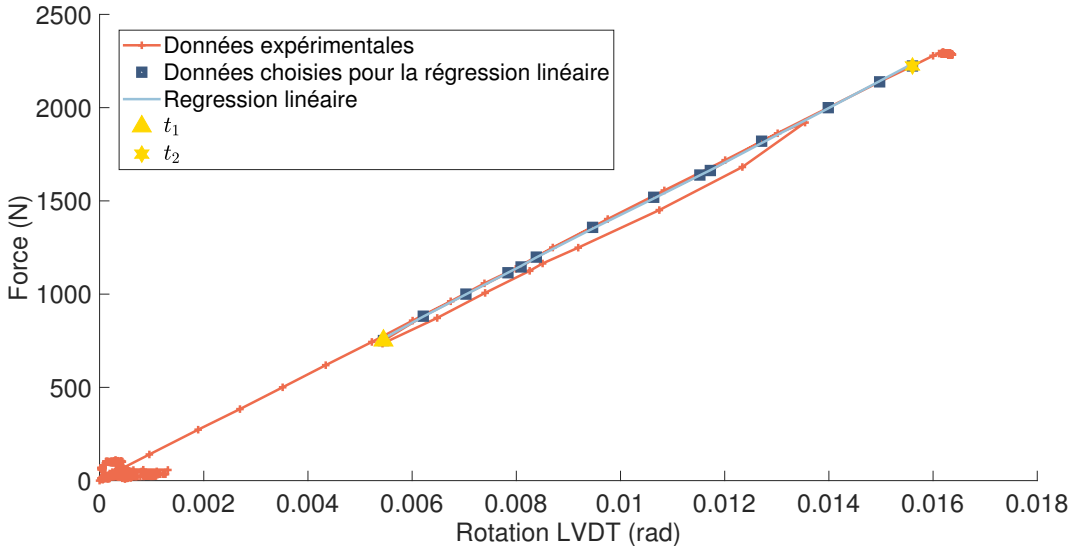


FIGURE 4.14 – Mise en charge de la poutre M : force en fonction des rotations mesurées avec les LVDT

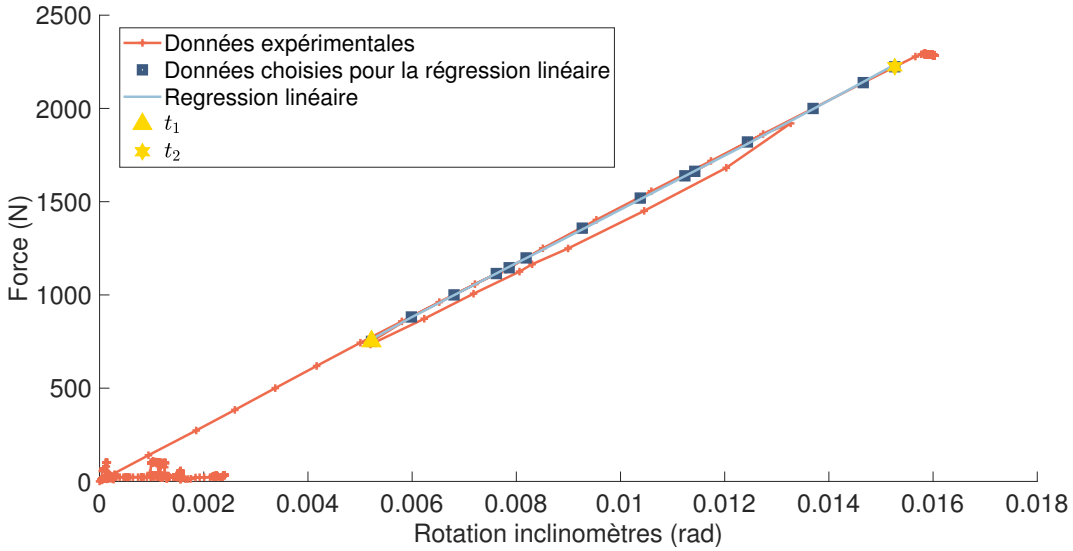


FIGURE 4.15 – Mise en charge de la poutre M : force en fonction des rotations mesurées avec les inclinomètres

	M	N	O	P	Q	R
D_{LVDT}	5868 (147)	5632 (44)	5365 (44)	5449 (73)	5465 (39)	5207 (40)
$D_{\text{inclinomètre}}$	5799 (207)	5334 (221)	5838 (92)	5167 (124)	5145 (88)	5008 (155)

TABLEAU 4.13 – Valeurs instantanées de $D_{\text{inclinomètre}}$ et D_{LVDT}, (incertitude) [N m^2]

Les raideurs trouvées avec les LVDT ont une incertitude plus faible que celles trouvées avec les inclinomètres. Néanmoins, l'incertitude due à la correction des déplacements du bâti (section 3.4.1) n'est pas prise en compte. Ainsi, il est probable que les incertitudes sur les valeurs déterminées avec les LVDT soient sous-estimées. L'incertitude faite sur les résultats vient principalement de l'incertitude de mesure des capteurs. Ces incertitudes restent faibles et les résultats sont dans l'ordre de grandeur de ce qui a été calculé théoriquement (Tableau 4.12). De plus, les valeurs trouvées avec les deux méthodes sont égales aux erreurs de mesure près. Il est néanmoins nécessaire de choisir l'une de ces méthode de mesure comme référence.

La première expérience présentée (section 4.1) a montré que la mesure faite avec les LVDT surestime de 1% à 7% la raideur en flexion (Tableau 4.4). Ces valeurs paraissent moins fiables que celle obtenue avec les inclinomètres qui ne nécessitent pas de corriger les déplacements du bâti et donnent donc une mesure directe de l'angle. Au regard de ces considérations, nous prenons les valeurs trouvées avec les inclinomètres comme référence. Avec cette hypothèse les valeurs trouvées avec les LVDT surestiment la raideur en flexion de 2% à 5%, à l'exception de la poutre O. Cela est cohérent avec les observations faites lors de la première expérience (âme orientée dans le sens radial) et nous reviendrons sur le cas de la poutre O. Cependant, pour la mesure des déplacements différés, les inclinomètres ne sont pas fiables et les mesures des rotations réalisées par les LVDT sont utilisées. De ce fait nous corrigeons les mesures faites par les LVDT lors de la mise en charge à l'aide de celles des inclinomètres avec le coefficient d'ajustement, noté $k_c = D_{\text{inclinomètre}}/D_{\text{LVDT}}$ (Tableau 4.14). La raideur en flexion est déterminée avec une valeur moyenne égale à $D_{\text{tan}} = (5382 \pm 374)\,\text{N m}^2$. Nous estimons un module de Young du bois. Cette valeur est obtenue de façon indirecte et est peu précise (jusqu'à 29% d'incertitude), mais permet de confirmer l'ordre de grandeur attendu.

	M	N	O	P	Q	R
k_c	0.99	0.95	1.09	0.95	0.94	0.96
D_{tan} [N m^2]	5799 (207)	5334 (221)	5838 (92)	5167 (124)	5145 (88)	5008 (155)
$E_{L,\text{esti}}$ [GPa]	14.3 (2.4)	8.8 (2.5)	13.9 (1.1)	7.5 (1.4)	7.4 (1.0)	6.6 (1.8)

TABLEAU 4.14 – Valeurs du coefficient k_c, de la raideur en flexion tangente D_{tan} et de l'estimation du module de Young longitudinal du bois $E_{L,\text{esti}}$ (incertitudes)

La raideur en flexion est mesurée avec une incertitude satisfaisante ; elle est inférieure à 4% sur chacun des résultats.

4.2.2 Détermination du module de cisaillement instantané

Connaissant la raideur en flexion, nous pouvons déterminer le module de raideur en cisaillement longitudinal, noté $G_{LZ,0}$, pour chacune des poutres. La raideur à l'effort tranchant peut être exprimée en fonction de la force, de la flèche au centre, de la raideur en flexion D_{reg} (équation (2.4), section 2.2.2). L'équation (2.25) permet ensuite de calculer la raideur en cisaillement longitudinal en fonction des paramètres géométriques de chaque éprouvette. La régression linéaire est réalisée sur le dernier chargement, c'est à dire entre les instants t_1 et t_2 (Figure 4.16). L'allure des courbes est la même pour tous les échantillons et elles sont présentées dans l'annexe D.

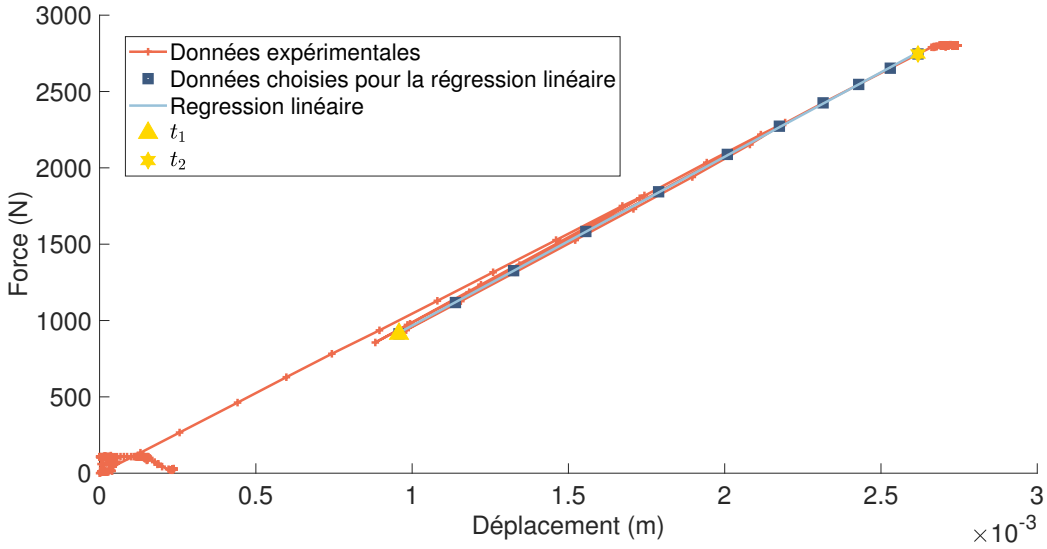


FIGURE 4.16 – Mise en charge de la poutre N : évolution de la force en fonction des déplacements à mi-portée

Les modules de cisaillement longitudinal instantanés sont calculés avec une moyenne égale à $G_{LZ,0} = (496 \pm 79)$ MPa lorsque la poutre O est ignorée. Le coefficient de variation est de 16% ce qui est inférieur à la variabilité du matériau et cohérent avec la dispersion de la densité observée. L'incertitude liée à la mesure du module de raideur en cisaillement longitudinal vient principalement de l'incertitude de mesure de la raideur en flexion D_{tan}.

Les valeurs des modules trouvées sont largement inférieures à celles présentes dans la littérature pour de l'épicéa commun dont la moyenne a été trouvée égale à $G_{LZ} = (686 \pm 92)$ MPa (section 1.2.1). Cette différence s'explique par la variabilité de la masse volumique du bois. En effet, Neuhaus (1983); Keunecke et al. (2007); Dahl et Malo (2009); Longo et al. (2018) trouvent un rapport entre le module de raideur en cisaillement longitudinal et la masse

	M	N	O	P	Q	R
$G_{LZ,0}$ [MPa]	623 (32)	437 (15)	252 (5)	423 (13)	511 (15)	488 (19)
ρ [kg m^{-3}]	489	388	354	360	413	352
$G_{LZ,0}/\rho$ [Pa kg/m^3]	1.27	1.13	0.71	1.17	1.24	1.38

TABLEAU 4.15 – Valeurs instantanées du module de cisaillement longitudinal G_{LC} (incertitude) et sa masse volumique ρ

volumique $G_{LZ,0}/\rho$ égal respectivement à 1.33, 1.33, 1.61 et 1.47. Bien que ce coefficient soit trouvé globalement inférieur, les valeurs trouvées dans cette expérience semblent cohérentes à l'exception de la poutre O.

4.2.3 La poutre O

Revenons sur le cas de la poutre O. Tout d'abord, la mesure de la variation des rotations lors de la mise en charge n'est pas cohérente avec celle de l'ensemble des échantillons. En effet, les mesures réalisées pour les poutres M, N, P, Q et R montrent que les LVDT sous-estiment les rotations, ce qui mène à une sur-estimation de la raideur en flexion. Cette tendance est confirmée par l'analyse réalisée lors de la première expérience (âme sens radial) dans laquelle la raideur déterminée avec les mesures des LVDT est supérieure à la raideur théorique (section 4.1.1). La valeur de la flèche mesurée semble élevée et la valeur du module de raideur en cisaillement longitudinal trouvée est deux fois inférieure à la valeur attendue.

Une étude visuelle de la poutre indique qu'elle ne possède pas plus de défauts que les autres échantillons. Par ailleurs, sa masse volumique et ses dimensions sont du même ordre de grandeur que les autres poutres sandwich fabriquées.

L'étude des déplacements différés fait par la suite montre que la poutre se comporte de façon similaire aux autres échantillons (pente de fluage relatif identique). C'est pourquoi nous supposons qu'il ne s'agit pas d'une caractéristique matériau différente mais d'un problème de mesure pendant la mise en charge. Par ailleurs, en considérant qu'un inclinomètre est mal étalonné, il est possible de retrouver des valeurs cohérentes lors de la mise en charge ainsi que lors des mois de fluage. Cependant aucune source d'erreur de mesure ou d'étalonnage n'a été trouvée.

Les déplacements ne peuvent pas être corrigés pour cet échantillon mais l'erreur observée sur les raideurs instantanées aura une influence sur les résultats des déplacements différés mesurés. C'est pourquoi, lors de l'analyse des résultats différés, les résultats trouvés pour la poutre O ne sont pas pris en compte dans les moyennes réalisées.

4.2.4 Évaluation des déplacements différés

Dans cette section, l'ordre de grandeur des déplacements à mi-portée est ensuite évalué et permet de conclure que les valeurs mesurées sont significatives devant l'incertitude de mesure. Puis, une analyse des données brutes permet de se rendre compte de la perte d'un capteur de rotation de la poutre M. Un signal virtuel M est alors construite afin d'évaluer les déplacements différés pendant les 181 jours de l'expérience. Enfin l'ordre de grandeur des rotations différées est étudié et il n'est pas évident de conclure si celles-ci doivent être prises en compte. Ainsi, deux estimations du fluage en cisaillement longitudinal sont faites.

4.2.4.1 Analyse des données brutes

L'évolution de la flèche et des rotations sont enregistrées pendant 181 jours et tracées sur les figures 4.17 et 4.19. Les variations rapides observées sur les courbes correspondent aux cycles de la climatisation car les capteurs sont sensibles aux variations de température. Celle-ci se stabilise vers la fin de l'expérience, c'est pourquoi les cycles ne sont pratiquement plus observés. Des paliers sont également observés sur les deux figures et sont dus à un problème électronique. Aux alentours du vingtième jour, une décroissance des rotations ainsi que de la flèche de la poutre R est observée. Un saut apparaît suite à cette décroissance ce qui semble suggérer qu'un phénomène empêche les déformations. Bien qu'elles ne soient pas expliquées, ces variations n'affectent pas de façon significative les résultats.

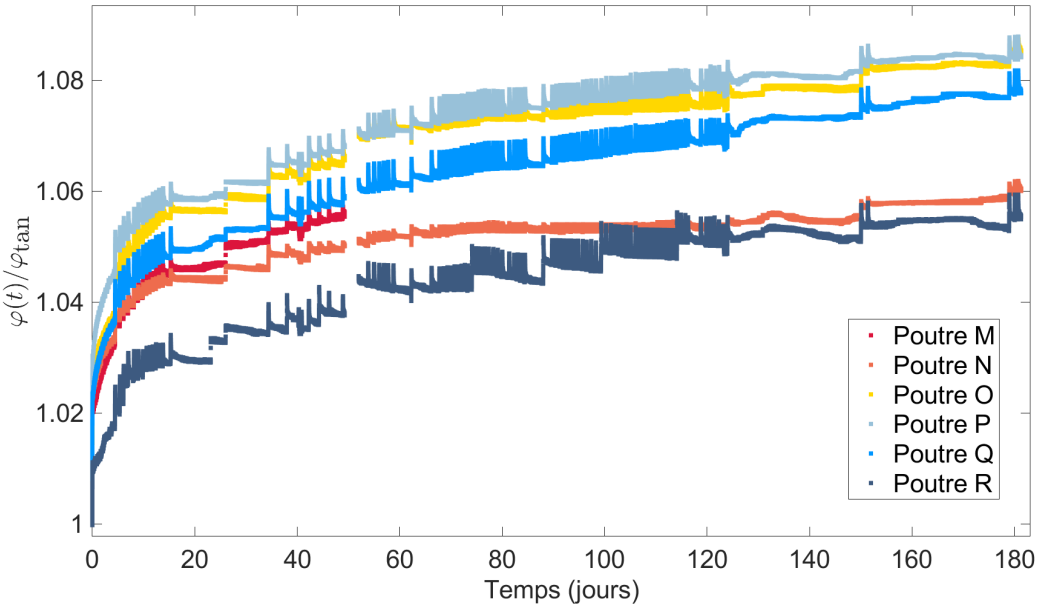


FIGURE 4.17 – Évolution des rotations en fonction du temps

La figure 4.17 montre que l'évolution des rotations de la poutre M est interrompue après

50 jours. En effet, à $t^* = 50$ jours, une coupure de courant provoque la perte du capteur de déplacement (LVDT) qui mesure la rotation φ_C de la poutre M. Les résultats de cette poutre sont donc présentés sur la base des 50 premiers jours de fluage. Afin de pouvoir analyser les déplacements différés de cet échantillon, un signal virtuel M^* est reconstitué. Pour cela, nous utilisons le signal donné par le capteur φ_B, resté fonctionnel, de la façon suivante :

$$\begin{cases} \varphi_C^*(t) &= \varphi_C(t) & \text{si } t < \text{ 50 jours} \\ \varphi_C^*(t) &= \varphi_C(t^*) + [\varphi_B(t) - \varphi_B(t^*)] & \text{sinon} \end{cases} \tag{4.5}$$

La partie symétrique des rotations de la poutre M^* s'écrit alors :

$$\varphi^*(t) = \varphi_C^*(t) + \varphi_B(t) \tag{4.6}$$

4.2.4.2 Rotations différées

L'évolution de la partie symétrique des rotations φ de chaque échantillon est tracée sur la figure 4.17 en fonction du temps. Les valeurs sont normalisées par φ_{tan} le signal des rotations associées à la raideur tangente déterminée D_{tan} (Tableau 4.14).

La variation moyenne des rotations différées est égale à $(1.31 \pm 0.30) \times 10^{-3}$ rad et l'incertitude sur le calcul de cette variation est indiquée pour chaque poutre dans le tableau 4.16. Cette incertitude représente entre 17% et 30% de l'amplitude des rotations différées mesurées. La variable $\delta\varphi$ est définie comme la différence de la valeur des rotations mesurées avant le déchargement et celles mesurées à l'instant correspondant au début du fluage.

	M	N	O	P	Q	R
φ_f	16.1 (0.80)	21.1 (0.90)	15.8 (0.23)	22.1 (0.67)	22.3 (0.43)	18.1 (0.59)
φ_d	-	22.4 (0.39)	17.0 (0.38)	23.8 (0.45)	23.8 (0.39)	19.1 (0.38)
$\delta\varphi$	-	1.10 (0.43)	1.19 (0.37)	1.67 (0.54)	1.58 (0.42)	1.00 (0.41)
$\delta\hat{\varphi}$	-	0.06	0.08	0.08	0.07	0.06

TABLEAU 4.16 – Dérive des capteurs de rotations (incertitudes) [10^{-3} rad]

L'amplitude des rotations différées mesurées lors de la première expérience (âme sens radial) est en moyenne égale à $(1.33 \pm 0.55) \times 10^{-3}$ rad et le fluage relatif des rotations $\delta\hat{\varphi}$ a été trouvé compris entre 0.06 et 0.13 selon l'échantillon considéré. Les rotations avaient alors été

supposées constantes et ces valeurs sont très proches de celles trouvées dans le tableau 4.16 pour la seconde expérience (âme sens longitudinal). Il semble que les rotations différées puissent être négligées. Ces déplacements peuvent être associés au fluage longitudinal et supposer que les rotations différées sont nulles implique que le fluage longitudinal l'est également. La revue de littérature réalisée dans la section 1.5.1 a néanmoins montré que le fluage longitudinal du bois n'est pas nul (Tableau 1.7) et, dans certains cas, il peut être représenté par une loi puissance. Le fluage longitudinal relatif $\delta\hat{\varepsilon}_L(t)$ est défini comme le rapport entre les rotations mesurées $\varphi(t)$ et les rotations $\varphi_{\text{tan}}(t)$ associées à la raideur en flexion tangente D_{tan} déterminée lors de la mise en charge tel que :

$$\delta\hat{\varepsilon}_L(t) = \frac{\varphi(t)}{\varphi_{\text{tan}}} - 1 \tag{4.7}$$

Le fluage longitudinal est tracé dans une représentation logarithmique sur la figure 4.18. L'aspect des courbes ne permet pas de trouver une droite linéaire. En effet, la méthode de mesure proposée n'est pas adaptée afin de mesurer le fluage longitudinal. C'est pourquoi, aucune loi n'est ajustée sur les données expérimentales et nous ne cherchons pas à prédire l'évolution du fluage relatif dans cette direction.

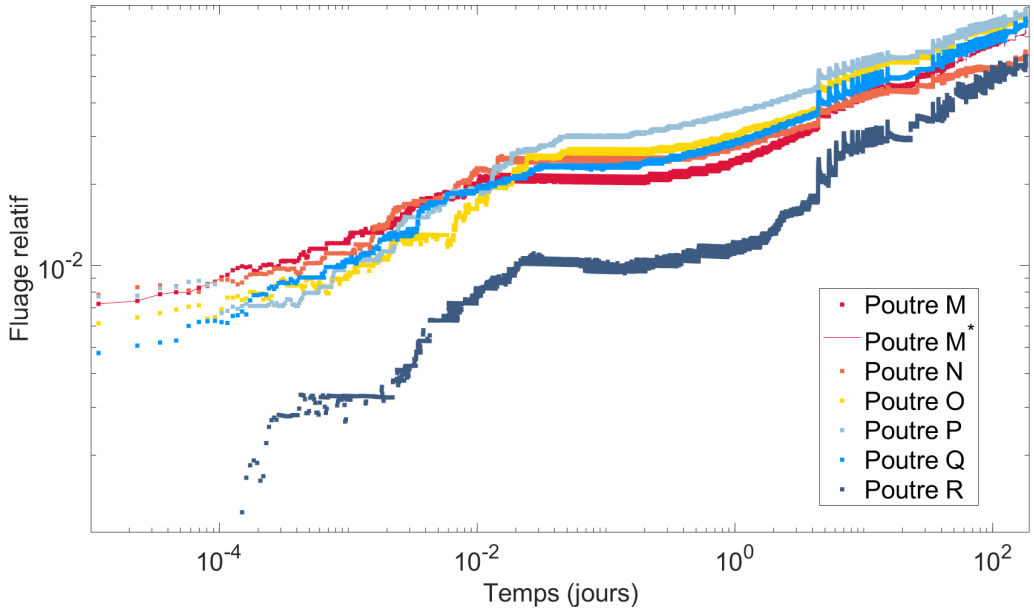


FIGURE 4.18 – Fluage relatif des rotations en fonction du temps

Dans la suite de ce chapitre, deux ajustements du fluage en cisaillement longitudinal sont donc proposés. Pour le premier nous ne prenons pas en compte les rotations différées ensuite prises en compte dans le second ajustement.

4.2.4.3 Flèches différées

L'évolution des flèches différées est représentée sur la figure 4.19. L'évolution de la flèche $f(t)$ est normalisée par la flèche obtenue f_{tan} avec les raideurs tangentes.

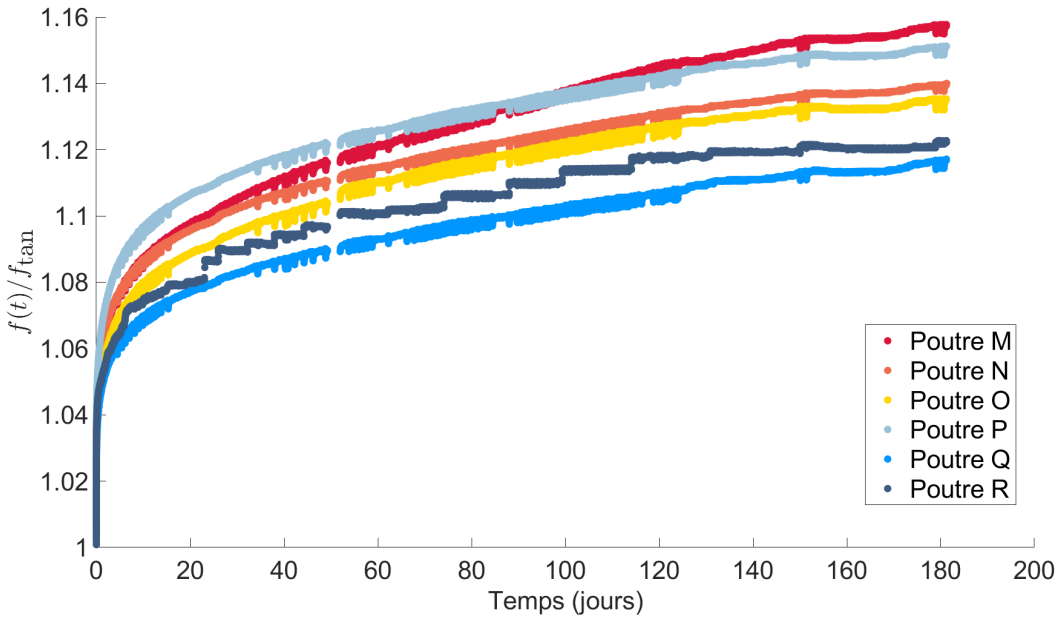


FIGURE 4.19 – Évolution des déformations au centre des échantillon en fonction du temps

La flèche différée finale est présentée tableau 4.17 et la variation de la flèche δf est définie comme la différence de la flèche mesurée après 181 jours de fluage (f_d) et la flèche mesurée à l'instant du début du fluage (f_f). La flèche f_d, est en moyenne égale à $(2.63 \pm 0.36) \times 10^{-3}$ mm. Il y a donc un facteur 15 entre les déplacements différés et l'erreur sur cette mesure. Ce facteur est similaire à celui de l'expérience précédente et les déplacements différés sont significatifs devant l'incertitude de mesure.

	M	N	O	P	Q	R
f_f [mm]	1.85 (0.01)	2.57 (0.01)	2.23 (0.01)	2.64 (0.01)	2.57 (0.01)	2.12 (0.01)
f_d [mm]	2.10 (0.02)	2.89 (0.02)	2.51 (0.02)	3.02 (0.02)	2.86 (0.02)	2.36 (0.02)
δf [mm]	0.25 (0.02)	0.32 (0.02)	0.29 (0.02)	0.39 (0.02)	0.29 (0.02)	0.24 (0.02)
$\delta \hat{f}$	0.14	0.12	0.13	0.14	0.11	0.11

TABLEAU 4.17 – Valeurs des déplacements ainsi que du chargement associé à chaque échantillon (incertitude)

4.2.5 Ajustement en négligeant les rotations différées

Nous négligeons tout d'abord les rotations différées. La part du bois dans la mesure des rotations est faible et nous avons montré dans la section précédente que la variation des rotations différées peut être raisonnablement attribuée à une incertitude de mesure. Nous supposons ainsi que la raideur tangente D_{tan} déterminée dans la section 4.2.1 est constante au cours de l'expérience. Le fluage en cisaillement sera de fait surestimé.

Le fluage relatif en cisaillement longitudinal est défini comme le rapport entre la flèche de cisaillement mesurée $f_\tau(t)$ et la flèche de cisaillement estimée avec les raideurs tangentes $f_{\tau,\text{tan}}(t)$. Ce fluage relatif est noté $\delta\hat{\varepsilon}_{LZ}$ tel que :

$$\delta\hat{\varepsilon}_{LZ}(t) = \frac{f_\tau(t)}{f_{\tau,\text{tan}}} - 1 \tag{4.8}$$

Le coefficient $k_{LZ,\text{def}}$ correspond à la valeur de ce rapport calculé à l'instant $t = 50$ ans. Lorsque le fluage relatif est tracé dans une échelle logarithmique, les courbes sont globalement linéaires, en particulier pour les temps supérieurs à 40 min (Figure 4.20). Les données expérimentales peuvent donc être modélisées avec la loi puissance.

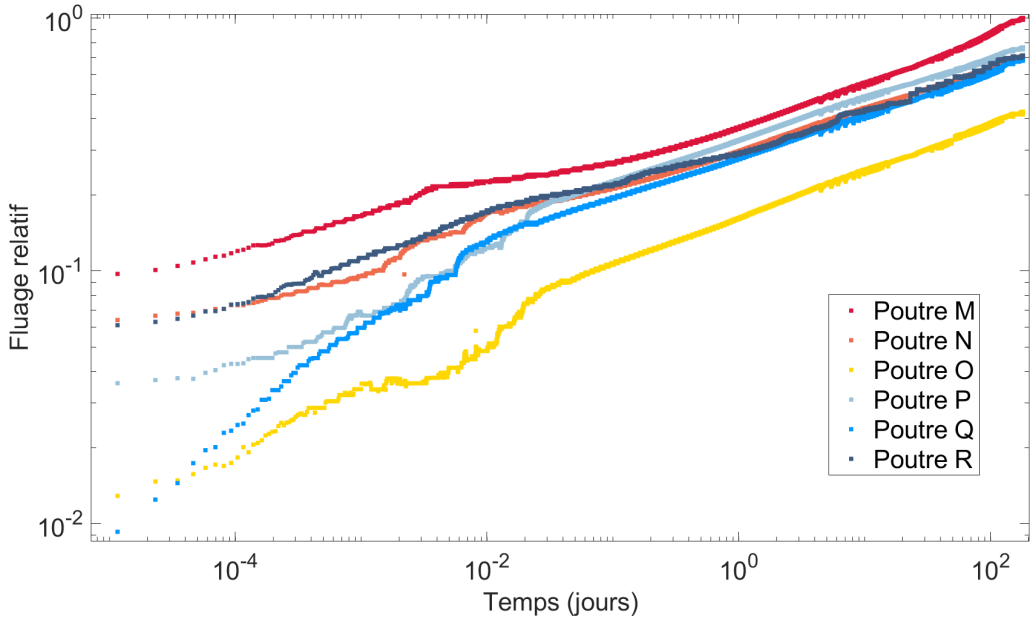


FIGURE 4.20 – Fluage du cisaillement longitudinal dans le cas où les rotations différées des rotations sont négligées

La figure 4.20 montre que le fluage relatif en cisaillement longitudinal est sensible aux conditions initiales mais que le comportement du fluage est identique pour toutes les poutres. Le module de raideur en cisaillement longitudinal de la poutre O a été trouvé environ deux fois inférieur à celui des autres échantillons. La flèche instantanée en cisaillement $f_{\tau,\text{tan}}$ est donc

probablement surestimée ce qui explique la translation de la courbe du fluage relatif de cette poutre par rapport aux autres échantillons.

L'ajustement d'une loi puissance est réalisé à l'aide des deux méthodes décrites dans la section 4.1.3.3. Pour chacune de ces méthodes, une étude de sensibilité sur le choix des points utilisés pour l'ajustement est réalisée. Le premier point des données expérimentales utilisé pour l'ajustement est noté t_m et est défini relativement au premier instant du fluage tel que $t_m = t_f + t_{\text{inst}}$. Les coefficients trouvés pour chacune des poutres sont normalisés avec le coefficient trouvé lorsque $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$ et noté $k_{LZ,\text{def}}$ (Figures 4.21 et 4.22).

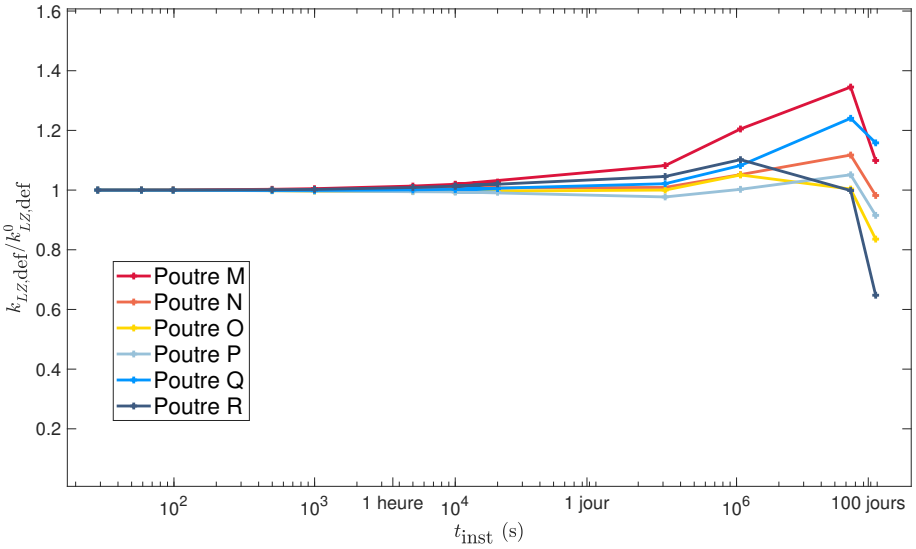


FIGURE 4.21 – Estimation du coefficient de fluage $k_{LC,\text{def}}$ avec la méthode reglin en fonction de t_{inst}

Pour ces deux méthodes, le choix de t_{inst} n'a pas d'influence sur la valeur du coefficient de fluage calculé à 50 ans tant que celle ci est inférieure à une heure. Il semble que les poutres M, P, et Q voient leur fluage accélérer tandis que le coefficient de fluage obtenu pour les poutres O et R diminue lorsque le premier jour n'est pas considéré. La valeur retenue est $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$ ce qui permet de comparer les résultats avec ceux obtenus dans la précédente expérience. Les ajustements réalisés en négligeant les cent premiers jours ne permettent pas de conclure car le nombre de points n'est pas suffisant pour l'ajustement.

Le tableau 4.18 rassemble les valeurs des coefficients de fluage et les paramètres de la loi puissance obtenue. La moyenne du coefficient de fluage obtenu à 50 ans est $k_{LZ,\text{def}} = 1.75 \pm 0.41$ avec la méthode reg-lin et $k_{LZ,\text{def}} = 1.70 \pm 0.35$ avec la méthode puissance. Le coefficient de variation sur l'ensemble des résultats est donc d'environ 21% ce qui est

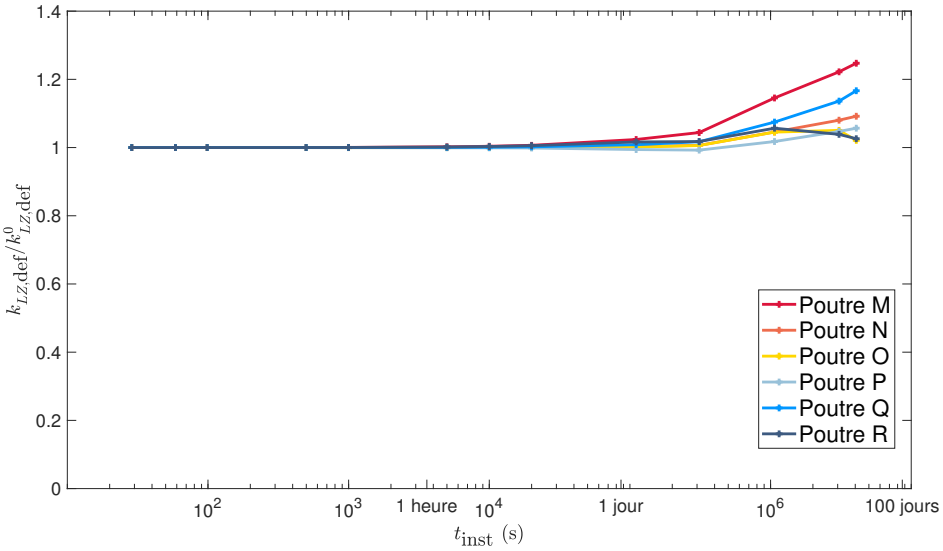


FIGURE 4.22 – Estimation du coefficient de fluage $k_{LZ,\mathrm{def}}$ avec la méthode puissance en fonction de t_{inst}

	M	N	O	P	Q	R
Méthode régression linéaire						
$k_{LZ,\mathrm{def}}$	2.32 (0.12)	1.50 (0.06)	1.01 (0.04)	1.61 (0.05)	1.50 (0.06)	1.55 (0.07)
n	0.189	0.164	0.187	0.162	0.172	0.169
τ [s]	1.84×10^7	1.32×10^8	1.49×10^9	8.13×10^7	1.50×10^8	1.18×10^8
τ [années]	0.58	4.18	47.27	2.58	4.75	3.73
Méthode puissance						
$k_{LZ,\mathrm{def}}$	2.49 (0.12)	1.53 (0.06)	1.02 (0.04)	1.60 (0.05)	1.54 (0.06)	1.60 (0.07)
n	0.201	0.167	0.188	0.160	0.176	0.175
τ [s]	1.68×10^7	1.25×10^8	1.45×10^9	8.35×10^7	1.38×10^8	1.06×10^8
τ [années]	0.53	3.98	45.98	2.65	4.38	3.35

TABLEAU 4.18 – Valeurs des paramètres de la loi puissance lorsque $t_{\mathrm{inst}} = 30\,\mathrm{s}$ (incertitude)

cohérent avec la dispersion trouvée pour la raideur en cisaillement lorsque la poutre O est ignorée. Cette dispersion devient égale à 3% lorsque la poutre M n'est pas prise en compte ce qui démontre la reproductibilité des résultats. De plus, les résultats trouvés avec les deux méthodes sont identiques, aux écarts de mesure près et l'incertitude sur chacune des valeurs trouvée est inférieure à 5% ce qui est faible. Ainsi le choix de la méthode de modélisation n'a aucun impact dans les résultats trouvés.

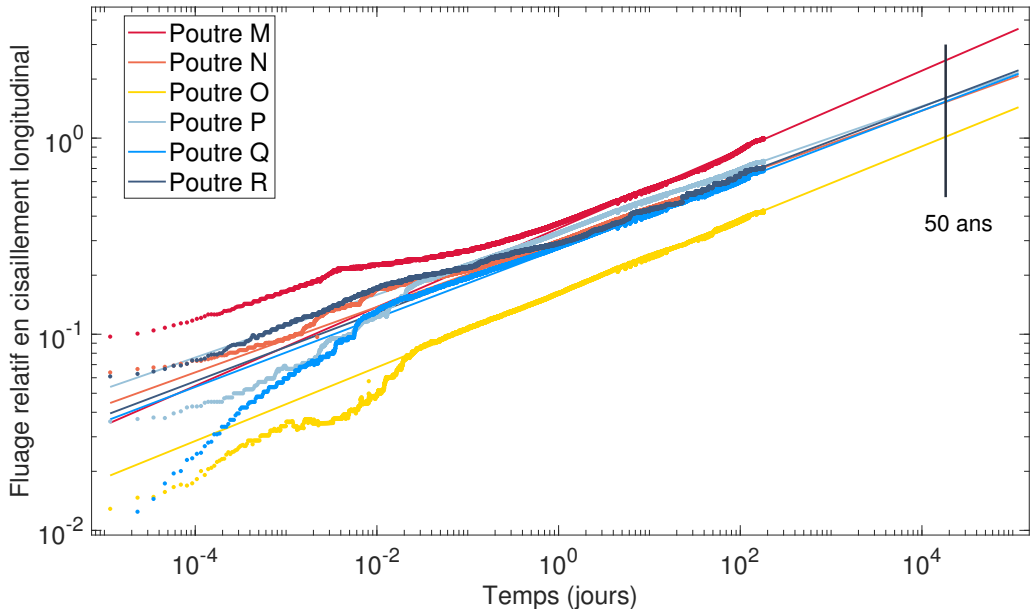


FIGURE 4.23 – Fluage et modélisation du fluage relatif en cisaillement longitudinal lorsque les rotations différées sont négligées

La racine de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) permet de quantifier la différence entre les signaux de mesures et l'ajustement de la loi puissance. Cette grandeur est calculée pour chacune des méthodes. Elle est de l'ordre de 0.008 pour la méthode puissance tandis qu'elle est en moyenne égal à 0.018 pour la méthode reg-lin. Ainsi, la méthode puissance a une erreur de prédiction environ deux fois inférieure à la celle de la méthode reg-lin. De plus, la méthode puissance semble moins sensible au choix de t_{inst}. C'est pourquoi les résultats retenus sont ceux trouvés avec la méthode puissance et les lois de puissances trouvées sont tracées sur la figure 4.23. Le fluage en cisaillement longitudinal est estimé égal à $k_{LC,\text{def}} = 1.70 \pm 0.35$ à 50 ans lorsque les rotations différées sont négligées. Le temps pour doubler les déplacements initiaux est en moyenne de 3 ans ce qui est 7 à 20 fois supérieur au temps de doublement des déplacements dus au fluage en cisaillement roulant.

4.2.6 Ajustement en tenant compte des rotations différées

Comme annoncé précédemment nous tenons compte maintenant des rotations différées dans l'analyse du fluage. Ainsi, la flèche de flexion n'est pas considérée constante et les variations différées mesurées par les LVDT sont prises en compte. Les déplacements différés de la poutre O ne sont pas étudiés. En effet, l'étude des déplacements lors de la mise en charge a montré que la mesure des rotations présente une erreur dont l'origine n'a pas été trouvée et n'a donc pas pu être corrigée. La poutre virtuelle M^* est présentée mais les valeurs trouvées avec ces signaux ne sont pas pris en compte dans les moyennes réalisées. Les résultats pré-

sentés pour l'échantillon M sont basés sur l'étude des 50 premiers jours. Le fluage relatif en cisaillement longitudinal $\delta\hat{\varepsilon}_{LZ}(t)$ est défini avec l'équation (4.8) et est tracé dans une échelle logarithmique sur la figure 4.24 pour chacun des échantillons. La valeur du fluage relatif calculé à l'instant $t = 50$ ans est noté $k_{LZ,\text{def}}$.

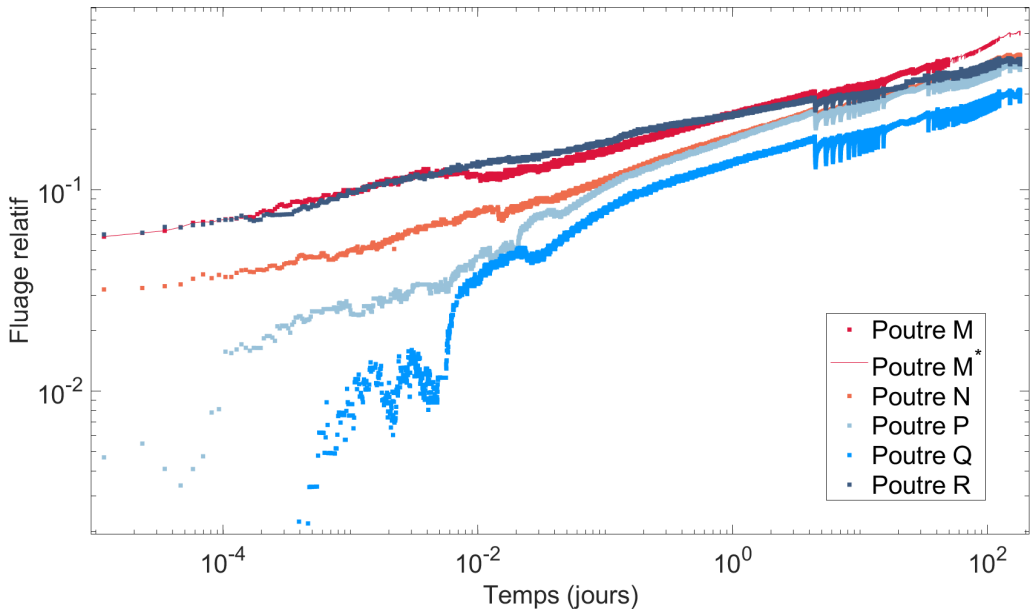


FIGURE 4.24 – Fluage du cisaillement longitudinal en tenant compte des rotations différées

La courbe de la poutre Q a un aspect particulier au début du fluage. Cela est dû à la sensibilité de l'ajustement aux conditions initiales. Cependant si les 15 premières minutes sont ignorées (10^{-2} jours), l'allure de toutes les courbes est similaire. Elles forment une droite dans une représentation logarithmique, ainsi elles peuvent être ajustées avec la loi puissance définie à l'équation (4.2). Les paramètres de loi puissance sont recherchés avec la méthode reg-lin puis avec la méthode puissance. Une étude de sensibilité sur le choix de t_{inst} est ensuite réalisée. L'évolution de la valeur du coefficient de fluage calculé à 50 ans en fonction de la valeur de t_{inst} est tracée sur les figures 4.25 et 4.26 pour les deux méthodes d'ajustement.

La valeur de t_{inst} n'influence pas le résultat tant qu'elle est inférieure à une heure. Cependant, les figures 4.25 et 4.26 montrent que la méthode reg-lin est plus sensible au choix de cette valeur que la méthode puissance. La vitesse du fluage relatif semble diminuer après le premier jour de fluage pour les poutres P et Q mais cette observation n'est pas vraie pour tous les échantillons. Afin de comparer les résultats obtenus avec les précédentes études, les paramètres de la loi puissance sont calculés avec $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$ (Tableau 4.19).

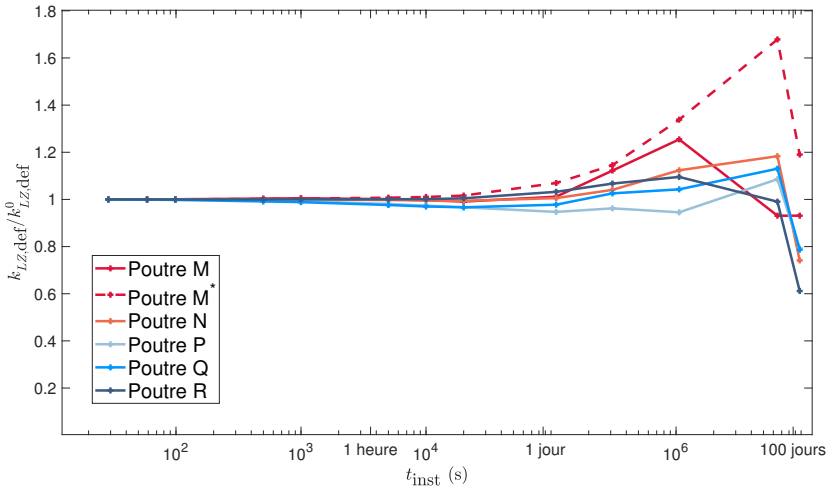


FIGURE 4.25 – Estimation du coefficient de fluage $k_{LZ,\mathrm{def}}$ avec la méthode reg-lin en fonction de t_{inst}

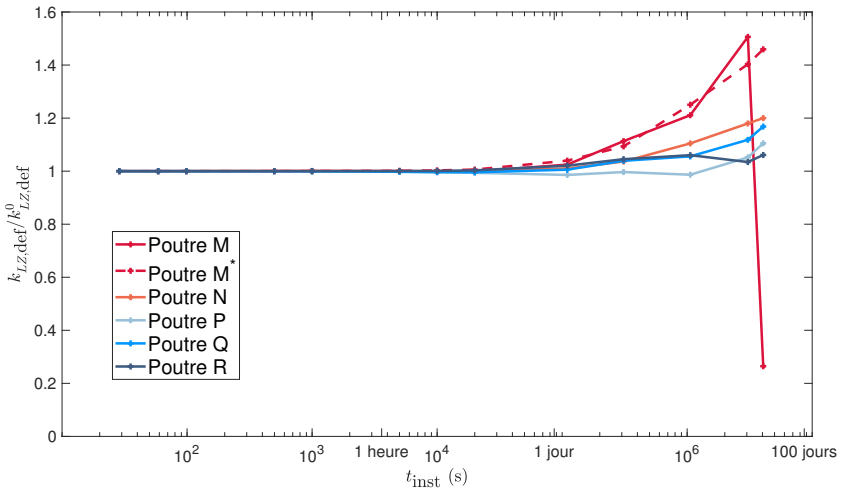


FIGURE 4.26 – Estimation du coefficient de fluage $k_{LZ,\mathrm{def}}$ avec la méthode puissance en fonction du paramètre t_{inst}

Les valeurs trouvées pour les poutres M et M^* nécessitent un commentaire. En effet, la première est le résultat de l'extrapolation du premier mois d'essai tandis que la deuxième suppose que les variations différées des rotations de la poutre sont parfaitement symétriques après le premier mois d'essai. Les résultats trouvés sont compris entre 1.07 et 1.53 et sont globalement supérieurs à ceux trouvés pour les autres échantillons. Par ailleurs, les figures 4.25 et 4.26 montrent que le fluage relatif calculé à 50 ans augmente avec celle de t_{inst} ce qui indique une augmentation de la vitesse de fluage. Bien que d'autres échantillons voient également leur vitesse de fluage augmenter, ce phénomène semble particulièrement important pour la poutre M. Ces observations peuvent être la conséquence de la faible durée d'essai étudié pour l'échantillon M ou de l'hypothèse faite sur les rotations de la poutre M^*. Cependant, cela

	M	M*	N	P	Q	R
Méthode régression linéaire						
$k_{LZ,\text{def}}$	1.07 (0.12)	1.38 (0.10)	1.09 (0.06)	0.92 (0.06)	0.65 (0.08)	0.80 (0.05)
n	0.156	0.186	0.184	0.169	0.165	0.127
τ [s]	9.97×10^8	2.80×10^8	9.95×10^8	2.50×10^9	2.11×10^{10}	8.99×10^9
τ [années]	32	9	32	79	669	285
Méthode puissance						
$k_{LZ,\text{def}}$	1.10 (0.12)	1.53 (0.10)	1.12 (0.06)	0.90 (0.06)	0.65 (0.08)	0.82 (0.05)
n	0.160	0.204	0.189	0.164	0.165	0.131
τ [s]	8.45×10^8	1.93×10^8	8.57×10^8	3.10×10^9	2.17×10^{10}	7.11×10^9
τ [années]	27	6	27	98	687	225

TABLEAU 4.19 – Paramètres de la loi puissance lorsque $t_{\text{inst}} = 30\,\text{s}$ (incertitude)

peut également être représentatif de la dispersion des caractéristiques et du comportement du bois. Il n'est pas possible de discriminer et de conclure sur la valeur la plus cohérente pour cet échantillon et pour cette raison les résultats ne seront pas inclus dans les moyennes réalisées.

De ce fait, la moyenne (poutres N, P, Q et R) trouvée avec chacune des méthodes est identique et égale à $k_{LZ,\text{def}} = 0.87 \pm 0.20$. Un coefficient de variation de 22% est alors trouvé ce qui est supérieur à la dispersion trouvée sur les résultats du module de raideur instantané en cisaillement longitudinal mais cohérent avec la dispersion du bois. Lorsque la poutre M est considérée, la moyenne devient 0.92 ± 0.20 et la dispersion des résultats obtenus est de 22% ce qui reste cohérent. La valeur du temps nécessaire pour doubler les déformations instantanées est très dispersée, il varie entre 27 et 687 ans. Aucune corrélation n'est trouvée entre cette caractéristique et le taux de contrainte de l'échantillon ou de sa raideur en cisaillement longitudinal.

La racine de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) est de l'ordre de 0.01 pour la méthode puissance et environ quatre fois supérieur avec la méthode reg-lin. La différence est plus importante que lors des précédentes études. En effet, les déplacements différés considérés sont faibles ce qui rend l'ajustement plus sensible au bruit des mesures. Les déplacements différés sont sensibles aux paramètres tangents trouvés mais également à l'ajustement de la température et de l'humidité de la pièce. Ces cycles d'ajustement hygrométriques sont visibles sur la figure 4.27 ce qui n'était pas le cas lors de l'étude du fluage en cisaillement roulant (Figure 4.10) ou lors de l'étude du fluage en cisaillement longitudinal lorsque les rotations différées sont négligées (Figure 4.23). Cependant, les valeurs du coefficient $k_{LZ,\text{def}}$ trouvées avec les

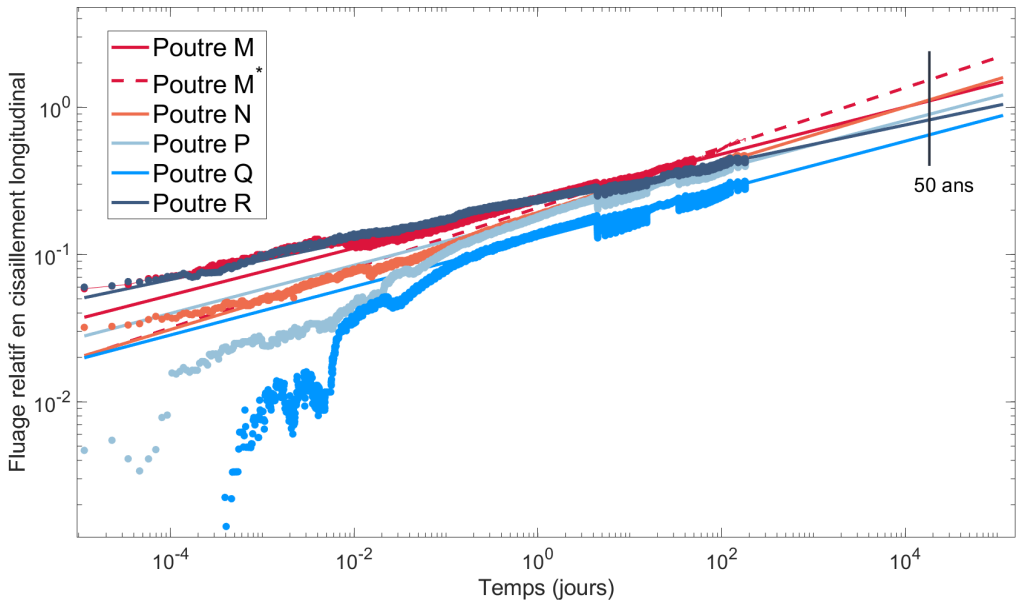


FIGURE 4.27 – Fluage et modélisation du fluage relatif en cisaillement longitudinal en prenant compte des rotations différées

deux méthodes sont similaires, aux incertitudes près et nous conservons comme référence celles trouvées avec la méthode puissance. L'ensemble des fonctions trouvées avec cette méthode est représenté sur la figure 4.27.

4.2.7 Synthèse de l'essai de cisaillement longitudinal

L'objectif de cette campagne d'essai était de mesurer l'évolution du module de cisaillement longitudinal au cours du temps. Pour cela, 6 poutres ont été chargées et l'évolution de leurs déplacements a été mesurée pendant 181 jours.

Un calcul théorique montre que la contribution du bois à la raideur en flexion ne peut pas être négligée. Cependant, le module de Young longitudinal du bois constituant les échantillons n'est pas connu. Une mesure précise des rotations lors de la mise en charge est donc nécessaire pour estimer la raideur en flexion de chacune des éprouvettes. Pour cela, les rotations sont mesurées à l'aide d'inclinomètres et de LVDT. Une valeur moyenne de la raideur en flexion tangente est trouvée lors de la mise en charge des éprouvettes égale à $D_{\text{tan}} = (5382 \pm 374)\,\text{N m}^2$. Le module de Young du bois peut être estimé avec une incertitude d'environ 30% et le dispositif de mesure ne permet donc pas de déterminer avec précision cette grandeur. Le module de raideur en cisaillement longitudinal est trouvé égale à $G_{LZ,0} = (496 \pm 79)\,\text{MPa}$. Cette valeur est inférieure aux données trouvées dans la revue de littérature. Cependant, le rapport $G_{LZ,0}/\rho$ est cohérent avec les valeurs trouvées par Neuhaus (1981); Keunecke et al. (2007); Dahl et Malo (2009); Longo et al. (2018).

La poutre O présente des valeurs incohérente lors de la mise en charge et l'ordre de grandeur du module de raideur n'est pas celui attendu pour de l'épicéa. Il semble que la mesure des rotations soit la cause de cet écart mais la source de cette erreur n'a pas été identifiée avec certitude. Cependant, la pente de la courbe du fluage relatif est comparable aux autres échantillons ce qui confirme que les valeurs aberrantes obtenues pendant la mise en charge sont dues à un problème informatique et non pas matériau. Ainsi, les valeurs trouvées pour cet échantillon lors de l'étude des déplacements différés ont été ignorées.

L'étude des déplacements permet de calculer le fluage en cisaillement longitudinal des échantillons testés. Cependant, l'analyse des rotations différées ne permet pas de conclure si les variations mesurées sont dues aux erreurs de mesure ou au fluage longitudinal du bois et deux hypothèses sont faites :

- Dans un premier temps, les rotations différées sont négligées et la totalité des déplacements différés mesurés à mi-portée est attribué au fluage en cisaillement longitudinal. Le temps nécessaire afin de doubler les déformations instantanées est compris entre 6 mois et 4 ans et le taux de fluage calculé à 50 ans est égal à $k_{LZ,\text{def}} = 1.70 \pm 0.53$.
- Dans un second temps les déformations différées sont prises en compte. Il est alors possible de mesurer le fluage en cisaillement longitudinal et à 50 ans, le taux de fluage est égal à $k_{LZ\text{def}} = 0.87 \pm 0.29$. Le temps pour doubler les déformations initiales est alors compris entre 27 et 687 ans.

Quelle que soit l'hypothèse considérée, les résultats obtenus avec deux méthodes d'ajustement sont égaux aux erreurs de mesure près. De même, l'instant t_{inst} n'a pas d'influence sur les paramètres ajustés tant que celui ci reste inférieur à une heure. La modélisation est sensible aux conditions initiales et c'est particulièrement vrai lorsque les rotations différées sont prises en compte. En effet, la part de la flèche attribuée à la variation du module de raideur en cisaillement est faible. Ainsi de petites erreurs de mesures sont amplifiées lorsque les effets du fluage sont analysés. L'incertitude sur la valeur du coefficient de fluage estimé à 50 ans est inférieure à 5% lorsque les rotations différées sont négligées, cette incertitude de mesure être multipliée par 3 lorsque les rotations différées sont prises en compte.

Par ailleurs, la vitesse de fluage semble ne pas être constante. Ceci est visible lors de l'étude de l'influence de la valeur de t_{inst} sur le taux de fluage estimé à 50 ans. Lorsque les premiers jours ne sont pas pris en compte dans la modélisation, le coefficient de fluage alors calculé est plus important pour la plupart des échantillons. Cela indique que la vitesse de fluage augmente et peut signifier que l'essai n'a pas duré assez longtemps.

L'ensemble des valeurs d'intérêt de cet essai est rassemblé dans le tableau 4.20. Lorsque les rotations différées sont prises en compte, les paramètres de la loi de fluage de la poutre M sont ajustés sur les 50 premiers jours de fluage en raison de la perte de signal d'un capteur de rotation.

	M	N	O	P	Q	R
TdC[1][%]	22.3	27.6	21.7	26.6	27.8	22.5
w [%]	11.2	10.5	9.39	10.3	11.2	10.6
ρ [kg m^{-3}]	489	388	354	360	413	352
$G_{LZ,0}$ [MPa]	623 (32)	437 (15)	252 (5)	423 (13)	511 (15)	488 (19)
D_{tan} [N m^2]	5799 (207)	5334 (221)	5838 (92)	5167 (124)	5145 (88)	5008 (155)
$\delta\varphi$	-	1.10 (0.43)	1.19 (0.37)	1.67 (0.54)	1.58 (0.42)	1.00 (0.41)
δf [mm]	0.25 (0.02)	0.32 (0.02)	0.29 (0.02)	0.39 (0.02)	0.29 (0.02)	0.24 (0.02)
Lorsque les rotations différées sont négligées						
$k_{LZ,\text{def}}$	2.49 (0.12)	1.53 (0.06)	1.02 (0.04)	1.60 (0.05)	1.54 (0.06)	1.60 (0.07)
n	0.201	0.167	0.188	0.160	0.176	0.175
τ^* [années]	0.53	3.98	45.98	2.65	4.38	3.35
Lorsque les rotations différées sont prises en compte						
$k_{LZ,\text{def}}$	1.10 (0.12)	1.12 (0.06)	-	0.90 (0.06)	0.65 (0.08)	0.82 (0.05)
n	0.160	0.189	-	0.164	0.165	0.131
τ^* [années]	27	27	-	98	687	225

[1] Taux de contrainte
[*] Temps pour doubler les déformations instantanées

TABLEAU 4.20 – Résumé des caractéristiques des échantillons pour les échantillons ayant l'âme orientée dans le sens longitudinal

Finalement, le coefficient de fluage associé au fluage en cisaillement longitudinal est estimé dans l'intervalle :

$$0.87 < k_{LC\text{def}} < 1.70 \tag{4.9}$$

Cette estimation est cohérente avec la littérature trouvée. En effet, les valeurs trouvées dans la littérature (section 1.5) sont de 2.8 (Hayashi et al., 1993) et 0.78 (Schniewind et Barrett, 1972).

4.3 Synthèse des essais

On a donc montré que ce dispositif d'essai permet de déterminer la raideur en cisaillement roulant et en cisaillement longitudinal. L'étude de la mise en charge et du déchargement réalisée lors du premier essai permet de valider la répétabilité des valeurs mesurées. On trouve le module de raideur en cisaillement roulant égal à $G_{CZ,0} = (117 \pm 14)$ MPa (CV $= 10.3\,\%$) tandis que la raideur en cisaillement longitudinal est trouvée égale à $G_{LC,0} = (460 \pm 108)$ MPa (CV $= 23.5\,\%$). Le coefficient de variation double lors de la mesure de la raideur en cisaillement longitudinal. En effet, les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens radial sont constituées de plusieurs tasseaux de bois ce qui homogénéise les propriétés mesurées. Ce n'est pas le cas pour les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens longitudinal et la dispersion des modules mesurés est de l'ordre de grandeur de la dispersion des propriétés du bois. Les valeurs trouvées dans chacun des cas sont cependant cohérentes avec la littérature. Le module de raideur en cisaillement roulant est cohérent avec les valeurs trouvées dans la littérature à l'échelle de la lamelle de bois et la masse volumique des échantillons exprime la faible valeur du module de raideur en cisaillement longitudinal.

Les déformations différées des échantillons sont ensuite mesurées pendant 220 jours (âme radiale) et pendant 181 jours (âme longitudinale). L'évolution du fluage relatif en cisaillement de chacune des poutres testées peut alors être tracée. Lorsqu'elles sont tracées dans une représentation logarithmique (log-log) les courbes forment une droite qu'il est possible de modéliser avec une loi puissance. Deux méthodes d'ajustement sont proposées et les résultats obtenus sont égaux aux erreurs de mesures près. De plus, la valeur de l'instant du début de la modélisation t_{inst} n'a pas d'influence tant que celui-ci reste inférieur à 30 minutes. Enfin, l'étude des déformations différées montre que le fluage mesuré dans ces expériences est bien viscoélastique linéaire. Le seuil de linéarité semble donc se situer au-dessus de 57% de la contrainte de rupture pour la mesure de la raideur en cisaillement roulant.

Dans la première expérience (âme radiale) l'étude des rotations différées permet de valider l'hypothèse que la raideur en flexion est constante au cours du temps. La raideur ne dépend que de paramètres géométriques et du module de Young de l'acier, ce résultat étant attendu. Dans la seconde expérience (âme longitudinale), l'étude des rotations différées ne permet pas de valider si les variations mesurées sont dues à des erreurs de mesures ou aux déformations longitudinales différées du bois. Ainsi deux hypothèses sont faites sur la valeur des rotations différées et une loi puissance est ajustée aux déplacements différés dans chacun des cas.

On trouve alors un coefficient de fluage calculé à 50 ans égal à $k_{CZ,\text{def}} = 2.8 \pm 0.2$ pour la raideur en cisaillement roulant et compris entre 0.83 et 1.70 pour la raideur en cisaillement longitudinal, en fonction de l'hypothèse faite sur les rotations. Ainsi on trouve que le coefficient

de fluage en cisaillement roulant est 1.5 à 3 fois supérieur à celui en cisaillement longitudinal. L'étude du temps pour doubler les déformations instantanées montre qu'il est de l'ordre de 100 jours pour la raideur en cisaillement roulant tandis qu'il est de l'ordre de quelques années (entre 27 et 687 ans) pour la raideur en cisaillement longitudinal. Ces valeurs sont cohérentes avec les ordres de grandeurs du fluage mesuré dans la littérature (Hayashi et al., 1993; Schniewind et Barrett, 1972; Jöbstl et Schickhofer, 2007) et semblent montrer que les deux fluages ne peuvent être modélisés par la même loi.

5

Conclusion générale et perspectives

5.1 Conclusion

Ce travail avait pour objectif de caractériser le comportement différé des panneaux en bois lamellé croisé pour déterminer si les coefficients de fluage doivent être différenciés suivant la sollicitation mécanique lors du dimensionnement de bâtiments en bois.

L'état de l'art réalisé dans le Chapitre 1 nous a permis de montrer que l'échelle considérée est d'importance pour la mesure des déformations de cisaillement roulant. L'essai développé par Perret et al. (2018) permet de mesurer la raideur en cisaillement roulant à une échelle pertinente pour un panneau de CLT et a été utilisé dans ce travail. Il consiste en l'étude des déformations de poutres sandwichs soumises à une flexion quatre points. Ce travail s'est focalisé sur l'étude d'échantillons en épicéa commun (*Picea abies*) en raison de sa large utilisation dans la construction. Le développement de la théorie des poutres anisotropes et de l'approximation de Jourawsky (Chapitre 2) permet d'obtenir les expressions générales de la raideur en flexion et à l'effort tranchant. Ces expressions sont appliquées aux deux cas des poutres sandwichs étudiées dans les chapitres suivants. Nous montrons que le dispositif choisi permet d'isoler les déformations différées en cisaillement longitudinal et en cisaillement roulant selon la direction de l'âme en bois considérée. Ce protocole est donc pertinent pour mesurer le fluage du bois pendant plusieurs mois, les essais ayant été interrompus en raison de contraintes de temps de ce travail de thèse et non pas pour une défaillance du matériel ou du système de mesure.

Deux campagnes d'essais de fluage ont alors été réalisées. Dans un premier temps des poutres sandwichs ayant l'âme en bois orientée dans le sens radial ont été mises en charge pendant 220 jours. Puis, des poutres sandwichs ayant l'âme en bois orientée dans le sens

longitudinal ont ensuite été mises en charge pendant 180 jours. La description du protocole de fabrication de ces éprouvettes, la description du bâti de fluage et des systèmes de mesure utilisés fait l'objet du Chapitre 3. L'étude des déformations différées permet de dépasser les connaissances actuelles sur le comportement du bois sur plusieurs aspects.

Tout d'abord, le bois peut être considéré comme un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant lorsque, à température et humidité constantes, son niveau de chargement est inférieur au seuil de linéarité. Il a été montré par des études antérieures que ce seuil se situe aux alentours de 40% de la charge de rupture pour le module de Young longitudinal. Cependant cette limite n'a pas été investiguée pour le module de raideur en cisaillement roulant. Les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens radial ont été soumises à un taux de chargement compris entre 42 et 57% de la résistance en cisaillement roulant. Les déformations différées mesurées ne semblent pas dépendre pas du seuil de chargement et l'hypothèse d'un fluage linéaire semble respectée. Une étude plus approfondie serait nécessaire afin de caractériser précisément la valeur de ce seuil.

De plus, la revue de la littérature a montré que la fonction puissance est la plus appropriée pour représenter les déformations différées du fluage viscoélastique linéaire sur une grande durée et l'étude des déformations différées en cisaillement roulant et en cisaillement longitudinal a validé la pertinence de cette représentation.

Enfin le coefficient de fluage a été calculé à 50 ans égal à $k_{CZ,\text{def}} = 2.8 \pm 0.2$ pour la raideur en cisaillement roulant et compris entre 0.83 et 1.65 pour la raideur en cisaillement longitudinal. L'étude des rotations différées des éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens longitudinal n'a en effet pas permis de déterminer si les variations mesurées sont dues à des erreurs de mesures ou aux déformations différées en flexion de l'âme en bois. La valeur plutôt élevée du coefficient de cisaillement roulant est cohérente et était attendue compte tenu des précédentes tentatives d'estimations du coefficient k_{def} pour des panneaux de CLT (Jöbstl et Schickhofer, 2007; Colling, 2014; Pirvu et Karacabeyli, 2014).

5.2 Perspectives

Le protocole développé dans cette thèse a permis de mesurer la raideur en cisaillement roulant et longitudinal mais également d'estimer l'évolution de leur fluage. Ce travail a également permis d'identifier les limites de ce protocole.

Une première limite concerne la qualité et la précision des mesures effectuées. En particulier la mesure des rotations nécessite une précision importante. Les capteurs de déplacements (LVDT) ont nécessité une correction et les inclinomètres n'étaient pas stables à long terme. La redondance des mesures a permis de corriger la plupart des résultats mais cela n'a néanmoins pas été possible pour la poutre O par exemple. De plus, ces corrections sont des sources

d'incertitudes. Il serait pertinent de développer une méthode de mesure plus précise et stable à long terme, à l'aide de mesures optiques par exemple.

Une deuxième limite concerne la durée des expériences car le temps maximal de la mesure des déformations différées dans ce travail a été de 220 jours. La question "*est-ce suffisant ?*" peut être posée. L'étude de la littérature réalisée ne permet pas de répondre avec certitude à cette interrogation. L'étude de la vitesse de fluage permet néanmoins d'affirmer que celle-ci est stabilisée dans l'étude des déformations différées dues à la raideur en cisaillement roulant. Il semble donc que la durée de l'expérience ait été suffisante. Dans le cas des déformations différées dues à la raideur en cisaillement longitudinal, la vitesse de fluage semble diminuer au cours de l'expérience. Ainsi, il est possible que le coefficient trouvé pour cette grandeur soit sur-estimé. Il serait pertinent de réaliser des essais similaires sur plusieurs années afin de déterminer le temps d'essais nécessaire à la prédiction du fluage à long terme.

Notons qu'une étude précise du coefficient de fluage pour les déformations longitudinales serait nécessaire car les différents essais trouvés dans la littérature ne permettent pas de déterminer avec certitude sa valeur. De plus, ce travail a été réalisé sur un nombre réduit d'échantillons en épicéa commun. Une campagne d'essai sur un nombre d'échantillons statistiquement représentatif sur différentes essences de bois paraît nécessaire. Il serait également intéressant d'étendre cette étude à des environnements hydriques correspondant aux classes de service 2 et 3. En particulier, aucun essai correspondant à la classe de service 3 n'a été trouvé dans la littérature.

Les déformations différées ont été étudiées en flexion, cependant la revue de littérature montre que le fluage n'a pas la même vitesse selon la sollicitation appliquée. Une campagne d'essais de fluage sur des éléments en compression, comme cela a été réalisé par Dubois et al. (2020), semble pertinente pour mieux caractériser les déformations différées du bois.

Enfin, ce travail doit être replacé dans le cadre de la construction bois et il est nécessaire de se demander *quelles peuvent être les conséquences des résultats dans ce travail sur le dimensionnement de panneau de CLT.*
En effet, la flèche d'un panneau de CLT est la superposition des déformations en flexion et en cisaillement. La contribution du cisaillement roulant dans le fluage global dépend de l'élancement du panneau et varie entre 30% de la flèche totale à quelques pourcents pour des panneaux très élancés. Par conséquent, une distinction entre les différents types de déformations pourrait être nécessaire afin d'obtenir une meilleure estimation des déformations différées des panneaux de CLT. En effet, les résultats de cette thèse montrent clairement que le fluage en cisaillement roulant est plus rapide et plus prononcé que celui en cisaillement longitudinal.

Intéressons nous à un cas d'étude typique d'un plancher. Un panneau CLT 5-plis de $180\,\text{mm}$ d'épaisseur sur deux appuis est considéré et différentes portées sont étudiées. Nous nous plaçons dans le cadre d'un usage résidentiel en classe de service 1, et les charges consi-

dérées sont ; le poids propre du panneau ($500\,\mathrm{kg\,m^{-3}}$), les charges permanentes additionnelles ($250\,\mathrm{kg\,m^{-2}}$) et les charges d'exploitations ($150\,\mathrm{kg\,m^{-2}}$). La valeur de sa flèche à mi-portée à 50 ans est alors calculée à l'aide de plusieurs méthodes. L'approche des normes de construction détaillée dans l'introduction introduit des coefficients de fluage indépendants de l'élancement du panneau et les résultats peuvent être directement calculés. La méthode présentée dans cette thèse propose d'effectuer une "*loi des mélanges*", c'est à dire d'appliquer à chaque module le coefficient de fluage lui correspondant. Dans le cadre de ce travail les coefficients de fluage associés aux modules de Young n'ont pas pu être déterminés. Nous utilisons la valeur du coefficient de fluage proposée pour le lamellé collé dans l'Eurocode 5 (2014), c'est à dire $k_{L,\mathrm{def}} = k_{R,\mathrm{def}} = 0.6$. Les valeurs des flèches calculées à 50 ans sont rassemblées dans le tableau 5.1 pour plusieurs valeurs d'élancement.

		Élancement			
Contexte/Norme	Coefficient de fluage	10	20	30	40
Cette thèse	$k_{CZ,\mathrm{def}} = 2.8$, $k_{LZ,\mathrm{def}} = 0.83$	0.4	4.2	19.3	59.1
Cette thèse	$k_{CZ,\mathrm{def}} = 2.8$, $k_{LZ,\mathrm{def}} = 1.7$	0.4	4.2	19.4	59.2
Eurocode 5 (2014)	$k_{\mathrm{def}} = 0.6$	0.3	3.8	18.5	57.7
Recommandation Eurocode 5 [1]	$k_{\mathrm{def}} = 0.8$	0.3	4.3	20.9	64.9
NZS : 3603 [2]	$k_2 = 2.0$	0.4	4.8	23.2	72.1
NDS 2018 [3], CLT Handbook [4]	$K_{cr} = 3.0$	0.7	9.1	44.3	137.8

[1] Recommandation de la prochaine version de l'Eurocode 5
[2] Timber Design Committee (2015)
[3] American Wood Council (2018)
[4] Karacabeyli et Gagnon (2019)

TABLEAU 5.1 – Flèche à long terme [mm]

Tout d'abord, on observe que l'approche américaine (American Wood Council, 2018; Karacabeyli et Gagnon, 2019) surestime les déformations différées de façon importante par rapport aux autres approches. Ensuite, cet exemple montre que les coefficients proposés pour la prochaine version de l'Eurocode permettent d'obtenir des valeurs plus proches de la norme néo-zélandaise ainsi que des résultats trouvés avec les coefficients déterminés dans cette thèse.

Afin de comparer les différentes approches, la flèche additionnelle à long terme est calculée. Elle est normalisée par la flèche instantanée calculée et peut être associée à un coefficient de fluage $k_{\mathrm{def,total}}$. La flèche additionnelle différée est calculée en prenant le coefficient de fluage en cisaillement longitudinal égal à $k_{LZ,\mathrm{def}} = 1.7$ et en cisaillement roulant égal à $k_{CZ,\mathrm{def}} = 2.8$.

La revue de littérature réalisée dans le Chapitre 1 n'a pas permis de trouver un coefficient de fluage longitudinal $k_{L,\text{def}}$. Ainsi, une première estimation est réalisée avec $k_{L,\text{def}} = 0.6$, qui correspond à la valeur présente dans l'Eurocode 5, puis une seconde estimation est faite avec $k_{L,\text{def}} = 0.3$ qui correspond à la valeur du coefficient de fluage longitudinal en compression. Ces estimations sont comparées avec celles réalisées avec les coefficients proposés dans les normes de construction (Figure 5.1).

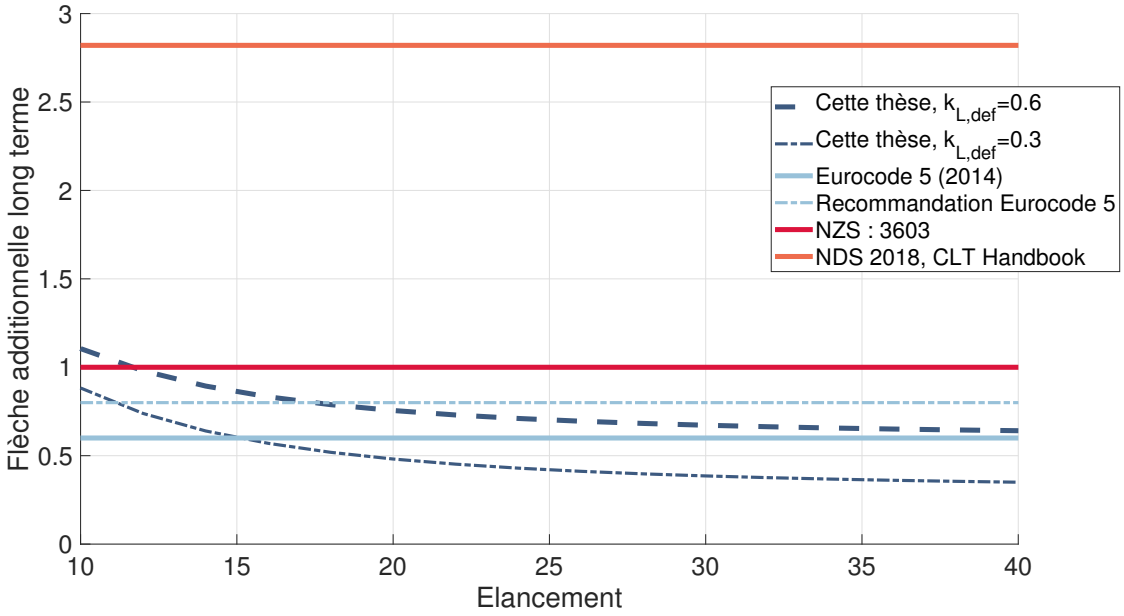


FIGURE 5.1 – Courbes de comparaison avec les normes de construction. Les valeurs des coefficients utilisés pour cette thèse sont $k_{LZ,\text{def}} = 1.7$ et $k_{CZ,\text{def}} = 2.8$

La valeur proposée dans la prochaine version de l'Eurocode devient conservative par rapport aux résultats trouvés dans cette thèse lorsque l'élancement supérieur est à 17. Le coefficient de fluage dans la version actuelle donne au contraire un déplacement à long terme sous-estimé. De plus, les élancements les plus courants pour un plancher de CLT sont compris entre 15 et 25. Ainsi, la proposition de $k_{\text{def}} = 0.8$ paraît pertinente et l'élancement semble être un paramètre d'importance dans le choix de la valeur de ce coefficient.

Les valeurs des flèches à long terme calculées avec les coefficients proposés dans ce travail (Tableau 5.1) montrent que le choix du coefficient de fluage en cisaillement longitudinal a peu d'influence sur le calcul des déformations à long terme. Notons que les méthodes proposées par les normes de construction (*shear analogy method*, méthode gamma) ne prennent pas en compte le module de raideur en cisaillement longitudinal dans leur approche. La raideur en cisaillement longitudinal contribue entre 0.3% de la flèche totale à 3% pour des panneaux très peu élancés, cette approximation semble donc raisonnable.

Finalement, nous proposons de différencier deux coefficients de fluage pertinents pour le

dimensionnement de panneaux de CLT en classe de service 1 :

- Un coefficient de fluage associé aux déformations en cisaillement roulant : $k_{CZ,\text{def}} = 2.8$
- Un coefficient de fluage associé aux déformations longitudinales ainsi qu'au cisaillement longitudinal $k_{L,\text{def}} = k_{LZ,\text{def}} = 0.6$

A

Incertitudes

Cette annexe rappelle les définitions, les hypothèses et les notations utilisées dans cette thèse. Les démonstrations ne sont pas détaillées et seuls les résultats importants sont explicités.

A.1 Théorie et notations

Toute mesure effectuée est par essence fausse. On appelle erreur de mesure la différence entre la valeur mesurée et la valeur de référence cherchée. L'erreur de mesure est la somme d'erreurs systématiques et d'erreurs aléatoires. Les erreurs systématiques sont les erreurs qui demeurent constantes ou varient de façon prévisible. Elles doivent être déterminées et corrigées, en étalonnant un capteur par exemple. Les erreurs aléatoires varient de façon imprévisible et ne peuvent être corrigées. Elles peuvent être estimées et sont également appelées incertitude de la mesure. Il faut donc connaitre les erreurs systématiques pour les diminuer ou les corriger et estimer les incertitudes pour quantifier le doute qui subsiste sur la mesure.

L'incertitude type, notée u, correspond à l'incertitude de mesure exprimée sous la forme d'un écart-type. Il est ensuite possible d'obtenir l'incertitude-type composée, notée u_c, en utilisant les incertitudes-types individuelles associées aux grandeurs d'entrée dans un modèle de mesure. Enfin l'incertitude élargie, notée U, est le produit d'une incertitude-type composée et d'un facteur supérieur au nombre d'un.

On suppose que toutes les variables suivent une loi de distribution de Gauss (distribution normale) et que les mesures sont indépendantes et identiquement distribuées, c'est à dire qu'elles ont toutes la même densité de probabilité. De plus, bien que le nombre de mesures de chacune des variables soit faible, il est supposé que l'écart-type est représentatif de l'incertitude.

A.1.1 Incertitude d'une variable mesurée directement

Lorsqu'une variable X est déterminée à l'aide d'un moyen de mesure son incertitude est déterminée en plusieurs étapes.

1. Tout d'abord, chaque source d'erreur est identifiée et une incertitude de type u est quantifiée pour toutes celles qui ne peuvent pas être corrigées. Les incertitudes les plus courantes déterminées dans ce projet de recherche sont :
   - L'écart-type à la moyenne, défini par :

$$\begin{aligned} \sigma_{\bar{x}_n} &= \frac{\sigma_n}{\sqrt{n}} \\ &= \frac{1}{\sqrt{n}} \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x}_n)^2} \end{aligned} \tag{A.1}$$

     avec n le nombre de mesures x_i réalisées de la variable X et $\bar{x}$ sa valeur moyenne.
   - L'incertitude de l'appareil de mesure ou de son étalonnage qui suit une loi normale
   - La dérive de l'appareil de mesure
2. Dans un second temps les incertitudes types sont propagées et l'incertitude composée u_c est déterminée avec la formule :

$$u_c = \sqrt{\sum u_i^2} \tag{A.2}$$

   avec u_i les différentes incertitudes types déterminées à l'étape précédente.
3. Enfin l'incertitude élargie $U = ku_c$ peut être déterminée. La variable k est dans cette thèse est égale à 2 ce qui correspond à un seuil de confiance sur l'incertitude de 95%.

A.1.2 Incertitude d'une variable calculée

On considère maintenant le cas d'une grandeur physique qui n'est pas mesurée directement mais calculée à l'aide de grandeurs mesurées telle que $Y = f(X_1, ..., X_n)$. On suppose que les grandeurs X_i sont indépendantes et que leurs incertitudes sont suffisamment faibles. L'incertitude de Y est déterminée en plusieurs étapes :

1. Les incertitudes composées $u_c(X_i)$ de chacune des grandeurs mesurées X_i sont déterminées
2. L'incertitude composée de la variable Y est alors déterminée avec la formule :

$$u_c(Y) = \sqrt{\sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial f}{\partial X_i} \right)^2 u_c^2(X_i)} \tag{A.3}$$

3. Enfin l'incertitude élargie U est déterminée avec $k = 2$, c'est à dire un seuil de confiance de 95% sur l'incertitude.

A.1.3 Incertitude sur une régression linéaire

À plusieurs reprises, nous allons chercher à savoir dans quelle mesure les données expérimentales s'accordent avec une loi linéaire du type : $Y = aX + b$. On cherche alors une estimation des paramètres a et b et la précision de cette estimation. On va supposer dans l'ensemble des travaux présentés ici que les incertitudes sur X sont négligeables devant celles sur Y.

À partir des couples de n données (x_n, y_n) et pour chacune de ces mesures l'incertitude associée à la mesure de Y est notée $u_i(y)$. On effectue ensuite un ajustement, ou modélisation mathématique, en cherchant la meilleure droite passant par les points. On utilise pour cela la méthode des moindres carrés qui consiste à chercher les valeurs de a et b qui rendent minimum l'écart quadratique moyen pondéré. On cherche alors les incertitudes-types sur a et b. En utilisant la propagation des incertitudes indépendantes on trouve :

$$u(a) = \sqrt{\frac{\left(\sum_{i=1}^{n} w_i x_i^2\right)}{\Delta}} \quad u(b) = \sqrt{\frac{\left(\sum_{i=1}^{n} w_i\right)}{\Delta}} \tag{A.4}$$

avec

$$\Delta = \left(\sum_{i=1}^{n} w_i\right)\left(\sum_{i=1}^{n} w_i x_i^2\right) - \left(\sum_{i=1}^{n} w_i x_i\right)^2 \tag{A.5}$$

et w_i le poids de chaque mesure :

$$w_i = \frac{1}{u_i^2(y)} \tag{A.6}$$

A.1.4 Notations

Dans ces travaux de recherches, les données peuvent être écrites avec plusieurs notations différentes. Lorsqu'une variable X est affichée dans un tableau elle est notée $\bar{x}(u_c)$ avec $\bar{x}$ sa valeur moyenne ou sa valeur calculée et u_c son incertitude composée. Lorsqu'une variable mesurée ou calculée est donnée dans le texte elle est notée $\bar{x} \pm U$. Enfin lorsqu'une moyenne $\bar{y}$ de plusieurs variables $y_1, ..., y_n$ est calculée on note $\bar{y} \pm \sigma_{\bar{y}}$ avec $\sigma_{\bar{y}}$ l'écart-type des données. Cela permet de définir le coefficient de variation tel que : CV $= \sigma_{\bar{y}}/\bar{y}$ qui caractérise la dispersion des valeurs autour de leur moyenne.

B

Essai de convenance

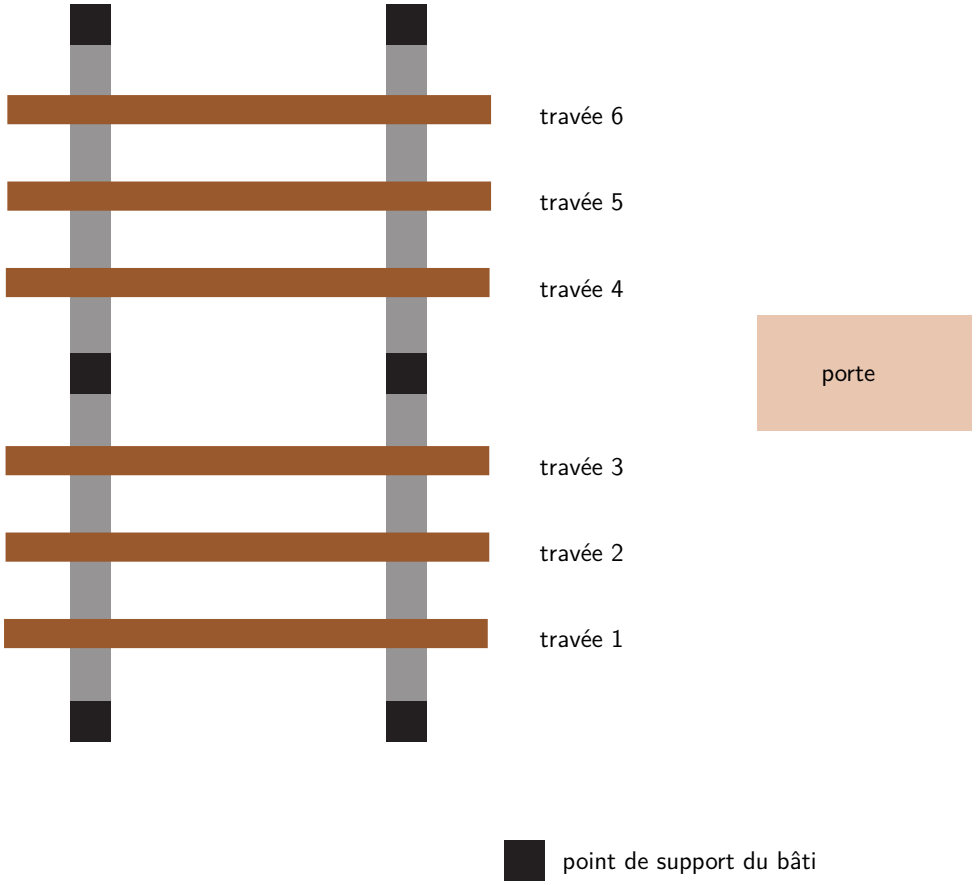


FIGURE B.1 – Schéma du bâti, vue de haut

Travée 1

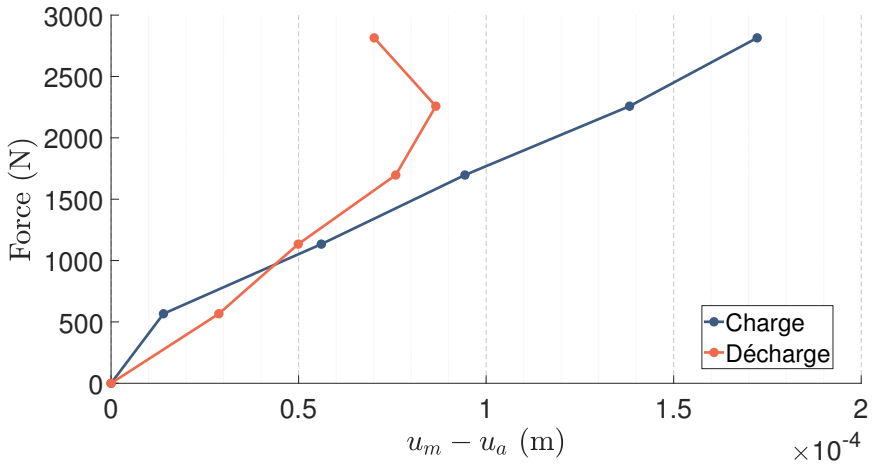


FIGURE B.2 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 1.

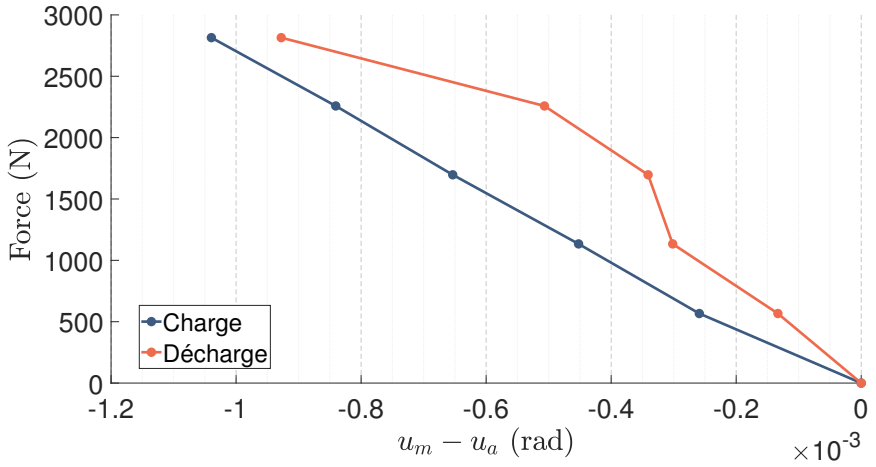


FIGURE B.3 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 1.

Travée 2

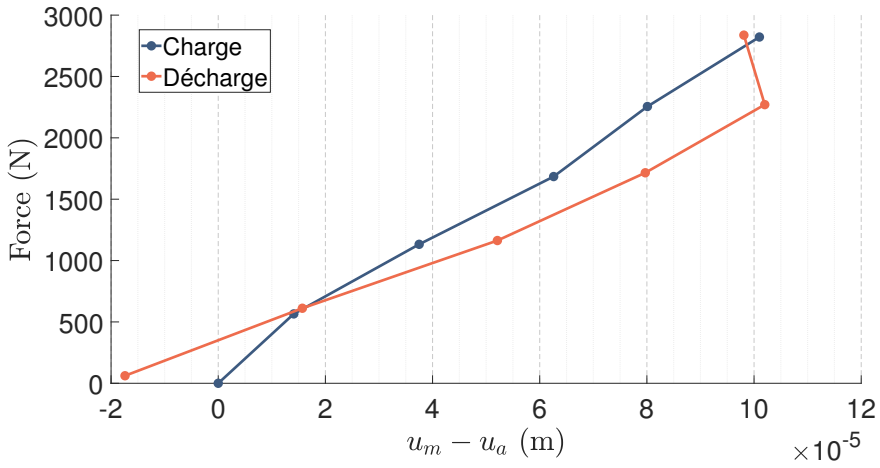


FIGURE B.4 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 2.

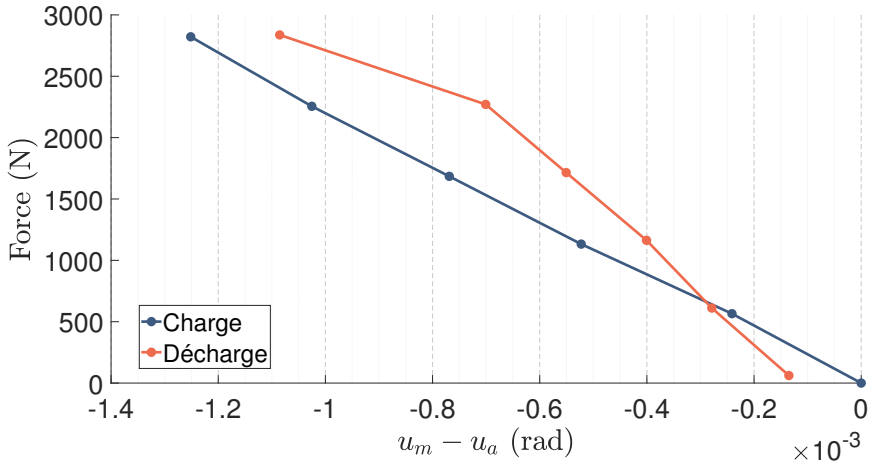


FIGURE B.5 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 2.

Travée 3

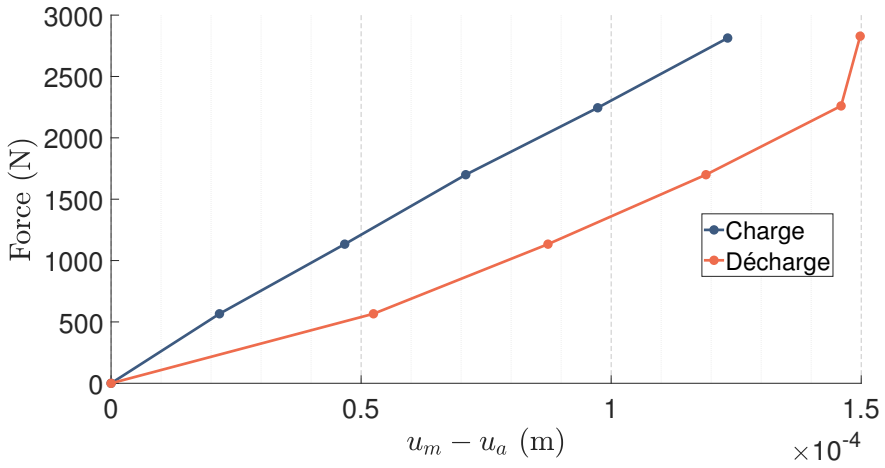


FIGURE B.6 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 3.

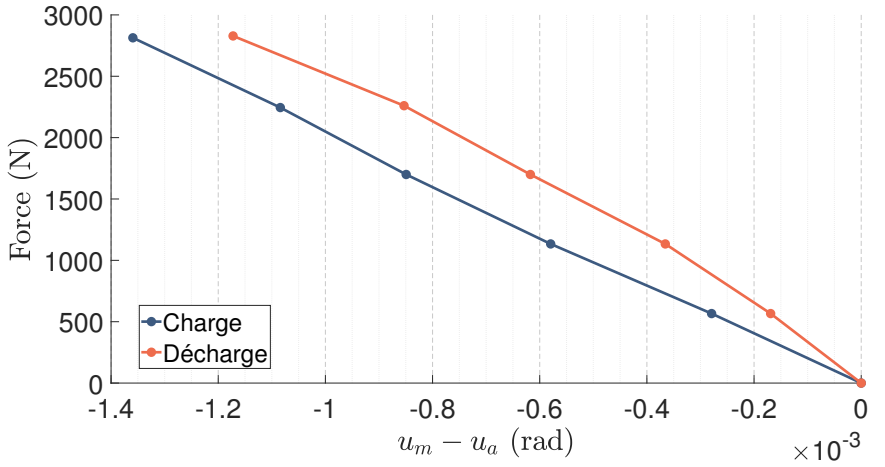


FIGURE B.7 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 3.

Travée 4

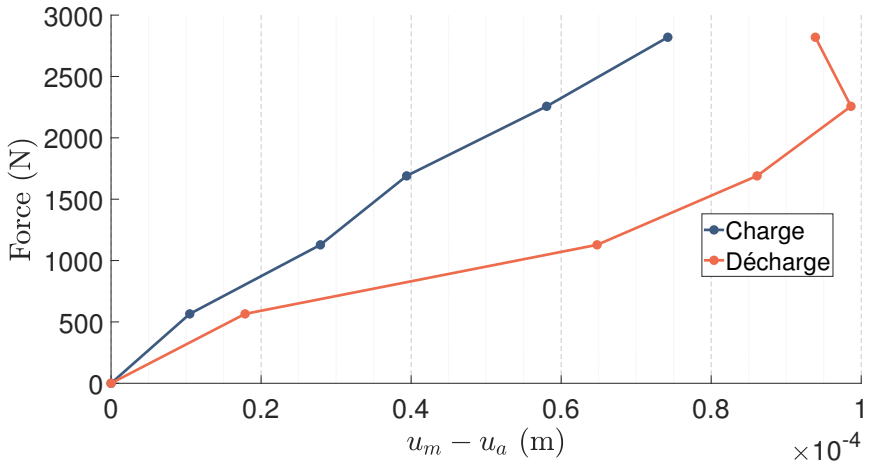


FIGURE B.8 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 4.

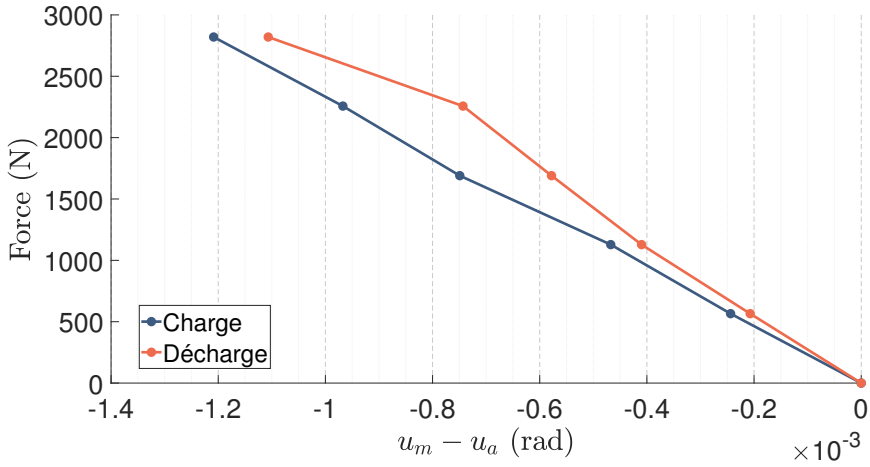


FIGURE B.9 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 4.

Travée 5

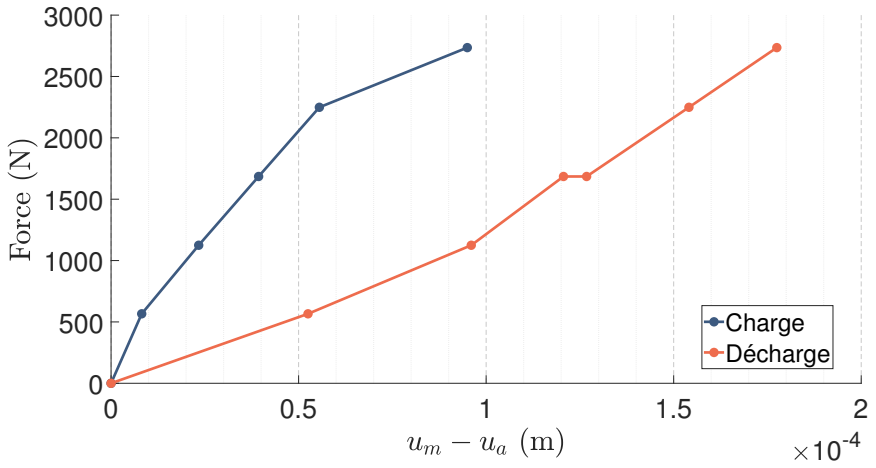


FIGURE B.10 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 5.

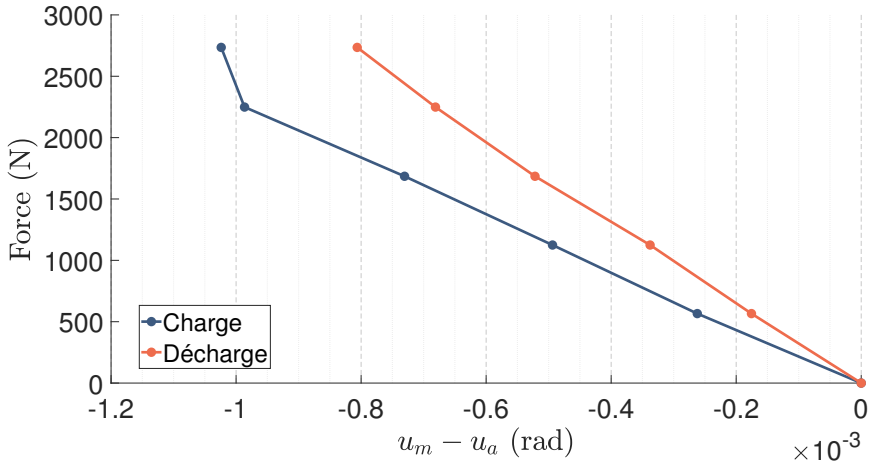


FIGURE B.11 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 5.

Travée 6

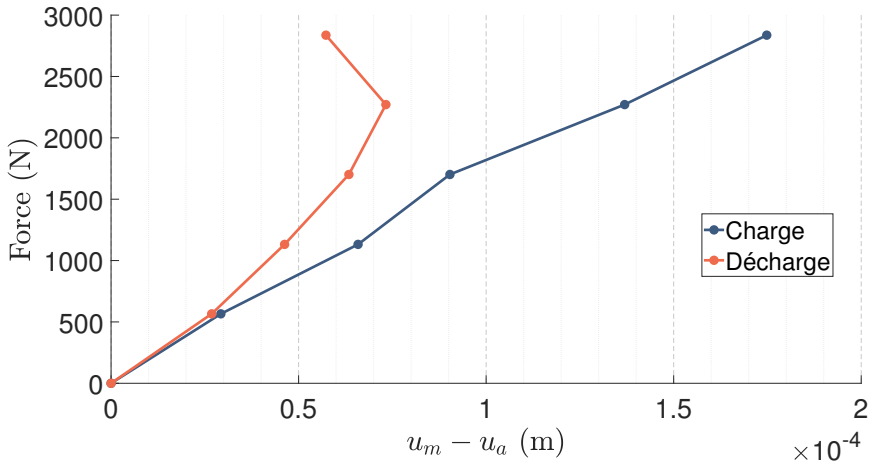


FIGURE B.12 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par le capteur au centre, travée 6.

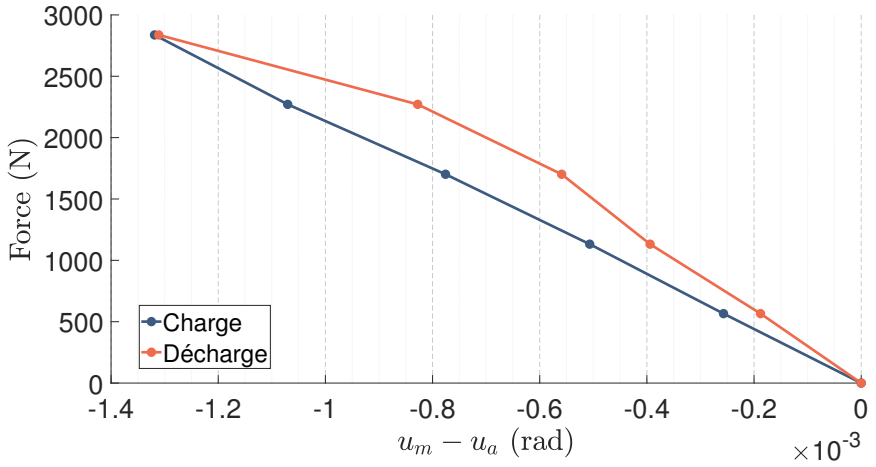


FIGURE B.13 – Force en fonction des déformations du bâti mesurées par les capteurs de rotation, travée 6.

C

Données complémentaires pour la première expérience (âme radiale)

C.1 Dimensions et incertitudes des capteurs

Les échantillons ont une épaisseur $h = e_b + 2e_a$, une largeur b et une longueur L. L'épaisseur de l'acier est égale à $e_a = (1136 \pm 2)$ µm pour chaque tôle d'acier. Pour tous les échantillons, la distance entre les appuis est égale à $d = (602.0 \pm 6.9)$ mm et la distance entre l'application des efforts est d_0. Les valeurs de ces différentes variables, ainsi que leurs incertitudes sont rassemblées dans le tableau C.1.

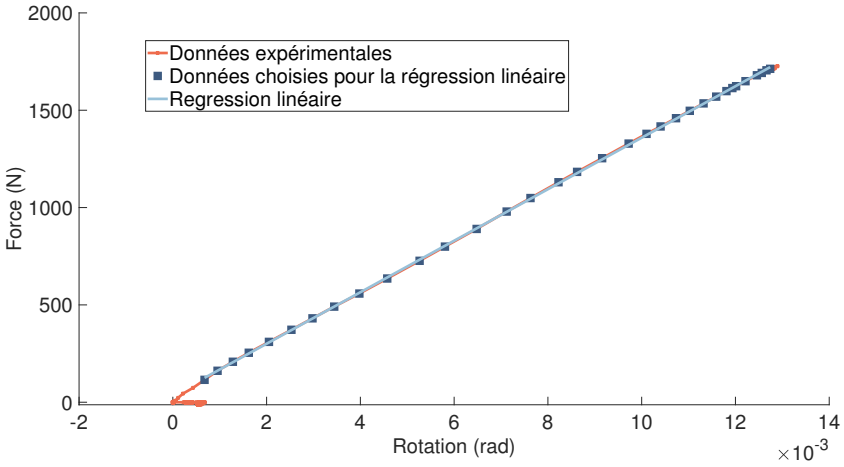
	A	B	C	D	E
h [mm]	33.30 ± 0.06	33.20 ± 0.21	33.33 ± 0.04	33.03 ± 0.04	33.53 ± 0.20
b [mm]	41.46 ± 0.33	40.63 ± 0.32	41.06 ± 0.19	41.00 ± 0.01	41.10 ± 0.10
L [mm]	800 ± 1	800 ± 1	802 ± 1	802 ± 1	801 ± 1
d_0 [mm]	200.6 ± 0.4	200.7 ± 0.3	200.8 ± 0.3	200.7 ± 0.1	201.7 ± 0.4

TABLEAU C.1 – Dimensions des éprouvettes radiales avant la mise en charge. Les incertitudes indiquées correspondent à l'incertitude composée u_c de la variable et non à l'incertitude élargie U

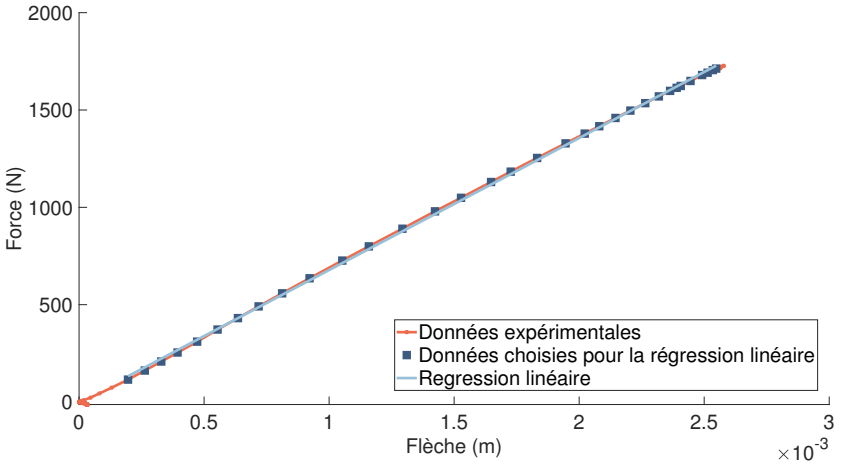
	A	B	C	D	E
A la mise en charge					
$u(P)$ [N]	4.58	4.45	4.45	4.45	4.45
$u(f_A)$ [m]	4.70×10^{-5}	2.79×10^{-5}	2.12×10^{-5}	3.09×10^{-5}	2.70×10^{-5}
$u(\Delta\varphi)_{\text{LVDT}}$ [rad]	2.71×10^{-4}	2.52×10^{-4}	3.01×10^{-4}	2.53×10^{-4}	2.64×10^{-4}
Pendant le fluage					
$u(P)$ [N]	4.58	4.45	4.45	4.45	4.45
$u(f_A)$ [m]	4.91×10^{-5}	3.12×10^{-5}	2.54×10^{-5}	3.39×10^{-5}	2.04×10^{-5}
$u(\Delta\varphi)_{\text{LVDT}}$ [rad]	3.01×10^{-4}	2.87×10^{-4}	3.15×10^{-4}	2.64×10^{-4}	3.02×10^{-4}

TABLEAU C.2 – Incertitudes composée u_c des grandeurs mesurées pour chaque échantillon

C.2 Courbes de mise en charge et de déchargement

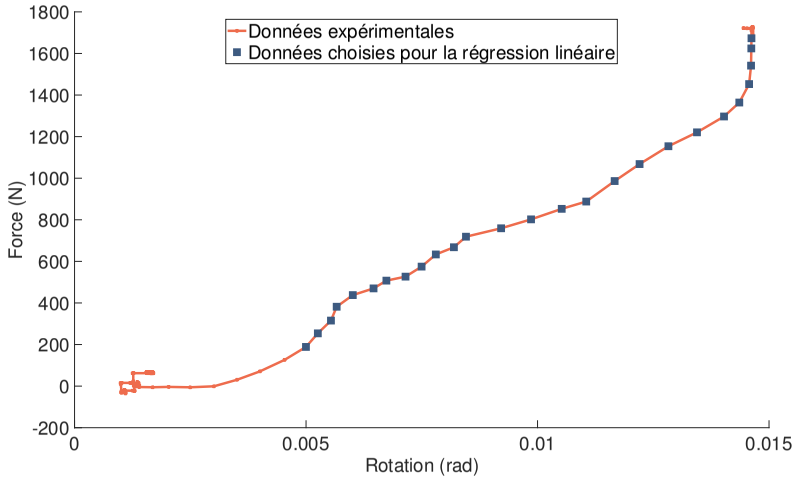


(a) Mise en charge, rotation

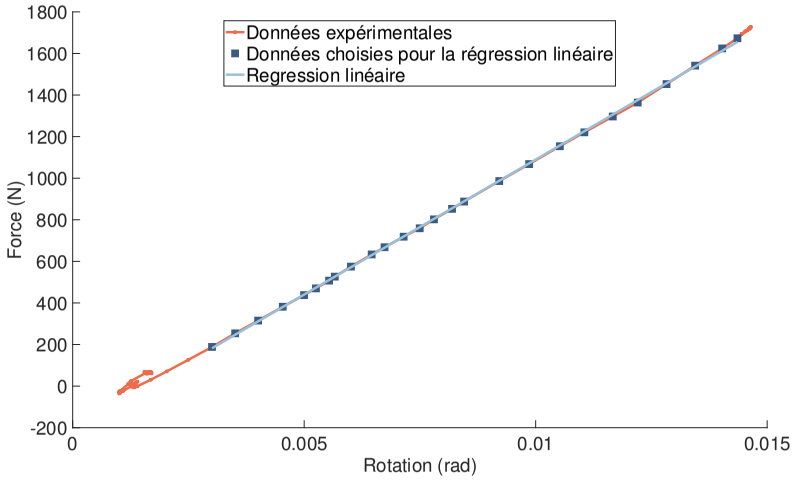


(b) Mise en charge, flèche

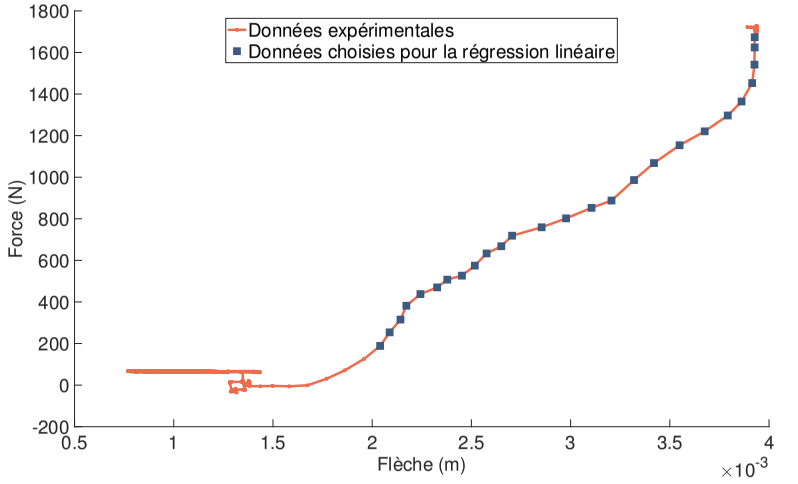
FIGURE C.1 – Mise en charge de la poutre A



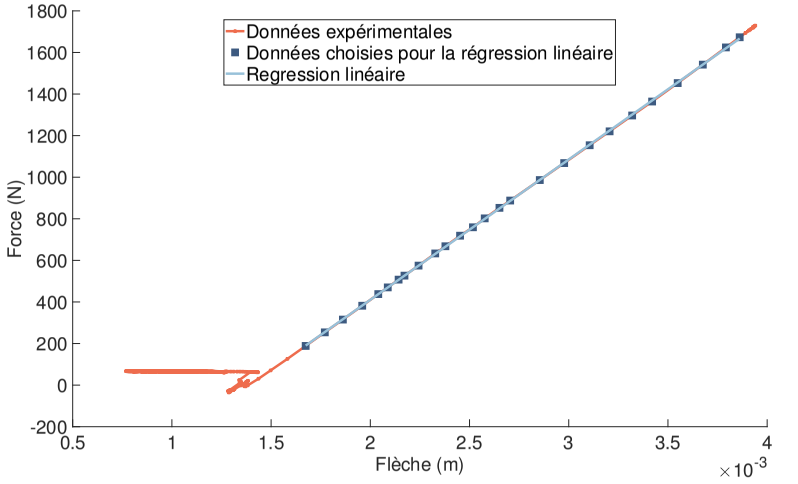
(a) Décharge, rotation avant correction



(b) Décharge, rotation après correction

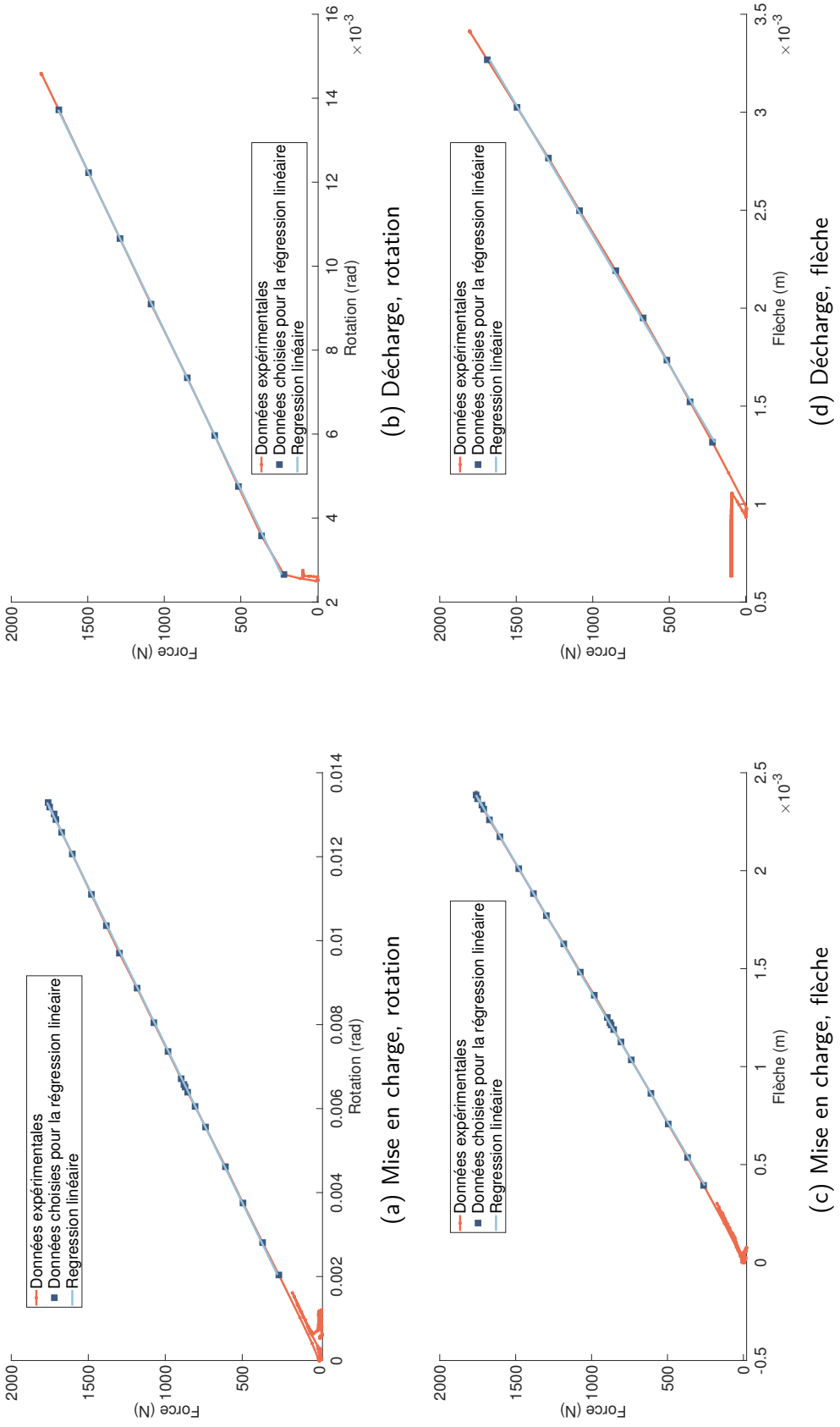


(c) Décharge, flèche avant correction



(d) Décharge, flèche après correction

FIGURE C.2 – Décharge de la poutre A avant et après correction des signaux



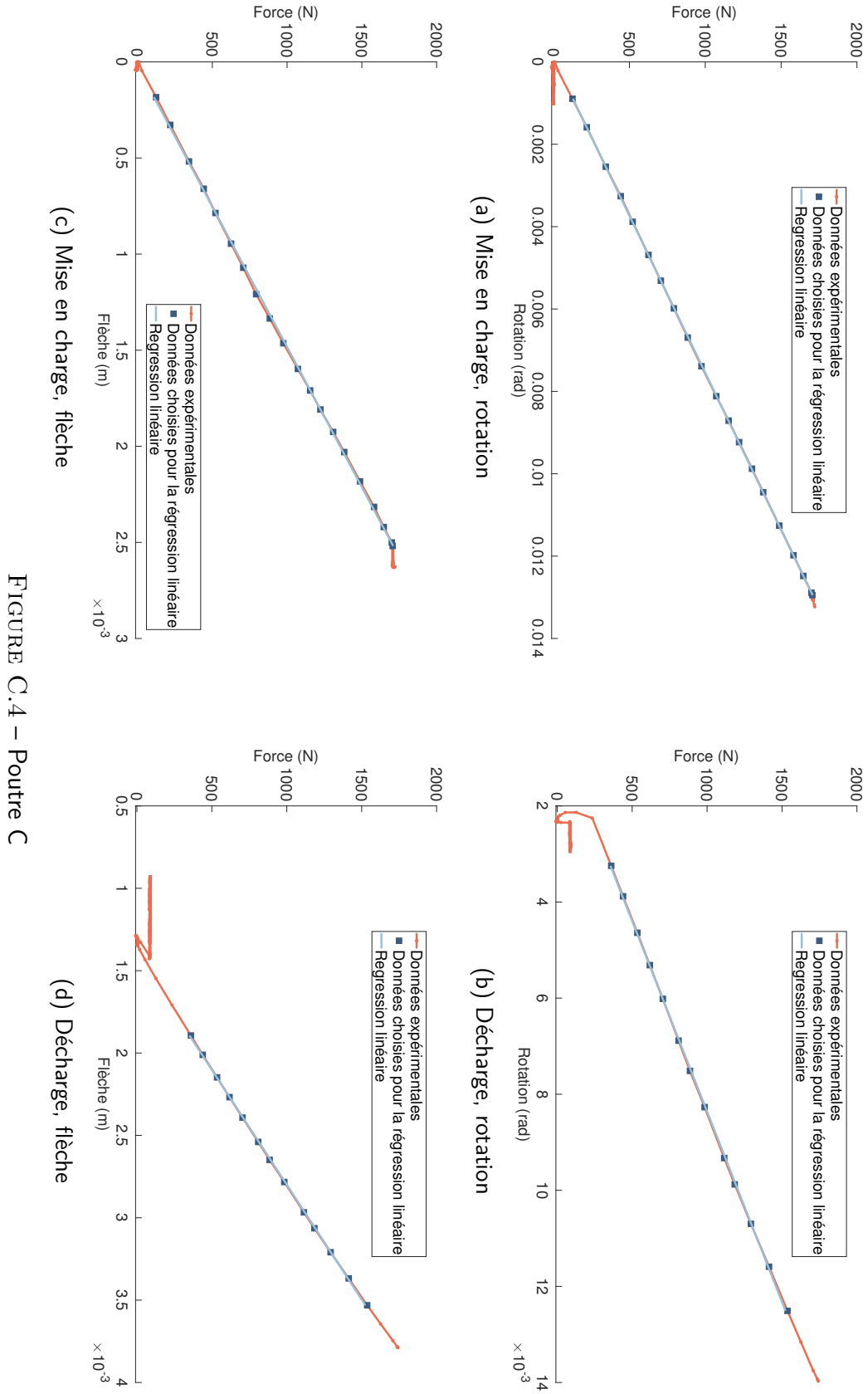
(a) Mise en charge, rotation

(b) Décharge, rotation

(c) Mise en charge, flèche

(d) Décharge, flèche

FIGURE C.3 – Poutre B



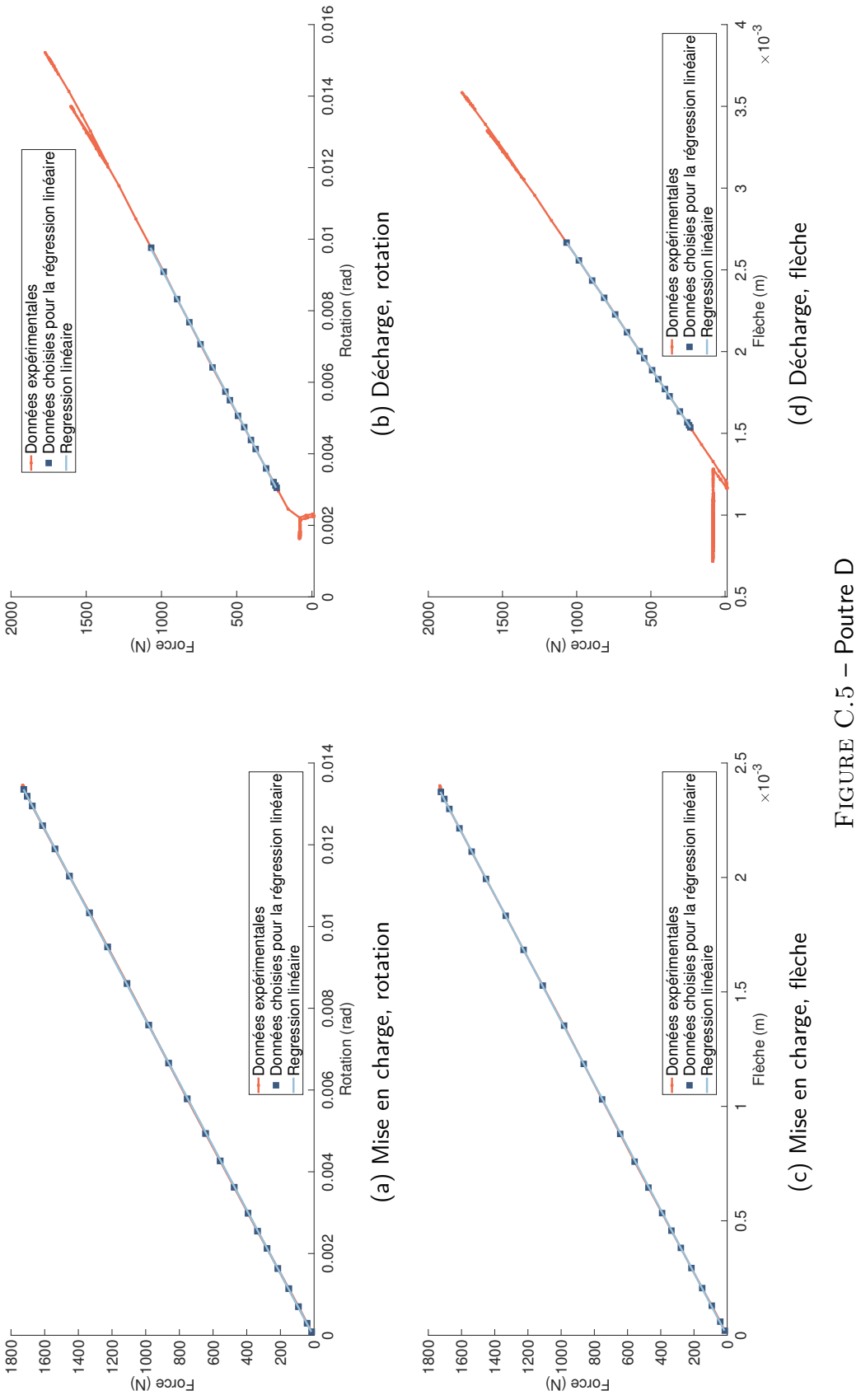
(a) Mise en charge, rotation

(b) Décharge, rotation

(c) Mise en charge, flèche

(d) Décharge, flèche

FIGURE C.4 – Poutre C



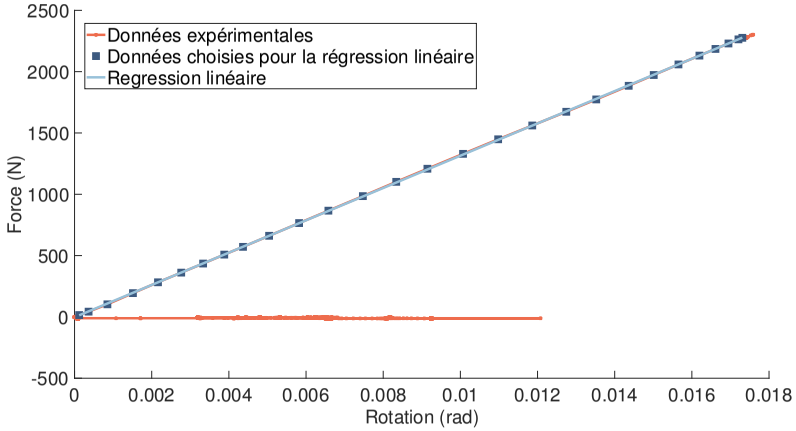
(a) Mise en charge, rotation

(b) Décharge, rotation

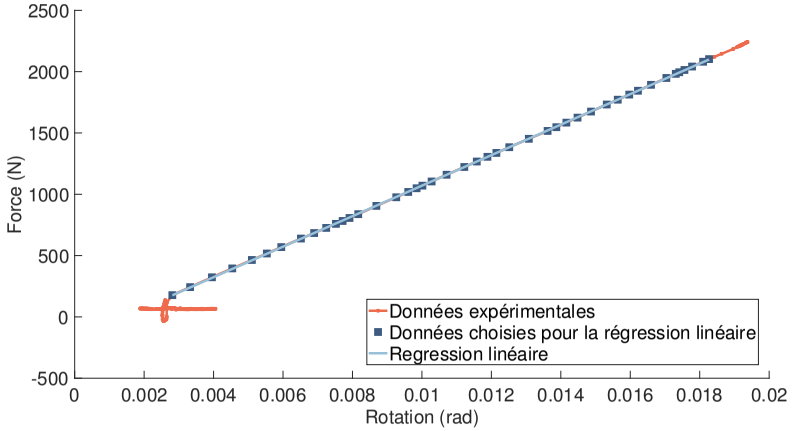
(c) Mise en charge, flèche

(d) Décharge, flèche

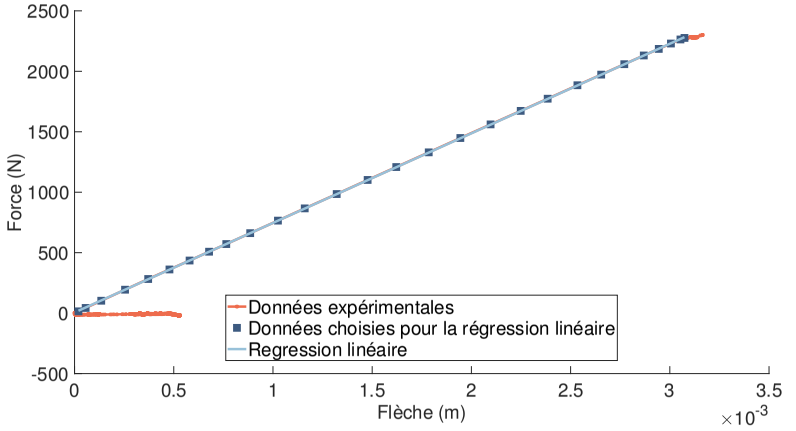
FIGURE C.5 – Poutre D



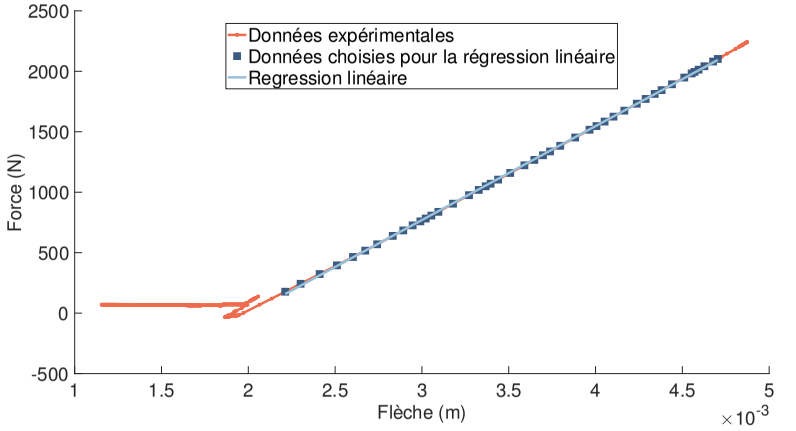
(a) Mise en charge, rotation



(b) Décharge, rotation



(c) Mise en charge, flèche



(d) Décharge, flèche

FIGURE C.6 – Poutre E

C.3 Résumé de l'essai en cisaillement roulant

Cadre de l'expérience

- ➙ Durée : 220 jours (8 mois)
- ➙ La température est régulée à l'aide d'un climatiseur à $(19 \pm 1)\,°C$. L'humidité relative de l'air (HR) n'est pas régulée a varié sur la plage 50 % - 66 % HR (salle climatique fermée)
- ➙ L'expérience est réalisée sur le bâti de flexion présenté figure 3.13. Le bâti se déformant lors du chargement des éprouvettes, il faut donc corriger les déplacements du bâti dans les différentes mesures réalisées (section 3.4.1).
- ➙ Les déplacements sont mesurés avec des capteurs différentiels à variables linéaires (LVDT) Orbit®, modèle DP20S et les efforts appliqués sont mesurés avec des transducteurs AEP® (i.e. des cellules de force de type S, TS)

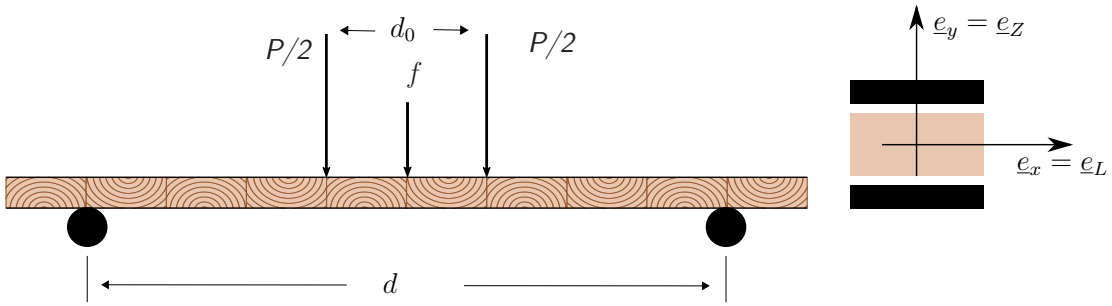


FIGURE C.7 – Schéma du bâti de fluage ($d_0 = d/3 = 200\,\text{mm}$)

Éprouvettes

Un essai de flexion 4-point est réalisé sur cinq (5) éprouvettes (A-E) ayant l'âme en bois, en épicéa commun, ($33 \times 41 \times 800\,\text{mm}$) et les peaux en acier ($1.1 \times 40 \times 800\,\text{mm}$), des exemples sont visibles sur les figures 3.3 et 3.1). L'ensemble des dimensions de chaque éprouvette est résumé dans le tableau C.1.

	A	B	C	D	E
Masse volumique ρ [kg m^{-3}]	453	474	479	470	468
Teneur en eau w [%]	11.0	10.1	10.6	10.5	11.0
Niveau de Charge théorique [%]	42.5	44.7	43.1	43.8	57.2

TABLEAU C.3 – Caractéristiques des échantillons A à E, détails dans les sections 3.2 et 3.1

Résultats

- ➥ Il y a un écart systématique de 3% entre la raideur en flexion théorique et celle mesurées pendant les phases de mise en charge et déchargement.
- ➥ On trouve les mêmes valeurs de la raideur au cisaillement roulant à l'incertitude près lors des mesures pendant la mise en charge et le déchargement. La valeur trouvée pendant la charge est gardée comme valeur de référence avec $G_{CZ,0} = (121 \pm 15)$ MPa.

	A	B	C	D	E
$G_{CZ,0}$ [MPa]	101.1 (4.0)	136,3 (4.3)	104,9 (2.1)	123,7 (3.8)	121,1 (2.6)
$k_{CZ,\text{def}}$	2.79 (0.09)	2.89 (0.02)	2.50 (0.05)	2.63 (0.10)	2.88 (0.05)
n	0.202	0.195	0.190	0.188	0.182
τ [jours]	114.5	79.9	147.3	105.9	55.5

TABLEAU C.4 – Résultats essai en cisaillement roulant (incertitude)

- ➥ Le fluage relatif en cisaillement roulant peut être modélisé avec la loi puissance : $\delta\hat{\varepsilon}_{CZ}(t) = (t/\tau)^n$, avec τ le temps nécessaire pour doubler les déformations instantanées.
- ➥ Le point du début du fluage t_f est choisi comme l'instant auquel la charge est complètement appliquée. La loi puissance est ajustée sur les points à partir de l'instant $t_m = t_f + t_{\text{inst}}$, avec $t_{\text{inst}} = 30$ s. Le choix de cette valeur n'a pas d'influence sur les résultats tant qu'elle reste inférieure à environ une heure (section 4.1.3.3).
- ➥ On calcule le coefficient de fluage à 50 ans noté $k_{CZ,\text{def}}$. Celui-ci est égal à 2.8 ± 0.2. Toutes les éprouvettes ont un comportement en fluage viscoélastique linéaire.

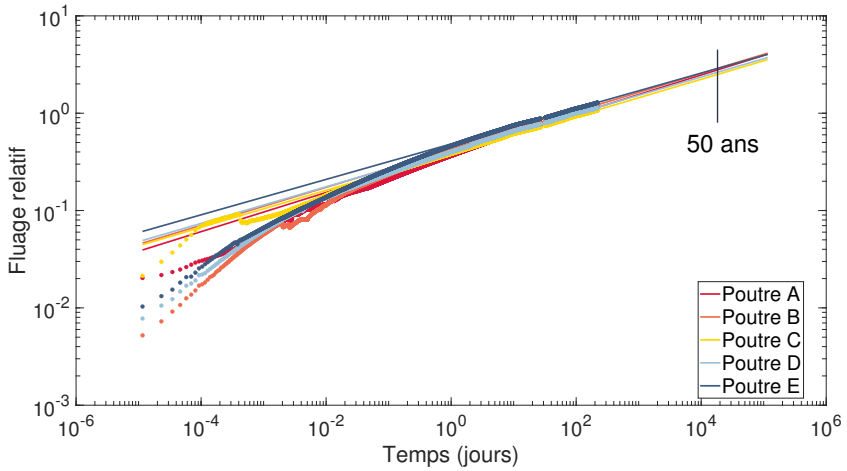


FIGURE C.8 – Fluage relatif en cisaillement roulant et ajustement

D

Données complémentaires pour la seconde expérience (âme longitudinale)

D.1 Dimensions et incertitudes des capteurs

Les échantillons ont une épaisseur $h = e_b + 2e_a$, une largeur b et une longueur L environ égale à 800 mm. L'épaisseur de l'acier est égale à $e_a = (1136 \pm 2)$ µm pour chaque tôle d'acier. Pour tous les échantillons, la distance entre les appuis est égale à $d = (602.0 \pm 6.9)$ mm et la distance entre l'application des efforts est d_0. Les valeurs de ces différentes variables, ainsi que leurs incertitudes sont rassemblées dans le tableau D.1.

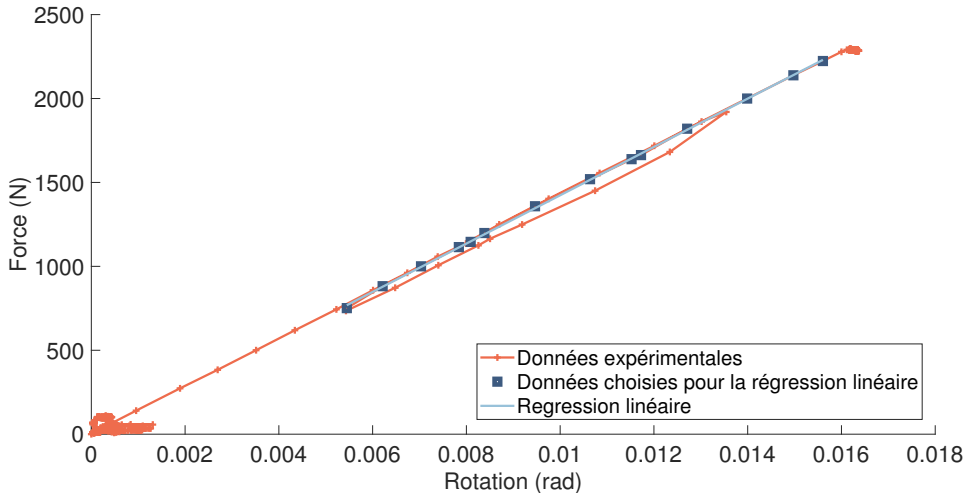
	M	N	O	P	Q	R
h	31.82 ± 0.11	31.73 ± 0.06	32.13 ± 0.10	31.73 ± 0.06	31.61 ± 0.09	31.50 ± 0.02
b	40.54 ± 0.12	40.44 ± 0.05	40.44 ± 0.23	40.44 ± 0.05	40.44 ± 0.03	40.44 ± 0.02
d_0	199.5 ± 0.7	198.5 ± 0.7	199.5 ± 0.7	199.5 ± 0.7	200.0 ± 0.7	197.8 ± 0.7

TABLEAU D.1 – Dimensions des éprouvettes longitudinales avant la mise en charge [mm] . Les incertitudes indiquées correspondent à l'incertitude composée u_c de la variable et non à l'incertitude élargie U

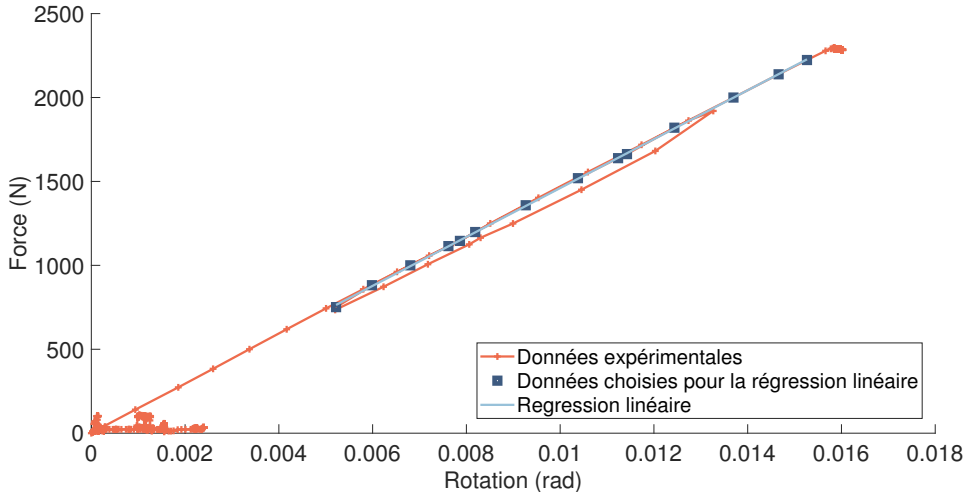
	M	N	O	P	Q	R
A la mise en charge						
$u(P)$ [N]	4.74	4.55	4.55	4.55	4.56	4.50
$u(f_A)$ [10^{-5} m]	1.10	1.09	1.18	1.12	0.909	0.973
$u(\Delta\varphi)_{\text{LVDT}}$ [10^{-4} rad]	3.72	1.15	0.956	2.40	0.979	0.930
$u(\Delta\varphi)_{\text{inclinomètres}}$ [10^{-4} rad]	5.90	8.84	5.33	5.60	3.71	5.63
Pendant le fluage						
$u(P)$ [N]	4.74	4.55	4.55	4.55	4.56	4.50
$u(f_A)$ [10^{-5} m]	1.78	1.77	1.83	1.79	1.67	1.71
$u(\Delta\varphi)_{\text{LVDT}}$ [10^{-4} rad]	5.32	3.90	3.85	4.51	3.85	3.84

TABLEAU D.2 – Incertitudes composée u_c des grandeurs mesurées pour chaque échantillon

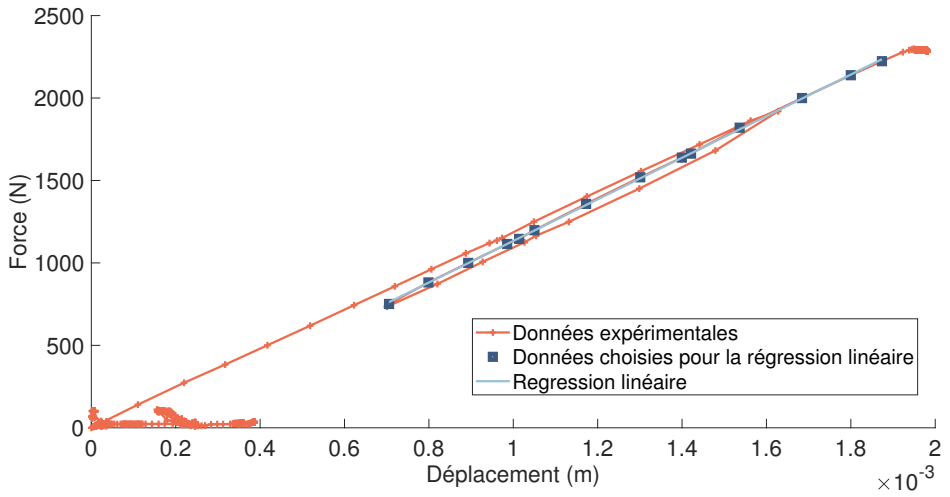
D.2 Courbes de mise en charge et de déchargement



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre

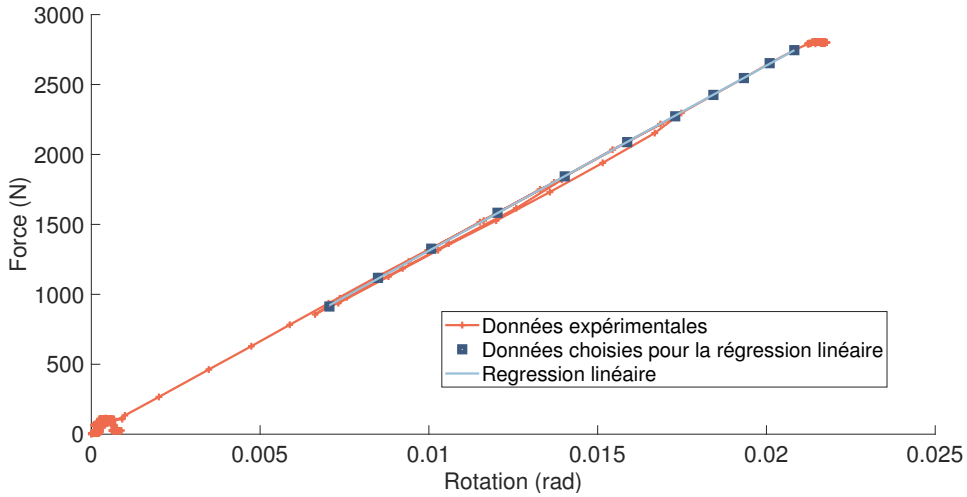


(b) Mise en charge, rotation LVDT

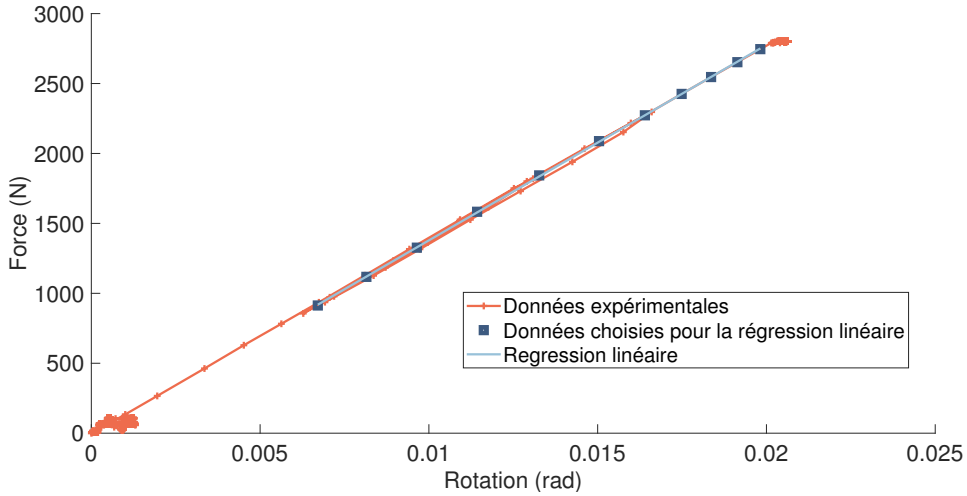


(c) Mise en charge, flèche

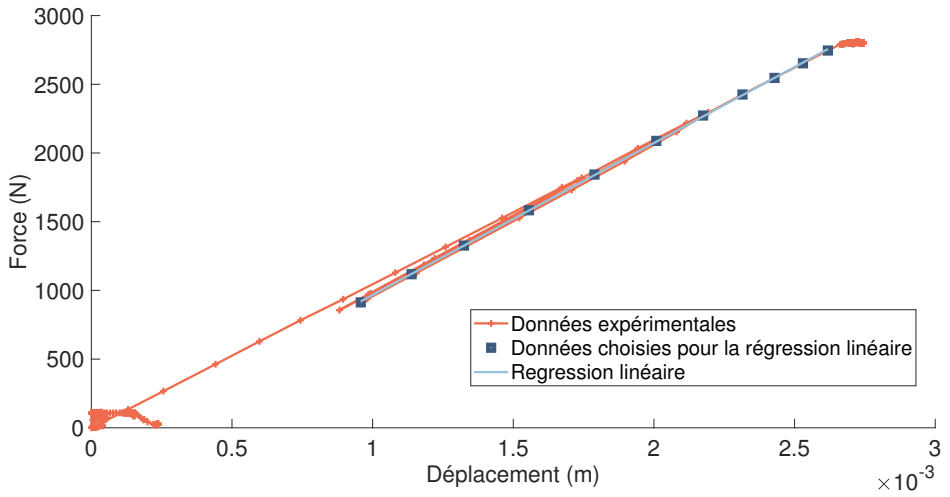
FIGURE D.1 – Mise en charge de la poutre M



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre

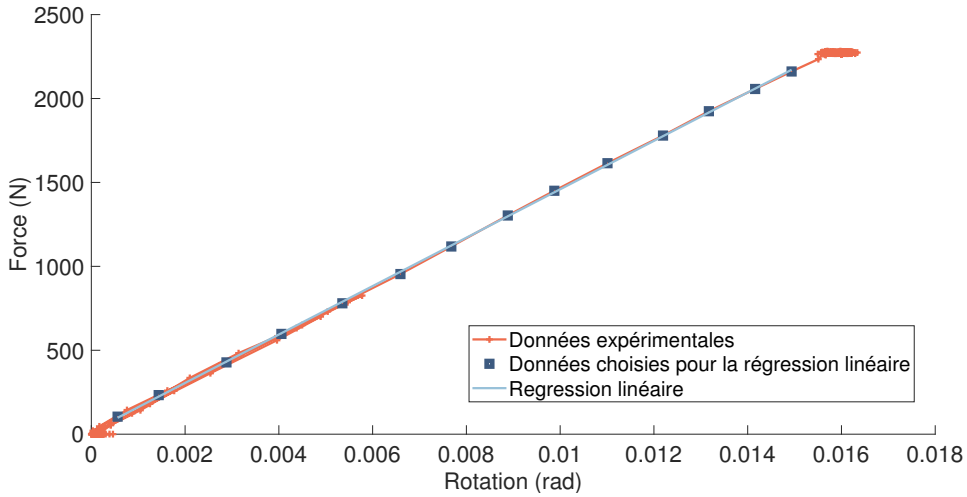


(b) Mise en charge, rotation LVDT

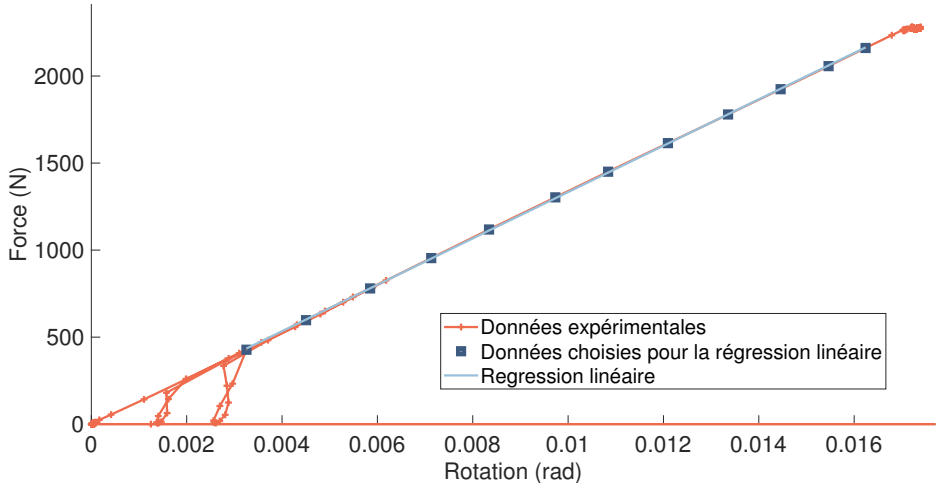


(c) Mise en charge, flèche

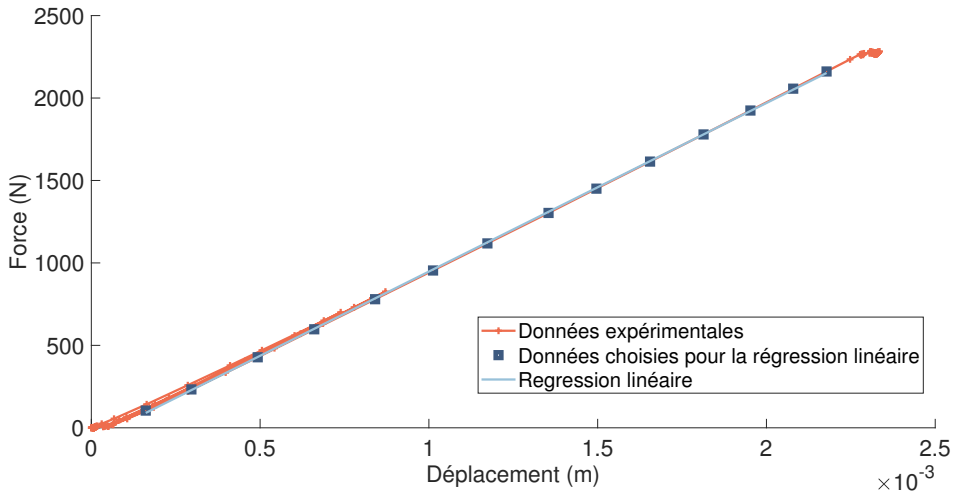
FIGURE D.2 – Mise en charge de la poutre N



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre

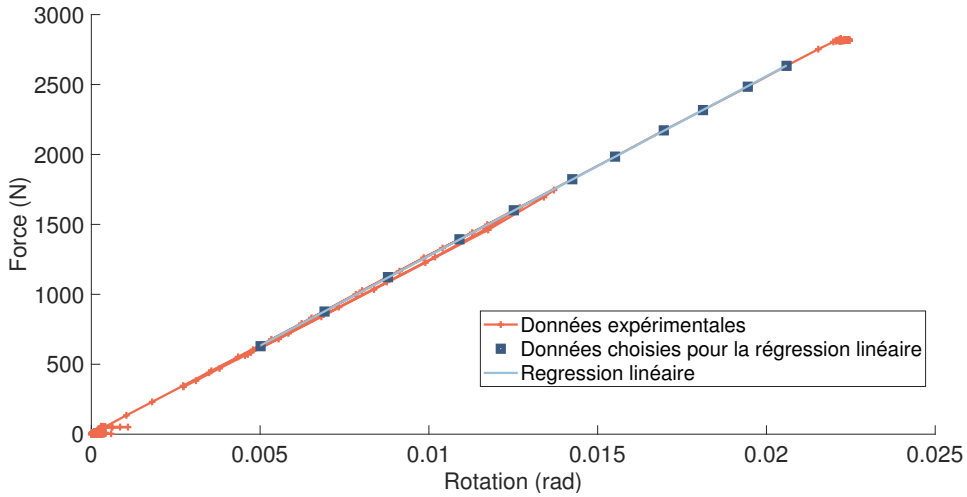


(b) Mise en charge, rotation LVDT

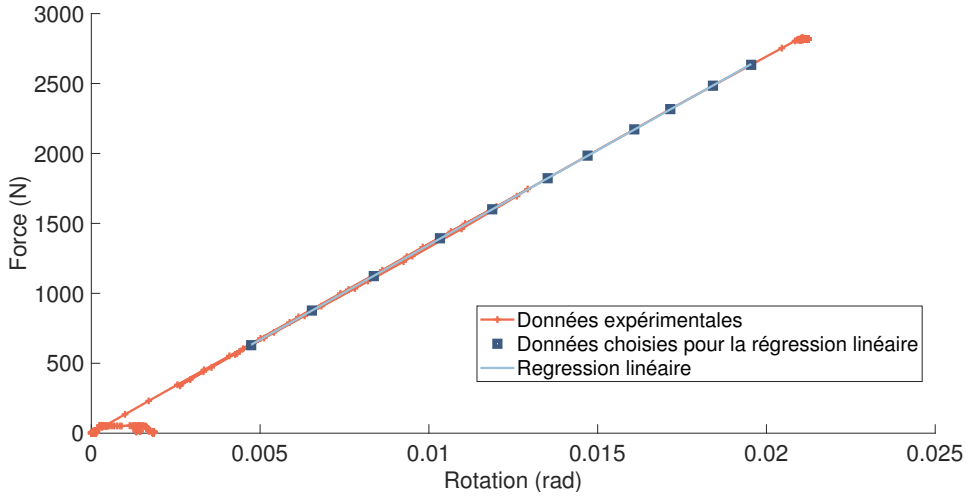


(c) Mise en charge, flèche

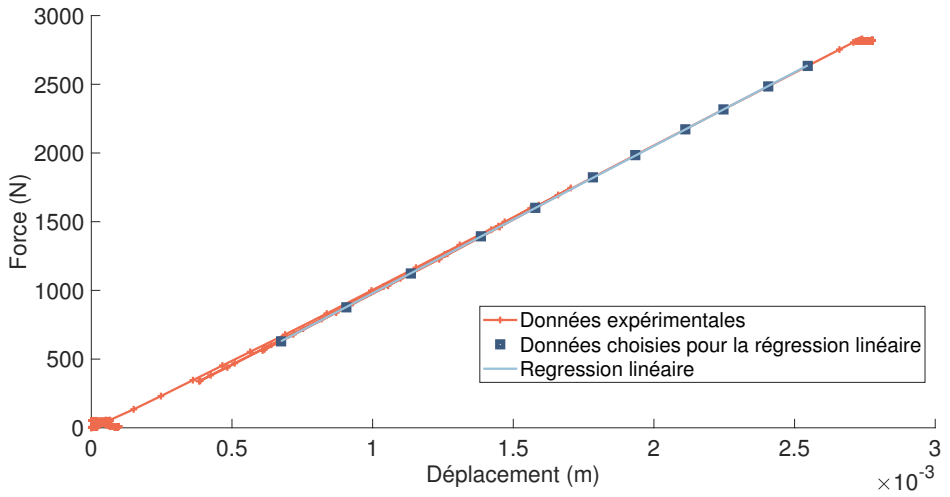
FIGURE D.3 – Mise en charge de la poutre O



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre

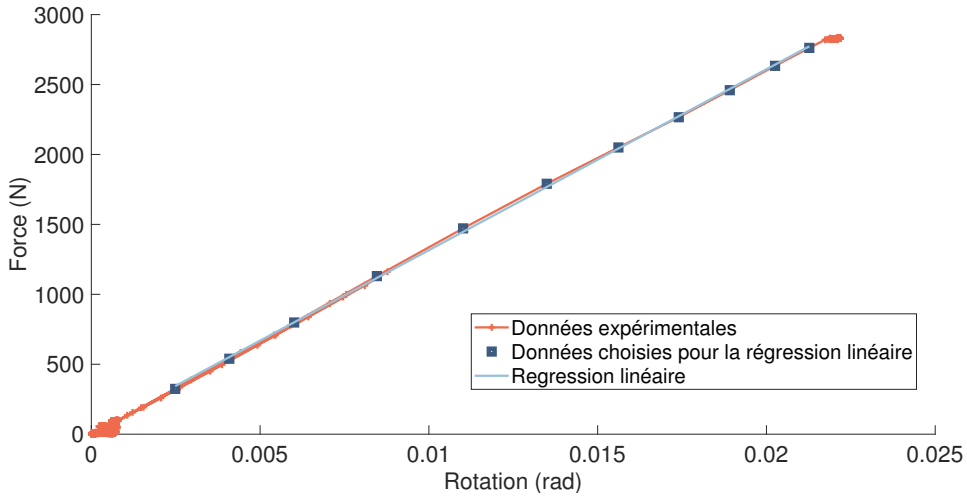


(b) Mise en charge, rotation LVDT

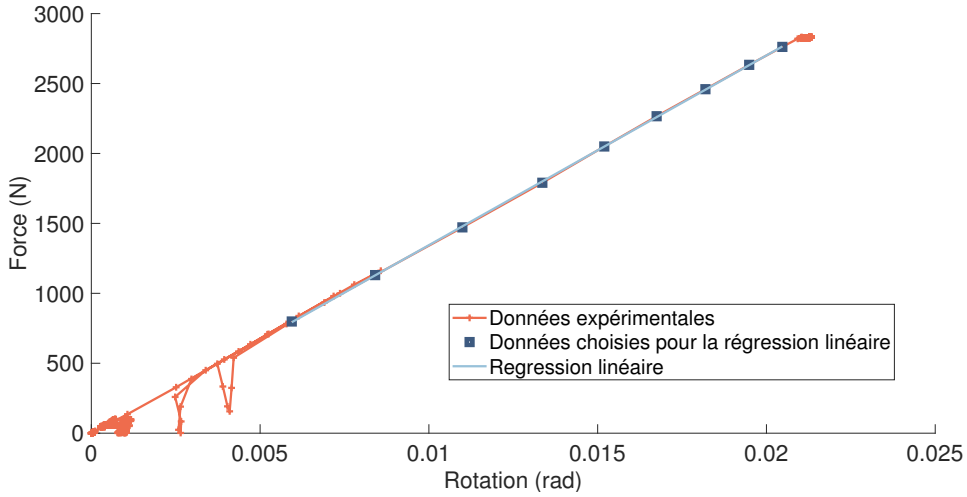


(c) Mise en charge, flèche

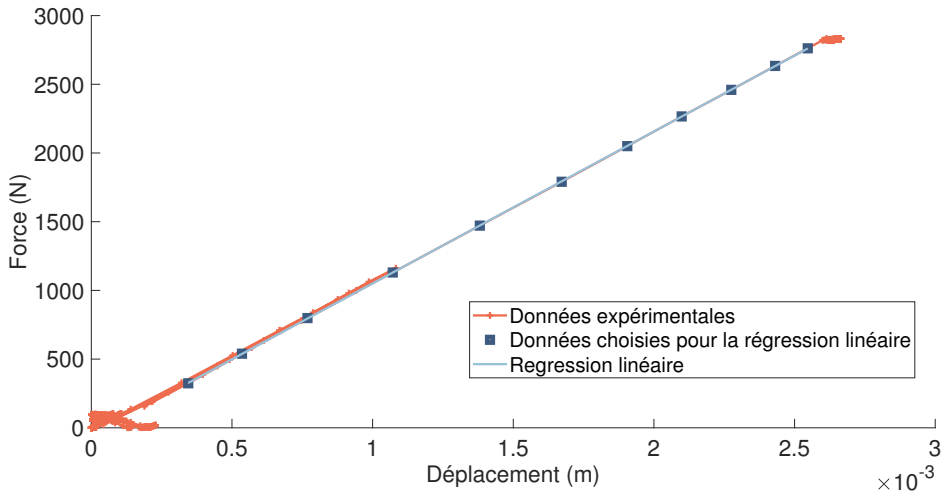
FIGURE D.4 – Mise en charge de la poutre P



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre

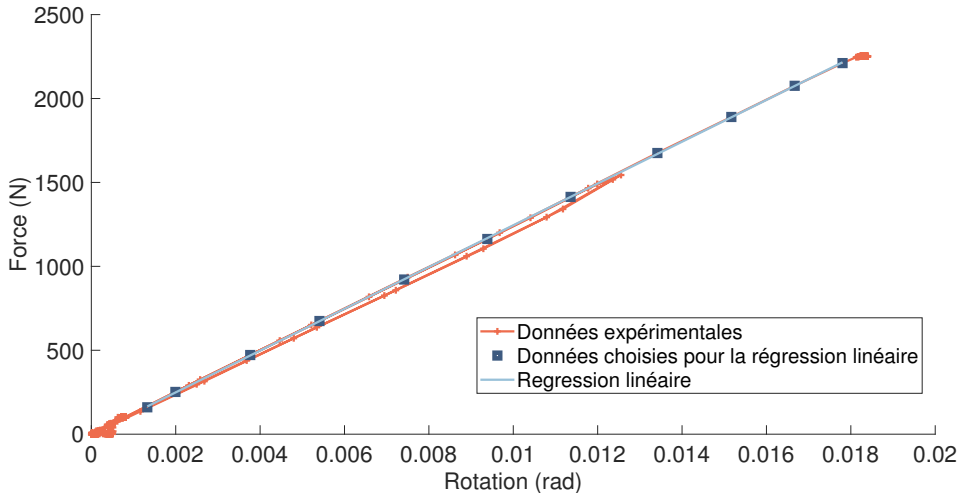


(b) Mise en charge, rotation LVDT

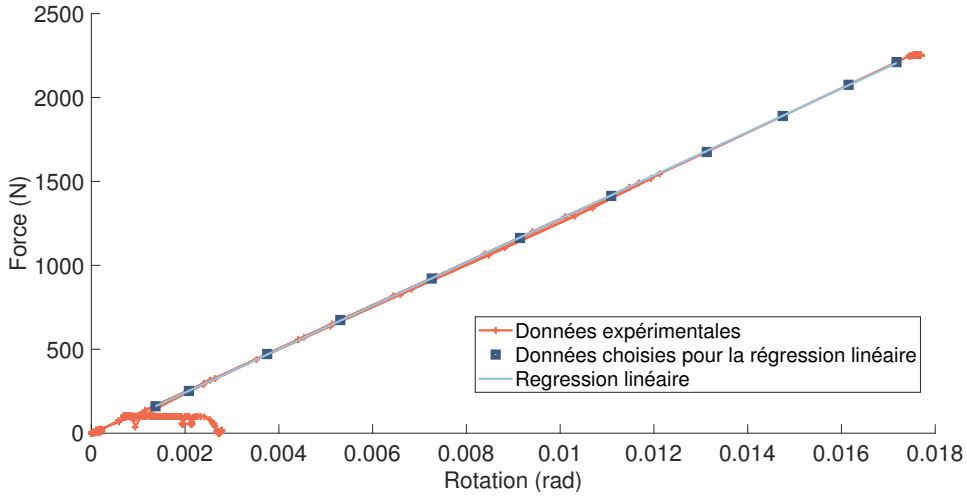


(c) Mise en charge, flèche

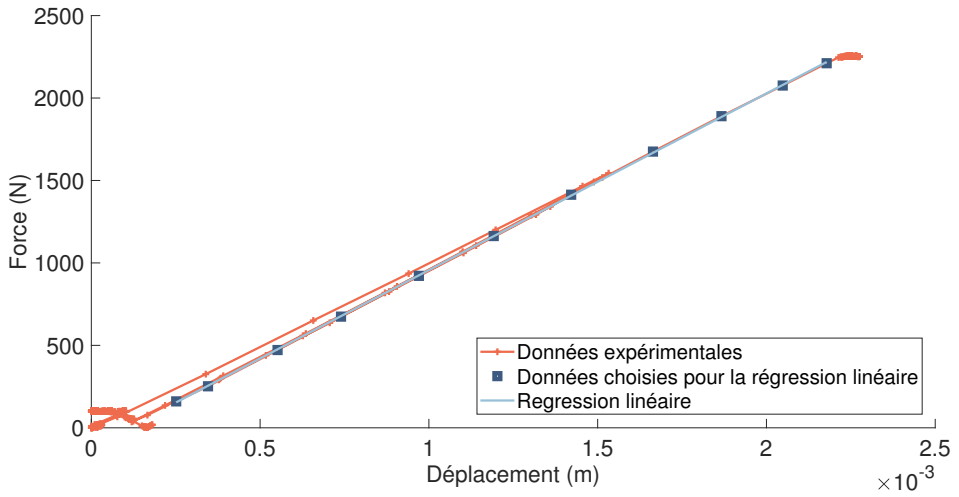
FIGURE D.5 – Mise en charge de la poutre Q



(a) Mise en charge, rotation inclinomètre



(b) Mise en charge, rotation LVDT



(c) Mise en charge, flèche

FIGURE D.6 – Mise en charge de la poutre R

D.3 Résumé de l'essai en cisaillement longitudinal

Cadre de l'expérience

- ➥ Durée : 181 jours (6 mois)
- ➥ La température est régulée avec un climatiseur et est égale à $(20 \pm 1)\,°C$. L'humidité relative de l'air (HR) est régulée avec un humidificateur ainsi que des ventilateurs et varie dans la plage 48 % - 60 % HR (salle climatique fermée)
- ➥ L'expérience est réalisée sur le bâti de flexion (Figure 3.13) qui se déforme lors du chargement des éprouvettes. Les déplacements sont corrigés dans les différentes mesures réalisées (section 3.4.1).
- ➥ Les déplacements sont mesurés avec des capteurs différentiels à variables linéaires (LVDT) Orbit®, modèle DP20S, les efforts appliqués sont mesurés avec des transducteurs AEP® (i.e. des cellules de force de type S -TS) et les rotations sont mesurées avec des inclinomètres mono-axes Sensel Measurement® (SM-NA).

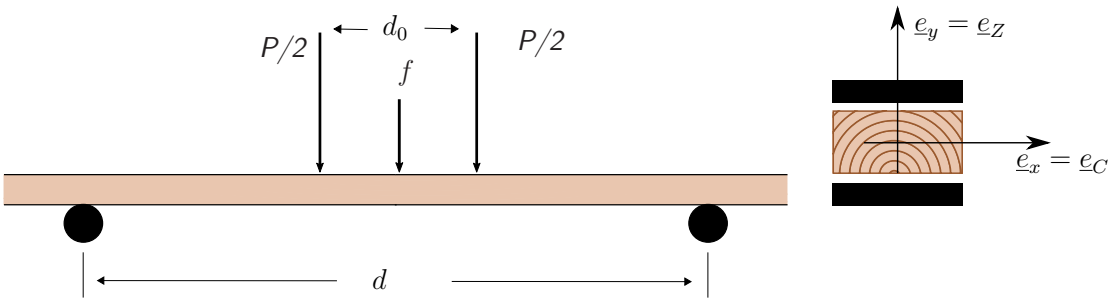


FIGURE D.7 – Schéma du bâti de fluage ($d_0 = d/3 = 200\,\text{mm}$)

Éprouvettes

Un essai de flexion 4-point est réalisé sur six (6) éprouvettes (M-R) ayant une âme en bois orientée dans le sens longitudinal, en épicéa commun, ($32 \times 41 \times 800\,\text{mm}$) et les peaux en acier ($1.1 \times 40 \times 800\,\text{mm}$) (Figures 3.3 et 3.1). L'ensemble des dimensions de chaque éprouvette est résumé dans le tableau D.1.

	M	N	O	P	Q	R
Masse volumique ρ [kg m^{-3}]	489	388	354	360	413	352
Teneur en eau w [%]	11.2	10.5	9.39	10.3	11.2	10.6
Taux de contrainte [%]	22.3	27.6	21.7	26.6	27.8	22.5

TABLEAU D.3 – Caractéristiques des échantillons M à R, détails dans les sections 3.2 et 3.1

Résultats

- ➥ La mesures LVDT surestiment la valeur des rotations lors de la mise en charge, les valeurs des inclinomètres permettent de corriger ces mesures.
- ➥ La moyenne de la raideur en cisaillement longitudinal est égale à $G_{LZ,0} = (460 \pm 108)$ MPa. Le rapport entre la densité et le module est trouvé entre 1.13 et 1.41 (excepté pour la poutre O), notre valeur semble donc cohérente.

	M	N	O	P	Q	R
$G_{LZ,0}$ [MPa]	623 (32)	437 (15)	252 (5)	423 (13)	511 (15)	488 (19)
$k_{LZ,\text{def}}$	2.49 (0.12)	1.53 (0.06)	1.02 (0.04)	1.60 (0.05)	1.54 (0.06)	1.60 (0.07)
n	0.201	0.167	0.188	0.160	0.176	0.175
τ^* [années]	0.53	3.98	45.98	2.65	4.38	3.35

TABLEAU D.4 – Résultats pour les éprouvettes ayant l'âme orientée dans le sens longitudinal lorsque les rotations différées sont supposées constantes (incertitude)

- ➥ Le fluage relatif en cisaillement longitudinal est ajusté avec la fonction puissance : $\delta\hat{\varepsilon}_{LZ}(t) = (t/\tau)^n$, avec τ le temps de doublement des déplacements instantanées.
- ➥ Le point du début du fluage t_f est choisi comme l'instant auquel la charge est complètement appliquée. L'ajustement est fait sur les points à partir de l'instant $t_m = t_f + t_{\text{inst}}$, avec $t_{\text{inst}} = 30$ s.
- ➥ Il n'est pas évident de déterminer si les rotations différées sont constantes ou pas. Lorsqu'elles sont considérées constantes, le coefficient de fluage est calculé à 50 ans $k_{LC,\text{def}} = 1.7 \pm 0.5$ et égal à 0.87 ± 0.29 sinon.

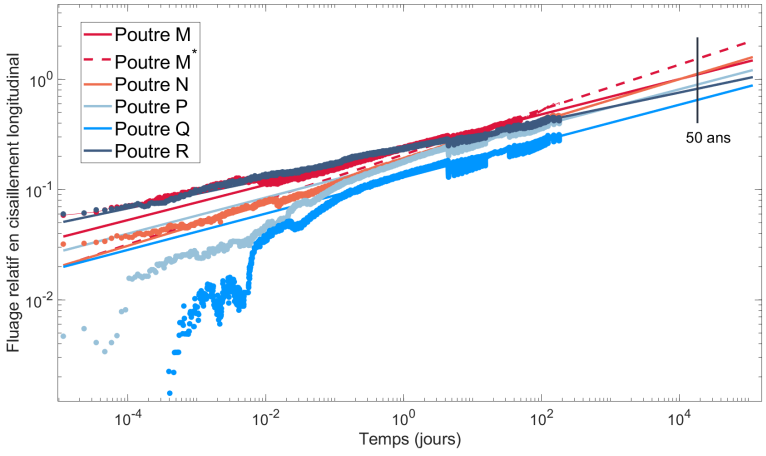


FIGURE D.8 – Fluage relatif en cisaillement longitudinal et ajustement

E

Notice Technique, Sikadur 30

BUILDING TRUST

NOTICE PRODUIT

Sikadur®-30

Adhésif structural pour le collage de renforts PRFC ou plats métalliques

INFORMATIONS SUR LE PRODUIT

Sikadur®-30 est une colle structurale thixotrope à 2 composants, mélange de résine époxydique et de fillers spéciaux, conçue pour une utilisation à une température comprise +8°C et +35°C.

DOMAINES D'APPLICATION

Sikadur®-30 ne peut être utilisé que par des professionnels expérimentés.

Produit de collage de renforts structuraux selon la norme NF EN 1504-9, principe 4 Renforcement Structural, méthode 4.3 Renforcement par plats collés:

- **Procédé Sika® CarboDur®** de renforcement de structures en béton, brique, bois, métal par matériaux composites (voir détails sur la Notice Produit Sika® CarboDur® S et l'Avis Technique du CSTB n°3.3/20-1021_V1).
- **Procédé par plats métalliques collés** (Procédé L'Hermite) : ex guide du STRRES;

CARACTÉRISTIQUES / AVANTAGES

- Facile à mélanger et à appliquer.
- Application sans primaire.
- Excellente résistance au fluage sous charge permanente.
- Excellente adhérence sur les lamelles Sika® CarboDur®, béton, maçonnerie, acier, fonte, aluminium, bois.
- Durcissement non affecté par l'humidité.
- Colle à hautes performances
- Thixotropie: aptitude à l'application sur surfaces verticales et en sous-face.
- Durcit sans retrait.
- Composants de couleurs différentes : permet le contrôle de l'homogénéité du mélange.
- Hautes résistances mécaniques initiales et finales.
- Hautes résistances à l'abrasion et aux chocs.
- Imperméable aux liquides et à la vapeur d'eau.

AGRÉMENTS / NORMES

- Marquage CE selon la norme NF EN 1504-4 (collage structural).
- Avis Technique n°3.3/20-1021_V1 - procédé Sika® CarboDur®
- IBMB, TU Braunschweig, test report No. 1871/0054, 1994: Approval for Sikadur®-30 Epoxy adhesive.
- IBMB, TU Braunschweig, test report No. 1734/6434, 1995: Testing for Sikadur®-41 Epoxy mortar in combination with Sikadur®-30 Epoxy adhesive for bonding of steel plates.

DESCRIPTION DU PRODUIT

Base chimique	Résine époxydique
Conditionnement	Kit prédosé de 6 kg (comp A : 4,5 kg - comp B : 1,5 kg)
Couleur	Composant A: blanc Composant B: noir Mélange A+B: gris clair
Durée de Conservation	24 mois à partir de la date de fabrication. (Voir mention sur étiquette : "best before")
Conditions de Stockage	Stockage dans son emballage d'origine intact, non entamé, à l'abri du gel, de l'humidité et des rayons solaires directs, à une température comprise entre +5°C et +30°C.
Densité	1,65 kg/l + 0,1 kg/l (mélange A+B, à +23°C)

INFORMATIONS TECHNIQUES

Dureté Shore D

≥ 70 (après 48h à +23°C)

Résistance en Compression

Echéance	Température de durcissement +10°C	Température de durcissement +35°C
12 h	-	~85 MPa
1 jour	~55 MPa	~90 MPa
3 jours	~70 MPa	~90 MPa
7 jours	~75 MPa	~90 MPa

(EN 196)

Module d'Elasticité à la Compression

~9600 MPa (à + 23°C) (ASTM D695)

Résistance à la Traction

Echéance	Température de durcissement +15°C	Température de durcissement +35°C
1 jour	~20 MPa	~26 MPa
3 jours	~23 MPa	~27 MPa
7 jours	~26 MPa	~29 MPa

(NF EN ISO 527-3)

Module d'Elasticité en Traction

~11200 MPa (à + 23°C) (ISO 527)

Adhérence par Traction directe

Echéance	Support	Temp. durcissement	Adhérence
7 jours	Béton durci	+23°C	> 4 MPa (1)
7 jours	Acier	+23°C	> 21 MPa (2)

(EN ISO 4624, EN 1542, EN 12188)

(1) 100% rupture dans le support béton
(2) sur support décapé par projection d'abrasifs suivant le degré de soin Sa. 2.5

Résistance au Cisaillement

Echéance	Temp. durcissement + 15°C	Temp. durcissement + 23°C	Temp. durcissement + 35°C
1 jour	~4 MPa	-	~17 MPa
3 jours	~15 MPa	-	~18 MPa
7 jours	~16 MPa	~18 MPa (1)	~18 MPa

Rupture du béton (~ 15 MPa)
(1) (EN ISO 4624)

(FIP 5.15)

Retrait

0,04% (FIP : Fédération Internationale de la Précontrainte)

Coefficient d'Expansion Thermique	$2,5.10^{-5}$ par °C (température de -20°C à +40°C)	(EN 1770)

Température de Transition vitreuse (EN 12614)

Echéance	Température de durcissement	T_G
30 jours	+30°C	+52°C

Température de Déflexion thermique (ASTM-D 648)

Echéance	Température de durcissement	HDT
3 heures	+80°C	+53°C
6 heures	+60°C	+53°C
7 jours	+35°C	+53°C
7 jours	+10°C	+36°C

Température de Service	-40°C à +45°C (après durcissement à température +23°C)

RENSEIGNEMENTS SUR L'APPLICATION

Proportions du Mélange	Comp A : Comp B = 3 : 1 en poids ou en volume
Épaisseur de la Couche	30 mm max. Quand plusieurs Kits doivent être utilisés : les préparer au fur et à mesure des besoin (et non à l'avance) afin de ne pas réduire la durée d'utilisation du kit (durée de vie de pot).
Résistance au Coulage	selon la FIP (Fédération Internationale de la Précontrainte) Aptitude à la mise en place sur surfaces verticales : aucun affaissement jusqu'à 3-5 mm d'épaisseur à +35°C.
Squeezability	écrasement : selon la FIP (Fédération Internationale de la Précontrainte) 4000 mm² à +15°C à 15 kg
Température du Produit	Sikadur®-30 doit être appliqué à une température comprise entre +8°C et +35°C.
Température de l'Air Ambiant	+8°C min. / +35°C max
Point de Rosée	Réduire le risque de condensation sur le support: au moment de l'application de la colle, la température du support doit être au moins 3 degrés au-dessus de la température du point de rosée.
Température du Support	+8°C min. / +35°C max.
Humidité du Support	Max. 4% Quand le support est légèrement humide (sans film d'eau en surface), appliquer la colle à la brosse et bien faire pénétrer dans le support.

Durée Pratique d'Utilisation (FIP : Fédération Internationale de la Précontrainte)

Température	Pot-life	Temps ouvert
+8°C	~ 120 mn	~ 150 mn
+20°C	~ 90 mn	~ 110 mn
+35°C	~ 20 mn	~ 50 mn

La durée de vie en pot débute quand les 2 composants sont mélangés. Elle est plus courte à hautes températures et plus longue à basses températures. Plus la quantité mélangée est importante, plus la durée de vie en pot est courte. Pour obtenir une durée de vie en pot plus longue à hautes températures, diviser le produit une fois mélangé en plusieurs portions. Une autre méthode consiste à rafraîchir (pas en dessous de 5°C) les composants A et B avant de les mélanger.

VALEURS DE BASE

Toutes les données techniques de cette notice sont basées sur des résultats d'essais de laboratoires. Les caractéristiques mesurées peuvent varier en fonction de circonstances indépendantes de notre contrôle.

ÉCOLOGIE, SANTÉ ET SÉCURITÉ

Pour obtenir des informations et des conseils sur la manipulation, le stockage et l'élimination en toute sécurité des produits chimiques, les utilisateurs doivent consulter la fiche de données de sécurité (FDS) la plus

récente contenant les données physiques, écologiques, toxicologiques et autres données relatives à la sécurité. Nos FDS sont disponibles sur www.quickfds.com et sur le site www.sika.fr.

RÈGLEMENT (CE) N° 1907/2006 - REACH

DIRECTIVE 2004/42/CE - LIMITATION DES ÉMISSIONS DE COV

DOCUMENTS COMPLÉMENTAIRES

Système Sika® CarboDur® :
En ce qui concerne les détails de mise en oeuvre des Lamelles Sika® CarboDur® à l'aide du Sikadur®-30, consulter la Notice Produit Sika® CarboDur® et l'Avis Technique du CSTB n°3.3/20-1021_V1.

LIMITATIONS

Les résines Sikadur® sont formulées pour avoir un faible fluage sous charge permanente. Toutefois, pour tenir compte du comportement au fluage sous charge de tous les matériaux polymères, l'effort de calcul à long terme doit tenir compte de ce fluage. Généralement, cet effort de calcul doit être 20 à 25 % plus faible que l'effort de rupture. Consulter un Ingénieur en structures pour les calculs d'effort pour votre cas particulier.

INSTRUCTIONS POUR L'APPLICATION

QUALITÉ DU SUPPORT

Consulter la Notice Produit du Sika® CarboDur® S et l'Avis Technique du CSTB n°3.3/20-1021_V1.

PRÉPARATION DU SUPPORT

Consulter la Notice Produit du Sika® CarboDur® S et l'Avis Technique du CSTB n°3.3/20-1021_V1.

MÉLANGE

Vider complètement le composant B dans le composant A (grand emballage).
Mélanger avec un malaxeur muni de l'hélice de malaxage spéciale Sikadur, pendant au moins 3 minutes à faible vitesse (maxi 300 tours/minute) pour entraîner le moins d'air possible, jusqu'à obtention d'une consistance homogène et d'une teinte uniforme (couleur gris clair). Ensuite verser le mélange dans un autre contenant propre, et continuer le malaxage pendant encore une minute à faible vitesse pour limiter au minimum l'inclusion d'air.
Attention de ne mélanger que le nombre de kits qui pourront être mis en place durant la Durée Pratique d'Utilisation (potlife).

SIKA FRANCE S.A.S.
84 rue Edouard Vaillant
93350 LE BOURGET
FRANCE
Tél.: 01 49 92 80 00
Fax: 01 49 92 85 88
www.sika.fr

MÉTHODE D'APPLICATION / OUTILS

Consulter la Notice Produit du Sika® CarboDur® S et l'Avis Technique du CSTB n°3.3/20-1021_V1.

NETTOYAGE DES OUTILS

Nettoyer le matériel avec le produit Nettoyant Sikadur® immédiatement après emploi, avant polymérisation de la résine. Une fois durcie, la résine s'enlève mécaniquement.

RESTRICTIONS LOCALES

Veuillez noter que du fait de réglementations locales spécifiques, les données déclarées pour ce produit peuvent varier d'un pays à l'autre. Veuillez consulter la Notice Produit locale pour les données exactes sur le produit.

INFORMATIONS LÉGALES

Les informations, et en particulier les recommandations concernant les modalités d'application et d'utilisation finale des produits Sika sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales, conformément aux recommandations de Sika. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou recommandations écrites, ou autre conseil donné, n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés, ni aucune garantie de conformité à un usage particulier, ni aucune responsabilité découlant de quelque relation juridique que ce soit. L'utilisateur du produit doit vérifier par un essai sur site l'adaptation du produit à l'application et à l'objectif envisagés. Sika se réserve le droit de modifier les propriétés de ses produits. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont soumises à nos conditions générales de vente et de livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la Notice Produit correspondant au produit concerné, accessible sur internet ou qui leur sera remise sur demande.

Bibliographie

CIRAD - EPICEA. Technical report, 2012.

NF EN 1912 : Bois de structures, Classes de résistances (Affectation des classes visuelles et des essences). Technical report, Association Française de Normalisation (AFNOR), 2012.

DIN EN 1156 - Panneaux à base de bois - Détermination des facteurs de durée de charge et de fluage ; Version allemande EN 1156 :2013. Technical report, 2013.

NF B52-001-1 : Règles d'utilisation du bois dans la construction - Classement visuel pour l'emploi en structures des bois sciés résineux et feuillus. Technical report, Association Française de Normalisation (AFNOR), 2018.

S. Aicher et G. Dill-Langer. Basic considerations to rolling shear modulus in wooden boards. 11 :10, 2000.

S. Aicher, G. Dill-Langer, et S. Brunold. Tension & compression creep of particleboard as serviceability limit of stress skin elements. 1995.

S. Aicher, G. Dill-Langer, et L. Höfflin. Effect of Polar Anisotropy of Wood Loaded Perpendicular to Grain. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 13(1) :2–9, Feb. 2001. doi : 10.1061/(ASCE)0899-1561(2001)13:1(2).

S. Aicher, Z. Christian, et M. Hirsch. Rolling shear modulus and strength of beech wood laminations. *Holzforschung*, 70(8), Jan. 2016. doi : 10.1515/hf-2015-0229.

American Wood Council. National design specification for wood construction. Technical report, 2018.

M. Arcan, Z. Hashin, et A. Voloshin. A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials : A specially designed specimen yields material properties under pure shear or uniform plane-stress conditions. *Experimental Mechanics*, 18 (4) :141–146, Apr. 1978. doi : 10.1007/BF02324146.

T. Arima. The influence of high temperature on compressive creep of wood. *J. Jap. Wood Res. Soe.*, 13(2) :36/40, 1967.

L. D. Armstrong et R. S. T. Kingston. Effect of moisture changes on creep in wood. *Nature*, pages 862 – 863, 1960.

ASTM. Wood Standards. Technical report.

L. Bach et R. E. Pentoney. Mechanical Behavior of Wood. 18(3) :4, 1968.

A. Bahmanzad, P. L. Clouston, S. R. Arwade, et A. C. Schreyer. Shear Properties of Eastern Hemlock with Respect to Fiber Orientation for Use in Cross Laminated Timber. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 32(7) :04020165, July 2020. doi : 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0003232.

C. Bengtsson. Mechano-sorptive bending creep of timber - influence of material parameters. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 59(4) :229–236, Aug. 2001. doi : 10.1007/s001070100217.

Bhatnager. Creep in wood in tension parallel to grain. *Holz als Rol-und Werkstoff*, 1964.

H. J. Blass et R. Görlacher. Etude du cisaillement roulant dans les éléments structuraux collés en bois. *Annales GC Bois*, pages 1–5, 2000.

R. Brandner. Determination of modulus of shear and elasticity of glued laminated timber and related examinations. page 14, 2007.

R. Brandner. Production and Technology of Cross Laminated Timber (CLT) : A state-of-the-art Report. page 33, 2013.

R. Brandner, G. Flatscher, A. Ringhofer, G. Schickhofer, et A. Thiel. Cross laminated timber (CLT) : overview and development. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74 (3) :331–351, May 2016. doi : 10.1007/s00107-015-0999-5.

R. Brandner, R. Tomasi, T. Moosbrugger, E. Serrano, P. Dietsch, et Shaker Verlag GmbH. *Properties, Testing and Design of Cross Laminated Timber A state-of-the-art report by COST Action FP1402/ WG 2.* 2018. ISBN 978-3-8440-6143-7. OCLC : 1048662221.

I. Brémaud. *Diversité des bois utilisés ou utilisables en facture d'instruments de musique. Étude expérimentale des propriétés vibratoires en direction axiale de types de bois contrastés en majorité tropicaux. Relations à des déterminants de microstructure et de composition chimique secondaire*. PhD thesis, 2006.

B. Capra. *Calcul et comportement des matériaux : Le Bois*. Ecole des Ponts ParisTech, 2010.

Cariou. *Caractérisation d'un matériau viscoélastique anisotrope, le bois.* PhD thesis, Université de Bordeaux, France, 1987.

W. S. Clouser. Creep of small wood beams under constant bending load. 1959. doi : 10.5962/bhl.title.36168.

F. Colling. Creep behavior of cross laminated timber in service class 2. *Technical Report*, page 10, 2014.

K. B. Dahl et K. A. Malo. Linear shear properties of spruce softwood. *Wood Science and Technology*, 43(5-6) :499–525, Aug. 2009. doi : 10.1007/s00226-009-0246-5.

R. Davidson. The influence of temperature on creep in wood. pages 377–381, 1962.

J. Dinwoodie, J.-A. Higgins, D. Robson, et B. Paxton. Creep in chipboard : Part 7 : Testing the efficacy of models on 7-10 years data and evaluating optimum period of prediction. *Wood Science and Technology*, 24(2), 1990. doi : 10.1007/BF00229053.

J. M. Dinwoodie. *Timber : Its Nature and Behaviour*. CRC Press, Mar. 2000. ISBN 978-1-135-80810-5. Google-Books-ID : K02uDwAAQBAJ.

J. M. Dinwoodie et P. W. Bonfield. Recent European research on the rheological behaviour of wood based panels. 1995.

F. Dubois, H. Randriambololona, et C. Petit. Creep in Wood Under Variable Climate Conditions : Numerical Modeling and Experimental Validation. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 9(2-3) :173–202, 2005. doi : 10.1007/s11043-005-1083-z.

F. Dubois, Dopeux, et Pop. Essais de fluage sous compression. Technical report, Adivbois, 2020.

J.-F. Dumail, K. Olofsson, et L. Salmén. An Analysis of Rolling Shear of Spruce Wood by the Iosipescu Method. *Holzforschung*, 54(4), Jan. 2000. doi : 10.1515/HF.2000.070.

T. Ehrhart et R. Brandner. Rolling shear : Test configurations and properties of some European soft- and hardwood species. *Engineering Structures*, 172 :554–572, 2018. doi : 10.1016/j.engstruct.2018.05.118.

T. Ehrhart, R. Brandner, G. Schickhofer, et A. Frangi. Rolling Shear Properties of some European Timber Species with Focus on Cross Laminated Timber (CLT) : Test Configuration and Parameter Study. 2015. doi : 10.3929/ETHZ-A-010548168.

Eurocode 5. NF EN 1995-1-1 : Eurocode 5 - Conception et calcul des structures en bois. Technical report, Commission de normalisation, 2014.

P. Fellmoser et H. J. Blaß. Influence of rolling shear modulus on strength and stiffness of structural bonded timber elements. page 9.

A. Foudjet et C. Bremond. Creep of four tropical hardwoods from Cameroon. *Wood Science and Technology*, 23(4) :335–341, 1989. doi : 10.1007/BF00353249.

L. Franzoni, A. Lebée, F. Lyon, et G. Foret. BENDING BEHAVIOR OF REGULARLY SPACED CLT PANELS. page 10, 2016.

G. Granello et A. Palermo. Creep in timber : research overview and comparison between code provisions. *New Zealand Timber Desing Journal*, 27(1) :17, 2019.

C. Grazide. Une modélisation de la résistance en flexion du pin maritime utilisé en construction. page 185, 2015.

P. Gressel. Zur Vorhersage des langfristigen Form inderungsverhaltens aus Kurz-Kriechversuchen. page 9, 1984.

M. Gräfe, P. Dietsch, et S. Winter. CLT under in-plane loads : Investigation on stress distribution and creep. page 16, 2021.

P. U. A. Grossman. Requirements for a model that exhibits mechano-sorptive behaviour. *Wood Science and Technology*, 10(3) :163–168, 1976. doi : 10.1007/BF00355737.

P. U. A. Grossman et R. S. T. Kingston. *Some Aspects of the Rheological Behaviour of Wood*. Commonwealth Scientific and Industrial Research Organization, 1963.

D. Guitard. *Mécanique du matériau bois et composites*. Cépaduès edition, 1987.

D. Guitard et F. El Amri. Modèles prévisionnels de comportement élastique tridimensionnel pour les bois feuillus et les bois résineux. *Annales des Sciences Forestières*, 44(3) :335–358, 1987. doi : 10.1051/forest:19870305.

B. Hassel, P. Berard, C. Modén, et L. Berglund. The single cube apparatus for shear testing – Full-field strain data and finite element analysis of wood in transverse shear. *Composites Science and Technology*, 69(7-8) :877–882, June 2009. ISSN 02663538. doi : 10.1016/j.compscitech.2008.11.013.

K. Hayashi, B. Felix, et C. Le Govic. Wood viscoelastic compliance determination with special attention to measurement problems. *Materials and Structures*, 26(6) :370–376, 1993. doi : 10.1007/BF02472963.

R. F. S. Hearmon. The Elastic Constants of Anisotropic Materials. *Reviews of Modern Physics*, 18(3) :409–440, July 1946. doi : 10.1103/RevModPhys.18.409.

R. F. S. Hearmon et J. M. Paton. Moisture content changes and creep of wood. *Forest Products Journal*, (August) :357–359, 1964.

S. Hering et P. Niemz. Moisture-dependent, viscoelastic creep of European beech wood in longitudinal direction. *European Journal of Wood and Wood Products*, 70(5) :667–670, 2012. doi : 10.1007/s00107-012-0600-4.

S. M. Holzer, J. R. Loferski, et D. A. Dillard. A review of creep in wood : concepts relevant to develop long-term behavior predictions for wood structures. *WOOD AND FIBER SCIENCE*, 21 :17, 1989.

R. J. Hoyle, M. C. Grzfith, et R. Y. Itani. Primary Creep in Douglas-fir beams of commercial size and quality. *Wood and Fiber Science*, 17(3) :300–314, 1985.

H. Hörig. Zur Elastizität des Fichtenholzes. 1. Folgerungen aus Messungen von H. Carrington an Spruce. *Z Tech Phys*, pages 369–379, 1933.

D. Hunt. The prediction of long-time viscoelastic creep from short-time data. *Wood Science and Technology*, 38 :479–492, 2004. doi : 10.1007/s00226-004-0244-6.

D. Hunt et J. Gril. Possible contribution of fibre slippage to the longitudinal creep of wood. 1994.

D. G. Hunt. A unified approach to creep of wood. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 455(1991) :4077–4095, 1999. doi : 10.1098/rspa.1999.0491.

N. Iosipescu. New accurate procedure for single shear testing of metals. *J Mater*, 2 :537–566, 1967.

A. Jakobs. *Alle Rechte, insbesondere das der Übersetzung in fremde Sprachen, vorbehalten.* PhD thesis, Universität der Bundeswehr München, 2005.

R.-A. Jöbstl et G. Schickhofer. Comparative examination of creep of GLT and CLT slabs in bending. volume 40, pages 1–15, 2007.

A. Kaboorani, P. Blanchet, et A. Laghdir. A rapid method to assess viscoelastic and mechanosorptive creep in wood. *WOOD AND FIBER SCIENCE*, 45 :13, 2013.

E. Karacabeyli et S. Gagnon. *CANADIAN CLT HANDBOOK, VOLUME 1 : 2019 edition.* NATL LIBRARY OF CANADA, Canada, fpinnovations edition, 2019. ISBN 978-0-86488-590-6. OCLC : 1144717281.

D. Keunecke, W. Sonderegger, K. Pereteanu, T. Lüthi, et P. Niemz. Determination of Young's and shear moduli of common yew and Norway spruce by means of ultrasonic waves. *Wood Science and Technology*, 41(4) :309–327, Apr. 2007. doi : 10.1007/s00226-006-0107-4.

D. Keunecke, S. Hering, et P. Niemz. Three-dimensional elastic behaviour of common yew and Norway spruce. *Wood Science and Technology*, 42(8) :633–647, Dec. 2008. ISSN 0043-7719, 1432-5225. doi : 10.1007/s00226-008-0192-7.

E. G. King. Time-Dependent Strain Behavior of Wood. *Forest Products Journal*, page 5, 1961.

R. Kingston et L. Clarke. Some aspects of the rheological behavior of wood. *Australian Journal of Applief Sciences*, 6 :211–226, 1961.

K. Kitahara et N. Okabe. The influence of temperature on creep of wood by bending test. *J. Jap. Wood Res. Soe.*, 5(1) :12/18, 1959.

R. Kliger. Creep in chipboards under bending, compression & shear loads. 1995.

J. Kohara. Studies on the permanence of wood VI, the changes of mechanical properties of old timbers. 6 :164–174, 1954.

E. Krabbe. *Messungen von Gleit- und Dehnungszahlen an Holzsta¨bchen mit rechteckigen Querschnitten*. PhD thesis, Hannover, 1960.

Kretschmann. *Chapter 5 : Mechanical Properties of Wood*, volume Wood handbook : wood as an engineering material. Forest products laboratory edition, 2010.

K. Kránitz, W. Sonderegger, C.-T. Bues, et P. Niemz. Effects of aging on wood : a literature review. *Wood Science and Technology*, 50(1) :7–22, Jan. 2016. doi : 10.1007/s00226-015-0766-0.

Y. Kubojima, H. Yoshihara, H. Ohsaki, et M. Ohta. Accuracy of shear properties of wood obtained by simplified Iosipescu shear test. *Journal of Wood Science*, 46(4) :279–283, Aug. 2000. doi : 10.1007/BF00766217.

M. Kufner. Das Kriechen von Holzspanplatten bei langzeitiger Biegebeanspruchung. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 28(11) :429–446, 1970. doi : 10.1007/BF02621465.

C. Le Govic. Le comportement viscoélastique du bois en liaison avec sa constitution polymérique. *CTBA*, 1988.

C. Le Govic. Chapter 3, Sensitivity of creep to different constant environment. In *Creep in Timber structures.* Spon, London, mortier, p. edition, 1994.

Lemaitre et Chaboche. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod. 1996.

T. Liu. Creep of wood under a large span of loads in constant and varying environments. page 6, 1993.

R. Longo, D. Laux, S. Pagano, T. Delaunay, E. Le Clézio, et O. Arnould. Elastic characterization of wood by Resonant Ultrasound Spectroscopy (RUS) : a comprehensive study. *Wood Science and Technology*, 52(2) :383–402, Mar. 2018. doi : 10.1007/s00226-017-0980-z.

F. M. Massaro et K. A. Malo. Long-term behaviour of Norway spruce glulam loaded perpendicular to grain. *European Journal of Wood and Wood Products*, 77(5) :821–832, 2019. doi : 10.1007/s00107-019-01437-4.

A. Matar. *The mechano sorptive creep of softwood in bending*. Ph.D., South Bank University, 2003.

P. Mestek. *Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP) - Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen*. PhD thesis, Technische universität München, 2011.

D. G. Miller et P. George. Effect of stress level on the creep of eastern spruce in bending. 1974.

U. Müller, A. Ringhofer, R. Brandner, et G. Schickhofer. Homogeneous shear stress field of wood in an Arcan shear test configuration measured by means of electronic speckle pattern interferometry : description of the test setup. *Wood Science and Technology*, 49(6) :1123–1136, Nov. 2015. doi : 10.1007/s00226-015-0755-3.

S. Mohager et T. Toratti. Long term bending creep of wood in cyclic relative humidity. *Wood Science and Technology*, 27(1), 1993. doi : 10.1007/BF00203409.

W. Moliński et J. Raczkowski. Creep of wood in bending and non-symmetrical moistening. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 46(12) :457–460, Dec. 1988. doi : 10.1007/BF02613255.

C. Montero. *Caractérisation du comportement viscoélastique asymptotique du bois*. PhD thesis, Université Montpellier, 2010.

C. Montero, J. Gril, C. Legeas, D. G. Hunt, et B. Clair. Influence of hygromechanical history on the longitudinal mechanosorptive creep of wood. *Holzforschung*, 66(6), Jan. 2012. doi : 10.1515/hf-2011-0174.

J. Mukudai. Evaluation of linear and non-linear viscoelastic bending loads of wood as a function of prescribed deflections. *Wood Science and Technology*, 17(3) :203–216, 1983. doi : 10.1007/BF00372319.

T. Nakai et P. U. A. Grossman. Deflection of wood under intermittent loading. *Wood Science and Technology*, 17 :55–67, 1983.

T. Nakano. Analysis of creep of wood during water adsorption based on the excitation response theory. *Japan Wood Research Society*, 45(1) :19–23, 1999. doi : 10.1007/BF00579519.

P. Navi et F. Heger. *Comportement thermo-hydromécanique du bois : applications technologiques et dans les structures*. Presses polytchniques et universitaires romandes, 2005.

F. Neuhaus. *Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit.* PhD thesis, Bochum, 1981.

H. Neuhaus. Uber das elastische Verhalten von Fichtenhoiz in Abh~ingigkeit von der Holzfeuchtigkeit. page 5, 1983.

NF EN 16351. Structurs en bois - Bois lamellé croisé - Exigences, 2021.

NF EN 338. Bois de structure - Classes de résistance, 2016.

NF EN 408+A1. Structures en bois - Bois de structure et bois lamellé-collé - Détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques, 2012.

J. Niederwestberg, J. Zhou, et Y.-H. Chui. Comparison of Theoretical and Laboratory Out-of-Plane Shear Stiffness Values of Cross Laminated Timber Panels. *Buildings*, 8(10) :146, Oct. 2018. doi : 10.3390/buildings8100146.

E. Obataya. Caractéristiques du bois ancien et technique traditionnelle japonaise de revêtement pour la protection du bois. page 22, 2007.

C. O'Ceallaigh, K. Sikora, et A. Harte. The Influence of Panel Lay-Up on the Characteristic Bending and Rolling Shear Strength of CLT. *Buildings*, 8(9) :114, Aug. 2018. doi : 10.3390/buildings8090114.

H.-M. Park, M. Fushitani, K. Sato, T. Kubo, et H.-S. Byeon. Bending creep performances of three-ply cross-laminated woods made with five species. *Journal of Wood Science*, 52(3) : 220–229, June 2006. doi : 10.1007/s10086-005-0750-7.

J. Park, Y. Song, et S. Hong. Bending Creep of Glulam and Bolted Glulam under Changing Relative Humidity. *Journal of the Korean Wood Science and Technology*, 48(5) :676–684, Sept. 2020. doi : 10.5658/WOOD.2020.48.5.676.

O. Perret. *Strength and stability of cross laminated timber walls at short and long term*. PhD thesis, Université Paris-Est, 2017.

O. Perret, A. Lebée, C. Douthe, et K. Sab. Experimental determination of the equivalent-layer shear stiffness of CLT through four-point bending of sandwich beams. *Construction and Building Materials*, 186 :1132–1143, Oct. 2018. doi : 10.1016/j.conbuildmat.2018.07.102.

C. B. Pierce, J. M. Dinwoodie, et B. H. Paxton. Creep in chipboard : Part 2 : The use of fitted response curves for comparative and predictive purposes. *Wood Science and Technology*, 13(4) :265–282, 1979. doi : 10.1007/BF00356969.

C. B. Pierce, J. M. Dinwoodie, et B. H. Paxton. Creep in chipboard : Part 5 : An improved model for prediction of creep deflection. page 9, 1985.

C. Pirvu et E. Karacabeyli. Time-dependent behaviour of CLT. page 2, 2014.

A. Ranta-Maunus. The viscoelasticity of wood at varying moisture content. *Wood Science and Technology*, 9(3) :189–205, 1975. doi : 10.1007/BF00364637.

A. Ranta-Maunus. Rheological behaviour of wood in directions perpendicular to the grain. *Materials and Structures*, 26(6) :362–369, July 1993. doi : 10.1007/BF02472962.

A. Ranta-Maunus et M. Kortesmaa. Creep of Timber during Eight Years in Natural Environments. volume 31, Whistler, CA, 2000.

L. Rostom. *Vieillissement du bois par des méthodes accélérées : Effets des évolutions chimiques et physiques sur les propriétés hygro-mécaniques lors de traitements modérés*. PhD thesis, 2021.

J. Salençon. *Viscoélasticité pour le calcul des structures*. Editions Ecole Polytechnique, 2009. ISBN 978-2-7302-1557-2.

Schaffer. Modeling the creep of wood in a changing moisture environment. *Wood and fiber*, 3/4 :232–235, 1972.

A. P. Schniewind. On the influence of moisture content changes on the creep of beech wood perpendicular to the grain including the effects of temperature and temperature changes. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 24(3) :87–98, 1966. doi : 10.1007/BF02608354.

A. P. Schniewind et J. D. Barrett. Wood as a linear orthotropic viscoelastic material. *Wood Science and Technology*, 6(1) :43–57, 1972. doi : 10.1007/BF00351807.

J. Schänzling. *Modeling the long-term behavior of structural timber of typical serviceclass-II-conditions in South-West Germany*. PhD thesis, Universität Stuttgart, 2010.

Seber et Wild. *Nonlinear Regression*. Wiley series in probability and statistics, 2003. ISBN 0-471-47135-6.

A. Sliker et Y. Yu. Elastic Constants for Hardwoods Measured from Plate and Tension Tests. *Wood and Fiber Science*, 25(1) :8–22, June 2007.

L. A. Soltis, W. Nelson, et Hillis. Creep of structural lumber. San Diego, CA, 1989.

H. Sugiyama. The creep deflection of wood subjectied to bending under constant loading. *Transactions of the Architectural Institute of Japan*, 55(0) :60–70, 1957. doi : 10.3130/aijsaxx.55.0_60.

R. Takanashi, Y. Ohashi, W. Ishihara, et K. Matsumoto. Long-term bending properties of cross-laminated timber made from Japanese larch under constant environment. *Journal of Wood Science*, 67(1) :65, Nov. 2021. doi : 10.1186/s10086-021-01997-1.

Timber Design Committee. Timber structures standards (nzs 3603 :1993). Technical report, 2015.

D. Tong, S. A. Brown, D. Corr, et G. Cusatis. Wood creep data collection and unbiased parameter identification of compliance functions. *Holzforschung*, 0(0), 2020. doi : 10.1515/hf-2019-0268.

S. Ukyo, K. Shindo, et A. Miyatake. Evaluation of the shear strength of cross-laminated timber under out-of-plane loading. 2016.

S. Ukyo, K. Shindo, et A. Miyatake. Evaluation of rolling shear modulus and strength of Japanese cedar cross-laminated timber (CLT) laminae. *Journal of Wood Science*, 65(1) : 31, July 2019. doi : 10.1186/s10086-019-1810-8.

T. Van der Put. *Deformation and damage processes in wood*. Delft, 1989. ISBN 978-90-6275-548-6. OCLC : 22173581.

M. Varnier. *Comportement thermo-hygro-mécanique différé des feuillus : des sciences du bois à l'ingénierie*. PhD thesis, 2019.

Wallner-Novak, Kopperlhuber, et Pock. Cross-laminated timber structural design–Basic design and engineering principles according to Eurocode. Technical report, ProHolz : Innsbruck, Austria, 2014.

Wood Handbook. Wood as an Engineering Material. Technical report, U.S. Dept.of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 2010.

J. Xavier. A comparison between the Iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization of Pinus Pinaster Ait - ScienceDirect, 2004.

J. Xavier, M. Oliveira, J. Morais, et T. Pinto. Measurement of the shear properties of clear wood by the Arcan test. 63(2) :217–225, Mar. 2009. doi : 10.1515/HF.2009.034.

H. Yoshihara et Y. Kubojima. Measurement of the shear modulus of wood by static bending tests. *Journal of Wood Science*, (44) :15–20, 1997.

H. Yoshihara, H. Ohsaki, Y. Kubojima, et M. Ohta. Applicability of the Iosipescu shear test on the measurement of the shear properties of wood. *Journal of Wood Science*, 45(1) : 24–29, Feb. 1999. doi : 10.1007/BF00579520.

R. L. Youngs. *The Perpendicular-to-grain mechanical properties of red oak as realated to temperature, moisture content and time.* PhD thesis, 1957.

L. Zhang et N. Yang. Evaluation of a modified Iosipescu shear test method for determining the shear properties of clear wood. *Wood Science and Technology*, 51(2) :323–343, Mar. 2017. doi : 10.1007/s00226-016-0888-z.

Q. Zhou, M. Gong, Y. H. Chui, et M. Mohammad. Measurement of rolling shear modulus and strength of cross laminated timber fabricated with black spruce. *Construction and Building Materials*, 64 :379–386, Aug. 2014. doi : 10.1016/j.conbuildmat.2014.04.039.

Y. Zhou, M. Fushitani, et T. Kubo. Effect of stress level on bending creep behavior of wood during cyclic moisture changes. page 9, 1998.