

THÈSE

PRÉSENTÉE A

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX 1

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR

Par Julie LARTIGAU

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : Mécanique

**CARACTERISATION DU COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES
PAR GOUJONS COLLES DANS LES STRUCTURES BOIS**

Directeur de recherche : Pr. Stéphane MOREL

Soutenue le : 12 juillet 2013

Devant la commission d'examen formée de :

M. LEROY Robert	Professeur, ENSAPM	Rapporteur
M. PARVIZ Navi	Professeur, Université de Bern	Rapporteur
M. ADJANOHOUN Georges	Docteur/Ingénieur, APAVE	Examineur
M. DUBOIS Frédéric	Professeur, Université de Limoges	Président
M. MARTIN Eric	Professeur, Université Bordeaux 1	Examineur
M. MILLEREUX Dominique	Secrétaire Fédération Industrie du Bois	Examineur
M. MOREL Stéphane	Professeur, Université Bordeaux 1	Directeur de thèse
M. COUREAU Jean-Luc	Maître de conférences, Université Bordeaux 1	Encadrant

Résumé

L'utilisation des goujons collés dans les structures bois répond au souci de conservation du bâti et de discrétion de l'intervention. A ce jour, plusieurs procédés de caractérisation et de dimensionnement sont disponibles, sans pour autant donner un socle commun à l'évaluation de la résistance des assemblages collés. L'utilisation des goujons collés suscite des interrogations concernant leur tenue au feu. Bien que le matériau bois entourant les tiges de renforcement soit isolant, il est nécessaire de fournir de plus amples estimations concernant la tenue mécanique des polymères pour différentes températures que l'on pourrait trouver au sein d'une liaison au cours d'un incendie. La présente étude permet de coupler méthodes expérimentales et simulations numériques, afin d'appréhender les mécanismes gouvernant la rupture de ces assemblages. La caractérisation expérimentale permet d'estimer les propriétés mécaniques locales des assemblages suivant divers paramètres (les longueurs de scellement, l'orientation du fil du bois, l'essence de bois, ou encore la température d'exposition), ainsi que les propriétés intrinsèques aux matériaux constitutifs. Cette base de données expérimentale est indispensable pour l'ajustement du modèle aux éléments finis en élasticité linéaire. L'approche numérique met en évidence une présence importante de contraintes normales en tête de collage, avant l'apparition de contraintes de cisaillement. Les outils de la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture équivalente permettent d'établir des courbes de résistance liées à chaque mode de ruine (mode I et mode II). Enfin, afin de décrire précisément le processus complet de rupture de ces assemblages, un critère de rupture en mode mixte (mode I et mode II) est utilisé. Une formulation analytique permettant d'estimer la charge au pic est proposée et permettra la réalisation d'abaques de dimensionnement des assemblages par goujons collés, utilisables en bureau d'études.

Mots clés : *structures bois, assemblages par goujons collés, modélisation par éléments finis, mécanique de la rupture, mode mixte (I + II)*

Abstract

Glued-in-rods lead to overcome the use of traditional bolted connections, preserve a large part of original timber and offer aesthetic benefits (since the repair is hidden in the cross sections of the members). Despite previous research programs in many countries, some design rules, predicting the axial strength of such connections, are available, but a common criterion is still lacking. However, the durability of this process according to fluctuating temperature is not well known. During fire exposure, connections are not directly in contact with flames, since they are isolated by surrounding wood. The current study combines experiments with finite element computations, in order to lead to a better knowledge about their mechanical and fracture behaviors. An important experimental campaign is carried out on such connections and provides the influence of various parameters, such as the anchorage length, the rod-to-grain angle, the specie of wood or the temperature exposure, on their mechanical behaviors. Moreover, the inherent mechanical properties of the rod and the adhesives used are also studied. The finite element modeling reproduces the experimental configuration, and reveals significant tensile stresses in comparison with shear stresses. Within the framework of equivalent linear elastic fracture mechanics, R-curves in mode I and mode II can be estimated for each specimen. Finally, a fracture criterion in mixed mode is used to describe the complete fracture process of glued-in rods. An analytical formulation is then proposed and allows the evaluation of peak load of each specimen. This approach leads to realize design tables, usable by design offices.

Keywords: *timber structures, glued-in rods, finite element simulations, fracture mechanics, mixed mode (I + II)*

Je dédie ce travail à ma famille,

REMERCIEMENTS

Dans les quelques lignes qui vont suivre, je souhaiterais simplement remercier les personnes ayant contribué à la réussite de cette thèse.

Ce travail a été mené à bien au sein du laboratoire I2M, département Génie Civil et Environnemental, ainsi qu'au sein du Laboratoire de Recherche des Monuments Historiques. Je souhaiterais donc remercier leurs responsables respectifs, M. Denys Breysse et Mme Isabelle Pallot-Frossard, pour m'avoir accueilli et m'avoir donné les moyens d'amener ce projet à son terme.

J'exprime ma plus profonde gratitude aux responsables scientifiques de ce projet. A Stéphane Morel et Jean-Luc Coureau qui, malgré nos discordances occasionnelles, m'ont transmis une montagne de connaissances, tant sur les expérimentations que sur la mécanique de la rupture. Je les remercie grandement pour leur implication, leur rigueur et leur soutien. Je souhaiterais aussi remercier Emmanuel Maurin et Philippe Galimard, auprès desquels j'ai énormément appris et qui m'ont régulièrement rappelés le contexte professionnel du projet.

Je remercie les entreprises membres de l'association RBR (BEPOX, CRT, Freyssinet, Plee TDP et TAC), ainsi que la FIBC (Dominique Millereux, Thomas Féret et Frédéric Rossi) pour avoir soutenu financièrement ce projet. Mention spéciale à Christophe Gomas, qui m'a très souvent ouvert les portes de ses chantiers et m'a ouvert les yeux sur le fossé existant entre laboratoires et réalité du chantier. A ses côtés, je me suis rendue compte de l'ampleur du travail restant sur la problématique des goujons collés.

Mes remerciements vont également aux membres du jury. J'exprime ma gratitude au Pr. Robert Leroy et au Pr. Parviz Navi pour avoir rapporté mes travaux ainsi qu'au Pr. Frédéric Dubois pour avoir présidé le jury.

Je ne manque pas non plus de remercier les « anciens » de Pierroton. Débarquée dans la campagne cestadaise, c'est bel et bien dans cet endroit que j'ai passé les meilleurs moments de ma thèse. Les personnes que j'y ai rencontrées ont su m'intégrer très rapidement au sein du laboratoire.

Un grand merci à Bernard Solbès et Philippe Taris, les deux techniciens (atelier / manip), sans qui aucune expérimentation ne serait possible. Je les remercie pour les excellents moments passés en leur compagnie, mais aussi pour leur professionnalisme. J'ai énormément appris à leurs côtés, moi qui ne savais même pas visser en arrivant, et c'est avec beaucoup d'émotion que je leur dédie ces quelques lignes.

Egalement un grand merci à Michel (notre cuisinier national), Myriam et Régis.

Je ne saurais oublier le quatuor masculin qui m'en a fait voir de toutes les couleurs pendant ma présence au laboratoire : les deux Guillaume, Boris et Sylvain. Je ne suis pas capable d'énumérer toutes les bêtises qu'ils m'ont fait, mais je les remercie tous les quatre pour ces parties de rigolade que l'on a eu ensemble. Au fait, je ne sais toujours pas qui a placé la souris sur ma chaise ?

Je remercie également toutes les personnes que j'ai eu le plaisir de côtoyer : Anne (qui a vainement tenté de me sensibiliser au jardinage), Marie, Corinne, Didier, Jean-Christophe (dont l'accent me rappelait mes origines), Jean-Marc, Christophe H., Christophe L., Alain, Amadou, Franck, Huyen et Phan.

Je tiens également à remercier M. Gérard Valentin qui est à l'origine de mes choix scolaires et qui m'a convaincu à me lancer dans la recherche. Je lui en suis très reconnaissante.

Je ne saurai également oublier mes deux confidents au laboratoire : Cécile et Alex (ça farte ?) qui ont été à mes côtés du premier jour à la dernière minute de ma soutenance, pour m'avoir soutenu dans les moments de doute, mais pour avoir également partagé des moments de franche camaraderie ensemble. Merci à vous deux.

Un immense remerciement à mes copines de longue date. La distance n'aura jamais altéré notre amitié (on s'était dit rendez-vous dans 10 ans ...). Merci à Audrey (rencontrée au détour d'un amphi de Bordeaux 1), à Elodie (rencontrée au détour d'une cabine téléphonique) et à Elise (rencontrée au détour d'un whisky coca, à plein tube !!).

J'exprime également toute ma gratitude à ma famille. Vous avez toujours été là pour moi et bien au-delà de ce travail de thèse je vous remercie pour tout ce que vous m'avez apporté depuis mon plus jeune âge jusqu'à cette soutenance, ce que vous m'apportez aujourd'hui et ce que vous m'apporterez.

Et pour terminer, un grand merci à toi pour avoir été à mes côtés cette dernière année, pour m'avoir encouragée jusqu'au dernier moment, et merci d'être présent pour cette nouvelle page qui va s'écrire pour moi.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 : LES ASSEMBLAGES PAR GOUJONS COLLES DANS LA CONSTRUCTION BOIS.....	7
1.1 PROPRIÉTÉS ET PERFORMANCES DU MATÉRIAU BOIS.....	7
1.1.1 <i>Structure anatomique du bois</i>	7
1.1.2 <i>Propriétés physiques</i>	8
1.1.3 <i>Propriétés mécaniques</i>	13
1.1.4 <i>Dégradations du matériau bois</i>	17
1.2 RÉNOVATION DES STRUCTURES BOIS	19
1.2.1 <i>Inspection de la structure existante</i>	19
1.2.2 <i>Conception des réparations par goujons collés</i>	22
1.2.3 <i>Matériaux rencontrés dans les assemblages collés</i>	26
1.2.4 <i>Facteurs influant sur la pérennité des restaurations</i>	30
1.3 COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES ASSEMBLAGES PAR GOUJONS COLLÉS	32
1.3.1 <i>Présentation</i>	32
1.3.2 <i>Analyse paramétrique de la résistance d'un assemblage</i>	33
1.3.3 <i>Formulations de dimensionnement disponibles</i>	40
1.3.4 <i>Mécanique des goujons collés : Approches théoriques</i>	43
1.4 SYNTHÈSE	49
CHAPITRE 2 : APPROCHE EXPERIMENTALE.....	51
2.1 CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX.....	51
2.1.1 <i>Le bois</i>	51
2.1.2 <i>Le connecteur : tige filetée en acier</i>	53
2.1.3 <i>La résine époxyde</i>	55
2.2 ETUDE EXPÉRIMENTALE DES ASSEMBLAGES BOIS PAR GOUJONS COLLÉS.....	63
2.2.1 <i>Préparation des échantillons</i>	63
2.2.2 <i>Configuration des essais</i>	67
2.2.3 <i>Optimisation de l'assemblage collé</i>	71
2.2.4 <i>Variation de la longueur de scellement</i>	74

2.2.5 Effet de l'angle d'insertion du goujon	78
2.2.6 Influence de la température du joint de colle	81
2.3 SYNTHÈSE DE LA PARTIE EXPÉRIMENTALE.....	89
CHAPITRE 3 : MODELISATION DU COMPORTEMENT A RUPTURE.....	91
3.1 MODÉLISATION PAR ELÉMENTS FINIS	92
3.1.1 Modèle et matériaux	92
3.1.2 Proposition de conditions aux limites	93
3.1.3 Calibration du modèle en élasticité linéaire.....	95
3.2 MODÉLISATION DE LA RUPTURE DES ASSEMBLAGES COLLÉS.....	108
3.2.1 Rupture quasi-fragile	108
3.2.2 Applicabilité de la MLEReq à la rupture des assemblages collés.....	109
3.2.3 MLEReq : Courbe de résistance.....	112
3.2.4 Découplage des modes de ruine	119
3.2.5 Critère énergétique de rupture en mode mixte	124
3.3 COURBES-R ET EXTREMUM DES COURBES EXPÉRIMENTALES.....	137
3.3.1 Classification en fonction de la charge au pic expérimentale.....	137
3.3.2 Estimation analytique de la longueur de fissure à la charge au pic.....	139
3.3.3 Estimation analytique de la charge au pic.....	140
3.4 SYNTHÈSE	141
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES.....	145
Annexe A : Chimie des résines époxydes.....	151
Annexe B : Classe de qualité du filetage	153
Annexe C : Essais sur de grandes dimensions	155
Annexe D : Résultats des simulations	157
Annexe E : Construction du plan d'expérience.....	161
Annexe F : Modification des propriétés élastiques des substrats	163
Annexe G : Courbes de résistance $G^* = F(A)$	165
Annexe H : Confrontation des critères de rupture	169
Annexe I : Convergence du critère de rupture semi-quadratique	171
Références bibliographiques.....	173

INTRODUCTION

Les enjeux écologiques actuels génèrent un regain d'intérêt de l'utilisation du bois en construction. Aussi bien utilisé dans des constructions neuves, les éléments de structure bois représentent également un patrimoine important d'ouvrages anciens et de monuments historiques. La restauration des bois de structure suscitent encore de nombreuses questions quant à la méthode à mettre en œuvre et le dimensionnement, ce qui fait l'objet de ce mémoire. La présente étude s'intéresse à la réparation structurale d'éléments endommagés. Il existe trois origines possibles au désordre entraînant une intervention de la part de professionnels :

- l'altération du bois : les conditions de protection du matériau ne sont plus respectées et des infiltrations peuvent augmenter l'humidité, développant ainsi le risque d'attaque de champignons et/ou d'insectes qui dégradent le matériau, de manière plus ou moins prononcée ;
- un changement de service des structures qui induit des surcharges (requalification du bâtiment) ;
- des problèmes de conception d'origine affectant les états limites des structures, soit en résistance (ELU), soit en déformations excessives (ELS).

De nos jours, il existe différentes méthodes de restauration pouvant être pratiquées sur les ouvrages anciens ou sur les monuments historiques :

- la charpenterie traditionnelle où l'élément dégradé est remplacé à l'identique,
- le renforcement par des aciers, type IPN, tirants ...
- les « systèmes résines » (goujons, broches, résines, charges, bois).

Les techniques de charpenterie traditionnelle sont bien connues et permettent une restitution mécanique qui ne permet pas d'augmenter la capacité portante d'une poutre. Du point de vue esthétique, une telle intervention peut être particulièrement discrète. Toutefois, des pièces sont totalement remplacées, engendrant une perte d'authenticité de l'édifice.

Le renforcement par des éléments métalliques permet soit d'augmenter la capacité portante d'une poutre soit de rigidifier la structure. Ce type d'intervention est généralement visible, et de ce fait peu esthétique.

Les « systèmes résine » pourraient répondre au souci de conservation du bâti et de discrétion de l'intervention. Cependant, des critères techniques, tel que la durabilité de l'opération, restent méconnus. La maîtrise de ce procédé est d'autant plus difficile que les entreprises développent leur

propre protocole de préparation et d'application de la résine. Un nombre restreint d'entreprises se partage le marché qui concerne essentiellement la rénovation des structures à pans de bois, la restauration de planchers et d'éléments de charpente, ou encore l'aboutage de poteaux. En France, certaines entreprises spécialisées dans la restauration des ouvrages et structures bois par des techniques de résine se sont regroupées dans une association RBR, dont les membres fondateurs sont : AMTC, BEPOX, CRT, PLEE TDP et TAC. Les membres actuels sont : BEPOX, CRT, FREYSSINET, PLEE TDP et TAC. Cette association a pour objectif de développer des techniques de renforcement par résines des structures bois, d'élaborer des règles professionnelles, et de mettre en place une charte qualité engageant les membres. Ces entreprises interviennent principalement sur les monuments historiques, le patrimoine ancien, la restructuration de planchers et de pans de bois.

Une première étude scientifique sur les assemblages par goujons collés fut développée en 2004 entre l'association RBR et les laboratoires LRMH et LRBB, par le biais du doctorat de Juliette Surleau ¹.

L'étude proposée devrait contribuer avec d'autres programmes européens à l'évolution et l'harmonisation de la réglementation européenne. Les campagnes expérimentales développées au cours du doctorat de Juliette Surleau sont divisées en deux phases : la première étape consiste en des essais à court terme sur des éprouvettes de petites dimensions et des poutres de structure, tandis que la deuxième phase des essais vise à étudier le comportement en durée de vie des assemblages par goujons collés.

Dans le cadre des essais de court terme sur les éprouvettes de petites dimensions (section : 80*80 mm², hauteur : 12 mm), l'influence de la température est notamment étudiée. Plusieurs séries d'essais d'extraction du goujon aux températures de 35°C, 50°C, 65°C, 85°C et 120°C sont réalisées sur ces assemblages de petites dimensions (adhésif époxyde). Les principaux résultats émanant de ces essais sont les suivants :

- Le mode de rupture varie selon la température d'exposition :
 - à température ambiante et à 35°C, la rupture est adhésive à l'interface entre le bois et l'adhésif,
 - entre 50°C et 85°C, la rupture se produit à l'interface entre le goujon et l'adhésif,
 - enfin, à 120°C, la rupture a lieu au sein du joint de colle et est qualifiée de cohésive.
- Le comportement mécanique des assemblages est également influencé par la température de sollicitation (FIG. i) :
 - de 20°C à 35°C, le comportement mécanique global des assemblages est fragile et correspond au comportement caractéristique du bois,
 - dès 50°C, le comportement devient ductile avec une diminution progressive de la raideur et de la résistance de la liaison.

¹ Surleau J. *Durée de vie des assemblages par goujons collés sous sollicitations mécaniques et hygrothermiques*. Thèse de l'Université Bordeaux 1, 2004.

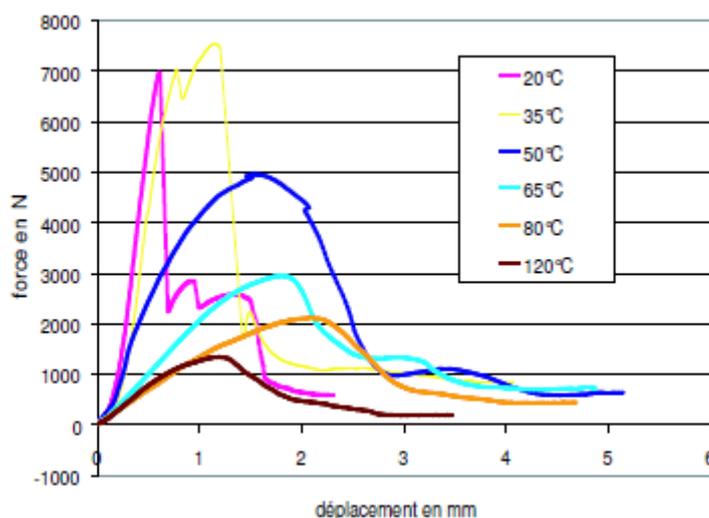


FIG. i – Confrontation des courbes force-déplacement des essais de court terme

Dans le cadre de l'étude du comportement en durée de vie des assemblages, le dispositif expérimental permet de pratiquer des essais en atmosphère variable ; les poutres étant placées dans un abri extérieur ventilé (conditions climatiques de la classe de service 2 de l'Eurocode 5). Les essais se pratiquent sur des éprouvettes de flexion, où des vérins viennent appliquer la pression désirée (FIG. ii).

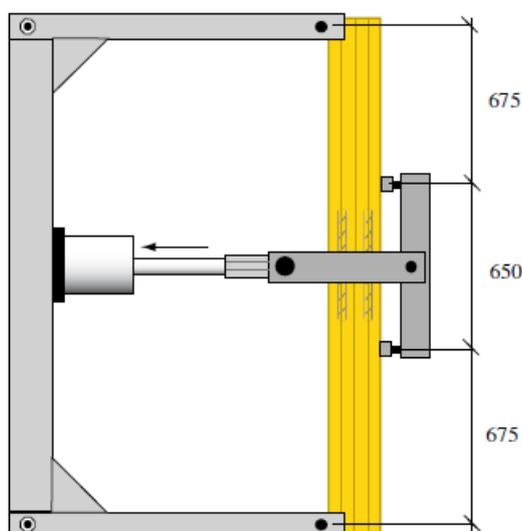


FIG. ii – Dispositif expérimental des essais de durée de vie en atmosphère variable (cotations en mm)

Les ruptures ont lieu à l'interface entre le bois et l'adhésif mais il est important de noter qu'elles se sont produites presque systématiquement au moment le plus chaud de la journée, entre 12h et 16h où la barre des 30°C a été franchie à plusieurs reprises. L'ensemble des essais à température variable réalisés par Juliette Surleau révèlent donc une sensibilité particulière du joint de colle et confirme que ce paramètre doit faire l'objet d'études approfondies.

La présente étude est concentrée sur le procédé de réparation, qui consiste à remplacer l'élément altéré par une pièce de bois sain. Le transfert des charges structurales entre greffon et bois existant est autorisé par la mise en place de tiges filetées encollées. Cette technique offre également des avantages esthétiques indéniables (joint de colle invisible et goujons cachés au sein des poutres) et préserve une grande partie du bois originel. Typiquement, elle met en jeu trois matériaux : le bois, l'adhésif et l'acier. Cette configuration complique l'analyse de ces assemblages et explique le manque de connaissance relative à leur comportement. A l'heure actuelle, de nombreuses campagnes expérimentales ont été menées dans le but d'appréhender leur comportement mécanique à court terme, sous l'influence de paramètres géométriques variables (longueur de scellement, diamètre du goujon, épaisseur du joint de colle ...). Malgré de nombreux programmes de recherche développés dans plusieurs pays, des formulations de dimensionnement majoritairement phénoménologiques sont disponibles, sans pour autant donner un socle commun concernant l'évaluation de la résistance des collages. Il faut noter qu'aujourd'hui il n'existe pas de modèle de dimensionnement standard au niveau européen, laissant le champ libre aux entreprises d'agir selon leurs propres volontés. Notamment, la conception de tels assemblages fait seulement l'objet d'une annexe dans l'Eurocode 5. Pour ces raisons, bien qu'esthétiquement avantageux, le recours aux assemblages par goujons collés reste mineur, et les bureaux d'étude et de contrôle semblent encore frileux à l'usage systématique de ce procédé.

L'objectif de cette étude est de fournir des informations suffisantes permettant de définir des abaques de dimensionnement de ces assemblages, en s'appuyant sur des méthodes couplées expérimentales et numériques. L'intérêt d'une telle démarche réside dans le fait qu'il est possible par la modélisation par éléments finis de faire abstraction des conditions limites des essais, puisque le modèle mécanique tient compte de ces dernières. Il est alors envisageable d'étudier à partir de la réponse globale d'un assemblage (courbe force-déplacement par exemple) des propriétés mécaniques locales concernant le collage. Cette stratégie de caractérisation implique avant tout de connaître les zones de mesures des déplacements les plus pertinentes pour actualiser ensuite le modèle numérique avec les résultats des essais. De plus, ce couplage entraîne inévitablement d'appréhender le comportement local de chaque matériau mis en jeu dans les assemblages, ce qui permet ensuite de connaître la contribution au niveau des performances mécaniques de chacun des composants. Il est simultanément souhaitable de mener des essais à différentes températures pour alimenter la connaissance en ce qui concerne la tenue au feu de tels assemblages. Dans ce cas, l'étude avec des consignes de température représente une base d'investigations facilement envisageable et techniquement justifiée. Les liaisons mises en jeu ne sont pas en contact direct avec les flammes de par leur disposition constructive (réparation localisée au cœur des pièces assemblées), les interfaces de collage sont donc soumises à une élévation en température.

Pour mener à bien cette étude, un état de l'art des assemblages par goujons collés est présenté dans le Chapitre 1. Quelques particularités du matériau bois y sont rappelées et sont comparées aux autres matériaux de construction couramment rencontrés. Une attention particulière est portée sur la rénovation des structures bois par ce type d'assemblage, et un panorama des principales recherches scientifiques menées à ce jour dans ce domaine est décrit.

Le Chapitre 2 est consacré à la partie expérimentale de l'étude. La phase expérimentale est tout d'abord concentrée sur l'étude de chaque composant constitutif de l'assemblage : les caractéristiques géométriques et mécaniques du bois, de l'acier et les propriétés mécaniques et thermiques des adhésifs de l'étude sont exposées. La connaissance des propriétés élastiques de l'acier et des adhésifs, estimée par des tests de caractérisation, est essentielle pour la calibration du modèle numérique. Dans un deuxième temps, une importante campagne expérimentale sur les assemblages est menée. Au total, 404 spécimens ont été testés, afin de connaître les effets de la longueur de collage, de l'angle d'insertion du goujon, ou encore de la température d'exposition de l'assemblage, sur ses caractéristiques mécaniques finales. Lors de ces essais, une attention particulière est portée à la mesure du déplacement de la tige filetée par rapport au substrat bois. Cette mesure précise du déplacement permet une estimation de la raideur initiale des assemblages et de son évolution au cours du chargement.

Enfin, le développement d'approches originales peut être mis en place aujourd'hui par l'essor de la ressource numérique. Le Chapitre 3 propose ainsi une modélisation aux éléments finis des différentes configurations expérimentales, permettant l'évaluation des performances mécaniques des assemblages collés. L'analyse numérique est directement associée aux résultats expérimentaux, étant donné qu'ils sont utilisés à la calibration du modèle par éléments finis. L'approche numérique permet alors de déterminer des grandeurs difficilement quantifiables par le biais unique des expériences, notamment l'état de contraintes sur des zones déterminées (par exemple aux interfaces), et permet de statuer sur le comportement à rupture des assemblages. Il est particulièrement mis en évidence que la rupture des assemblages se produit en mode mixte (I + II), et non plus simplement en cisaillement comme suggéré dans de précédents travaux. Enfin, un critère de rupture en mode mixte est proposé permettant une estimation de la charge de ruine des assemblages.

CHAPITRE 1 : LES ASSEMBLAGES PAR GOUJONS

COLLES DANS LA CONSTRUCTION BOIS

La restauration d'éléments structuraux en bois éveille encore de nombreuses questions tant du côté des professionnels que du côté de la recherche scientifique. La présente étude est concentrée sur le comportement instantané des assemblages par goujons collés. A ce jour, il n'existe aucun avis technique pour ce type de réparation, ce qui laisse les professionnels libres de l'exécution des travaux, qui sont parfois mal appréhendés, et de ce fait mal exécutés. Le besoin en réglementation s'avère aujourd'hui nécessaire. Ce premier chapitre vise à définir le contexte général dans lequel s'inscrit cette étude. Il rappelle les spécificités du matériau bois, évoque les causes et l'intérêt d'un recours à la technique du collage structural pour assembler ou renforcer les éléments de structure, et dresse un bilan des études, expérimentales et numériques, entreprises à ce jour pour définir le comportement mécanique des assemblages par goujons collés.

1.1 PROPRIETES ET PERFORMANCES DU MATERIAU BOIS

1.1.1 Structure anatomique du bois

La différence fondamentale du bois, comparé aux autres matériaux de construction, provient de sa structure orientée et fibreuse selon les axes de croissance de l'arbre, entraînant une structure naturelle orthotrope. Il en résulte un comportement différent selon le mode de sollicitation et l'orientation des fibres par rapport aux efforts appliqués. Le matériau bois présente trois directions privilégiées, distinctes et perpendiculaires entre elles (FIG. 1.1). Dans ce repère ainsi choisi, l'orthotropie repose sur : la direction longitudinale, notée L dans le sens des fibres, la direction radiale, notée R et correspondant à la direction de croissance diamétrale, enfin la direction tangentielle notée T et tangente aux cernes annuels. Dans ce repère, l'orthotropie génère trois plans de symétrie (LT, LR, TR). Cette orthotropie a un impact direct sur les propriétés physico-mécaniques du bois.

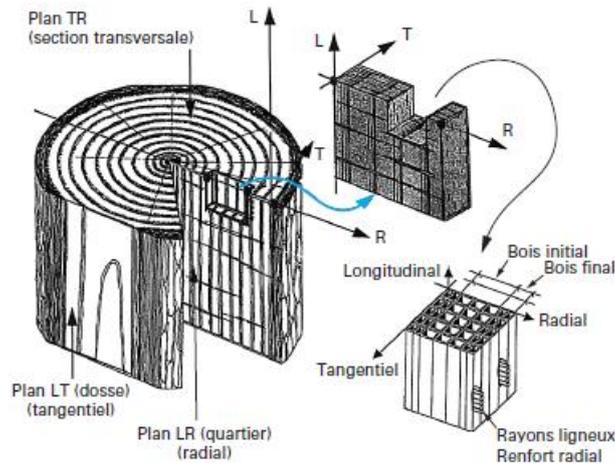


FIG. 1.1 – Caractéristiques d'orthotropie du bois

1.1.2 Propriétés physiques

1.1.2.1 Taux d'humidité et équilibre hygroscopique

La nature chimique du bois lui confère des capacités d'absorption de l'eau. Des variations de l'humidité relative de l'air entraînent des modifications de la teneur en eau du matériau, également fonction de la température d'exposition. L'évolution du taux d'humidité (H) dans le bois montre qu'en partant de l'état anhydre ($H = 0\%$), l'eau imprègne la matière ligneuse jusqu'à atteindre une limite qui se situe aux alentours de 30% de la teneur en eau du bois. Cette limite, communément appelée le point de saturation des fibres (*PSF*), correspond à la saturation des fibres du bois en eau liée. Au-dessus de 30%, l'eau occupe également l'intérieur des fibres du bois, et il n'est pas anormal de trouver des teneurs en humidité du bois supérieures à 30%, par exemple au moment de l'abattage. Les variations dimensionnelles d'une pièce de bois sont essentiellement dépendantes des variations hygroscopiques en-dessous de 30%. Le bois se déforme en fonction de la prise ou de la perte d'humidité (phénomènes de retrait et de gonflement). Le matériau bois va donc toujours chercher à se mettre en équilibre avec l'ambiance dans laquelle il se trouve, jusqu'à se stabiliser à un taux d'humidité communément appelé « taux d'équilibre hygroscopique du bois ». Selon la norme NF B 51-004 [1], la valeur du taux d'humidité du bois est définie par le rapport de la masse d'eau qu'il contient à la masse de bois anhydre :

$$H = \frac{m_H - m_0}{m_0} \times 100 \quad \text{Eq. 1.1}$$

H	:	taux d'humidité [%]
m_H	:	masse du bois à l'humidité H [g]
m_0	:	masse du bois à l'état anhydre [g]
$m_H - m_0$:	masse d'eau contenue dans le bois [g]

En France, selon la destination du bois, son humidité d'équilibre n'est pas la même : en ambiance intérieure (locaux d'habitation) l'humidité du bois varie de 8 à 12%, et en ambiance extérieure (exposition aux intempéries) de 13 à 20%. Pour éviter des phénomènes de variations dimensionnelles, le bois doit être mis en œuvre à un taux hygroscopique proche de celui d'équilibre correspondant à sa situation finale. Du point de vue réglementaire [2], la dépendance du comportement du bois avec l'humidité est envisagée. Trois classes de service sont ainsi définies selon la destination des éléments de structure bois en fonction des conditions climatiques extérieures auxquels ces derniers seront exposés.

La classe de service 1 est caractérisée par une teneur en eau dans les matériaux correspondant à une température de 20°C et une humidité relative de l'air ne dépassant 65% que quelques semaines par an. L'humidité relative moyenne dans la plupart des bois résineux n'excède pas 12%. Ce sont des ouvrages protégés des intempéries. C'est par exemple le domaine de l'habitat et des bâtiments publics pour les structures internes.

La classe de service 2 est caractérisée par une teneur en eau dans les matériaux correspondant à une température de 20°C et une humidité relative de l'air ne dépassant 85% que quelques semaines par an. L'humidité relative moyenne dans la plupart des bois résineux n'excède pas 20%. Ce sont des ouvrages partiellement protégés des intempéries sur lesquels des éléments structuraux peuvent être en contact exceptionnellement avec de l'eau. C'est le domaine des halles ouvertes, entrepôts, charpentes en général ...

La classe de service 3 est caractérisée par des conditions climatiques amenant à des teneurs en eau des matériaux supérieures à celle de la classe 2. Cette classe de service se traduit par une humidité relative moyenne dans la plupart des bois résineux supérieure à 20%. Ce sont des ouvrages exposés aux intempéries et notamment à l'eau de pluie, comme les ponts, les passerelles pédestres, les terrasses, ...

1.1.2.2 Masse volumique

La masse volumique du bois varie fortement en fonction de différents paramètres tels que la teneur en eau, la localisation dans l'arbre, l'essence de bois ou les conditions de croissance de l'arbre. Elle représente le rapport de sa masse à son volume et doit être donnée avec sa référence de teneur en eau.

$$\rho_H = \frac{m_H}{V_H} \quad \text{Eq. 1.2}$$

- ρ_H : masse volumique pour une teneur en eau H [kg/m^3]
- m_H : masse du bois pour une teneur en eau H [kg]
- V_H : volume du bois pour une teneur en eau H [m^3]

Rapporté à son volume, le bois est un matériau de construction relativement léger. Une comparaison entre la masse volumique moyenne d'un certain nombre d'essences de bois et d'autres matériaux de

construction est reportée dans le TAB. 1.1. La masse volumique est probablement le critère le plus important de la caractérisation physique du matériau bois. Elle est en étroite corrélation avec les propriétés élastiques, donc mécaniques du bois, et sera développée dans la partie 1.1.3.

Matériau	ρ [kg/m ³]
Epicéa	400 à 500
Chêne	650 à 800
Béton	2 400
Aluminium	2 700
Acier	7 850

TAB. 1.1 – Masse volumique moyenne de différentes essences de bois (pour une teneur en eau de 12%) et de matériaux de construction ([3] et [4])

1.1.2.3 Propriétés thermiques

En règle générale, il peut être considéré que le bois de structure est utilisé entre -25 et +60°C. Dans cette gamme de température, les propriétés thermiques du bois, telles que les coefficients de dilatation et de conductivité thermiques, sont faibles par rapport à ceux du béton et de l'acier.

a) Dilatation thermique :

La dilatation thermique traduit l'allongement ou le raccourcissement d'une pièce de bois libre de se déformer et soumise à un gradient de température :

$$\Delta l = \alpha_t \cdot \Delta T \cdot l \quad \text{Eq. 1.3}$$

- Δl : allongement [mm]
- α_t : coefficient de dilatation thermique [°C⁻¹]
- ΔT : gradient de température [°C]
- l : longueur initiale de la pièce de bois [mm]

Dans la construction bois, les phénomènes de dilatation thermique sont souvent négligés car :

- le coefficient de dilatation thermique du bois dans la direction axiale est très faible,
- les variations dimensionnelles dues aux effets thermiques restent négligeables par rapport à celles dues aux changements de teneur en eau,
- les jeux aux assemblages permettent d'absorber de petites variations de longueur.

Néanmoins, le coefficient de dilatation thermique du bois varie fortement selon la direction considérée. En effet, la dilatation transversale est dix fois plus importante que la dilatation longitudinale. Dans cette direction, le coefficient de dilatation thermique reste très faible en comparaison à d'autres matériaux de construction, tels que le béton, l'acier ou l'aluminium (TAB. 1.2). La dilatation thermique axiale du bois reste 3 fois plus faible que celle de l'acier ou du béton.

Matériau	α_t [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]	Matériau	α_t [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]
Bois sens tangentiel	25 à $60 \cdot 10^{-6}$	Béton	$10 \cdot 10^{-6}$
Bois sens radial	15 à $45 \cdot 10^{-6}$	Acier	$12 \cdot 10^{-6}$
Bois sens longitudinal	3 à $6 \cdot 10^{-6}$	Aluminium	$24 \cdot 10^{-6}$

TAB. 1.2 – Comparaison du coefficient de dilatation thermique du bois avec celui d'autres matériaux de construction ([3] et [4])

Dans le cas d'éléments en bois assemblés par des barres métalliques, il devient alors nécessaire de prendre en compte les variations de longueur des barres dues aux possibles variations de température. En effet, le coefficient de dilatation thermique de l'acier est 2,5 fois supérieur à celui du bois dans sa direction longitudinale.

b) Conductivité thermique :

Du fait de sa porosité, le matériau bois est un faible conducteur thermique. Il est souvent utilisé comme matériau d'isolation, voire comme matériau coupe-feu avec les produits dérivés du bois (exemple des blocs portes). La conductivité thermique est une grandeur physique caractérisant le comportement des matériaux lors du transfert de chaleur par conduction. Le coefficient de conductivité thermique représente la quantité de chaleur transférée par unité de surface et par unité de temps sous un gradient de température :

$$\lambda_t = \frac{E_t \cdot b}{S \cdot t \cdot \Delta T} \quad \text{Eq. 1.4}$$

- λ_t : coefficient de conductivité thermique [W/m.K]
- E_t : énergie thermique [J]
- b : épaisseur de matériau [m]
- S : surface exposée [m²]
- t : temps [s]
- ΔT : gradient de température [K]

La conductivité thermique du bois varie selon ses directions caractéristiques : elle est plus élevée sur la direction longitudinale des fibres, et est plus faible sur les directions transversales. Le TAB. 1.3 donne quelques valeurs de référence pour différentes essences de bois et différentes directions, comparés à d'autres matériaux de construction. Le bois est alors 12 fois plus isolant que le béton, 350 fois plus que l'acier et 1500 fois plus que l'aluminium. Sur l'échelle des isolants, le matériau bois est plutôt considéré comme un bon isolant : il se situe entre le béton et les isolants proprement dits.

Matériau	λ_t [W/m.K]	Matériau	λ_t [W/m.K]
Epicéa direction L	0,2	Aluminium	200
Epicéa directions R et T	0,13	Acier	50
Chêne direction L	0,3	Béton armé	1,5
Chêne directions R et T	0,2	Laine de verre	0,04

TAB. 1.3 – Conductivité thermique pour différents matériaux utilisés dans la construction ([3] et [4])

c) Comportement au feu – Carbonisation du bois :

Le matériau bois présente un certain nombre d'avantages en situation d'incendie. Il ne se déforme pas et brûle lentement laissant le temps nécessaire à la sécurité des personnes. Ses propriétés thermiques sous-entendent un comportement compétitif vis-à-vis d'une exposition au feu, en comparaison aux autres matériaux de construction (FIG. 1.2).

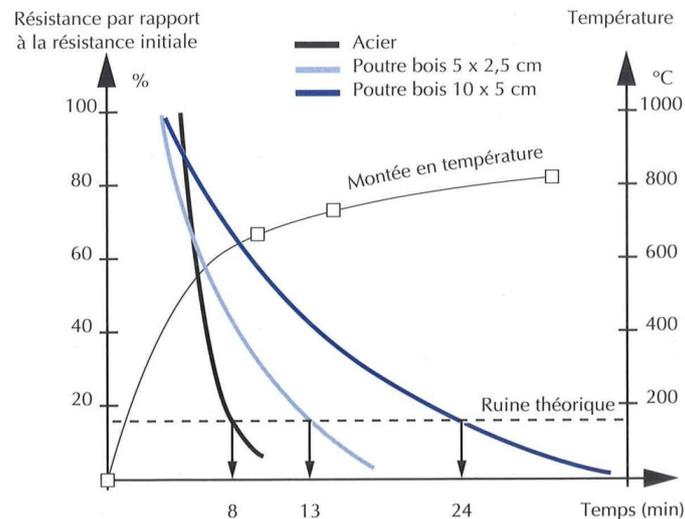


FIG. 1.2 – Tenue au feu du bois comparée à l'acier [5]

Son comportement est d'autant plus favorable lorsque les sections sont suffisantes pour permettre la création d'une enveloppe de bois carbonisé, qui assure une protection de la partie centrale. Trois couches successives sont distinguées pour une section de bois enflammée : la couche de carbonisation, enflammée ; la couche de pyrolyse, avec un échauffement impliquant des modifications chimiques, mais sans flamme ; et la couche non atteinte par le feu. Le charbon de bois a une conductivité thermique 2 à 5 fois plus faible que celle du bois ($\lambda_t = 0,055$ W/m.K). En cas de situation incendie, cette couche carbonisée joue un rôle d'isolant et diffère l'inflammation des couches internes de la section. D'un point de vue structural, la perte de capacité porteuse d'un élément bois enflammé est essentiellement due à la réduction de sa section.

1.1.3 Propriétés mécaniques

1.1.3.1 Propriétés élastiques

Les trois directions d'orthotropie du bois génèrent une symétrie cylindrique qui se retrouve dans la plupart de ses propriétés mécaniques. Elles sont considérées comme orthogonales entre elles (FIG. 1.1), ce qui conduit à parler d'orthotropie cylindrique du bois. Dans ce repère, l'orthotropie génère trois plans de symétrie (LT, LR, TR). Il résulte de cette orthotropie que la caractérisation complète du bois au sens de la mécanique repose sur la détermination de trois modules d'élasticité, trois modules de cisaillement et six coefficients de Poisson. L'expression mathématique du comportement élastique du bois peut se réduire à une matrice symétrique possédant neuf constantes élastiques. La loi de Hooke se généralise aux axes L, R et T et la matrice de complaisance élastique est donnée par :

$$\begin{array}{c} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{RT} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \end{array} = \begin{array}{ccccccc} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 & \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 & \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & \end{array} \begin{array}{c} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{RT} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \end{array} \quad \text{Eq. 1.5}$$

- $\varepsilon_L, \varepsilon_R, \varepsilon_T$: déformations selon les trois directions
- $\gamma_{RT}, \gamma_{LT}, \gamma_{LR}$: glissement selon les trois plans de cisaillement
- E_L, E_R, E_T : modules d'élasticité selon les trois directions
- G_{RT}, G_{LT}, G_{LR} : modules de cisaillement selon les trois plans
- $\nu_{LR}, \nu_{RL}, \nu_{TL}, \nu_{LT}, \nu_{RT}, \nu_{TR}$: coefficients de Poisson
- $\sigma_L, \sigma_R, \sigma_T$: contraintes normales selon les trois directions
- $\tau_{RT}, \tau_{LT}, \tau_{LR}$: contraintes de cisaillement selon les trois plans

Les valeurs moyennes connues des constantes élastiques intervenant dans la matrice de complaisance sont données dans le TAB. 1.4 pour le chêne et l'épicéa (bois sans défaut), pour un taux d'humidité moyen de 12%.

		Epicéa	Chêne
Modules d'élasticité (MPa)	E_L	13 760	13 000
	E_R	910	2 190
	E_T	490	990
Modules de cisaillement (MPa)	G_{RT}	30	400
	G_{LT}	510	780
	G_{LR}	730	1 320
Coefficients de Poisson	v_{LR}	0,372	0,369
	v_{RL}	0,04	0,074
	v_{TL}	0,025	0,036
	v_{LT}	0,467	0,428
	v_{RT}	0,435	0,618
	v_{TR}	0,245	0,300

TAB. 1.4 – Constantes élastiques du chêne et de l'épicéa ([3] et [6])

Cependant, il est préférable de ne pas relever dans la bibliographie de manière aléatoire les propriétés élastiques de telle ou telle essence, mais plutôt de les évaluer à partir de coefficients correctifs sur la densité. Ces modèles prévisionnels existent pour les essences feuillues et résineuses, et sont développés dans Guitard [7]. Un exemple de modèle « Résineux » standard, prédisant les modules d'élasticité du bois pour une teneur en eau de 12%, est donné par les formulations suivantes :

$$E_L = 13100 + 41700 \rho - 0,45 \quad \text{Eq. 1.6}$$

$$E_R = 1000 + 2370 \rho - 0,45 \quad \text{Eq. 1.7}$$

$$E_T = 636 + 1910 \rho - 0,45 \quad \text{Eq. 1.8}$$

Dans ces équations, la masse volumique est exprimée en g/cm³.

Le caractère hygroscopique du bois affecte également les propriétés élastiques du matériau. Les valeurs de référence sont données pour le bois à un taux d'humidité de 12%. Sur le plan pratique, pour des fluctuations dans une plage de taux d'humidité comprise entre 6 et 20%, les corrections des modules d'élasticité et de cisaillement également développés dans Guitard [7] peuvent être adoptées.

$$E_L^H = E_L^{12} [1 - 0,015 H - 12] \quad \text{Eq. 1.9}$$

$$E_R^H = E_R^{12} [1 - 0,030 H - 12] \quad \text{Eq. 1.10}$$

$$E_T^H = E_T^{12} [1 - 0,030 H - 12] \quad \text{Eq. 1.11}$$

1.1.3.2 Propriétés à rupture

Les propriétés mécaniques du bois à rupture, telles que les résistances, varient en fonction des essences, des conditions de croissance, du taux d'humidité, de la présence plus ou moins marquée de singularités et des variations anatomiques (nœuds, fentes, rectitude du fil, largeur des cernes

d'accroissement ...). Le caractère anisotrope du bois contribue encore à la variabilité de ces caractéristiques à rupture qui sont dépendantes du sens d'application des efforts (directions axiale, radiale ou tangentielle). Le bois est très résistant dans le sens axial et peu dans le sens transversal (TAB. 1.5).

Essences	Compression		Traction	
	Axiale	Transversale	Axiale	Transversale
Epicéa	35 à 45	6 à 8	90 à 100	1,2
Chêne	40 à 60	12 à 15	100 à 120	3

TAB. 1.5 – Résistance à la rupture moyenne [MPa] de l'épicéa et du chêne à 12% d'humidité [8]

Au-delà de ses propriétés à rupture dépendantes de la direction, le matériau bois présente également un comportement mécanique dépendant du type de sollicitation. En effet, un effort de traction induit un comportement à rupture qualifié de fragile alors qu'une sollicitation en compression produit de la ductilité du matériau (FIG. 1.3).

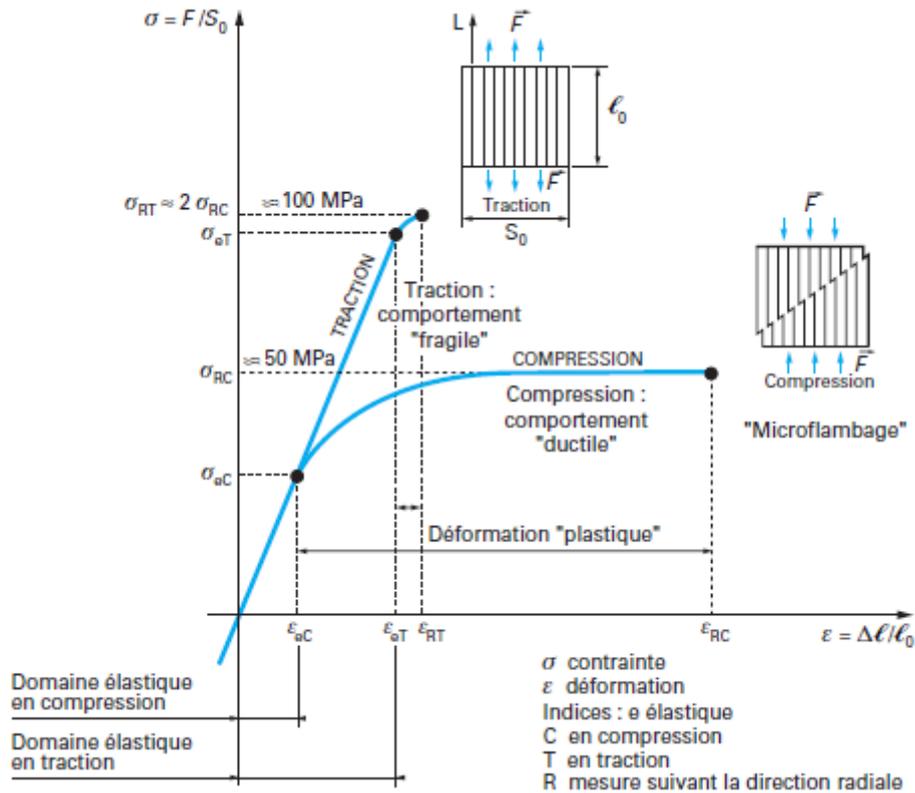


FIG. 1.3 – Comportement du bois en traction / compression dans la direction longitudinale

1.1.3.3 Classement du matériau bois

Jusqu'au début des années 90, chaque pays utilisait deux à trois classes de bois issus de sciage permettant de définir la qualité de ces derniers : la classe I était obtenue pour les bois de qualité supérieure, la classe II pour une qualité moyenne, et la classe III pour une qualité inférieure. La classification du bois était seulement basée sur des critères d'observation visuelle, selon la norme NF

B 52-001 [9]. Elle ne permettait pas de garantir les qualités mécaniques du bois, et encore moins de valoriser le bois dans des classes à hautes performances. Les règles de calcul des constructions en bois font désormais l'objet de règles unifiées au niveau européen selon la norme NF EN 338 [10] (classement en fonction du module de rupture *MOR*), avec la précision des classes de matériaux bois disponibles. Ce classement plus technique des bois doit permettre une meilleure valorisation du matériau. Les nouvelles classes de bois sciés étendent considérablement la gamme d'utilisation pour aller des bois d'emballage, à caractéristiques très faibles comme le C16, au bois de charpente ordinaire d'équivalence C18-C24, jusqu'au bois de bonne charpente C24-C27. Mais l'intérêt de ce classement est d'intégrer également des bois à hautes performances tels que le C30, C35 ou C40. Chaque classe de qualité a été établie à partir d'un triplet de valeurs : la résistance ultime en flexion au fractile à 5%, le module d'élasticité moyen et la masse volumique au fractile à 5%. Les classes de résistance sont désignées par une lettre suivie par un nombre à deux chiffres. La lettre C correspond aux bois massifs résineux et au peuplier et la lettre D aux bois massifs feuillus. Le nombre à deux chiffres correspond à la résistance caractéristique en flexion longitudinale du matériau considéré. Les classes de résistance des bois massifs résineux varient du C14 au C50 et celles des bois massifs feuillus du D18 au D70. Le TAB. 1.6 montre quelques-unes des classes de résistance disponibles du matériau bois. Les calculs de structure sont effectués à partir de grandeurs caractéristiques des propriétés mécaniques du matériau, et non plus avec des valeurs admissibles comme dans les règles de calcul CB71 [11].

Caractéristique	Symbole	C18	C24	C30	D18	D24	D30
Propriétés de résistance [N/mm²]							
Flexion	$f_{m,k}$	18	24	30	18	24	30
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	11	14	18	11	14	18
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0,4	0,4	0,4	0,6	0,6	0,6
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	18	21	23	18	21	23
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	2,2	2,5	2,7	7,5	7,8	8
Cisaillement	$f_{v,k}$	3,4	4	4	3,4	3,4	4
Propriétés élastiques [kN/mm²]							
Module moyen d'élasticité axial	$E_{0,mean}$	9	11	12	9,5	10	11
Module d'élasticité axial au fractile à 5%	$E_{0,05}$	6	7,4	8	8	8,5	9,2
Module moyen d'élasticité transversal	$E_{90,mean}$	0,3	0,37	0,4	0,63	0,67	0,73
Module moyen de cisaillement	G_{mean}	0,56	0,69	0,75	0,59	0,62	0,69
Masse volumique [kg/m³]							
Masse volumique au fractile à 5%	ρ_k	320	350	380	475	485	530
Masse volumique moyenne	ρ_{mean}	380	420	460	570	580	640

TAB. 1.6 – Exemples de classes de résistance mécanique des bois massifs (résineux et feuillus)

Les performances du bois massif (résineux et feuillus) peuvent donc être établies à partir des classes de résistance, et ceci indépendamment de la nature de l'essence. Avec cette nouvelle classification, il est maintenant possible d'établir une correspondance entre les catégories visuelles et les classes de résistance mécanique (TAB. 1.7). Cette corrélation est définie dans la norme NF EN 1912 [12].

Epicéa	Catégorie visuelle	ST-I	ST-II	ST-III
	Classe de résistance	C30	C24	C18
Chêne	Catégorie visuelle	1	2	3
	Classe de résistance	D30	D24	D18

TAB. 1.7 – Correspondance entre les catégories visuelles et les classes de résistance mécanique

1.1.4 Dégradations du matériau bois

Il existe trois origines possibles au désordre entraînant une intervention de restauration :

- l'altération du bois : les conditions sanitaires ne sont plus respectées et des infiltrations d'eau ont permis le développement de champignons et d'insectes qui dégradent le matériau,
- un changement de fonction du lieu qui induit des surcharges ou des aménagements,
- des problèmes de conception d'origine : malgré un défaut de conception initial, le monument a traversé les âges et, lors de la restauration, il s'agira de modifier le fonctionnement même de la structure.

1.1.4.1 Dégradations d'origine biologique

Les agents d'altération du matériau bois sont essentiellement d'origine biologique. Deux grandes familles sont distinguées : les champignons et les insectes [13]. Les champignons sont des micro-organismes qui se nourrissent et se développent en digérant de la matière organique. Deux grandes familles de champignons sont rencontrées dans la construction bois : les champignons lignicoles et les champignons lignivores. La formation de champignons lignicoles engendre principalement des dégradations du bois d'ordre esthétique. En effet, ces champignons consomment des substances présentes à l'intérieur des cellules du bois, mais n'en endommagent pas la structure : ils se propagent dans les cellules du bois en empruntant les ponctuations ou en perforant les parois, mais sans altération significative des propriétés mécaniques du matériau. La présence de ce type de champignon est révélée par une modification de couleur et d'aspect du bois (exemple du bleuissement), qui représente uniquement un défaut esthétique si les éléments sont destinés à rester apparents (FIG. 1.4). En revanche, les champignons lignivores, dont des basidiomycètes ou ascomycètes tels que la Mérule ou le Coniophore des caves, se nourrissent de la matière ligneuse afin de garantir leur cycle biologique. Ils détruisent les fibres et les décomposent, ce qui engendre une perte de résistance mécanique de l'élément attaqué, voire à plus long terme sa destruction totale. Trois types de champignons lignivores sont classiquement distingués : pourriture cubique (FIG. 1.5), fibreuse ou molle. L'attaque et le développement des champignons est optimale pour des teneurs en eau du bois supérieures à 20% et une température ambiante comprise entre 20 et 30°C. Toutes les pièces de bois d'intérieur sont normalement conditionnées à des teneurs en eau inférieures à 20%. Mais, le caractère hygroscopique du bois lui confère la possibilité d'atteindre de hautes teneurs en eau s'il est mis en œuvre dans des conditions humides et fraîches (espaces confinés, infiltration ...).



FIG. 1.4 – Bleuissement sur charpente



FIG. 1.5 – Pourriture cubique

En ce qui concerne les insectes, hormis le termite qui reste le prédateur du bois le plus tenace, il existe d'autres insectes à l'origine de dégradations importantes. Les insectes à larves xylophages (capricorne des maisons, petite vrillette, grosse vrillette ...) pondent des œufs dans le bois. Quand la température est supérieure à 15°C, il y a éclosion et les larves se nourrissent du bois et le creusent afin d'en sortir. La présence des larves est décelée par l'apparition d'orifices à la surface de l'élément, de galeries et d'émissions acoustiques liés au percement des galeries (FIG. 1.6).



FIG. 1.6 – Galeries sur solive

Le termite est l'insecte xylophage qui cause le plus de dégâts structurels dans le bois. En effet, ils décomposent totalement la matière ligneuse pour en extraire les éléments nutritifs, ce qui entraîne une perte totale de résistance mécanique de l'élément attaqué.

Champignons et insectes sont donc les deux principaux agents de dégradation des éléments de structure bois.

1.1.4.2 Dommages d'ordre structural

De par son comportement hygroscopique, les variations de teneur en eau du bois entraînent des modifications dimensionnelles (retrait et gonflement). A long terme, ces phases de rétraction du matériau engendrent inévitablement l'apparition de fissures et la réduction de la section initiale d'éléments bois de structures anciennes. D'autre part, la nature et la durée du chargement appliqué sur un élément bois causent des déformations : celles-ci peuvent être dues à un dimensionnement insuffisant de la structure ou à un changement de fonction du lieu (modifications des charges

permanentes et/ou d'exploitation). L'élément s'oppose alors de moins en moins au chargement appliqué et s'y adapte en se déformant davantage (perte de résistance mécanique). Ces deux phénomènes, variations d'humidité et durée de chargement, peuvent être couplés et occasionnent un endommagement du bois encore plus important (déformations excessives ou ruptures prématurées).

1.2 RENOVATION DES STRUCTURES BOIS

1.2.1 Inspection de la structure existante

Avant toute prise de décision de travaux de restauration, il est nécessaire au préalable d'inspecter la structure et d'évaluer son état actuel. Cette première étape consiste à apprécier la capacité portante de chaque élément ainsi que de l'ensemble de la structure et à étudier l'environnement dans lequel est mise en service la structure. Les informations ainsi recueillies fournissent les bases nécessaires à une opération de restauration correcte de l'ouvrage. Ces considérations sont d'autant plus importantes quand il s'agit de réparer des structures anciennes ayant une valeur historique, culturelle ou esthétique. La nécessité de conserver le concept structural et l'aspect d'origine du matériau réduit alors les possibilités d'intervention. L'inspection et l'évaluation d'une structure bois forment une tâche complexe à accomplir. La procédure d'inspection est généralement motivée par au moins une des raisons suivantes :

- prise de conscience des lacunes ou des erreurs de conception de la structure d'origine,
- vieillissement en service, notamment la dégradation due aux attaques d'insectes ou fongiques et l'endommagement lié aux chargements usuels et aux variations d'humidité,
- détérioration accidentelle (incendie, tempête, pathologie),
- volonté d'aménagements structuraux pour répondre à un changement de fonction de l'ouvrage, ou mise en conformité.

1.2.1.1 Diagnostic de l'état général d'une structure

Le diagnostic de la structure est une étape majeure de la procédure d'inspection. L'objectif est de déterminer les facteurs affectant l'état de la structure. La recherche des zones à risques passe par des mesures sur les éléments structuraux et sur l'environnement dans lequel se situe la structure. Les résultats des mesures permettent ensuite de recommander les méthodes curatives les mieux adaptées afin d'empêcher les risques de détérioration future. Le bois est un matériau dont l'ensemble des propriétés (résistance, rigidité, stabilité dimensionnelle ...) dépend de la teneur en eau. L'accent doit être mis sur une étude des conditions d'humidité, qui sont considérées comme influentes sur la conservation des structures en bois. Les mesures de teneur en eau s'effectuent au moyen de sondes dans l'épaisseur des poutres. Les mesures périphériques ne suffisent pas car l'humidité est généralement maximale au centre des sections. Les données climatiques s'obtiennent par le contrôle de l'humidité relative et de la température ambiante de l'air, de la présence ou absence de ventilation,

de l'existence de zones de stagnation de l'eau et de la localisation d'éventuels vecteurs d'humidité. Si la teneur en eau d'un élément bois atteint 18%, le matériau est considéré comme soumis à de forts risques de dégradation, en raison du développement possible de champignons. De plus, une augmentation de la température et du taux d'humidité affectent les propriétés mécaniques du bois (TAB. 1.8). Le diagnostic sert principalement à relever la présence de points critiques (en terme de sécurité de la structure) mais aussi à définir la classe de service de l'ouvrage qui sera reprise dans le calcul des opérations de réparation / renforcement.

Propriétés	H (%)	Changement relatif (en %) des propriétés mécaniques par rapport à celles à 20°C	
		à -50°C	à +50°C
Module d'élasticité parallèle aux fibres	0	+11	-6
	12	+17	-7
	> PSF	+50	
Module de cisaillement	> PSF		-25
Résistance en flexion	≤ 4	+18	-10
	11-15	+35	-20
	18-20	+60	-25
	>> PSF	+110	-25
Résistance en traction parallèle aux fibres	0-12		-4
Résistance en compression parallèle aux fibres	0	+20	-10
	12-45	+50	-25

TAB. 1.8 – Tendances moyennes de la température sur les propriétés mécaniques du bois à plusieurs taux d'humidités [14]

1.2.1.2 Évaluation sur site des éléments structuraux

A ce stade, la capacité portante de chaque élément est évaluée. Cette évaluation se fait généralement à deux niveaux. Tout d'abord, une inspection visuelle est réalisée afin de recueillir une majorité de renseignements sur l'historique et l'état actuel de la structure. Une évaluation de deuxième niveau, faisant appel à des techniques instrumentées, est ensuite effectuée pour obtenir des informations sur les éventuels défauts dans l'épaisseur des éléments.

a) Inspection visuelle :

L'inspection visuelle constitue la méthode la plus directe d'évaluation du niveau de performance structurale des éléments. Les objectifs en sont :

- l'identification de l'essence et la qualité initiale (stabilité, densité, durabilité naturelle) du bois en place,
- l'estimation des propriétés mécaniques par classement visuel selon la largeur des cernes, le diamètre des nœuds, les flaches ..., selon la norme NF B 52-001 [9],
- la vérification et localisation des défauts majeurs (fentes, fissures, pourritures ...) qui altèrent le comportement du bois, afin d'estimer la section saine résiduelle,

- la détermination de l'âge des éléments, afin de savoir si l'élément est le produit d'une restauration antérieure ou s'il est d'origine.

b) Inspection instrumentée :

Les conclusions tirées d'observations visuelles peuvent se révéler trompeuses du fait de la présence de cavités dans une poutre dues au développement de champignons sous la surface, de la variabilité et l'hétérogénéité des caractéristiques physico-chimiques du matériau bois. De plus, les bois peuvent être cachés ou inaccessibles. Quoique relativement peu utilisées, diverses techniques d'essais non-destructifs (ou peu destructifs) existent pour évaluer l'état actuel du matériau et éviter la surestimation par la technique visuelle. La précision des essais est généralement élevée mais demeure relative car les instruments n'autorisent que des mesures localisées. La rigidité et la résistance globales d'un élément sont par conséquent difficiles à quantifier *in situ*. Parmi les techniques de contrôle non destructif utilisées, on retrouve les suivantes :

Ecoute : En donnant des petits coups de marteau, la présence d'une cavité est discernée si le coup sonne creux. C'est une technique simple et peu onéreuse.

Résistographe ® : Il existe des outils de perçage permettant la restitution d'un profil local de densité. La masse volumique du matériau percé est mise en relation avec la vitesse de pénétration de la mèche. Un lien est ensuite établi entre la masse volumique et les propriétés mécaniques courantes du bois. Cependant, en pratique, le Résistographe ® sert plus souvent à détecter les cavités qu'à évaluer les propriétés locales d'une poutre.

Méthodes vibratoire et ultrasonore : Il est possible d'estimer le module d'élasticité à partir de la vitesse de propagation des ondes dans le matériau, le module et la vitesse étant proportionnellement croissants. Des mesures transversales (visant à détecter la présence de défauts internes) et des mesures longitudinales (visant à estimer le module d'élasticité longitudinal) sont possibles. Dans le premier cas, il s'agit de mesures locales. Dans le second, une caractéristique globale de l'élément est évaluée ; cette mesure reste cependant difficile à réaliser car les extrémités d'un élément sur site sont rarement accessibles. De plus, d'autres facteurs peuvent altérer la confiance accordée aux résultats obtenus par cette méthode. Ainsi, plus la section est importante, moins la mesure est fiable. La présence de nœuds peut également accroître la célérité des ondes, ce qui laisse croire à des propriétés plus importantes. Et pour finir, l'humidité influe également sur le temps de propagation des ondes.

RMN, Rayons X : Ces techniques permettent un examen interne des éléments en bois plus précis que les autres méthodes. Il existe des unités portables de ce type, mais le coût d'utilisation est trop élevé pour une utilisation systématique sur site.

La procédure d'inspection est destinée à fournir les nombreuses informations nécessaires à l'engagement des travaux. Les informations recueillies permettent de décider des mesures curatives et des options de restauration les mieux adaptées au site. Une fois les causes de détérioration établies, il est possible d'empêcher la détérioration ultérieure de l'ouvrage. Les éléments reconnus affaiblis en terme de performance structurale devront être restaurés.

1.2.2 Conception des réparations par goujons collés

La restauration des structures anciennes, qui devient souvent nécessaire en raison de déformations excessives ou d'instabilités structurales, introduit des problèmes qu'on ne rencontre pas dans la construction neuve. Il faut tout d'abord composer avec une structure préexistante et la diversité des ouvrages anciens fait apparaître la nécessité d'agir au cas par cas. De plus, les conditions d'accessibilité sur site restreignent les solutions techniques réalisables lors des travaux. Enfin, le résultat des travaux doit être conforme à la fois aux prescriptions définies dans la Charte de Venise [15] et aux préconisations sécuritaires en vigueur. Le principe de base de chaque réparation est d'effectuer le minimum d'interventions afin de garantir une conservation et/ou une lisibilité maximale de la structure ancienne. Il existe différentes options de réfection du bois utilisé en structure. On peut faire appel aux techniques traditionnelles de charpente, à des renforts métalliques ou encore aux systèmes à base de résine. Le choix de l'option la mieux adaptée se fait selon les conditions environnementales, la tenue au feu, les contraintes d'ordre esthétique, les conditions d'accès ...

1.2.2.1 Historique du collage structural

Depuis une trentaine d'années, les procédés d'assemblage dans la construction bois font appel à la technique du collage structural, technique notamment empruntée aux secteurs de l'aéronautique et de l'automobile. Les assemblages par goujons collés représente une des techniques de collage structural envisagée pour la réhabilitation de structures bois anciennes (éléments de charpentes, de planchers ou de pans de bois). Cette technique a été publiée pour la première fois en 1978 [16] et fut utilisée sur un chantier français en 1979 [17].

Les assemblages par goujons collés et le procédé de collage structural ont été choisis pour la rénovation de la poutraison du plancher de la bibliothèque et la charpente de la pharmacie du Monastère de la Grande Chartreuse (bâtiment classé Monument Historique, situé sur la commune de Saint-Pierre-de-Chartreuse en Isère). Quatre des poutres maîtresses du plancher de la bibliothèque étaient affectées par d'importantes dégradations à leurs extrémités, dues au développement du mэрule. Ce développement fut imputé à une teneur en eau élevée et constante des poutres. Les autres désordres du Monastère furent relevés sur deux trains de pannes sablières de la charpente de la pharmacie. Ils étaient affectés par un pourrissement et ne pouvaient plus répondre aux performances structurelles originelles. A la suite du diagnostic, une réparation des éléments endommagés par tige en fibre de verre et résine structurale a été décidée. Ce type de réparation s'effectue selon les étapes suivantes :

élimination des parties dégradées du bois, étaieage de la structure, décapage et curetage des bois pourris jusqu'à atteindre le bois sain, percement des logements pour armatures, mise en place des greffes de bois sains et des armatures, coulage de la résine et désétaieage. Le premier chantier français utilisant le collage structural comme technique de réhabilitation fut ainsi réalisé au moyen d'assemblages par goujons collés (connecteurs de type tige insérés et collés dans le bois).

Au-delà de leurs avantages esthétiques (intervention quasi invisible), de tels assemblages assurent le transfert des charges structurales entre les différents éléments d'une structure bois. Ils permettent également une préservation maximale de la structure originelle, étant donné que seules les parties des poutres endommagées sont purgées et remplacées (FIG. 1.7).



FIG. 1.7 – Exemple de restauration par goujons collés (photo BEPOX)

Les assemblages par goujons collés sont des assemblages mixtes, au sens où ils présentent des matériaux différents de part et d'autre du joint de colle.

1.2.2.2 Assemblages mécaniques de type tige

Un moyen d'assemblage mécanique consiste à transférer les efforts entre deux pièces de bois au moyen de tiges filetées encollées, à condition que les efforts soient parallèles à la tige. Lorsque l'assemblage doit reprendre des sollicitations de cisaillement, on fait généralement appel aux assemblages cloués, vissés ou boulonnés. En majorité utilisées pour les structures en lamellé collé, les tiges filetées encollées sont principalement employées comme moyen de renforcement des zones soumises à la traction perpendiculaire aux fibres (FIG. 1.8). L'adhérence de la colle sur une surface de métal lisse est difficile à garantir. C'est pour cela que les assemblages réalisés au moyen de tiges encollées le sont généralement avec des tiges filetées. En fonction de la mise en œuvre et du type de charges à transmettre, le collage est effectué avec des résines dites structurales.

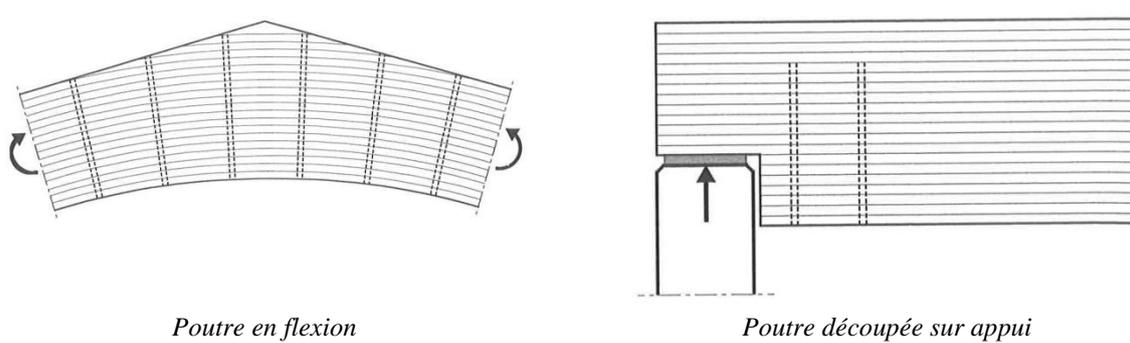


FIG. 1.8 – Exemples d'utilisation de tiges filetées encollées soumise à la traction pour la reprise d'efforts de traction perpendiculaires aux fibres [18]

Du fait de son comportement hygroscopique, les variations dimensionnelles du matériau bois risquent de développer des contraintes de cisaillement élevées au sein du joint de colle, mais également aux interfaces (interfaces entre la tige et l'adhésif, et entre le bois et l'adhésif). C'est pour cette raison que ce type d'assemblage est à proscrire dans le cas de structures exposées à de fortes variations d'humidité (classe de service 3).

Les principaux avantages dans l'utilisation des tiges filetées encollées sont :

- la réalisation d'assemblages lorsqu'une seule face du bois est accessible,
- la reprise d'efforts de traction,
- le renforcement du bois dans le cas d'efforts de traction perpendiculaire aux fibres,
- une importante rigidité de l'ensemble,
- la préservation maximale du matériau existant, seul le matériau dégradé est remplacé et non l'élément complet,
- un bon comportement au feu (acier et adhésif protégés au sein de la section). Cependant des doutes subsistent au niveau des bureaux de contrôle quant à leur prétendue bonne résistance au feu.

Les principaux inconvénients sont leur coût de mise en œuvre et les exigences techniques (température, collage et humidité du bois).

1.2.2.3 Présentation des « systèmes résines »

Les restaurations peuvent avoir lieu au niveau local ou au niveau global d'un composant de structure. Dans le premier cas, il s'agit de reconstruire le matériau dans les zones où il a été altéré ou endommagé. Dans le second cas, il s'agit d'un renforcement qui introduit des changements non négligeables dans la trame d'origine et le cheminement des efforts. Les interventions visent à améliorer la capacité résistante ou la rigidité d'une partie d'élément ou d'un élément entier.

Un système résine se compose généralement d'un élément assumant la fonction de matériau de remplacement, d'un mélange adhésif assurant la liaison entre le nouvel élément et l'élément d'origine et de matériaux de connexion. Les tiges et plaques destinées à restaurer le système ont pour fonction

de répartir les efforts ; le mélange adhésif permet de transmettre les efforts entre le bois et les éléments de connexion.

a) Réparation :

Une technique de réparation consiste à purger l'élément attaqué et à remplacer la partie altérée. La réparation de l'élément attaqué peut se faire soit en greffant une pièce de bois neuf aux dimensions identiques, soit en réalisant une pièce en mortier de résine. La « jonction » mécanique entre les deux éléments (bois en place et greffon) se fait via la méthodologie du collage structural. Différents types de connecteurs (tiges, plats ...) assurent ainsi le transfert des charges structurales entre les deux éléments (FIG. 1.9). Ce type d'intervention concerne plutôt les éléments de structures bois anciennes.

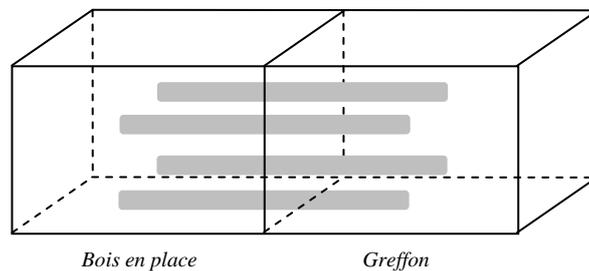


FIG. 1.9 – Schématisation d'une réparation par goujons collés

b) Renforcement :

Au cours du temps, une structure bois peut connaître des modifications des charges qui lui sont appliquées (charges permanentes et/ou d'exploitation). Les éléments bois ont alors tendance à ne plus s'opposer à l'effort appliqué et subissent des déformations excessives. Un premier objectif du renforcement de structure bois est de limiter la déformation de l'élément. Cette intervention peut être réalisée soit en effectuant une saignée en sous face de l'élément pour y introduire un profilé métallique (du type IPE, IPN ...) qui sera collé (FIG. 1.10), soit en moisant l'élément (collage d'un plat métallique en sous face, sans réalisation de saignées). Ce type d'intervention permet alors de renforcer l'élément bois dans sa direction axiale et concerne plutôt les structures bois anciennes. Le deuxième objectif du renforcement est de pallier à la fissuration des éléments de structure bois. Dans ce cas-là, un renforcement de l'élément selon sa direction transverse est envisagé. Les renforts collés agissent comme un pontage du plan de fissuration et ont un effet retardateur sur la propagation de la fissure. Les renforts collés peuvent tout aussi bien être collés en surface ou intégrés au sein de l'élément (saignée). Ce type de renforcement est tout aussi bien rencontré sur des structures bois anciennes que sur des structures bois neuves.



Réalisation de la saignée en sous face



Consolidation par un profilé métallique collé

FIG. 1.10 – Renforcement d'une solive par un profilé métallique en T (photos Plée TDP)

1.2.3 Matériaux rencontrés dans les assemblages collés

Les différentes catégories de matériaux impliquées dans une réparation sont le bois d'origine, le matériau de remplacement, les résines et les connecteurs. Etant donné les différentes propriétés que peuvent avoir les éléments du système de réparation, il faut s'assurer de maîtriser la compatibilité entre les matériaux. Ceci permet d'éviter les contraintes mécaniques causées par les déformations différentielles résultant de :

- la réponse aux variations d'humidité différente pour chaque matériau,
- la réponse aux variations de température, chaque matériau ayant son propre coefficient de dilatation thermique,
- la réponse au chargement, chaque matériau ayant son propre module d'élasticité.

1.2.3.1 Le bois d'origine

Le bois d'origine désigne le bois sain voisin et lié à la zone réparée. La variété des essences rencontrées dans les structures existantes peut être extrêmement grande, bien que le chêne (*Quercus L.*) soit majoritairement rencontré sur les structures anciennes. Les informations recueillies lors de la phase d'évaluation devraient servir à fixer des valeurs de résistance pour le bois reprises dans le calcul des connections par système résine.

1.2.3.2 Le matériau de remplacement

Plusieurs options de remplacement du bois d'origine altéré sont envisageables et sont présentées par ordre d'authenticité historique décroissante. Tout d'abord, il peut être décidé de mettre en œuvre du bois massif. Dans ce cas, il est recommandé de choisir un bois de remplacement dont l'essence est identique à l'originale, afin de minimiser les problèmes de compatibilité physique mais aussi pour des raisons d'authenticité et d'esthétique. S'il est impossible de se procurer l'essence, il convient de choisir un bois dont les caractéristiques physico-mécaniques sont équivalentes, notamment en terme

de réponse aux variations de teneur en eau (retrait / gonflement) et de réponse aux chargements (rigidité).

Toutefois, les maîtres d'œuvre choisissent de plus en plus des matériaux d'ingénierie reconstitués à base de bois dont les performances sont suffisamment élevées pour un usage en structure (TAB. 1.9). Le bois lamellé-collé, le LVL (*Laminated Veneer Lumber*), le PSL (*Parallel Strand Lumber*) et le LSL (*Laminated Strand Lumber*) sont par exemple utilisables. Pour des raisons esthétiques, il peut être nécessaire de masquer l'intervention par des placages notamment si l'ouvrage est classé.

Enfin, la dernière solution courante de substitution du matériau détérioré est de couler un bloc de résine. Il s'agit de mortiers époxydiques spécialement formulés pour accomplir au mieux leur rôle de remplissage. Ce type d'époxyde est généralement constitué de trois composants (époxyde de base, agent de durcissement, charge) et ont une viscosité faible qui autorise une mise en œuvre aisée. Leur module d'élasticité (TAB. 1.9) est de l'ordre de grandeur des bois résineux utilisés en structure.

Matériau	Propriétés en flexion	
	Module d'élasticité (MPa)	Module de rupture (MPa)
Bois massif		
Chêne	12 270	104,8
Epicéa	8 500	72
Matériaux reconstitués		
Lamellé-collé	9 000 – 14 500	28 – 62
LVL	8 960 – 19 240	33 – 86
Mortier époxyde	5 000 – 11 000	

TAB. 1.9 – Comparaison des propriétés en flexion du bois massif, des matériaux reconstitués à base de bois et des mortiers époxydes [3]

Ce type d'intervention nécessite la mise en place d'un coffrage temporaire ou permanent. Dans le cas d'un coffrage destiné à rester en place après l'intervention, il est indispensable d'anticiper le résultat d'un point de vue esthétique.

Quelle que soit l'option retenue, il est indispensable de s'assurer d'avoir remédié aux causes de la détérioration initiale du matériau, afin que le matériau de remplacement n'y soit pas soumis.

1.2.3.3 Les adhésifs

a) Famille d'adhésifs :

Un adhésif se définit comme un produit capable de maintenir ensemble des matériaux, notamment par adhérence. L'adhérence est l'état dans lequel deux surfaces sont maintenues assemblées : les adhésifs sont obtenus par formulation de plusieurs constituants, chacun apportant une ou plusieurs fonctions technologiques, la résine de base conduisant à la dénomination de l'adhésif. Les conditions de mise en œuvre de l'adhésif et les performances finales de l'assemblage sont liées aux caractéristiques intrinsèques de l'adhésif, à la conception de l'assemblage et aux préparations des surfaces. Les

adhésifs peuvent être classés en deux familles : les non structuraux et les structuraux. Cette étude est uniquement relative aux adhésifs structuraux.

b) Adhésifs structuraux :

Les adhésifs structuraux conduisent à une forte résistance mécanique de l'assemblage. Ils durcissent par réaction chimique avec formation d'une structure bi ou tridimensionnelle. Les familles d'adhésifs structuraux les plus courantes sont les résines époxydes (*EP*), les polyuréthanes (*PU*) et les phénoliques.

Les adhésifs époxydes : Ils se présentent sous la forme mono-composant ou bi-composant (prépolymère – durcisseur). Leur réticulation s'obtient en présence de durcisseurs (amines par exemple) ([19] et [20]).

Leurs performances techniques sont les suivantes :

- une faculté d'adhésion sur divers matériaux (métaux, verre, plastiques, bois, béton),
- une résistance élevée aux contraintes d'arrachement élevées en traction et en cisaillement (de 10 à 35 MPa),
- une excellente tenue à l'eau et aux produits chimiques,
- un très faible retrait lors du durcissement,
- une bonne tenue à la fatigue (10^4 cycles à 50% de la charge maximale statique, 10^5 à 10^6 cycles à 30% [21]).

Ils sont donc aptes à réaliser des assemblages structuraux. Les propriétés des adhésifs époxydes font qu'on les rencontre dans les secteurs de pointe comme l'aéronautique ou l'automobile, mais aussi dans l'industrie électrique, le bâtiment et travaux publics (carrelages, collages mixtes métal/béton, métal/bois ...).

Les adhésifs polyuréthanes : Ils sont mono- ou bi-composants et leur durcissement est obtenu par réaction de polyisocyanates sur des polyalcools [22].

Ils présentent les performances suivantes :

- une bonne résistance au cisaillement (de 6 à 20 MPa),
- une bonne résistance au pelage,
- une tenue à l'eau et aux solvants,
- un film de colle souple ou rigide à volonté selon les formulations,
- une excellente adhérence sur la plupart des matériaux.

Ils peuvent donc être utilisés dans les assemblages semi-structuraux voire structuraux. Ils sont principalement utilisés pour le contrecollage de films plastiques, la fabrication de panneaux-sandwichs pour le secteur du bâtiment, le collage verre sur métal (exemple des pare-brises), mais aussi dans les secteurs de l'électricité et de l'électronique.

Les adhésifs phénoliques : Ils sont obtenus à partir de la polycondensation du phénol et du formol conduisant à un produit thermodurcissable. Les colles urée-formol, phénolique-formol, résorcine-formol ou encore mélamine-formol sont autant de variétés entrant dans la famille des adhésifs phénoliques.

Leurs principaux avantages sont les suivants :

- une résistance au cisaillement de 6 à 12 MPa (dans le cas de collages bois sur bois avec une rupture dans le bois),
- de bonnes caractéristiques au fluage.

Ils sont très employés pour le bois et les meubles (réalisation de placages, collage de stratifiés), la fabrication du contreplaqué, de menuiseries intérieures, ou de charpentes lamellées collées avec les résorcines-formol.

c) Type d'adhésif choisi pour la présente étude :

La présentation des différentes familles d'adhésifs susceptibles d'être utilisés dans le collage structural montre la large gamme de produits potentiels. Pour la suite de l'étude, le choix s'est porté sur les résines époxydes. Elles sont évaluées et classifiées selon la norme NF EN 2243 [23]. L'essentiel de leurs propriétés est donné dans la documentation du fournisseur. Ce sont des résines thermodurcissables offrant une combinaison unique de propriétés présentées plus haut. L'avantage majeur des adhésifs époxydes est d'autoriser la liaison de matériaux dissimilaires : tous les matériaux de construction courants font partie du domaine d'application de ces résines. Leur second avantage principal est une haute résistance adhésive en comparaison avec les autres adhésifs structuraux (cas d'une utilisation dans les assemblages par goujons collés [24] [25] [26]).

1.2.3.4 Les connecteurs

Les éléments de connexion sont constitués de matériaux à très haute rigidité et très haute résistance. Ils transmettent les efforts du bois d'origine au matériau de remplacement. Ils se présentent sous forme de tiges ou de plaques. Ces éléments sont souvent en acier mais l'utilisation de matériaux composites (fibres de verre ou de carbone) n'est plus marginale aujourd'hui.

L'insertion d'armatures métalliques forme l'option de restauration la plus courante puisqu'il permet la conception d'assemblages avec un mode de ruine ductile. Le comportement du métal en service et aux états ultimes est décrit avec précision dans l'Eurocode 3 [27]. Les nuances d'acier disponibles sont nombreuses, ce qui offre une certaine liberté quant à la conception. La limite élastique varie de 240 à 640 MPa, et la contrainte à rupture de 400 à 800 MPa. En outre, un grand nombre de profilés et de diamètres est disponible pour les tiges. L'interface acier / adhésif peut se révéler critique en terme de rupture de la connexion. Ainsi, l'usage d'aciers lisses est déconseillé. L'utilisation d'aciers filetés est préférable car les filetages permettent une augmentation de la surface de collage par adhésion et ancrage mécanique.

Les matériaux composites peuvent constituer une alternative aux métaux. Ils se présentent sous forme de tiges ou plaques. Leur comportement est généralement fragile, c'est-à-dire élastique jusqu'à rupture, donc à différencier du comportement mécanique de l'acier.

Les matériaux composites sont constitués d'une matrice polymère et de fibres unidirectionnelles, appartenant à la famille des *FRP (Fiber Reinforced Polymer)*, qui assurent des caractéristiques mécaniques élevées (TAB. 1.10). Les fibres de verre et les fibres de carbone sont les plus courantes.

Matériau	Densité	MOE (MPa)	MOR (MPa)	ϵ ultime (%)
Acier	7,8	210 000	> 240	> 10
Fibre de verre	2,6	74 000	3 400	4,7
Fibre de carbone	1,8	400 000	2 500	0,6

TAB. 1.10 – Comparaison des propriétés mécaniques des matériaux utilisés comme élément de connexion dans la rénovation de structures bois

De récentes études ([28] et [29]) ont montré l'efficacité de ces armatures composites comme moyen de connexion dans les assemblages bois par goujons collés.

Enfin, la connexion peut aussi bien être réalisée au moyen de goujons en bois, qui ont alors un module d'élasticité proche de celui des éléments à assembler. Ce procédé est surtout utilisé et étudié au Japon [30].

1.2.4 Facteurs influant sur la pérennité des restaurations

La géométrie, les conditions de service et d'exploitation des structures à restaurer font qu'une grande diversité de réparations est possible. La conception d'un assemblage est cependant déterminée par des contraintes limitant les solutions techniques. Les contraintes usuelles de conception sont la nature du chargement, la classe de service de l'ouvrage, le coût de la réalisation et des spécifications sécuritaires telles que la tenue au feu et la résistance aux sollicitations sismiques.

1.2.4.1 Classes de service

Le système des classes de service a été fixé pour calculer le comportement de la structure pour des conditions environnementales données. Les assemblages par tiges collées sont cependant limités aux classes de service 1 et 2. En effet, le retrait / gonflement du bois induit par les variations d'humidité génère des contraintes de cisaillement dans l'adhésif qui peuvent provoquer la ruine de l'assemblage.

Selon la norme NF EN 301 [31], les adhésifs sont classés en deux groupes :

- type 1 : peuvent être exposés aux intempéries et à une température supérieure à 50°C
- type 2 : utilisables uniquement en conditions d'intérieur (chauffé et ventilé) ou d'extérieur (sous abri), avec une température d'exposition inférieure à 50°C.

Les connecteurs doivent aussi être sélectionnés selon leur résistance aux conditions environnementales. Pour ce qui est du bois, qu'il soit d'origine ou de remplacement, le traitement doit

être approprié aux risques associés aux classes de service. Des mesures curatives telles que l'usage de fongicides et insecticides sont parfois indispensables. La durabilité de la réparation est un critère fondamental de qualité, ceci est d'autant plus vrai pour l'utilisation de système résine dont le procédé est irréversible.

1.2.4.2 Type de sollicitation

La configuration des assemblages dépend directement du type d'efforts à reprendre. Un élément qui travaille en compression ne va pas se réparer de la même manière qu'un élément soumis à un moment fléchissant (TAB. 1.11 et TAB. 1.12). Deux cas de figure peuvent être distingués : les réparations à une extrémité de l'élément ou alors à une position intermédiaire.

Eléments en compression	
Eléments typiques	Poteaux, piliers
Réparation à une extrémité	Matériau de remplacement : bois ou mortier époxyde Connecteur : tiges / barres en acier ou matériau composite Adhésif : résine époxyde
Réparation à une position intermédiaire	Matériau de remplacement : bois Connecteur : plaque Adhésif : résine époxyde

TAB. 1.11 – Méthodes de réparation d'éléments en compression

Eléments en flexion	
Eléments typiques	Solives, poutres
Réparation à une extrémité	Matériau de remplacement : mortier époxyde avec coffrage Connecteur : tiges / barres en acier ou matériau composite pénétrantes dans le bois d'origine Adhésif : résine époxyde
Réparation à une position intermédiaire	Matériau de remplacement : bois Connecteur : tiges / barres Adhésif : résine époxyde

TAB. 1.12 – Méthodes de réparation d'éléments en flexion

La pratique, consistant à insérer des tiges ou des plaques collées, se généralise de plus en plus. Cette technique présente les avantages suivants :

- le transfert local d'efforts élevé : les liaisons sont très rigides et très résistantes lorsqu'elles sont sollicitées axialement,
- l'esthétique et la résistance au feu sont accrues car la connexion est masquée et protégée par le bois.

Pourtant, certaines précautions sont à prendre en compte en matière de conception. La mise en place d'éléments trop rigides peut entraîner une discontinuité de comportement dans la structure et induire une rupture ou un endommagement prématuré dans les éléments les plus faibles. Il est parfois

nécessaire de coupler d'autres techniques (techniques de charpente traditionnelle, connecteurs métalliques) avec les résines adhésives pour effectuer une réparation satisfaisante.

1.2.4.3 Tenue au feu

Si les conditions de chargement et de service demeurent les contraintes principales de conception, d'autres paramètres sont à considérer. L'application du règlement feu en vigueur doit être vérifiée. Les différents aspects de la réglementation comprennent la tenue et la résistance au feu, la vitesse de combustion, les pertes de propriétés dues à l'augmentation de température ... Les connections par tiges et plaques insérées présentent l'avantage d'être protégées par le bois, car les éléments de renfort ont généralement une tenue au feu médiocre. En effet, les propriétés mécaniques de l'acier chutent à haute température. Les résines époxydes se dégradent également rapidement lorsqu'elles sont soumises à une élévation en température. Lors de travaux de rénovation, il faut donc s'assurer que les armatures métalliques sont suffisamment protégées de l'environnement extérieur. En effet, en situation incendie, si les armatures sont en contact avec le feu, la stabilité mécanique de la structure sera engagée.

1.2.4.4 Synthèse

Les systèmes de réparation par résine sont appropriés à la restauration des structures en bois du fait de leur niveau de performance structural. Le critère déterminant en matière de réparation par résine est la maîtrise des conditions environnementales (température et humidité). L'objectif de la phase de conception est de parvenir à des réparations durables à long terme, permettant de répondre aux sollicitations mécaniques variables dans le temps.

1.3 COMPORTEMENT MECANIQUE DES ASSEMBLAGES PAR GOUJONS COLLES

1.3.1 Présentation

Pour étudier les assemblages par goujons collés, il est important de comprendre quel mécanisme gouverne leur comportement. Lors d'un chargement axial, le transfert des charges entre le bois et le goujon est gouverné principalement par le cisaillement de l'adhésif. Le mécanisme de transfert des charges est également influencé par l'épaisseur du joint de colle. Les assemblages par goujons collés offrent la mixité de comportement d'un assemblage mécanique et d'un assemblage collé ([32] et [33]). Un des avantages de ce type d'assemblages est le transfert de charges directement au sein des éléments bois [34]. Typiquement, il met en jeu trois matériaux (bois, adhésif et acier), avec des propriétés mécaniques différentes [29] (rigidité et résistance), soumis à un chargement simultanément. Cette configuration complexifie l'analyse de ces assemblages et justifie le manque de description fine de

leur comportement mécanique. A ce titre, il faut noter, qu'aujourd'hui, il n'existe pas de modèle de dimensionnement unifié au niveau européen.

Le comportement mécanique global de ces assemblages dépend de nombreux paramètres tels que la géométrie du joint de colle, les matériaux utilisés et les conditions de chargement. L'influence de ces nombreux facteurs (FIG. 1.11) a été et reste le sujet de plusieurs études scientifiques, aboutissant au développement de formulations de dimensionnement [35].

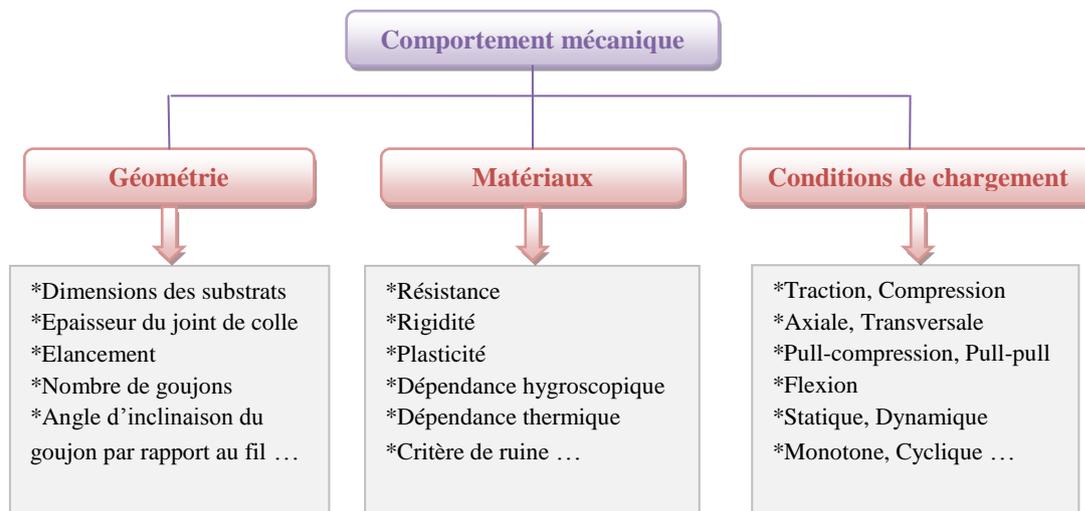


FIG. 1.11 – Classification des paramètres conditionnant la performance des assemblages par goujons collés, proposée dans Serrano et al. [36]

Bien souvent, la connaissance de leur comportement mécanique est basée sur des investigations expérimentales et des règles de dimensionnement empiriques. La majeure partie des études scientifiques se concentre sur la résistance axiale d'un goujon unitaire (assemblage élémentaire) qui n'est pas commun en pratique, mais qui est relativement aisé à mettre en œuvre et à tester. En effet, un assemblage élémentaire permet plus aisément d'étudier les effets des facteurs décrits en FIG. 1.11.

1.3.2 Analyse paramétrique de la résistance d'un assemblage

1.3.2.1 Paramètres géométriques

a) La longueur de collage :

De nombreuses études expérimentales étudient l'impact de la longueur de collage, également appelée longueur d'ancrage, sur la résistance des assemblages par goujons collés. Otero Chans et al. [37] réalisent des essais où une seule tige filetée est collée dans le sens du fil du bois (Tali, essence feuillue à densité élevée 0,86) au moyen d'une résine époxyde. Plusieurs longueurs de collage sont étudiées, allant de 60 à 300 mm. Ces essais montrent que l'augmentation de la longueur d'ancrage augmente la charge à rupture nécessaire à l'extraction du goujon (FIG. 1.12). Cependant, aucune relation linéaire n'est mise en évidence entre longueur d'ancrage et charge à rupture.

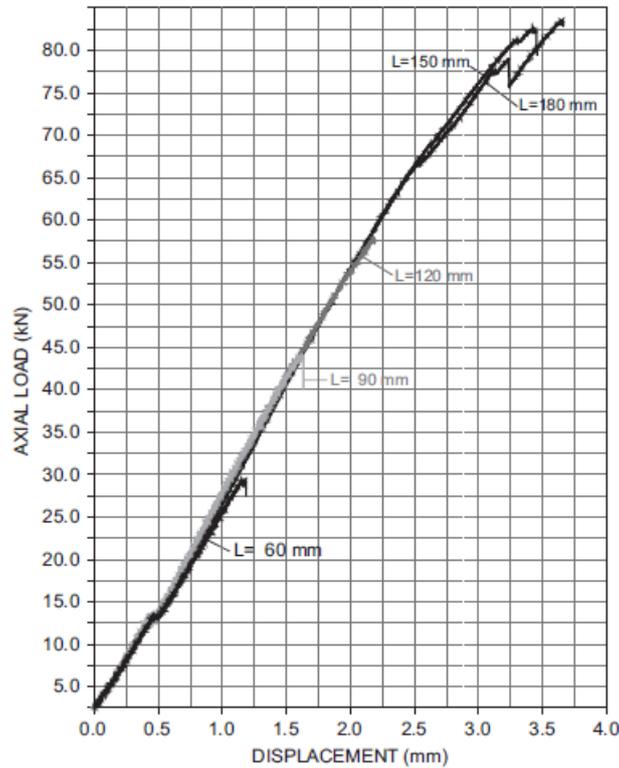


FIG. 1.12 – Evolution de la charge à rupture pour cinq longueurs de collage (60, 90, 120, 150 et 180 mm) [37]

Des études antérieures ([32], [38], [39] et [40]) avaient déjà montré que l'augmentation de la longueur de collage accroît la charge à rupture, mais dans un même temps diminue également la contrainte de cisaillement. L'analyse théorique, décrite dans Johansson [41], suggère que la distribution des contraintes de cisaillement aux interfaces est non-uniforme en augmentant la longueur d'ancrage, avec l'apparition de pics de contraintes en fond du collage.

b) L'épaisseur du joint de colle :

L'épaisseur du joint de colle affecte également la résistance des assemblages ([25], [42] et [43]). Généralement, elle varie entre 0,5 et 3,0 mm. Pour des épaisseurs supérieures, certains adhésifs subissent un retrait pendant leur phase de réticulation, qui induit d'importantes contraintes au sein du joint collé ([29] et [44]). Une tendance générale ne peut être déduite de ces études, étant donné que l'influence de l'épaisseur du joint de colle dépend avant tout de la nature de l'adhésif. Bengtsson et Johansson [42] exposent leurs résultats pour trois types d'adhésifs : époxy (*EP*), polyuréthane (*PU*) et phénol-résorcine-formol (*PRF*). En augmentant l'épaisseur du joint de colle (de 0,5 à 2 mm), la résistance de l'assemblage s'accroît légèrement dans le cas de l'utilisation des adhésifs *EP* et *PU*. Par contre, la résistance de l'assemblage a tendance à diminuer avec l'augmentation de l'épaisseur du joint de colle pour les adhésifs *PRF*, ce qui est partiellement dû au retrait de ce type de résine pendant la polymérisation.

c) Le diamètre du connecteur :

Le diamètre du goujon est également un facteur étudié de nombreuses fois. Otero Chans et al. [37] montrent que l'augmentation du diamètre du goujon induit une augmentation de la charge à rupture. Encore une fois, la relation entre ces deux paramètres est difficile à définir, et n'est pas linéaire. Broughton & Hutchinson [44] ne trouvent pas, quant à eux, d'impact significatif du diamètre du goujon sur la résistance axiale. Le même résultat est démontré dans des études antérieures ([38], [39] et [40]). Steiger et al. [32] n'étudient pas l'impact du diamètre du goujon (ou du perçage dans le bois) indépendamment. En effet, comme précédemment suggéré par Aicher et al. [38], ils combinent deux facteurs. L'impact simultané de la longueur de collage (l_a) et du diamètre nominal du goujon (d) est alors pris en compte au travers d'un paramètre appelé l'élancement ($\lambda = l_a / d$) et a été utilisé dans certaines études ([32], [33] et [45]).

d) L'angle d'insertion du goujon :

Intuitivement, la résistance de l'assemblage sera plus importante lorsque la charge est appliquée selon le fil du bois et plus basse lorsqu'elle agit perpendiculairement au fil. Ce constat est vérifié dans le cadre des travaux du GIROD [25], mais certaines expériences ne le confirment pas. D'autres études ([46] et [47]) montrent l'effet opposé : la direction perpendiculaire au fil apparaît plus résistante que la direction longitudinale. D'autres essais menés sur des GFRP collés dans du LVL ne révèlent aucune différence significative entre les deux directions [29].

e) Dispositions constructives (règles de pinces) :

Le mode de ruine des assemblages par goujons collés est dépendant de la distance entre le goujon et le bord de l'éprouvette en bois, mais aussi de la distance entre goujons (dans le cas d'un assemblage multiple). Par exemple, Serrano [48] affirme qu'une rupture par éclatement du bois intervient lorsque les goujons sont disposés au voisinage des arêtes de l'élément bois ou lorsque l'entraxe entre goujons est insuffisant. En 1999, Blass [49] recommande de respecter une distance minimale au bord égale à 2,5 fois le diamètre du goujon ($2,5d$) et un entraxe minimal entre goujons équivalente à 5 fois le diamètre du goujon ($5d$). Il est également conseillé de ne pas disposer les goujons avec une distance au bord inférieure à $2d$. De plus, si la distance au bord est inférieure à $2,3d$, la résistance de l'assemblage est réduite, selon Steiger et al. [32]. Les préconisations de distances au bord et d'entraxe minimales sont données en FIG. 1.13 et TAB. 1.13.

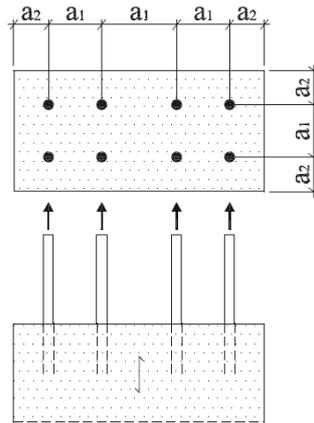


FIG. 1.13 – Dispositions constructives des assemblages par goujons collés

	prEN 1995 :2001	DIN 1052 :2004-08	STEP	Irabois
a1 : entraxe	4 d	5 d	2 d	3 d
a2 : distance au bord	2,5 d	2,5 d	1,5 d	2,5 d

TAB. 1.13 – Préconisations de positionnement de goujons collés parallèles au fil du bois

f) Les conditions d'essais :

Quelques auteurs ont également évalué l'influence des conditions d'essais sur la performance des assemblages. Des essais avec des modes de chargement variables [25], des essais à long terme [34] ou de fatigue ([50] et [51]) ont été conduits. Pour établir la résistance à l'arrachement instantanée d'un goujon collé, deux dispositifs expérimentaux sont couramment employés par les équipes de recherche, bien qu'aucune norme relative aux dispositifs d'essais ne soit disponible. Il s'agit d'essais en configuration « pull-pull » (PP) ou d'essais en configuration « pull-compression » (PC). Pour des modes de rupture identiques, le niveau de charge nécessaire à l'extraction du goujon est différent selon la configuration d'essai adoptée [52]. Ces deux configurations d'essais n'impliquent pas les mêmes conditions limites : dans la première configuration (FIG. 1.14), l'échantillon est libre de toutes conditions cinématiques imposées aux limites, tandis que dans la seconde (FIG. 1.15), les déplacements verticaux de la face supérieure sont interdits (induisant des contraintes de compression sur cette face).

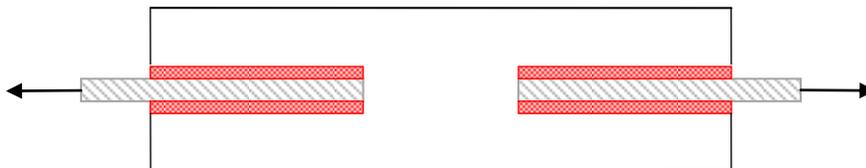


FIG. 1.14 – Configuration d'essai pull-pull

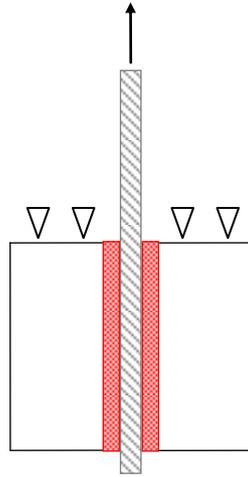


FIG. 1.15 – Configuration d'essai pull-compression

1.3.2.2 Paramètre propre au matériau bois : la densité

De nombreuses formulations de dimensionnement indiquent que la résistance axiale des goujons collés dépend de la densité de l'élément bois. Il faut toutefois noter que la corrélation entre la densité du bois et sa résistance est généralement faible. De récents essais sur les assemblages ([32] et [47]) ont été menés, afin d'établir une potentielle relation entre densité du bois et résistance à l'arrachement du goujon. Ces tests sont menés sur du bois lamellé collé avec des densités variables et des goujons insérés, soit parallèlement soit perpendiculairement au fil, et collés au moyen d'une résine *EP*. Il est alors démontré, sur la base d'une approche phénoménologique, que la résistance de l'assemblage évolue selon une fonction puissance de la densité du bois du type ρ^c . L'exposant c prend la valeur de 0,55 pour un goujon collé parallèlement au fil, et la valeur de 0,25 perpendiculairement au fil. Cependant, d'autres auteurs ([37] et [48]) ne trouvent aucune corrélation entre les deux facteurs.

1.3.2.3. Conditions environnementales

a) L'humidité du bois :

Les phénomènes de retrait et gonflement du bois, dus aux variations d'humidité de l'air, engendrent d'importantes contraintes au sein des assemblages collés, entraînant de possibles pertes d'adhésion. C'est pour cela qu'il est recommandé d'utiliser ce type d'assemblages uniquement en classes de service 1 et 2. La performance des assemblages collés selon l'humidité du bois est également dépendante du type d'adhésif utilisé. Aicher et Dill-Langer [53] montrent que les assemblages collés au moyen d'une résine *EP* ne sont pas affectés par des conditions humides du bois, que ce soit sur le court ou le long terme. En revanche, ceux réalisés au moyen d'adhésifs *PU* ou *PRF* subissent une importante chute de performance mécanique lorsque l'humidité du bois augmente. Ce résultat se retrouve également dans Wheeler et Hutchinson [54], où des joints à simple recouvrement sont testés (TAB. 1.14).

Adhésif	Humidité du bois au moment du collage (%)		
	10	18	22 +
PU1	1,5	0,1	0,01
PU2	7,3	1,4	0,01
EP1	16,0	15,6	13,6
EP2	9,1	10,6	9,4

TAB. 1.14 – Valeurs de la contrainte de cisaillement moyenne (MPa) pour des assemblages en chêne [54]

Il est donc constaté que les assemblages réalisés au moyen de résines *EP* ne manifestent pas de baisse de performance mécanique jusqu'à une humidité du bois de 22%. Cependant, pour des humidités de bois supérieures au moment du collage, Broughton et Hutchinson [55] ont montré que les résines *EP* attestent d'une baisse de la charge nécessaire à l'extraction du goujon. Ce constat se fait pour des humidités du bois comprises entre 25 et 30% (FIG. 1.16).

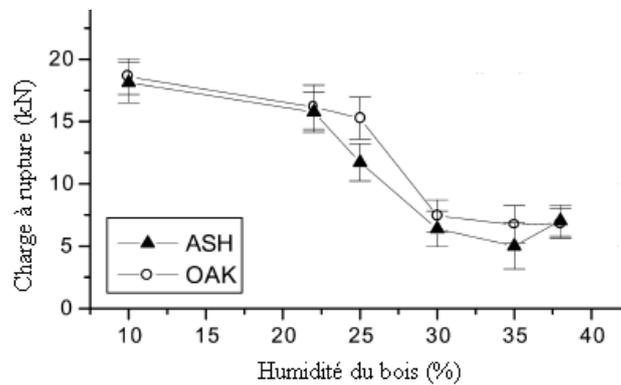


FIG. 1.16 – Influence de l'humidité du bois au moment du collage sur la charge à rupture [55]

b) La température :

Au même titre que l'humidité, la température est un facteur essentiel qui affecte la durabilité des joints collés structuraux. Les résines époxydes sont utilisées depuis plusieurs années pour la rénovation de structures bois. Cependant, le manque de connaissance concernant leur comportement au feu restreint leur utilisation [56]. Des assemblages élémentaires, collés au moyen d'une résine *EP*, sont exposés à des températures variant entre 40 et 90°C [57]. Une performance mécanique satisfaisante est obtenue jusqu'à ce que l'adhésif atteigne une température critique de 50°C. Au-delà, ces propriétés sont considérablement affaiblies. Aicher et Dill-Langer [53] constatent également une baisse importante de résistance des assemblages collés au dessus de 50°C (adhésifs *EP* et *PRF*), notamment lorsque les éprouvettes sont sous charge. Les assemblages collés au moyen d'adhésifs *PU* présentent une chute de leurs propriétés mécaniques dès 40°C. Le monitoring d'assemblages a permis de constater que l'évolution de la température au sein du joint de colle suit celle des températures extérieures (FIG. 1.17), avec toutefois un décalage imputé à l'épaisseur de bois couvrant la réparation ([58], [59] et [60]).

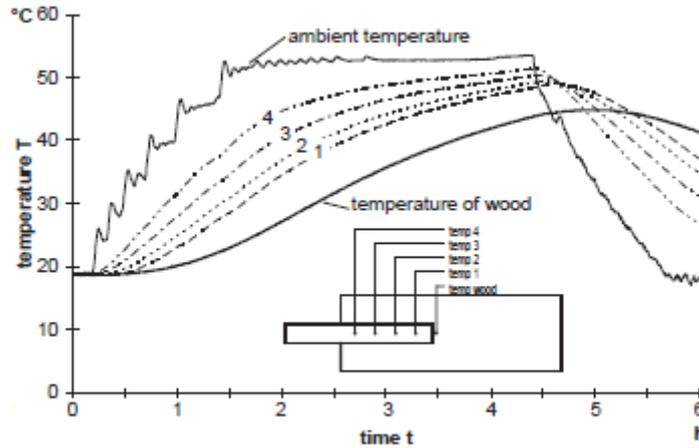


FIG. 1.17 – Confrontation entre température ambiante et température au sein de l'assemblage [58]

L'évolution de la température au sein de l'assemblage présente la même tendance, avec toutefois un amortissement des températures maximales et un décalage temporel. Ceci est dû au coefficient de conductivité thermique du bois mais aussi à l'épaisseur de bois isolant la réparation. Il est donc nécessaire de choisir un adhésif approprié aux conditions de service de la structure.

1.3.2.4 Modes de ruine envisagés

Le mode de ruine d'un assemblage par goujon collé est normalement défini par le type de charge qui cause la rupture. Gardelle et Morlier [61] proposent un inventaire plus détaillé en distinguant le lieu et le mécanisme comme deux caractéristiques de la rupture. La rupture peut se produire au sein d'un des matériaux constitutifs de l'assemblage (rupture cohésive), ou bien au niveau d'une interface (rupture adhésive). Les interfaces sont définies comme des zones de transition entre l'adhésif et le substrat [62]. Dans le cas d'assemblages par goujons collés, on parle d'interface bois/adhésif et d'interface goujon/adhésif. Les possibles modes de ruine sont décrits en FIG. 1.18.

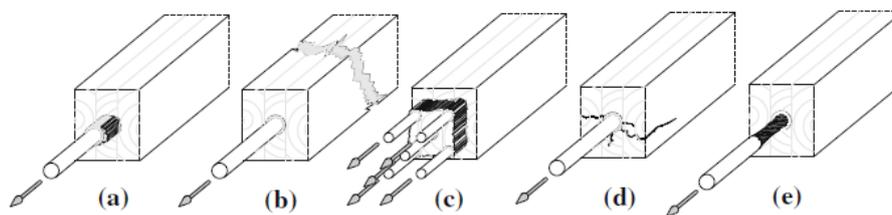


FIG. 1.18 – Modes de ruine possibles des assemblages par goujons collés

a) Rupture en cisaillement d'une interface – Rupture adhésive :

La rupture en cisaillement d'une interface (a) se produit dans le cas de goujons collés sollicités axialement. La rupture en cisaillement de l'interface goujon/adhésif intervient entre les deux matériaux les plus robustes de l'assemblage. Elle atteste d'une mise en œuvre qui n'est pas optimale, et qui doit être améliorée. La rupture en cisaillement de l'interface bois/adhésif concerne cette fois-ci le matériau

supposé le plus faible en cisaillement (le bois), ce qui certifie un assemblage optimisé. Les goujons sont arrachés entourés d'un cylindre d'adhésif. Des fibres de bois sont parfois visibles en surface de ce cylindre. La quantité de fibres arrachées est dépendante de la porosité du bois. Une quantité importante de fibres en surface du cylindre d'adhésif conduit à assimiler la résistance en cisaillement de l'interface bois/adhésif à la résistance en cisaillement du bois. La rupture par extraction du cylindre d'adhésif uniquement indique alors des problèmes d'adhérence à l'interface et un assemblage qui doit être amélioré.

b) Rupture au sein d'un matériau constitutif de l'assemblage – Rupture cohésive :

Pour les goujons en acier, la rupture est ductile et une phase de plastification de l'assemblage est visible. Dans le cas d'un chargement axial, la tige s'allonge (e), et dans le cas d'un chargement latéral, une rotule plastique se forme. Ce mode de ruine concerne le matériau le plus résistant de l'assemblage et il est considéré comme la rupture privilégiée pour la conception, au détriment d'un assemblage optimisé. La rupture au sein du joint de colle est comparable à une rupture en cisaillement aux interfaces. Elle se produit dans le cas de joints épais ou atteste d'une polymérisation incomplète de l'adhésif. De nombreux modes de rupture incluent le matériau bois dont les résistances en cisaillement et traction transverse sont faibles, par rapport aux autres matériaux de l'assemblage. Trois modes de rupture sont à prendre en compte dans le cas d'un chargement axial des goujons collés. La rupture par traction de l'élément bois en arrière de l'assemblage (b) se produit à un niveau de charge dépendant de l'angle d'insertion du goujon par rapport au fil du bois. Le TAB. 1.6 permet de constater l'écart des résistances en traction selon les directions longitudinale et transverse du bois ($f_{t,0,k}$ et $f_{t,90,k}$). L'éclatement du bois (d) constitue le second mode de rupture incluant le bois. Il concerne les goujons insérés parallèlement au fil du bois et soumis à un chargement axial. Ce mode de ruine intervient quand les goujons sont disposés trop près des arêtes de l'élément ou lorsque l'entraxe entre goujons est insuffisant [48]. Enfin, le troisième mode de ruine est la rupture par bloc de l'assemblage (c). Les goujons sont arrachés simultanément encerclés d'un bloc de bois. Un tel mode de ruine intervient lorsque la force à appliquer pour arracher simultanément chaque goujon est supérieure à celle à appliquer pour l'extraction par cisaillement du bloc de bois.

1.3.3 Formulations de dimensionnement disponibles

Depuis le début des années 80 et jusqu'à maintenant, plusieurs séries de travaux ont été menées afin de prédire la résistance à l'arrachement des goujons collés (résistance instantanée). Cette partie ne s'intéresse qu'au comportement de l'assemblage sous sollicitations axiales parallèles au fil du bois, sollicitation qui concerne la majorité des études.

La première méthode consiste à établir des équations de dimensionnement à partir de résultats expérimentaux. Plusieurs formules de dimensionnement sont, à ce jour, disponibles. Selon les études, la force ultime axiale ou la contrainte de cisaillement maximale des goujons collés sont données en

fonction de trois paramètres : la densité du bois, le diamètre et la longueur de collage du goujon. La nature de l'adhésif n'intervient que dans un coefficient multiplicatif. Ces formules de dimensionnement sont applicables à condition que les écartements minimaux entre goujons et l'éloignement minimal des bords soient respectés (TAB. 1.13).

1.3.3.1 Formulation de Riberholt

Parmi ces études, celle réalisée en 1988 au Danemark par Riberholt [40] est la première étude où ces différents paramètres sont testés pour deux types de colle (époxy et polyuréthane). La prédiction de la résistance axiale est basée sur l'analyse des résultats d'essais obtenus sur des goujons de 12 et 20 mm de diamètre avec un élancement égal à 15. Il s'agit donc d'une approche phénoménologique. Les forces ultimes instantanées, moyennes et caractéristiques, sont données par les relations suivantes :

$$P_{ax,k} = f_{ws} \cdot d \cdot \rho_k \cdot \sqrt{l_a} \quad \text{pour } l_a \geq 200\text{mm} \quad \text{Eq. 1.12}$$

$$P_{ax,k} = f_{wl} \cdot d \cdot \rho_k \cdot l_a \quad \text{pour } l_a < 200\text{mm} \quad \text{Eq. 1.13}$$

- P_{ax} : charge axiale ultime [N]
- f_{ws} : coefficient multiplicatif fonction de la nature de la colle [$\text{N}/\text{mm}^{1,5}$]
 $f_{ws} = 0,650$ et $0,520$ (respectivement pour la *PU* et l'*EP*)
- f_{wl} : coefficient multiplicatif fonction de la nature de la colle [N/mm]
 $f_{wl} = 0,046$ et $0,037$ (respectivement pour la *PU* et l'*EP*)
- d : valeur maximale entre le diamètre du trou et celui du goujon [mm]
- ρ : masse volumique du bois [kg/m^3]
- l_a : longueur de collage [mm]

Les indices *moy* et *k* différencient les valeurs moyennes des valeurs caractéristiques.

On constate que la charge ultime varie en $\sqrt{l_a}$ si la longueur de collage est supérieure à 200 mm, ce qui renvoie à la formulation de base de la Mécanique Linéaire de la Rupture, alors que pour des longueurs de collage plus petites, la charge ultime est constante. Cette première formulation a servi à l'élaboration d'un chapitre du STEP [63].

1.3.3.2 Formulation du guide professionnel français

Le guide professionnel sur les assemblages bois par goujons collés [64] propose une formule de dimensionnement inspirée des travaux de Riberholt. La charge axiale caractéristique par goujon est définie pour des diamètres de goujon compris entre 10 et 27 mm et une longueur de collage supérieure à 17,5 fois le diamètre du connecteur :

$$P_{ax,k} = 85 \cdot f_{v,k} \cdot d_{nom} \cdot \sqrt{l_c} \quad \text{Eq. 1.14}$$

- $P_{ax,k}$: charge axiale caractéristique [N]
 $f_{v,k}$: contrainte caractéristique du bois en cisaillement [MPa] (TAB. 1.6)
 d_{nom} : diamètre de la tige [mm]
 l_c : longueur de collage de calcul [mm] ($l_c = l_a - 1,5 \cdot d$)

1.3.3.3 Le projet GIROD

En 1997 et 1999, dans le cadre du projet européen GIROD [65], Aicher réalise deux campagnes expérimentales sur les goujons collés ([38] et [66]). Les paramètres testés sont :

- Le diamètre (d) du goujon : 8, 16, 20 et 30 mm,
- La longueur de collage (l_a) du goujon : 80, 150, 160, 300, 320, 600, 605 et 640 mm,
- La nature de l'adhésif : époxy (*EP*), polyuréthane (*PU*) et phénol-résorcinol-formol (*PRF*)
- La classe de résistance mécanique du bois : C24 ou C35.

Au vue des résultats expérimentaux, il propose les deux formulations suivantes :

$$\frac{P_{ax,moy}}{\pi \cdot d_h \cdot l_a} = \min \begin{cases} 8MPa \\ 129 \cdot d_h^{-0,52} \cdot \lambda^{-0,62} \cdot \left(\frac{\rho}{480}\right)^{0,45} MPa \end{cases} \quad \text{Eq. 1.15}$$

pour une époxy ou une polyuréthane fragile

$$\frac{P_{ax,moy}}{\pi \cdot d_h \cdot l_a} = \min \begin{cases} 6,3MPa \\ 10,3 \cdot d_h^{-0,17} \cdot \lambda^{-0,08} \cdot \left(\frac{\rho}{480}\right)^{0,45} MPa \end{cases} \quad \text{Eq. 1.16}$$

pour la résorcine avec un comportement adoucissant

- $P_{ax,moy}$: charge axiale moyenne [N]
 d_h : diamètre du trou [mm]
 l_a : longueur de collage [mm]
 λ : élancement (ici $\lambda = l_a / d_h$)
 ρ : masse volumique du bois [kg/m^3]

1.3.3.4 Formulation de Buchanan

En 1999, en Nouvelle Zélande, Buchanan et al. [67] établissent une équation de dimensionnement à partir d'essais réalisés par Deng [68] sur des collages à l'époxy :

$$P_{ax} = 9,41 \cdot k_b \cdot k_e \cdot k_m \cdot \left(\frac{l_a}{d_{nom}}\right)^{0,86} \cdot \left(\frac{d_{nom}}{20}\right)^{1,62} \cdot \left(\frac{d_h}{d_{nom}}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{e}{d_{nom}}\right)^{0,5} \quad \text{Eq. 1.17}$$

- P_{ax} : charge axiale ultime [kN]
- k_b : 1 pour l'acier fileté – 0,8 pour l'acier tor
- k_e : facteur pour le type d'époxy
- k_m : coefficient d'humidité (1 si $H < 15\%$ et 0,8 si $15\% < H < 22\%$)
- l_a : longueur de collage [mm]
- d_{nom} : diamètre de la tige [mm]
- d_h : diamètre du trou [mm]

1.3.3.5 Formulation de l'Eurocode 5

Enfin, le draft de la NF EN 1995-2 [69] donne une autre relation issue des travaux de Gustafsson [39] :

$$P_{ax,k} = \pi \cdot d_{equ} \cdot l_a \cdot f_{ax,k} \cdot \frac{\tanh \omega_{ec5}}{\omega_{ec5}} \quad \text{Eq. 1.18}$$

$$\text{avec : } \omega_{ec5} = \frac{0,016 \cdot l_a}{\sqrt{d_{equ}}} \quad \text{Eq. 1.19}$$

- $P_{ax,k}$: charge axiale ultime caractéristique [N]
- $d_{equ} = \min(d_h ; 1,15 d_{nom})$ [mm]
- l_a : longueur de collage [mm]
- $f_{ax,k} = 5,5 \text{ MPa}$

Il faut souligner que cette relation n'a, pour l'instant, pas été retenue par les comités européens.

1.3.4 Mécanique des goujons collés : Approches théoriques

Parmi les assemblages collés, le joint à simple recouvrement est le plus fréquemment étudié tant en raison de leur simplicité de mise en œuvre que de l'intérêt pratique que présente cette géométrie (FIG. 1.19). La plupart des modèles théoriques ont été développés pour celui-ci. Par la suite, ils ont été étendus aux assemblages par goujons collés présentant un comportement similaire (FIG. 1.20).

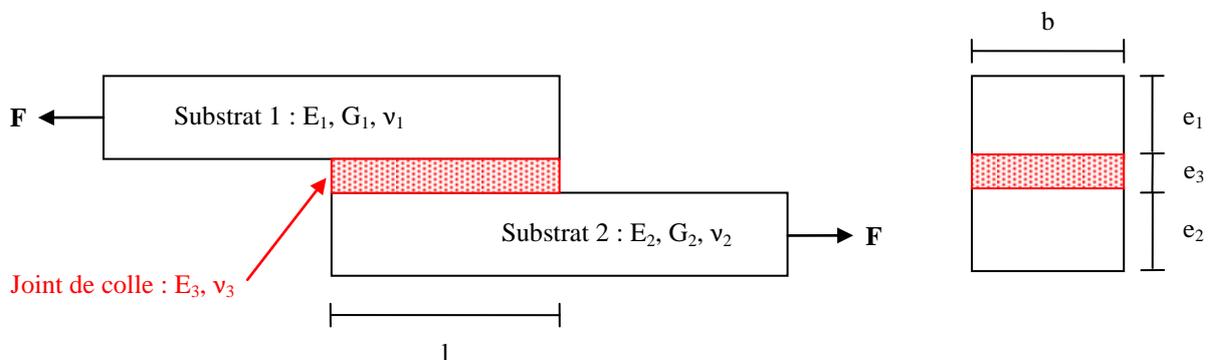


FIG. 1.19 – Joint à simple recouvrement (notations)

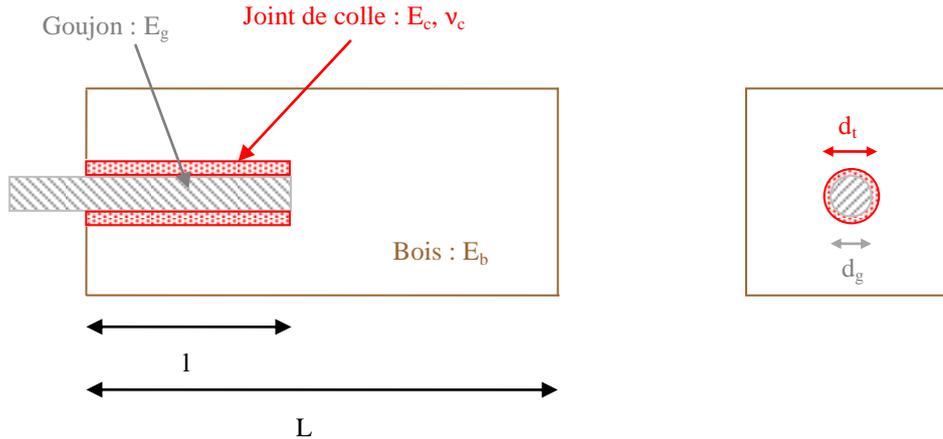


FIG. 1.20 – Assemblages par goujons collés (notations)

Quelques théories descriptives des lois gouvernant leur comportement peuvent être rencontrées dans la littérature. Elles sont classées en trois groupes : les approches analytiques élastiques pures, les analyses basées sur la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture (*MLER*) et celles basées sur la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (*MNLR*). La mécanique de la rupture étudie le comportement mécanique d'un matériau en présence de fissures macroscopiques. L'évolution des champs de contraintes et de déformations au voisinage de la pointe d'une fissure permettent de juger de la stabilité ou non d'une fissure.

1.3.4.1 Approches analytiques élastiques

a) Approche élastique linéaire :

L'approche élastique linéaire est la plus simple des hypothèses. Les substrats sont considérés rigides et seul le joint de colle se déforme en cisaillement. Pour le joint à simple recouvrement, la contrainte de cisaillement dans l'adhésif est uniforme et s'exprime de la manière suivante :

$$\tau = \frac{P}{bl} \quad \text{Eq. 1.20}$$

- τ : contrainte de cisaillement [MPa]
- P : charge appliquée [N]
- b : largeur du joint [mm]
- l : longueur du joint [mm]

Pour les goujons collés, la contrainte de cisaillement varie avec l'épaisseur du joint de colle et s'exprime de la façon suivante :

$$\tau = \frac{P}{\pi \cdot d \cdot l} \quad \text{Eq. 1.21}$$

d = d_{nom} pour une contrainte de cisaillement calculée à l'interface goujon/adhésif
 d_i pour une contrainte de cisaillement calculée à l'interface bois/adhésif

Cependant, les substrats subissant la traction se déforment et subissent un allongement non négligeable. Ainsi, Volkersen [70] est le premier à avoir raisonnablement analysé la contrainte de cisaillement dans le joint à simple recouvrement.

b) Analyse de Volkersen :

Dans cette théorie, Volkersen tient compte des déformations engendrées dans les substrats. Il est supposé que l'adhésif se déforme uniquement en cisaillement et les substrats uniquement en traction. Par une analyse élastique en une dimension menée sur un joint à simple recouvrement de largeur unité, il aboutit à une équation de caractérisation des contraintes de cisaillement, considérées uniformes dans la zone de recouvrement :

$$\tau(x) = \frac{P}{bl} \cdot \frac{\omega l}{2} \left(\frac{\cosh(\omega x)}{\sinh\left(\frac{\omega l}{2}\right)} + \frac{|E_1 e_1 - E_2 e_2|}{E_1 e_1 + E_2 e_2} \cdot \frac{\sinh(\omega x)}{\cosh\left(\frac{\omega l}{2}\right)} \right) \quad \text{Eq. 1.22}$$

$$\text{avec : } \omega = \sqrt{\frac{E_3}{2e_3} \frac{1+\nu_3}{1-\nu_3} \cdot \left(\frac{1}{E_1 e_1} + \frac{1}{E_2 e_2} \right)} \quad \text{Eq. 1.23}$$

- x : position sur l'interface avec $x = 0$ au milieu de la zone de recouvrement [mm]
- E_i : modules d'élasticité des substrats [MPa], tels qu'ils sont décrits en FIG. 1.19
- e_i : épaisseurs des substrats [mm], telles qu'elles sont décrites en FIG. 1.19
- i = 1, 2 ou 3

Les étapes successives de la démonstration sont décrites dans Simon [71]. Goland et Reissner [72] ont complété ce modèle en y intégrant le moment de flexion qui apparaît, du fait que les supports des forces ne soient pas dans les mêmes plans. Le recensement des approches élastiques pour le joint à simple recouvrement est disponible dans [73] et [74]. Pour ces méthodes élastiques, le dimensionnement du joint s'effectue par un critère de contrainte ou de déformation maximale.

1.3.4.2 Approche par la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture

a) Modes de rupture :

La fissuration se manifeste par la séparation irréversible d'un milieu continu en deux parties, qui induit une discontinuité au sens des déplacements. Les mouvements possibles des lèvres de chaque fissure sont des combinaisons de trois modes indépendants (FIG. 1.21) :

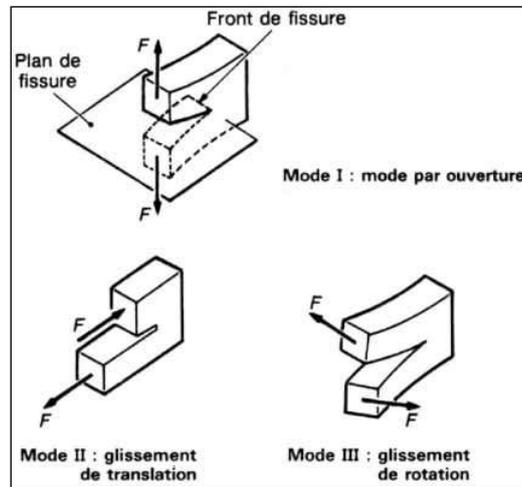


FIG. 1.21 – Modes de rupture

Le mode I ou mode d'ouverture est caractérisé par des déplacements normaux au plan de fissure. Le mode II ou mode de cisaillement correspond à des glissements agissant parallèlement au plan de fissure et perpendiculairement au front de fissure. Enfin le mode III ou mode de vissage consiste en un glissement agissant parallèlement au plan de fissure et au front de fissure.

b) Taux de restitution d'énergie – Formulation analytique :

La mécanique de la rupture fut d'abord développée en élasticité linéaire par Griffith en 1920 [75] puis par Irwin en 1956 dans le cas de plasticité confinée en fond de fissure, dans le but de décrire les phénomènes de fissuration dans les matériaux isotropes. Griffith fut le premier à proposer une théorie fondée sur la compétition entre l'énergie élastique restituée lors de l'avancée de la fissure et l'énergie dissipée ou consommée sous forme de création de nouvelles surfaces. Ainsi, la propagation d'une fissure est caractérisée par l'énergie par unité de surface nécessaire à la création d'une nouvelle aire fissurée. Le bilan énergétique s'écrit alors de la manière suivante :

$$G = \frac{d}{dA} W - W_c - W_e \quad \text{Eq. 1.24}$$

- G : énergie de rupture [J/m²]
- W : énergie potentielle des forces appliquées [J]
- W_c : énergie cinétique [J]
- W_e : énergie élastique emmagasinée [J]
- A : surface de la fissure [m²]

Lorsque les déformations induites au sein du matériau ne sont dues qu'au chargement extérieur et que l'énergie cinétique peut être négligée (essai quasi-statique), l'Eq. 1.22 devient :

$$G = \frac{P^2}{2b} \frac{\partial C(a)}{\partial a} \quad \text{Eq. 1.25}$$

- P : charge appliquée [N]
 b : largeur de la zone fissurée [mm]
 $C(a)$: complaisance [mm/N] fonction de la longueur de fissure a

Pour les goujons collés, Serrano [76] propose une formulation simplifiée de la charge axiale à partir d'une approche de la *MLER* :

$$P_{ax} = \sqrt{2 \cdot \overline{EA} \cdot G_f \cdot \pi \cdot \Phi_f} \quad \text{Eq. 1.26}$$

$$\text{avec : } \overline{EA} = \left(\frac{1}{E_g A_b} - \frac{1}{E_b A_b + E_g A_g} \right)^{-1} \quad \text{Eq. 1.27}$$

- P_{ax} : charge axiale ultime [N]
 G_f : énergie de rupture de l'adhésif en cisaillement [N/mm]
 Φ_f : diamètre de la surface fissurée [mm]
 E : module d'élasticité [MPa]
 A : surface fissurée [mm²]
 $()_g$: propriété relative au goujon
 $()_b$: propriété relative au bois

1.3.4.3 Approches par la Mécanique Non Linéaire de la Rupture

a) Théorie de Volkersen modifiée par Gustafsson :

La théorie de Volkersen [70] prédit la distribution des contraintes de cisaillement dans l'adhésif du joint à simple recouvrement en tenant compte de la déformation des substrats due à la traction mais pas des effets de flexion. En 1987, Gustafsson [77] combine cette théorie à la *MNLR* et estime ainsi la capacité de charge d'un joint symétrique à simple recouvrement selon l'expression :

$$\frac{P_{ax}}{\tau_f \cdot b \cdot l} = \frac{1 + \alpha \sinh \omega}{\omega \alpha + \cosh \omega} \quad \text{Eq. 1.28}$$

$$\text{avec : } \omega = \sqrt{\frac{l^2 \cdot \tau_f^2}{e_1 \cdot E_1 \cdot G_f}} \quad \text{Eq. 1.29}$$

- P_{ax} : charge ultime [N]
 τ_f : contrainte de cisaillement [MPa]
 b : largeur de la zone de recouvrement [mm] (cf. FIG. 1.19)

- l : longueur de la zone de recouvrement [mm] (cf. FIG. 1.19)
 α : rapport des rigidités des substrats
 e_1 : épaisseur du substrat 1 [mm] (cf. FIG. 1.19)
 E_1 : module d'élasticité du substrat 1 [MPa] (cf. FIG. 1.19)
 G_f : énergie de rupture moyenne [N/mm]

Un joint à simple recouvrement est considéré symétrique si $e_1 = e_2$ et $E_1 = E_2$. Les paramètres d'entrée de ce modèle outre les caractéristiques géométriques (b, l, e_1) et les rigidités des substrats (α) sont la résistance en cisaillement (τ_f) et le taux de restitution d'énergie (G_f), grandeurs intrinsèques du joint collé. En 1995, Johansson et al. [78] adaptent cette formulation à la géométrie des goujons collés sollicités en traction axiale parallèlement au fil du bois en configuration pull-pull (cf. FIG. 1.14) :

$$\frac{P_{ax}}{\tau_f \cdot \pi \cdot d_{nom} \cdot l_a} = \frac{1 + \alpha \sinh \omega}{\omega \alpha + \cosh \omega} \quad \text{Eq. 1.30}$$

$$\text{avec : } \omega = \sqrt{\frac{1 + \alpha}{2}} \cdot \sqrt{\frac{l_a^2 \cdot \tau_f^2 \cdot d_h \cdot \pi}{A_b \cdot E_b \cdot G_f}} \quad \text{Eq. 1.31}$$

$$\text{et : } \alpha = \frac{E_b A_b}{E_g A_g} \quad \text{Eq. 1.32}$$

La contrainte de cisaillement (τ_f) et l'énergie de rupture (G_f) peuvent se déduire des courbes expérimentales $\tau = f(\delta)$. En 2001, Gustafsson et al. [39] étendent cette formulation aux essais en configuration pull-compression (cf. FIG. 1.15). Cette formulation est à la base de celle rencontrée dans l'Eurocode 5 [69] (Eq. 1.18).

b) Méthode des éléments finis avec comportement adoucissant :

Serrano [76] a présenté une modélisation par éléments finis non linéaire tridimensionnelle pour la prédiction du comportement des goujons collés en dimensions d'emploi. Le bois et l'acier ont un comportement élastique. Les éléments de joint de collage ont un comportement non linéaire adoucissant. Le code utilisé permet d'implémenter une loi non linéaire définie par l'auteur. Il réalise alors l'étude de l'influence du joint de colle sur le comportement global de l'assemblage. Le modèle montre que l'énergie de rupture est un paramètre déterminant pour le comportement ultime de l'assemblage en dimensions d'emploi. La FIG. 1. 22 compare les résultats des simulations avec ceux donnés par la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (Eq. 1.30).

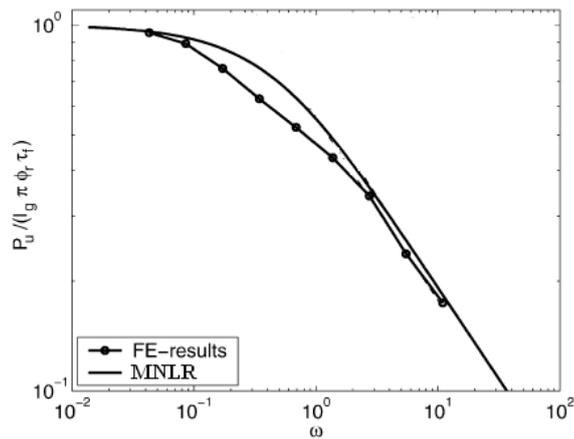


FIG. 1. 22 – Comparaison entre les résultats des simulations numériques et théoriques [77]

Les approches développées en Mécanique non Linéaire de la Rupture semblent être plus pragmatiques. Cependant, aucune confrontation entre des valeurs expérimentales de force ultime de goujons collés en dimensions d'emploi et des valeurs de cette même force ultime calculées et simulées à partir de τ_f et G_f n'est présentée dans ces études.

1.4 SYNTHÈSE

Les dégradations pouvant altérer les éléments de structure bois amènent de plus en plus les maîtres d'ouvrage à décider d'une conservation maximale du matériau en place encore sain. De plus, si l'ouvrage est classé, la réparation doit se faire dans un souci de conservation maximale pour un minimum d'intervention. La technique de réparation par goujons collés est une méthode couramment employée dans ce sens, car elle permet de remplacer uniquement le bois endommagé, les transferts de charges structurales étant possibles par le biais de tiges filetées encollées. Cependant, un manque de réglementation unifiée est toujours absent au niveau européen, laissant les entreprises libres d'opérer comme elles le souhaitent. Le constat bibliographique établi dans ce chapitre révèle de nombreuses études expérimentales et numériques développées à ce jour, dans le but d'appréhender le comportement à rupture de tels assemblages. Ces études aboutissent à des formulations de dimensionnement, prédisant la charge nécessaire à l'extraction du goujon. Cependant, aucune d'entre elle ne propose une utilisation combinée d'expérimentations avec une modélisation numérique, limitant ainsi la connaissance du comportement mécanique de tels assemblages. Il est également important de noter que les différentes formulations de dimensionnement ne considèrent que la sollicitation de cisaillement, et notamment l'énergie de rupture en mode II pur. La présente étude propose une phase expérimentale sur des assemblages en petites dimensions, permettant ensuite la mise en place d'un modèle numérique par éléments finis, afin de prédire le plus finement possible leur comportement mécanique, sur la base de la mécanique de la rupture.

CHAPITRE 2 : APPROCHE EXPERIMENTALE

Ce chapitre consiste à caractériser expérimentalement les assemblages par goujons collés. En premier lieu, les matériaux constitutifs de l'assemblage sont testés seuls, c'est-à-dire que l'acier et les adhésifs époxydes utilisés dans la présente étude sont caractérisés aux travers d'essais mécaniques et physiques. Le goujon en acier est testé en traction afin d'évaluer sa limite d'élasticité, son module d'Young ainsi que sa résistance. Ces données permettent de statuer sur la classe de qualité de filetage utilisé et ces performances mécaniques permettent de s'assurer que le goujon ne plastifie pas aux cours des essais sur les assemblages. Les adhésifs époxydes sont également testés en traction à l'état massique, et leurs modules d'élasticité et leurs résistances sont ainsi estimés. De plus, des tests de caractérisation thermique permettent d'évaluer la température de transition de phase des polymères employés. Cette donnée, bien qu'importante pour s'assurer de l'emploi d'un polymère en conditions de service de la structure, reste régulièrement absente des fiches techniques des fabricants de résine.

Une fois que les matériaux constitutifs sont qualifiés, les assemblages par goujons collés sont testés selon les deux configurations expérimentales existantes, à savoir la configuration pull-compression et la configuration pull-pull. Dans un premier temps, l'optimisation de l'assemblage collé est recherché pour s'assurer d'une polymérisation complète des résines et donc de propriétés mécaniques optimales de l'assemblage final. Enfin, l'influence de facteurs sur les propriétés mécaniques des assemblages, tels que la longueur de collage, la température d'exposition du joint collé ou encore l'angle d'insertion du goujon par rapport aux axes d'orthotropie du bois, sont estimées.

Cette conséquente base de données expérimentale servira à l'élaboration d'un modèle par éléments finis, détaillée dans le Chapitre 3.

2.1 CARACTERISATION DES MATERIAUX

2.1.1 Le bois

2.1.1.1 Choix des essences

Les assemblages par goujons collés sont des assemblages aussi bien usités sur des éléments bois de constructions neuves que sur des éléments de constructions anciennes. Les essences de bois rencontrées lors de ce type d'intervention demeurent alors variables selon l'année de construction de l'édifice. Afin de couvrir le patrimoine bâti (ancien et neuf), l'étude expérimentale est menée sur des échantillons de chêne (*Quercus L.*) et d'épicéa (*Picea Abies L.*).

2.1.1.2 Géométrie des substrats bois

Les essais sur les assemblages par goujons collés permettent de déterminer leur résistance à l'arrachement. Ils sont réalisés selon deux configurations mécaniques différentes, présentées dans le Chapitre 1 : la configuration pull-compression et la configuration pull-pull. Pour cela, deux géométries différentes des éléments bois sont réalisées (TAB. 2.1).

	Configuration pull-compression	Configuration pull-pull
Section (mm ²)	50 50	50 50
Hauteur (mm)	50	250

TAB. 2.1 – Caractéristiques géométriques des éléments bois selon la configuration d'essai

Les substrats bois usinés ne présentent aucun défaut majeur (pente de fil rectiligne, absence de nœuds ou de poche de résine ...). Les dimensions des perçages (réservation pour les goujons et le joint de colle) seront détaillées dans le paragraphe 2.2.1.

2.1.1.3 Conditionnement des échantillons

Au cours de l'étude expérimentale, les pièces de bois sont conditionnées dans une enceinte régulée (20°C et 65% d'humidité relative de l'air) afin d'obtenir une humidité d'équilibre moyenne du bois avoisinant les 12%. Pour chaque campagne expérimentale, l'humidité du lot d'éprouvettes est contrôlée après essais et le taux d'humidité annoncée pour chaque campagne expérimentale correspond à la moyenne arithmétique des résultats obtenus sur chaque éprouvette.

2.1.1.4 Propriétés élastiques du bois

Les propriétés élastiques des deux essences étudiées (TAB. 2.2) sont déduites des modèles prévisionnels développés dans Guitard [7]. Ces propriétés sont évaluées à partir de la masse volumique des pièces de bois (exemple des Eq. 1.6, 1.7 et 1.8).

Essence	Epicéa	Chêne
ρ_{12} (kg/m ³)	410	750
E_L (MPa)	11 430	16 690
E_R (MPa)	905	2180
E_T (MPa)	560	1320
G_{LR} (MPa)	780	1480
ν_{LR}	0,39	0,39

TAB. 2.2 – Quelques-unes des propriétés élastiques de l'épicéa et du chêne utilisés

Les directions L, R et T énoncées dans le tableau ci-dessus se réfèrent à celles présentées en FIG. 1.1.

2.1.2 Le connecteur : tige filetée en acier

2.1.2.1 Caractéristiques géométriques

Les connecteurs utilisés pour réaliser les assemblages bois par goujons collés sont des tiges filetées en acier de 8 mm de diamètre. Le profil ISO d'un filetage est notamment défini par des caractéristiques géométriques telles que le diamètre nominal, le pas, le diamètre sur flancs, le diamètre du noyau de la vis ou encore le diamètre intérieur de l'écrou (FIG. 2.1).

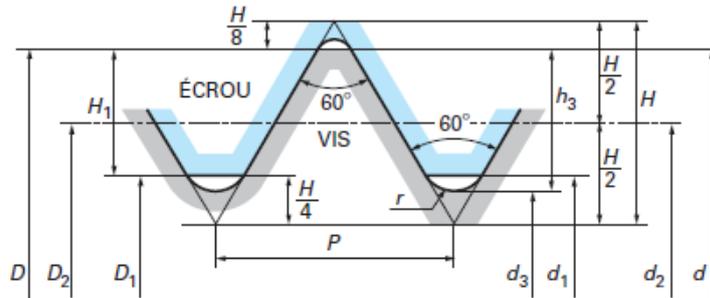


FIG. 2.1 – Profil ISO : Définition des caractéristiques géométriques

Le TAB. 2.3 récapitule les caractéristiques géométriques d'une tige filetée de 8 mm de diamètre :

Diamètre nominal	d (mm)	8
Pas	p (mm)	1,25
Diamètre intérieur de l'écrou	d₁ (mm)	6,647
Diamètre sur flancs	d₂ (mm)	7,188
Diamètre du noyau de la vis	d₃ (mm)	6,467
Section résistante	A_S (mm²)	36,6

TAB. 2.3 – Propriétés géométriques pour une tige filetée M8 [79]

La section résistante des tiges filetées est la section d'une tige cylindrique (i.e., sans filetage) de résistance équivalente à celle de la tige avec filetage [80] ; cette valeur essentielle permet de passer, au cours des essais réalisés sur une pièce filetée, des efforts aux contraintes, et est calculée de la manière suivante :

$$A_S = \frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{d_2 + d_3}{2} \right)^2 \quad \text{Eq. 2.1}$$

2.1.2.2 Caractéristiques mécaniques : Classes de qualité

Les classes de qualité définissent les caractéristiques mécaniques du matériau exigé pour les tiges filetées en acier (TAB. 2.4). Elles sont symbolisées par deux nombres : le premier correspond au centième de la résistance minimale en traction (f_u), et le second indique dix fois la valeur du rapport entre la limite minimale d'élasticité (f_y) et la résistance minimale à la traction de la tige filetée (f_u).

Classe	4.6	4.8	5.6	5.8	6.6	6.8	8.8	10.9
f_y (MPa)	240	320	300	400	360	480	640	900
f_u (MPa)	400	400	500	500	600	600	800	1000

TAB. 2.4 – Limite d'élasticité et résistance en traction des tiges filetées fonction de la classe de qualité [79]

2.1.2.3 Essais de réception des tiges filetées

Huit tiges filetées de diamètre nominal 8 mm et de longueur 50 cm ont été testées dans le cadre d'essais de réception des matériaux. Ils permettent de s'assurer des caractéristiques mécaniques minimales attendues. L'essai mécanique consiste en un essai de traction sur chaque tige jusqu'à atteindre la ruine totale des éléments. Les tests mécaniques sont menés sur une presse électromécanique Adamel DY26 et sont pilotés en déplacement (5 mm/min) de sorte que la rupture se produise en 3 minutes. Un capteur de force d'une capacité de 10 000 daN est utilisé. La charge appliquée aux tiges ainsi que le déplacement de la traverse sont enregistrés (fréquence d'acquisition des mesures : 5 Hz). Une instrumentation supplémentaire est intégrée aux essais et permet l'acquisition du déplacement des pièces testées sous charge (FIG. 2.2). Deux cibles sont collées sur les tiges. Deux systèmes de suivi optique suivent le déplacement de chaque cible et le déplacement relatif entre chaque système optique est mesuré par l'intermédiaire d'un LVDT (Linear Variable Differential Transformer). La connaissance précise du déplacement de l'échantillon testé est ainsi possible.



FIG. 2.2 – Montage expérimental

La totalité des échantillons présente un comportement mécanique similaire, caractéristique de l'acier. La FIG. 2.3 montre le comportement de cinq tiges filetées sur les huit testées au total.

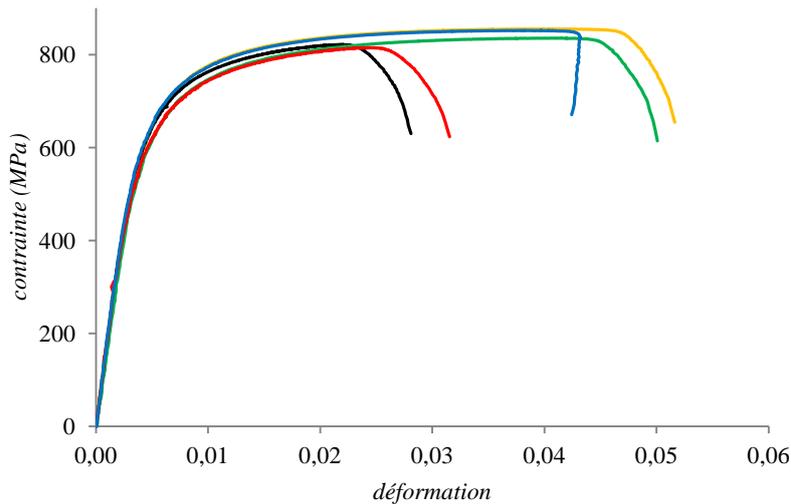


FIG. 2.3 – Exemple de courbes expérimentales contrainte-déformation

A partir de ces essais, le module d'élasticité effectif, la limite d'élasticité ainsi que la contrainte à rupture peuvent être estimés (TAB. 2.5). Les contraintes sont évaluées en tenant compte de la section résistante des filetages ($A_s = 36,6 \text{ mm}^2$ pour un diamètre nominal de 8 mm). Les valeurs grisées entre parenthèses sont les coefficients de variation des résultats.

Module d'élasticité effectif	E_{eff} (MPa)	180 390 (0,03)
Limite d'élasticité	F_y (N)	21 275 (0,09)
	f_y (MPa)	580 (0,09)
Charge à rupture	F_u (N)	30 550 (0,02)
Contrainte à rupture	f_u (MPa)	835 (0,02)

TAB. 2.5 – Caractéristiques mécaniques des tiges filetées – Valeurs expérimentales moyennes

Le module d'élasticité, évalué à partir des essais de traction, est un module d'élasticité effectif. Il est environ 15% plus bas que le module d'élasticité attendu de l'acier (210 00 MPa), dû à la prise en compte de la section résistante plus importante que la section effective réelle de la tige. La connaissance du module d'élasticité effectif est essentielle pour la calibration du modèle numérique, qui sera développée dans le Chapitre 3. Enfin, la valeur moyenne de la contrainte à rupture certifie une classe de qualité des aciers utilisés de 8.8 : limite d'élasticité de 640 MPa et résistance en traction minimale de 800 MPa.

2.1.3 La résine époxyde²

La chimie des résines époxydes, avec notamment la description de leurs modes de synthèse et de leurs réticulations avec un durcisseur, est présentée en annexe A.

² Dans la suite du manuscrit, les termes « résine » et « adhésif » seront employés indifféremment pour désigner le mélange collant.

2.1.3.1 Résines époxydes de l'étude

Dans cette étude, deux résines époxydes structurales bi-composants sont employées et sont distribuées par deux fabricants distincts : Rotafix (réf. : Rotafix Structural Adhesive) et Sika (réf. : Sikadur®-330). La résine époxyde fournie par Rotafix sera notée « EPR » et celle fournie par Sika « EPS ». Le passage du monomère au réseau tridimensionnel est obtenu par mélange du précurseur avec le durcisseur pour les deux résines. Il est primordial de respecter les rapports de mélange fournis par les fabricants de résine pour obtenir une polymérisation complète des produits et des caractéristiques mécaniques finales optimales. Dans le TAB. 2.6, A désigne le précurseur et B le durcisseur.

	EPR	EPS
Ratio mélange (A:B)	2:1	4:1

TAB. 2.6 – Rapport de mélange en masse entre précurseur et durcisseur (données fabricants)

Le durcissement de ces résines se fait sans pression et sous conditions climatiques ambiantes. Le temps de polymérisation des résines dépend notamment de la formulation chimique des polymères et conditionne une utilisation optimale et des caractéristiques du produit final accrues. Le paramètre temporel est donc essentiel et sera déterminé au travers d'essais sur les assemblages. Les fabricants de résine ont pour habitude de fournir la fiche technique de leurs produits. Cependant, les informations que l'on peut y trouver sont relativement variables d'un fabricant à l'autre. Il est donc apparu intéressant de caractériser de la même manière, mécaniquement et thermiquement, les deux résines employées dans la présente étude.

2.1.3.2 Caractérisation mécanique

a) Préparation des échantillons :

Un panneau en PVC est usiné pour la réalisation d'un coffrage. Un gabarit en bois plastique de l'haltère de colle est placé au centre d'une face du coffrage (FIG. 2.4) et du silicone est coulé dans le coffrage. Après 3 jours de séchage à température ambiante, un moule homogène est obtenu (FIG. 2.5). La résine époxyde est alors coulée dans cette réservation à l'aide d'une seringue.



FIG. 2.4 – Coffrage pour la réalisation du moule

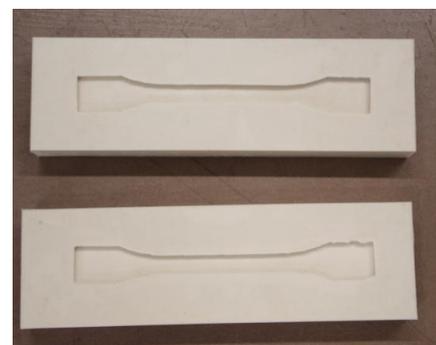


FIG. 2.5 – Moule silicone

Les éprouvettes de résine massive se présentent sous forme d'haltères (FIG. 2.6) et les caractéristiques géométriques ainsi que le nombre d'éprouvettes testées sont reportées dans le TAB. 2.7. Les dimensions des éprouvettes sont conformes à la norme NF EN ISO 527 [81].

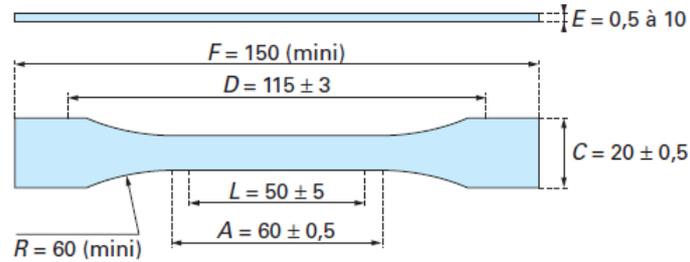


FIG. 2.6 – Eprouvette de traction normalisée (cotations en millimètres)

F (mm) 155	A (mm) 60	R (mm) 55,4	C (mm) 20
Larg. partie étroite (mm) 10	Épaisseur E (mm) 4	Nb haltères EPR 25	Nb haltères EPS 35

TAB. 2.7 – Caractéristiques des pièces de résine massive réalisées

b) Systèmes de caractérisation mécanique :

Les haltères de résine massive sont sollicités en traction sur une presse électromécanique Adamel DY26. Les essais sont pilotés en déplacement (vitesse : 1 mm/min) de sorte à atteindre la ruine totale des échantillons en 3 minutes (limitation des déplacements visqueux). La charge appliquée aux haltères de résine ainsi que le déplacement de la traverse sont enregistrés (fréquence d'acquisition des mesures : 5 Hz). Toutefois, afin de caractériser précisément les propriétés mécaniques des deux résines, un extensomètre est placé sur la partie centrale de chaque haltère (FIG. 2.7). Il permet de connaître l'élongation axiale sur une longueur initiale de 47,5 mm, dans le but d'évaluer le module d'élasticité du matériau.



FIG. 2.7 – Caractérisation mécanique des résines par extensométrie

Un lot plus restreint d'haltères a été caractérisé à partir de mesures de champs de déplacements par stéréo-corrélation (FIG. 2.8). La corrélation d'images est une technique expérimentale qui permet de mesurer le champ de position d'un ensemble de points sur une surface. En corrélant les images successives de deux caméras numériques synchronisées, une stéréo-corrélation est réalisée.



FIG. 2.8 – Dispositif expérimental de stéréovision [82]

Elles permettent l'acquisition d'images du mouchetis de l'éprouvette pendant l'essai. Un mouchetis est obtenu en pulvérisant de la peinture noire sur la zone d'intérêt de l'haltère afin d'avoir les plus petits et plus fins points noirs possible. Le logiciel d'acquisition Vic-3D reconnaît les points du mouchetis comme une unique combinaison de pixels. Un calcul de triangulation permet alors de calculer un champ de position pour chaque paire d'images [83]. Les déformations des éprouvettes sont finalement calculées à partir des déplacements des points, en comparant leur position avec celle sur l'image de référence prise à l'instant $t = 0$ de l'essai.

Contrairement aux méthodes d'extensométrie classiques, ce procédé permet une mesure sans contact de la déformation tridimensionnelle des éprouvettes, et ce jusqu'à rupture. Les déformations axiales et transversales des éprouvettes de résine massive sont quantifiables. Avec la prise de mesure par stéréovision, les déformations axiales et transversales de l'échantillon sont obtenues après avoir défini des extensomètres virtuels sur la zone à étudier (FIG. 2.9). Trois extensomètres axiaux (1, 2 et 3) et deux extensomètres transversaux (4 et 5) sont définis.

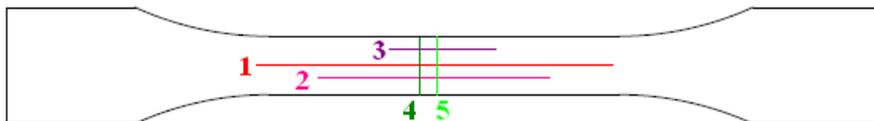


FIG. 2.9 – Localisation des extensomètres virtuels

Il est alors possible, en combinant les réponses des extensomètres virtuels, de déterminer trois valeurs du module d'élasticité et six valeurs du coefficient de Poisson pour une même éprouvette, ceci permettant de caractériser sa variabilité. La caractérisation précise du module d'élasticité et du

coefficient de Poisson des deux résines employées est primordiale pour l'établissement du modèle numérique, qui sera développée dans le Chapitre 3.

c) Analyse des résultats :

Quelle que soit la résine testée, il est difficile d'obtenir une éprouvette parfaitement homogène après polymérisation. En effet, la quasi-totalité des pièces présente des irrégularités de surface (bulles et quelques défauts de planéité) malgré une application soignée de l'adhésif dans le moule.

Les haltères de résine massive EPR présentent, en majorité, un mode de ruine ductile (FIG. 2.10). Une fois les éprouvettes rompues, certains d'entre elles ont même d'importants défauts de polymérisation (aspect « mou » au sein même de la section de l'altère).

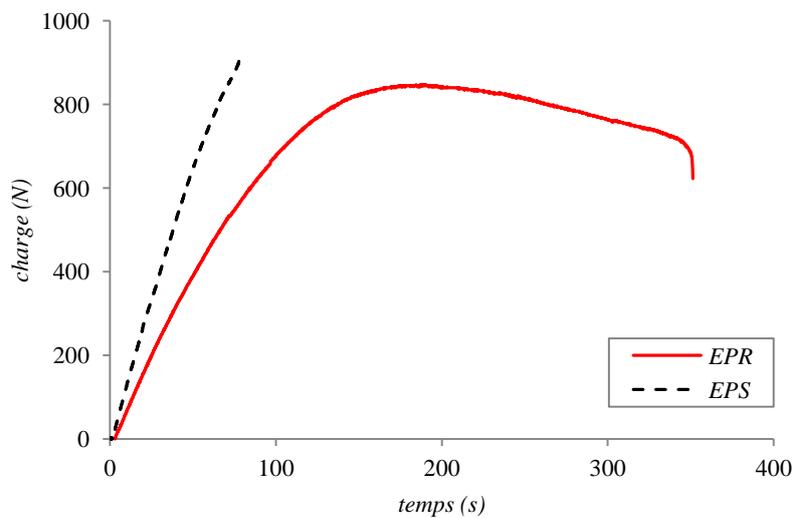


FIG. 2.10 – Confrontation du comportement mécanique des deux résines massives

Les pièces de résine EPS, quant à elles, révèlent un comportement beaucoup plus fragile (sans plastification manifeste) avec une rupture nette et horizontale dans la partie centrale de l'altère ; aucun défaut de polymérisation n'est détecté sur cette résine.

A partir des ces essais, les valeurs moyennes des propriétés élastiques et de la résistance en traction des deux résines époxydes sont estimées (TAB. 2.8 et TAB. 2.9) et elles sont comparées aux valeurs annoncées par les fiches techniques des fabricants.

		Valeurs expérimentales	COV	Fiche technique
Charge à rupture	F_u (N)	975	0,2	NC ³
Résistance	σ (MPa)	24	0,2	38
Module d'élasticité	E (MPa)	1 830	0,19	2 400
Coefficient de Poisson	ν	0,364	0,05	NC

TAB. 2.8 – Propriétés mécaniques moyennes de la résine EPR : 25 spécimens

³ NC : Non Communiqué(e)

		Valeurs expérimentales	COV	Fiche technique
Charge à rupture	F_u (N)	1 105	0,2	NC
Résistance	σ (MPa)	28	0,2	30
Module d'élasticité	E (MPa)	4 270	0,11	4 000
Coefficient de Poisson	ν	0,343	0,02	NC

TAB. 2 9 – Propriétés mécaniques moyennes de la résine EPS : 35 spécimens

Les valeurs expérimentales moyennes obtenues pour la résine EPS sont en accord avec les valeurs annoncées dans la fiche technique. En revanche, une différence non négligeable subsiste entre les données de la fiche technique et les résultats d'essais de la résine EPR (écart relatif de 37% pour la résistance en traction et de 24% pour le module d'élasticité). Les valeurs de la fiche technique de cette résine ont également été établies à partir d'essais de traction sur des haltères de résine massive qui présentaient une géométrie similaire à celle de la présente étude. Cependant, la mesure de la déformation des haltères a été réalisée à l'aide d'une jauge d'extensométrie collée sur la partie étroite parallèle. La taille réduite de la jauge autorise uniquement une mesure locale, qui ne permet pas de connaître la déformation totale de l'éprouvette sur la partie centrale, et ainsi ne rend pas compte des défauts potentiels de la pièce massive. La technique de prise de mesures pourrait influencer sur les valeurs des caractéristiques mécaniques obtenues.

2.1.3.3 Caractérisation thermique

a) Influence de la température sur les résines époxydes :

Le comportement mécanique des résines époxydes, et plus généralement des polymères, est dépendant de la température. A partir d'une certaine valeur, un changement d'état de la résine massive apparaît. Cette température, dénommée température de transition vitreuse (T_g), est intrinsèque au produit employé et est décrite comme représentant l'intervalle de température à travers lequel la matière passe d'un état vitreux (rigide) à un état caoutchouteux (déformable). De nombreuses propriétés physiques des polymères, telles que sa masse volumique, son module d'élasticité, son module de cisaillement ou encore son coefficient de dilatation thermique, peuvent varier de façon notable au voisinage de T_g . Dans la FIG. 2.11, la variation du module de cisaillement avec la température est marquée par une baisse légère, puis une chute beaucoup plus rapide et enfin un nouveau palier sensiblement parallèle à l'axe des abscisses. Le module ne s'annule jamais. Le point d'inflexion de la courbe du module est obtenu pour une température, correspondant à la température de transition vitreuse. Lorsque la température de transition vitreuse est atteinte, des modifications au sein de la structure interne du polymère apparaissent. La connaissance de cette propriété thermique semble donc primordiale pour envisager l'utilisation d'un produit adhésif au sein d'assemblages de structure, qui sont inévitablement soumis à des variations de température (variations saisonnières ou encore situation incendie).

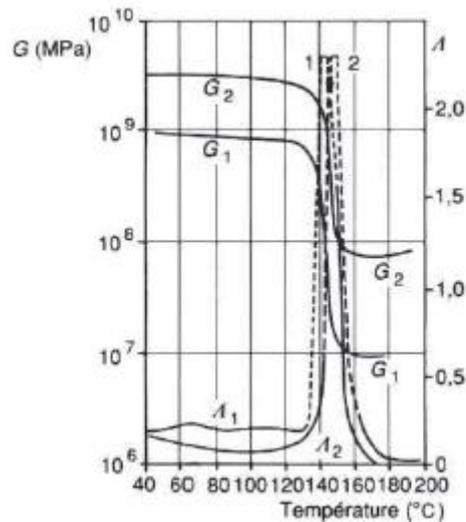


FIG. 2.11 – Evolution du module de Coulomb en fonction de la température [84]

b) Matériel et méthodes :

La mesure de T_g nécessite une petite quantité de produit réticulé. Environ 5 mg de matière sont prélevés à partir d'haltères des deux résines massives (EPR et EPS). Cet essai est couramment appelé « Analyse calorimétrique à balayage ».

La tête de mesure (FIG. 2.12) est schématiquement constituée d'une enceinte dans laquelle la température peut varier de façon programmée (croissante, décroissante et constante). Un creuset fermé hermétiquement contient l'échantillon à étudier. Dans le cas de mesures différentielles, un second creuset contient un corps de référence, inerte thermiquement dans la plage de température étudiée (exemple de l'air). Enfin, des thermocouples permettent d'enregistrer la différence de température entre l'échantillon et la référence en fonction de la température de l'enceinte.

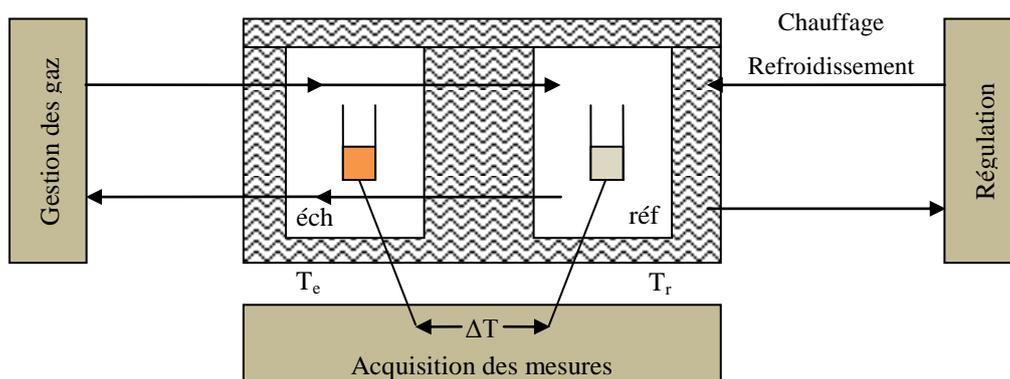


FIG. 2.12 – Montage d'un appareil d'analyse calorimétrique différentielle

Le programme de balayage en température choisi pour les deux résines est le suivant :

- équilibre du produit à -25°C ,
- croissance de température de -25°C à $+100^{\circ}\text{C}$, avec une vitesse de balayage en température de $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$,
- redescente du produit à $+20^{\circ}\text{C}$.

L'acquisition permet l'enregistrement, au cours de l'essai, du flux de chaleur en fonction de la température.

c) Résultats :

La température de transition vitreuse des deux résines est déterminée graphiquement à partir de la zone d'inflexion des courbes flux de chaleur-température (FIG. 2.13 et FIG. 2.14), zone traduisant un changement d'état de la matière.

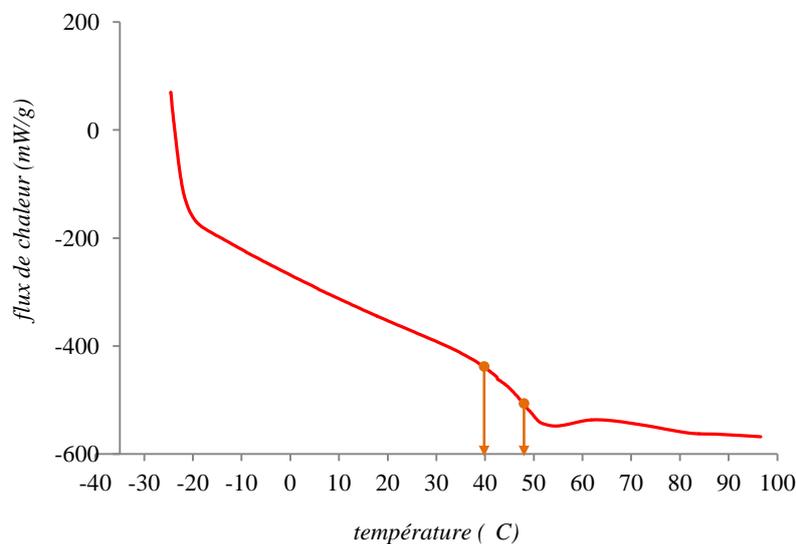


FIG. 2.13 – Détermination de la température de transition vitreuse de la résine EPR

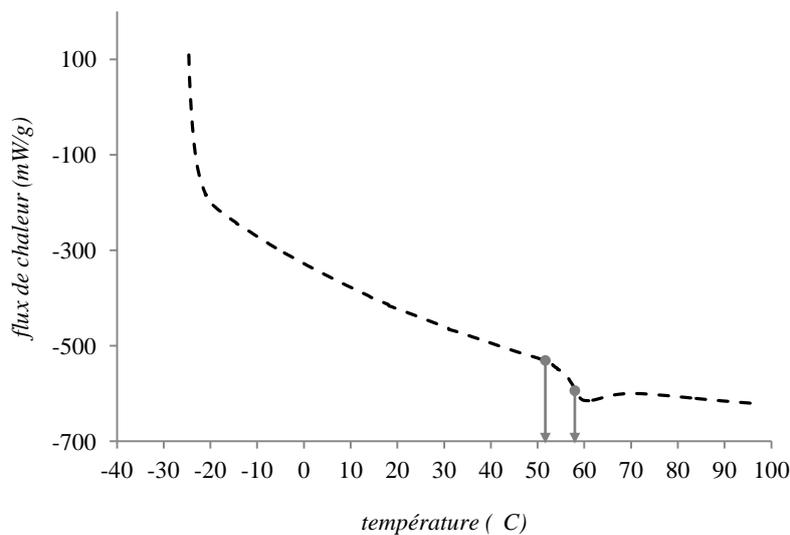


FIG. 2.14 – Détermination de la température de transition vitreuse de la résine EPS

Ces essais révèlent :

- une température de transition vitreuse de 48°C pour la résine EPR, avec une transition de phase s'amorçant autour des 40°C ;
- une température de transition vitreuse de 58°C pour la résine EPS, avec une transition de phase débutant à partir des 52°C.

La connaissance des températures critiques des deux résines époxydes apporte une information complémentaire pour l'ingénieur dans une stratégie de choix des produits. Ces températures seront mises en regard avec le comportement mécanique des assemblages soumis à une élévation en température.

2.2 ETUDE EXPERIMENTALE DES ASSEMBLAGES BOIS PAR GOUJONS COLLES

2.2.1 Préparation des échantillons

Le procédé de fabrication des échantillons suit une méthodologie rigoureuse et reproductible pour chaque campagne d'essais réalisée. Chacune des étapes de fabrication détaillée ici est effectuée avec précaution afin d'en optimiser le rendu et d'obtenir des caractéristiques mécaniques des assemblages optimales. Avant toute opération d'usinage, les échantillons en bois massif (chêne et épicéa) sont stockés dans une chambre climatique régulée (20°C et 65% d'humidité relative de l'air) afin d'obtenir les conditions idéales à la conservation d'un bois sec, de s'assurer d'une humidité d'équilibre du bois avoisinant les 12-15% et ainsi d'optimiser des conditions de collage. Ce taux d'humidité du bois est malgré tout contrôlé sur chaque assemblage au moment de la campagne expérimentale. Comme il a été présenté dans la partie précédente, deux configurations mécaniques d'essais sont développées dans cette étude : la configuration pull-pull et la configuration pull-compression. Ces deux types d'essais utilisent des géométries différentes des substrats bois (TAB. 2.1). Néanmoins dans les deux configurations, les dimensions respectent les préconisations de distances aux bords définies dans le Guide Professionnel Français [64].

2.2.1.1 Configuration pull-compression

Dans la configuration pull-compression, trois longueurs de collage vont notamment être étudiées (15, 30 et 50 mm). Dans un premier temps, un perçage de 12 mm de diamètre est réalisé sur la longueur de collage souhaitée selon la direction du fil du bois ; la tige filetée en acier traversant de part et d'autre l'élément bois (FIG. 2.15).

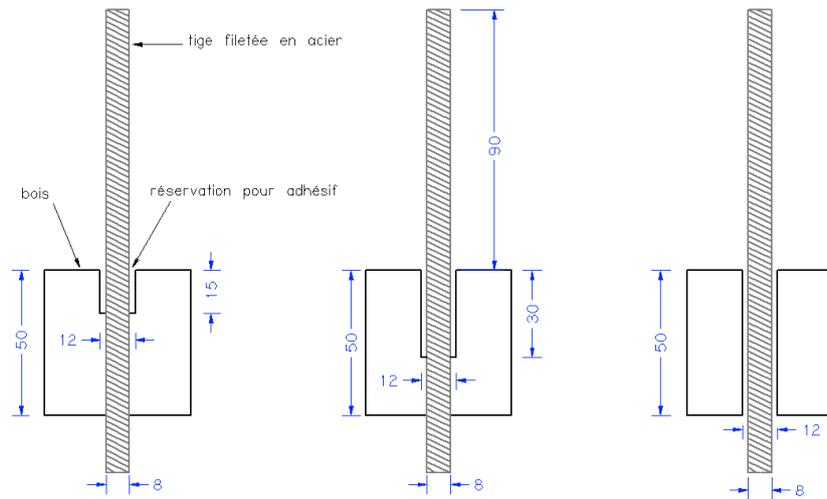


FIG. 2.15 – Géométrie des assemblages en configuration pull-compression

Cette taille de perçage permet d'accueillir le renfort et de créer ainsi une épaisseur de joint de colle annulaire de 2 mm sur la longueur de collage étudiée. Pour les longueurs d'ancrage inférieures à la hauteur de l'échantillon de bois, soit 15 et 30 mm, un second perçage équivalent au diamètre de la tige, soit 8 mm, est réalisé sur 35 et 20 mm respectivement. Un des paramètres essentiels lors de la mise en œuvre du collage mixte est le centrage du connecteur dans la réservation obtenue par perçage, afin d'obtenir une épaisseur de joint de colle homogène. Une attention particulière a été portée dans ce sens lors de la fabrication. Quatre plaques PVC sont percées puis taraudées au diamètre des tiges filetées (M8), pour accueillir quarante huit échantillons lors d'une même phase de collage. Les tiges filetées sont vissées puis bloquées, au moyen d'écrous sous les plaques, de manière à les encastrer. Les échantillons de bois sont ensuite placés autour des tiges et réglés au moyen de douilles de centrage. Un carré de papier sulfurisé est déposé entre l'échantillon de bois et la plaque PVC de manière à éviter que l'échantillon ne colle au support. Enfin, une fois la position ajustée, le système est bloqué avec des plaques métalliques (FIG. 2.16). Les douilles de centrage sont donc retirées et l'épaisseur de joint de colle souhaitée est constante sur toute la longueur de collage étudiée.

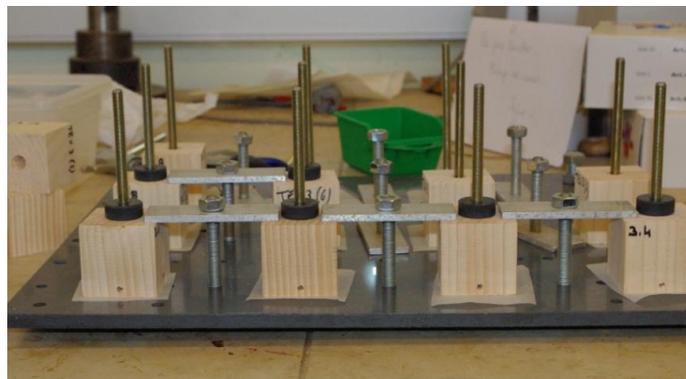


FIG. 2.16 – Fabrication des éprouvettes pour les essais en configuration pull-compression

2.2.1.2 Configuration pull-pull

Dans la configuration pull-pull, trois longueurs d'ancrage de la tige dans le bois sont également étudiées (15, 30 et 50 mm). La hauteur des échantillons étant cette fois-ci plus importante (TAB. 2.1), la tige ne débouche pas. Pour cette configuration, deux perçages sont réalisés dans la direction du fil du bois sur deux faces opposées de l'échantillon bois (FIG. 2.17). Sur une première face, un perçage de 12 mm de diamètre est créé sur la hauteur de collage souhaitée. Au fond de ce dernier, un second perçage de 8 mm de diamètre sur une hauteur de 10 mm est réalisé pour garantir le centrage de la tige. Sur la seconde face, un perçage de 12 mm sur 100 mm d'ancrage est fait, quelle que soit la longueur de collage étudiée. Sur cette même face, un second perçage de 8 mm de diamètre sur 10 mm de haut permet de centrer la tige. Cette seconde tige permet l'accroche de l'échantillon sur la machine d'essai et la longueur de collage de 100 mm est choisie, de telle sorte que la rupture des échantillons ne se produise pas sur cette attache, mais bien du côté de la longueur de collage variable. Une hauteur minimale de bois de 80 mm est respectée pour éviter les interactions entre les deux collages.

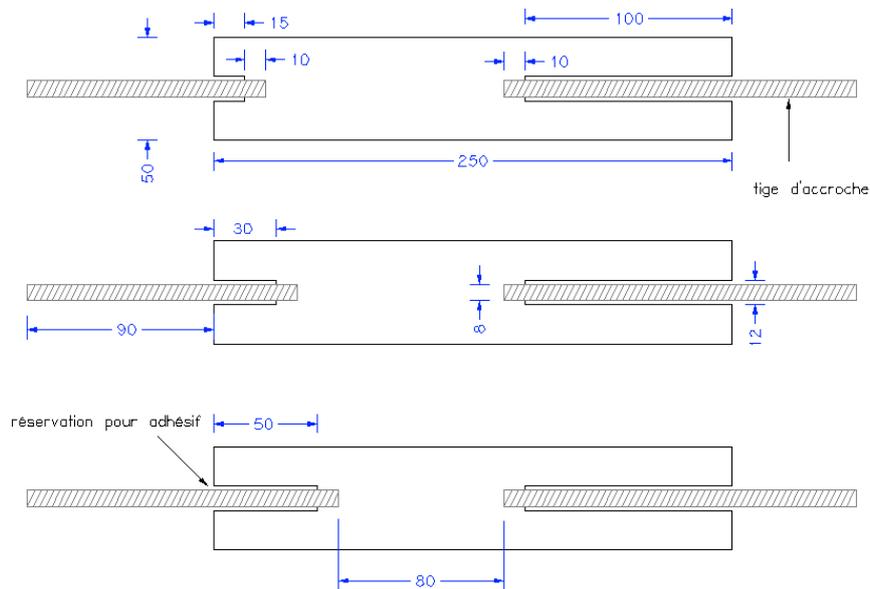


FIG. 2.17 – Géométrie des assemblages en configuration pull-pull

Pour les essais en configuration pull-pull, les diamètres des tiges filetées employées étant identiques aux essais en configuration pull-compression, les mêmes plaques PVC peuvent être réutilisées. Le nombre de perçage étant différent, l'application de l'adhésif est faite en deux temps. Afin d'immobiliser les échantillons de bois pendant la première phase de collage, des douilles de centrage sont également placées en sous face de l'échantillon bois. Le centrage de la tige filetée dans le bloc de bois se fait cependant en suivant la même méthodologie que pour les essais en configuration pull-compression. Dans cette configuration, un régle de centrage des tiges est néanmoins utilisé en complément (FIG. 2.18).



FIG. 2.18 – Fabrication des éprouvettes pour les essais en configuration pull-pull

2.2.1.3 Collage

Quelle que soit la configuration d'essai, des perçages de 4 mm de diamètre sont réalisés perpendiculairement au perçage principal. Ce système de cheminées permet une injection de la colle plus aisée dans l'échantillon bois. Le collage des échantillons est l'étape la plus minutieuse à réaliser. En effet, la présence de bulles d'air au sein du joint de colle, un mélange insuffisant des composants entre eux (précurseur et durcisseur) ou encore un non respect du rapport de mélange constituent des défauts de mise en œuvre. Ils entraînent une polymérisation incomplète de la résine et peuvent engendrer des caractéristiques mécaniques finales des assemblages médiocres. Dans notre étude, pour les deux résines, le rapport de mélange est soigneusement respecté selon les préconisations des fabricants de résine (TAB. 2.6). Une fois le mélange réalisé, l'injection de la colle se fait par les cheminées au moyen d'une seringue (FIG. 2.19).



FIG. 2.19 – Injection de la colle

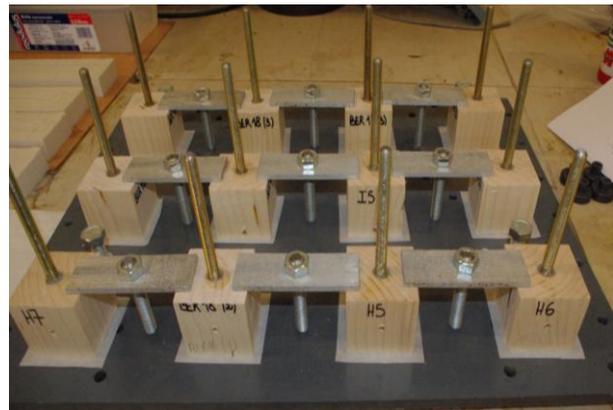


FIG. 2.20 – Série d'éprouvettes collées

Un soin particulier est apporté pour évacuer au maximum les bulles d'air pouvant être la source de défauts de collage, réduisant la surface de l'interface. L'adhésif est injecté jusqu'à ce qu'il ressorte du perçage (FIG. 2.20). Que ce soit en configuration pull-compression ou en configuration pull-pull, l'assemblage étudié est constitué d'un seul goujon sollicité axialement (assemblage élémentaire).

Enfin, l'ensemble des plaques de collage est de nouveau placé en chambre de conditionnement (20°C et 65% HR) pendant toute la durée de polymérisation des adhésifs.

2.2.2 Configuration des essais

2.2.2.1 Démarche expérimentale

Les essais sur les assemblages bois par goujons collés sont menés sur une presse Adamel DY26, pilotée en déplacement (vitesse : 0,5 mm/min). Les dynamomètres utilisés ont une capacité de 2 000 daN pour les assemblages réalisés avec la résine EPR et 10 000 daN pour ceux collés avec la résine EPS. Dans le cas de la configuration pull-compression (FIG. 2.21), les éprouvettes sont placées dans un bâti. Afin d'obtenir un effort de traction, le montage est rotulé en tête de chargement, permettant de réduire la flexion parasite. Lors de la mise en charge, la face inférieure de l'éprouvette se positionne contre une plaque, engendrant des contraintes de compression du bois et des contraintes de cisaillement dans joint de colle. La charge axiale appliquée à l'assemblage ainsi que le déplacement de la traverse au cours du temps sont enregistrés (fréquence d'acquisition des mesures : 10 Hz).

Un dispositif supplémentaire de mesure des déplacements est mis en place sur l'échantillon testé au moyen de trois capteurs LVDT (Linear Variable Differential Transformer). Les déplacements δ_{eff} et δ_{fond} sont mesurés à partir d'un point de référence situé sur le substrat bois. Ce point de référence permet une estimation du déplacement moyen du substrat, suffisamment éloigné des conditions aux limites. Cette mesure permet d'éviter la prise en compte des déplacements d'indentation du bois et de ceux dus aux différents jeux dans le montage expérimental.

Deux capteurs LVDT sont placés sur des faces opposées de l'échantillon et la moyenne de ces deux déplacements renseigne sur le déplacement effectif de l'assemblage, noté δ_{eff} (déplacement relatif du goujon par rapport au substrat bois). Enfin, le troisième LVDT est positionné sur l'élément de renfort, en fond de collage, et il mesure le déplacement vertical relatif entre le bois et le goujon en fond d'ancrage, noté δ_{fond} . Ce déplacement est estimé à partir d'un point de référence situé sur les deux faces latérales restantes du spécimen.

En configuration pull-pull (FIG. 2.22), une des deux tiges représente le système d'ancrage de l'échantillon sur la machine d'essai. Le montage est également « rotulé » en tête de chargement et deux capteurs de déplacement permettent d'estimer le déplacement effectif. Lors de la mise en charge, l'assemblage est sollicité en traction et des contraintes de cisaillement au sein du joint de colle sont engendrées. Cette configuration expérimentale permet seulement d'évaluer le déplacement effectif.

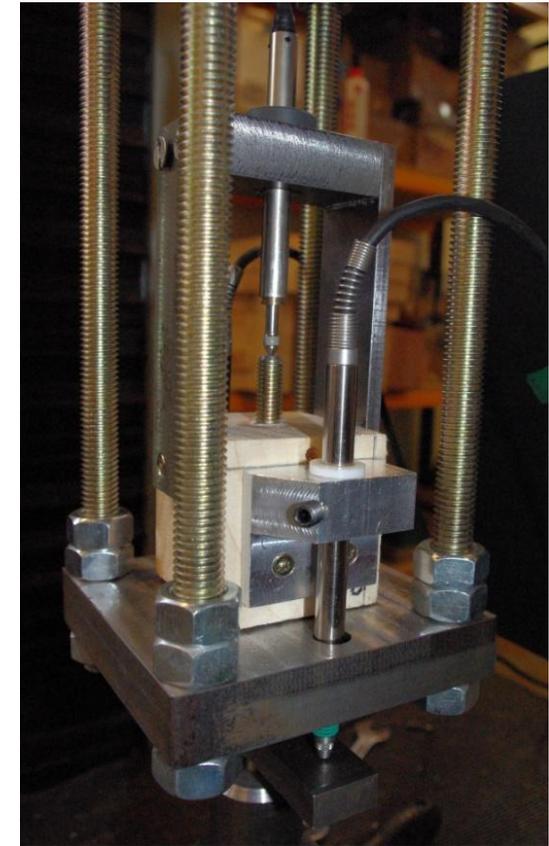
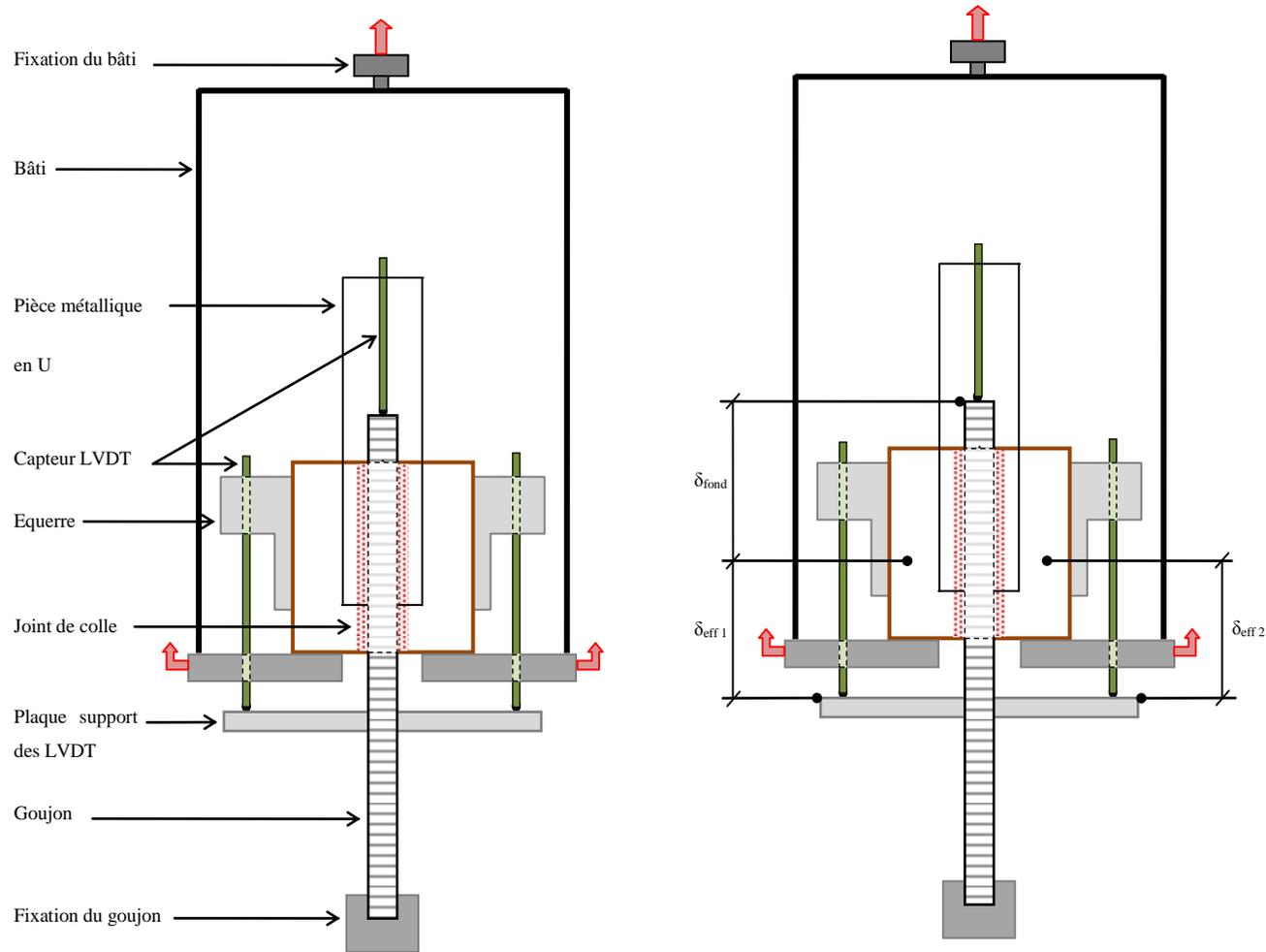


FIG. 2.21 – Essai en configuration pull-compression

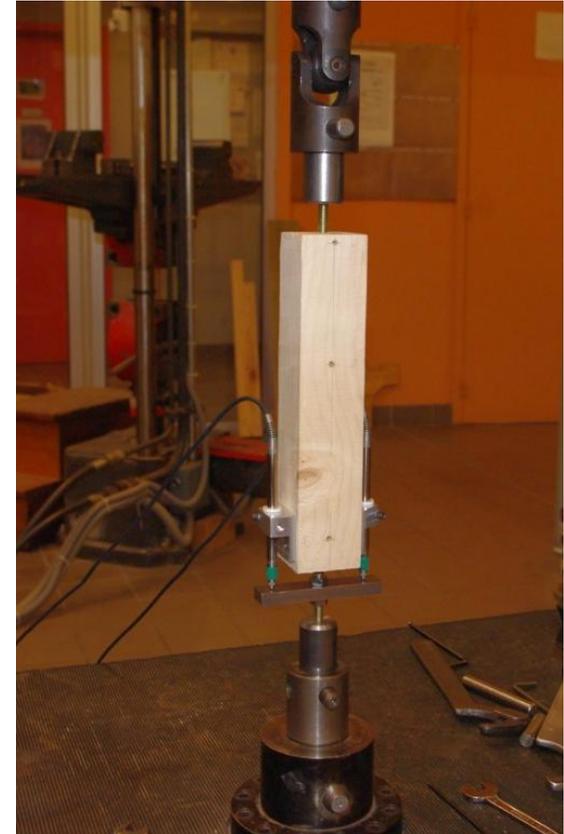
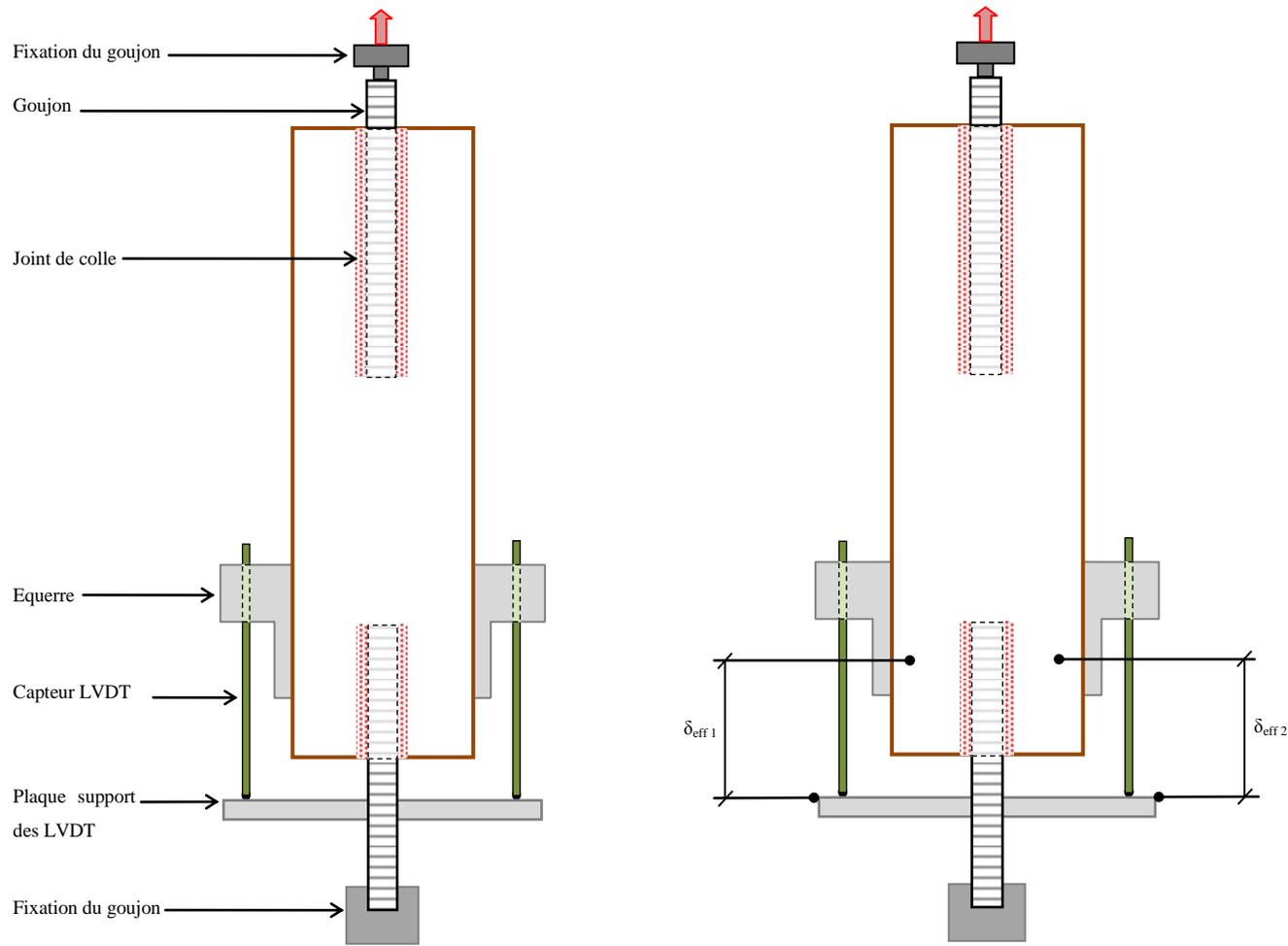


FIG. 2.22 – Essai en configuration pull-pull

2.2.2.2 Analyse des essais

Après chaque test mécanique réalisé, de petits morceaux de bois sont sciés pour estimer l'humidité d'équilibre de chaque éprouvette. Les essais permettent d'obtenir les performances mécaniques des assemblages bois par goujons collés : leurs raideurs initiales ainsi que leurs résistances en cisaillement sont estimées. Les mesures données par les différents capteurs LVDT permettent de tracer deux courbes force-déplacement pour chaque échantillon testé (FIG. 2.23).

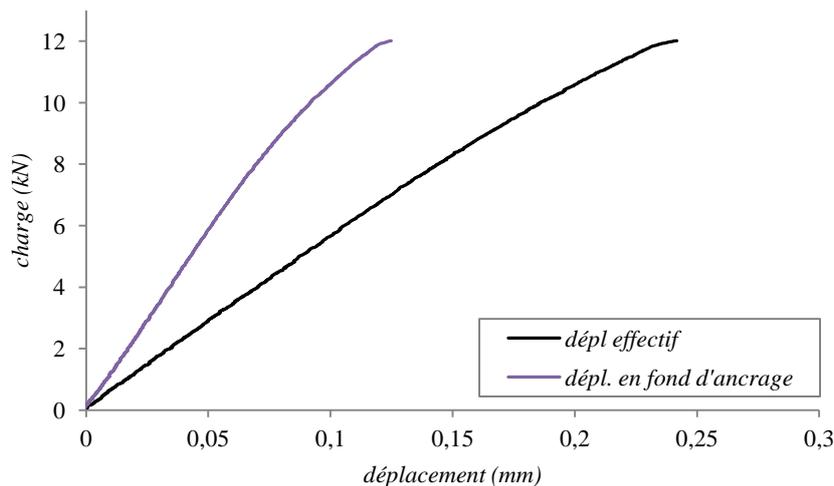


FIG. 2.23 – Exemple de courbes force-déplacement obtenues sur les assemblages

La charge ultime permet d'estimer la contrainte moyenne de cisaillement à l'interface bois/adhésif par la relation :

$$\tau_u = \frac{P_u}{S} = \frac{P_u}{\pi \cdot d_p \cdot l_a} \quad \text{Eq. 2.2}$$

- τ_u : résistance en cisaillement [MPa]
- P_u : charge ultime [N]
- d_p : diamètre du perçage [mm] (12 mm dans notre étude)
- l_a : longueur de collage [mm]

L'Eq. 2.2 permet d'approcher la valeur de la contrainte, en la considérant constante le long de la longueur de collage. Une analyse plus fine de la contrainte à l'interface entre les substrats bois et adhésif révèle cependant une distribution non homogène le long du joint de colle. Nous reviendrons sur ce résultat dans le Chapitre 3.

Un domaine élastique est repéré sur les courbes force-déplacement et permet d'obtenir les raideurs élastiques initiales des assemblages. Deux raideurs sont déduites : la raideur initiale effective à partir du déplacement relatif bois/tige et la raideur initiale en fond d'ancrage à partir du déplacement en fond de collage enregistré par le capteur LVDT positionné sur la tige (FIG. 2.21). Il s'avère primordial de

faire une mesure rigoureuse des déplacements au cours des essais, cette mesure régissant la précision des raideurs annoncées. Les essais réalisés dans cette étude ont révélé que le déplacement de la traverse était imprécis pour déduire une quelconque raideur (FIG. 2.24). Le déplacement de la traverse est jusqu'à six fois plus important que le déplacement relatif de la tige par rapport au substrat bois.

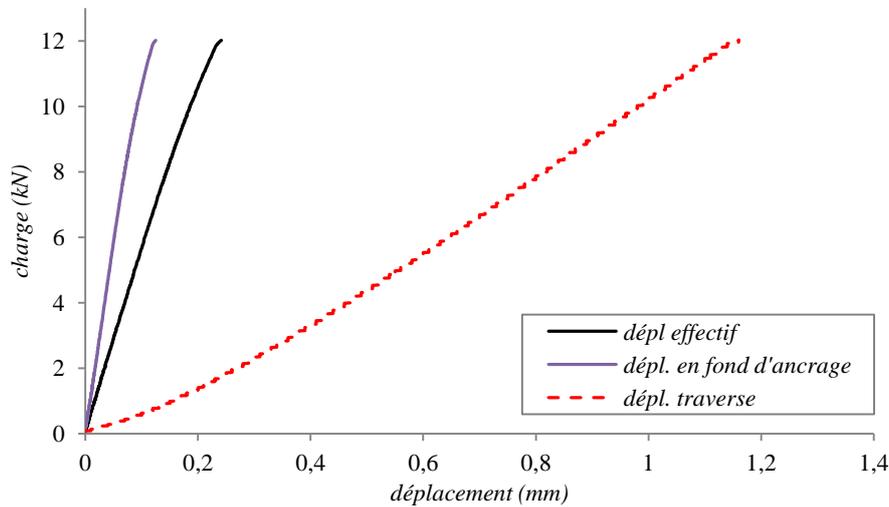


FIG. 2.24 – Déplacements délivrés par les capteurs LVDT et le banc d'essai

La connaissance précise des valeurs des raideurs initiales est capitale pour la suite de cette étude, qui sera focalisée sur la modélisation et l'étude du comportement à rupture de ces assemblages.

2.2.3 Optimisation de l'assemblage collé

2.2.3.1 Introduction aux essais

Cette campagne expérimentale est focalisée sur la recherche du temps de polymérisation des résines époxydes employées dans cette étude. Il peut être défini comme le temps écoulé entre la phase de collage et l'essai mécanique. A la suite de ces tests, un temps conduisant aux performances mécaniques optimales de l'assemblage peut être démontré. La connaissance de ce paramètre est primordiale car il détermine le temps de séchage à adopter pour chaque adhésif lors de prochaines campagnes expérimentales, et, dans un esprit plus concret, il conditionne le retrait du système d'étalement sur sites. Le TAB. 2.10 donne les caractéristiques des éléments bois, des renforts et des résines mis en jeu pour ces essais, ainsi que la configuration mécanique.

L'utilisation d'une telle classe de filetage empêche la plastification des tiges durant les essais (cf. annexe B). A partir des préconisations des fabricants, différents temps de polymérisation sont testés en fonction de la résine employée. Pour les assemblages collés au moyen de la résine EPR, les essais sont menés 7, 15 et 21 jours après la phase de collage des éprouvettes. Pour ceux collés au moyen de la résine EPS, trois séries d'essais sont également prévues et les tests mécaniques se déroulent 3, 7 et 15 jours après le collage.

Bois	Essence	Epicéa
	Humidité d'équilibre	12 %
	Masse volumique moyenne	400 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm
	Qualité	8.8
Adhésif	Type	EPR et EPS
	Epaisseur	2 mm
	Longueur de collage	50 mm
Nombre de spécimens testés		36 (EPR) 24 (EPS)
Configuration des essais		Pull-compression

TAB. 2.10 – Optimisation de l'assemblage collé : caractéristiques des assemblages réalisés

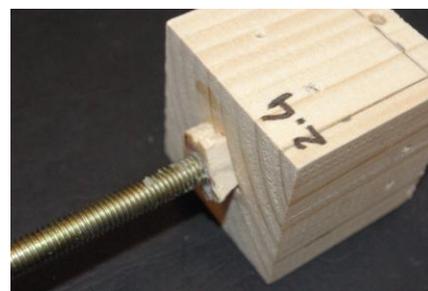
2.2.3.2 Comportement à la rupture des assemblages

Les essais sur les assemblages en configuration pull-compression ont révélé des modes de ruine dépendant de la résine employée.

En effet, aucune adhérence, entre le bois et l'adhésif ou encore entre l'adhésif et la tige, n'est constatée sur les assemblages collés au moyen de l'adhésif EPR au bout de 7 jours. Le cylindre de colle est extrait sans aucune fibre de bois sur son pourtour et se détache facilement de l'élément de renfort (FIG. 2.25 a)). Ce constat témoigne d'une polymérisation incomplète de la résine EPR au bout d'une semaine. Néanmoins, à partir de 15 jours d'attente entre la phase de collage et l'essai mécanique, tous les assemblages manifestent une rupture adhésive entre le bois et la colle : le bois proche du joint collé est extrait avec la tige et le cylindre de colle intact (FIG. 2.25 b)). Ce type de rupture à l'interface bois/adhésif constitue le mode de ruine attendu dans les assemblages bois et témoigne d'une mise en œuvre correcte, d'une polymérisation quasi totale de l'adhésif et d'une bonne qualité des matériaux mis en jeu.



a) Au bout de 7 jours



b) Au bout de 15 jours

FIG. 2.25 – Optimisation de l'assemblage collé : faciès de rupture des spécimens collés avec l'adhésif EPR

Dans notre étude, le temps optimal de polymérisation de la résine EPR semble donc avoisiner les deux semaines, afin d'atteindre le mode de ruine attendu. Les conditions de réticulation de la résine en laboratoire ne sont pas identiques à celles rencontrées sur sites. En effet, le joint de colle se trouve dans une situation privilégiée étant donné que les échanges avec l'air sont possibles et favorise ainsi la polymérisation de l'adhésif ; contrairement à une réparation sur site, où le joint de colle est bien souvent isolé dans une pièce de bois. Le temps de polymérisation proposé ici est donc un temps minimal d'étalement de la structure dans le cadre de réparations d'éléments de structure bois par goujons collés.

Quant aux assemblages réalisés au moyen de la résine EPS, le mode de ruine est identique quel que soit le temps écoulé entre la phase de collage et la sollicitation mécanique. Tous les assemblages révèlent une rupture adhésive entre le bois et l'adhésif dès 3 jours (FIG. 2.26).

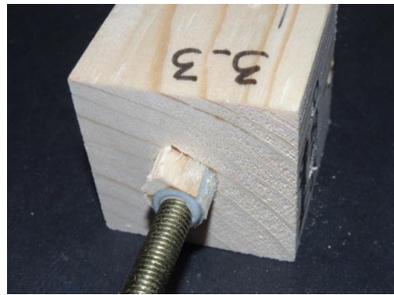


FIG. 2.26 – Optimisation de l'assemblage collé : faciès de rupture des spécimens collés avec l'adhésif EPS

2.2.3.3 Caractéristiques mécaniques des assemblages

Hormis l'observation du faciès de rupture qui donne une première information sur le temps de polymérisation optimal des résines époxydes, les caractéristiques mécaniques des assemblages testés sont également analysées. Comme il a été expliqué plus haut, la raideur initiale effective (R_{eff}), la raideur initiale en fond d'ancrage (R_{fond}), la charge ultime (P_u) ainsi que la contrainte moyenne de cisaillement (τ_u) sont estimées en fonction de la résine employée et le temps de séchage (TAB. 2.11 et TAB. 2.12). Les valeurs des coefficients de variation sont indiquées entre parenthèses.

	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
7 jours	14	41 (0,14)	78 (0,12)	14 (0,08)	7,5 (0,08)
15 jours	11	54 (0,12)	121 (0,19)	17 (0,05)	9,3 (0,05)
21 jours	11	56 (0,16)	125 (0,22)	14 (0,14)	7,5 (0,14)

TAB. 2.11 – Optimisation de l'assemblage collé : valeurs expérimentales moyennes pour les assemblages collés avec la résine EPR

	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
3 jours	8	57 (0,13)	135 (0,19)	13 (0,24)	6,8 (0,24)
7 jours	8	60 (0,08)	129 (0,17)	11 (0,24)	6,1 (0,24)
15 jours	8	59 (0,09)	127 (0,20)	11 (0,16)	6,0 (0,16)

TAB. 2.12 – Optimisation de l'assemblage collé : valeurs expérimentales moyennes pour les assemblages collés avec la résine EPS

L'analyse des essais à partir des caractéristiques mécaniques moyennes vient donc confirmer le constat pressenti à partir des faciès de rupture : les contraintes à rupture et les raideurs initiales moyennes atteignent des valeurs optimisées et quasi-stables à partir de 15 jours de séchage pour les assemblages collés avec la résine EPR et à partir de 3 jours pour ceux collés au moyen de la résine EPS. Dans la suite de l'étude expérimentale, après la phase de collage, les spécimens seront donc conditionnés en chambre climatique 15 jours dans le cas d'assemblages collés au moyen de la résine EPR et 3 jours pour ceux collés avec la résine EPS, avant d'être testés.

Ces résultats d'essais viennent alimenter la base de données expérimentale pour une longueur collée de 50 mm (résultats expérimentaux à 15 et 21 jours pour la résine EPR et 3, 7 et 15 jours pour la résine EPS).

2.2.4 Variation de la longueur de scellement

Cette importante campagne d'essais consiste à évaluer l'impact de la longueur de collage de l'élément de renfort dans une pièce de bois sur les caractéristiques mécaniques finales des assemblages. Elle met en jeu deux essences de bois (le chêne et l'épicéa) et les deux configurations d'essais (pull-compression et pull-pull) sont envisagées et comparées. Le but principal de ce type d'essais est d'établir une base de données expérimentale nécessaire pour l'élaboration et la calibration du futur modèle mécanique des assemblages bois par goujons collés.

2.2.4.1 Essais menés en configurations pull-compression et pull-pull

a) Descriptif des essais :

Les tests mécaniques sont conduits selon les deux configurations mécaniques existantes, permettant l'arrachement d'un goujon collé, c'est-à-dire les configurations pull-compression et pull-pull. Trois longueurs de collage sont étudiées (15, 30 et 50 mm) et suivent les préconisations de fabrication détaillées en FIG. 2.15 et FIG. 2.17. Les caractéristiques géométriques des éléments bois, de l'élément de renfort et de l'adhésif utilisé ainsi que le nombre de spécimens par configuration d'essai sont donnés dans le TAB. 2.13. Etant donné l'utilisation de la résine EPR pour la réalisation des assemblages et les résultats de la précédente campagne expérimentale, les bancs de collage sont placés en enceinte climatique durant 15 jours suivant la phase de collage avant d'être sollicités mécaniquement. Cette précaution permet de s'assurer d'une polymérisation complète de la résine

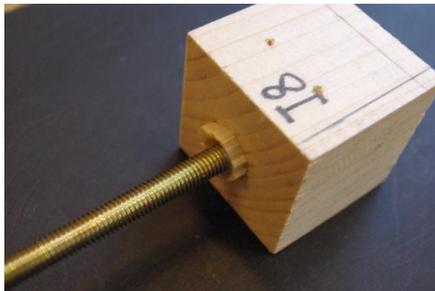
EPR, des caractéristiques mécaniques des assemblages optimaux et de faciès de rupture dans le bois proche du joint de colle.

		Pull-compression	Pull-pull
Bois	Essence	Epicéa	Epicéa
	Humidité d'équilibre	12 %	12 %
	Masse volumique moyenne	370 kg/m ³	410 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm	250 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm	8 mm
	Qualité	8.8	8.8
	Nombre	1	2
Résine	Type	EPR	EPR
	Epaisseur	2 mm	2 mm
	Longueurs de collage	15, 30 et 50 mm	15, 30 et 50 mm
Nombre de spécimens testés		77	36

TAB. 2.13 – Longueurs de scellement variables : caractéristiques des spécimens selon la configuration d'essais

b) Résultats des essais :

Quelle que soit la configuration mécanique de l'essai ou la longueur de collage étudiée, tous les assemblages présentent une rupture à l'interface entre le bois et la résine (FIG. 2.27).



a) Configuration pull-compression



b) Configuration pull-pull

FIG. 2.27 – Longueurs de scellement variables : faciès de rupture des spécimens collés à l'EPR

En configuration pull-compression (PC), pour chaque longueur de collage étudiée, les valeurs moyennes des raideurs effectives et en fond d'ancrage ainsi que la contrainte en cisaillement évaluée à l'interface bois/adhésif (lieu de rupture) peuvent être déduites (TAB. 2.14). Pour la longueur de collage de 50 mm, les résultats des essais de la précédente campagne (résultats expérimentaux à 15 et 21 jours pour la résine EPR) sont inclus pour le calcul de la valeur moyenne des différentes caractéristiques mécaniques. En revanche, en configuration pull-pull (PP), la configuration d'essai ne permet pas d'évaluer la raideur en fond d'ancrage. Seules les valeurs moyennes de la raideur effective et de la contrainte à rupture peuvent être estimées (TAB. 2.15).

l_a (mm)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
15	12	33 (0,12)	45 (0,14)	5 (0,10)	9,0 (0,10)
30	13	38 (0,15)	65 (0,19)	9 (0,13)	7,8 (0,13)
50	52	52 (0,18)	110 (0,22)	15 (0,15)	8,1 (0,15)

TAB. 2.14 – Longueurs de scellement variables : résultats d'essais en configuration PC (Epicéa – EPR)

l_a (mm)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
15	12	48 (0,08)	6 (0,10)	11,1 (0,10)
30	12	60 (0,12)	11 (0,09)	9,9 (0,09)
50	12	69 (0,06)	15 (0,16)	7,9 (0,16)

TAB. 2.15 – Longueurs de scellement variables : résultats d'essais en configuration PP (Epicéa – EPR)

Les essais en configuration pull-pull témoignent de caractéristiques mécaniques plus élevées que celles obtenues en configuration pull-compression. La sollicitation des éprouvettes en configuration pull-compression est donc plus préjudiciable et sera donc choisie comme configuration de référence pour la suite des campagnes expérimentales.

2.2.4.2. Comparaison entre chêne et épicea

a) Descriptif des essais :

Cette campagne d'essais est menée sur deux essences de bois différentes : le chêne et l'épicéa. Trois longueurs de collage sont également étudiées (15, 30 et 50 mm) suivant le protocole expérimental et les dimensions de spécimens décrits en section 2.2.1.1. Les essais sont conduits uniquement en configuration pull-compression, pour les raisons énoncées plus haut. Les caractéristiques géométriques des éléments bois, de l'élément de renfort et de l'adhésif utilisé ainsi que le nombre de spécimens par essence sont décrits dans le TAB. 2.16.

Bois	Essence	Epicéa	Chêne
	Humidité d'équilibre	12 %	15 %
	Masse volumique moyenne	435kg/m ³	780 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm	250 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm	8 mm
	Qualité	8.8	8.8
Résine	Type	EPS	EPS
	Epaisseur	2 mm	2 mm
	Longueurs de collage	15, 30 et 50 mm	15, 30 et 50 mm
Nombre de spécimens testés		66	36

TAB. 2.16 – Longueurs de scellement variables : caractéristiques des spécimens selon l'essence

La résine EPS est utilisée pour la réalisation des assemblages. Les bancs de collage sont donc placés en enceinte climatique pendant 3 jours après la phase de collage et avant d'être testés. Il a été vu que ce temps d'attente permet d'optimiser la polymérisation de la résine EPS, des caractéristiques mécaniques finales des assemblages sont alors atteintes.

b) Résultats des essais :

Tous les assemblages révèlent un faciès de rupture à l'interface entre le bois et l'adhésif, quelle que soit l'essence ou encore la longueur de collage étudiée (FIG. 2.28).



a) *Épicéa* ($l_a = 30 \text{ mm}$)



b) *Chêne* ($l_a = 50 \text{ mm}$)

FIG. 2.28 – Longueurs de scellement variables : faciès de rupture des spécimens collés à l'EPS

Pour chaque longueur de collage et chaque essence étudiées, les valeurs moyennes des raideurs effective et en fond d'ancrage ainsi que la contrainte de cisaillement moyenne évaluée à l'interface bois/adhésif (lieu de rupture) peuvent être déduites (TAB. 2.17 et TAB. 2.18). Pour les essais sur l'épicéa et pour la longueur de collage de 50 mm, les résultats d'essais de la précédente campagne (résultats expérimentaux à 3, 7 et 15 jours pour la résine EPS) sont inclus pour le calcul de la valeur moyenne des quatre caractéristiques mécaniques.

l_a (mm)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
15	10	48 (0,13)	77 (0,13)	7 (0,07)	12,8 (0,07)
30	11	58 (0,11)	120 (0,15)	13 (0,12)	11,7 (0,12)
50	45	59 (0,11)	129 (0,18)	12 (0,2)	6,3 (0,2)

TAB. 2.17 – Longueurs de scellement variables : résultats d'essais sur l'épicéa (résine EPS)

l_a (mm)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
15	12	53 (0,15)	92 (0,19)	9 (0,11)	16,1 (0,11)
30	12	65 (0,15)	157 (0,11)	16 (0,11)	14,3 (0,11)
50	12	70 (0,07)	217 (0,26)	23 (0,22)	12,3 (0,22)

TAB. 2.18 – Longueurs de collage variables – Résultats d'essais sur le chêne (résine EPS)

2.2.4.3 Bilan des essais avec des longueurs de collage variables

Il a été démontré que les essais en configuration pull-compression sont mécaniquement plus préjudiciables pour les assemblages bois par goujons collés que les essais en configuration pull-pull.

En effet, les caractéristiques mécaniques obtenues à la suite de ce type d'essai, telles que les raideurs initiales et les contraintes, sont plus faibles.

Les résultats d'essais montrent une différence de comportement à rupture entre les deux adhésifs en fonction de la longueur de collage. En configuration pull-compression, les éprouvettes collées au moyen de la résine EPR présentent une contrainte de cisaillement moyenne quasi-constante quelle que soit la longueur de collage (entre 7 et 9 MPa), tandis que les spécimens collés avec la résine EPS attestent d'une décroissance de la résistance avec la longueur de collage : de 12 à 6 MPa pour les assemblages en épicéa (FIG. 2.29) et de 16 à 12 MPa pour ceux en chêne. Toutefois, la charge moyenne nécessaire à l'extraction du goujon est d'autant plus importante que la longueur de collage est élevée, constat également remarqué sur les assemblages testés en configuration pull-pull, que ce soit pour l'adhésif EPR ou l'adhésif EPS. Ces résultats d'essais sont en accord avec les études antérieures sur ce sujet [32, 37-40].

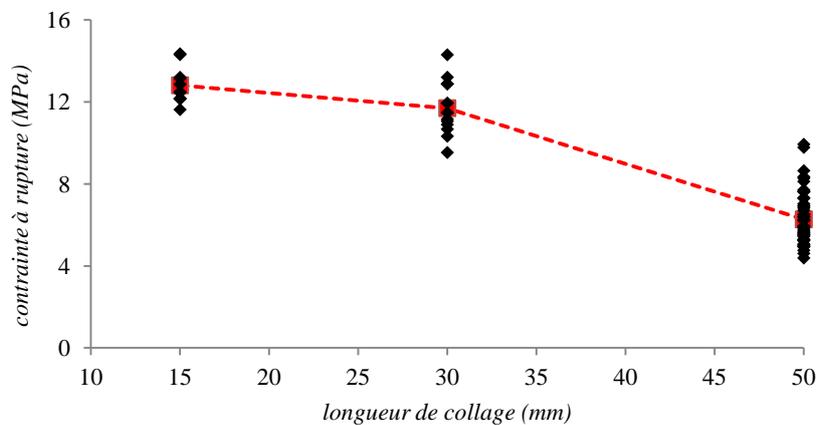


FIG. 2.29 – Evolution de la contrainte à rupture en fonction de la longueur de collage (Epicéa – EPS)

Les résultats des essais montrent également une différence de comportement entre les deux résines dans le domaine élastique. Les valeurs des raideurs augmentent avec la longueur de collage pour un même adhésif et une même essence. En revanche, les assemblages collés avec l'adhésif EPR sont plus souples que ceux collés avec l'adhésif EPS pour une même longueur de collage et une même essence. Cette différence de comportement élastique semble être directement liée à la nature même de l'adhésif employé, étant donné qu'il est le seul matériau variable entre deux campagnes d'essais.

2.2.5 Effet de l'angle d'insertion du goujon

2.2.5.1 Contexte

Dans la pratique, il n'est pas toujours possible d'effectuer des réparations dans la direction naturelle de pousse de l'arbre (direction longitudinale), notamment selon les dispositions constructives de la structure en place. La FIG. 2.30 présente une des étapes des travaux de rénovation effectués par l'entreprise Bepox au 4 rue Rambuteau (Paris 3^e). Le propriétaire des lieux, souhaitant laisser

apparentes la pourtrason du plancher haut de son logement, fit retirer les revêtements et s'est ainsi rendu compte des dégradations sur les chevêtres et poutres porteuses. Ces détériorations étaient dues à une infiltration d'eau, entraînant le développement de champignons. Les poutres endommagées sont donc remplacées et liaisonnées aux solives existantes par insertion de tiges en fibres de verre. Dans ce cas d'étude, au vue des dispositions constructives, les perçages pour les goujons sont inclinés par rapport au fil du bois.



FIG. 2.30 – Réparation d'éléments de structure par fibres de verre (4 rue Rambuteau – Paris 3^e)

2.2.5.2 Conception des essais

Il est donc envisagé de réaliser des assemblages où le sens d'application de l'effort ne sera pas dans l'axe longitudinal du bois. Les caractéristiques géométriques des éléments bois, de l'élément de renfort et de l'adhésif utilisé ainsi que le nombre de spécimens par essence sont décrits dans le TAB. 2.19. La configuration « T » signifie que le goujon est inséré perpendiculairement au fil du bois selon la direction tangentielle (tangent aux cernes du bois), « R » selon la direction radiale (FIG. 2.31) et « RT » révèle un collage incliné à 45° par rapport à l'axe longitudinal de la section.

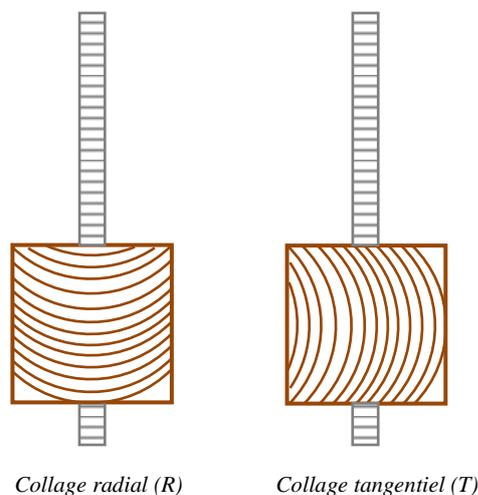


FIG. 2.31 – Collages hors axes : schéma explicatif des collages radial et tangentiel

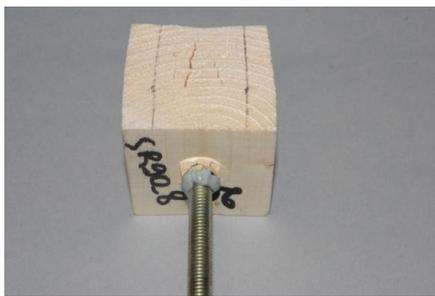
Les tests mécaniques sont menés en configuration pull-compression et permettent notamment d'estimer l'évolution des caractéristiques mécaniques des assemblages par rapport à l'orientation du fil du bois, et ainsi de comparer les résultats de cette campagne aux essais réalisés sur des renforts collés parallèlement au fil.

Bois	Essence	Epicéa	Chêne
	Humidité d'équilibre	11 %	13 %
	Masse volumique moyenne	390 kg/m ³	730 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm	250 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm	8 mm
	Qualité	8.8	8.8
Résine	Type	EPS	EPS
	Epaisseur	2 mm	2 mm
	Longueurs de collage	50 mm	50 mm
Nombre de spécimens testés		8 (R)	6 (R)
		8 (T)	7 (T)
		12 (RT)	10 (RT)

TAB. 2.19 – Collages hors axes : caractéristiques des spécimens

2.2.5.3 Résultats des essais

Les éprouvettes présentent une rupture à l'interface bois/colle, quelle que soit la configuration de collage ou l'essence (FIG. 2.32).



a) Collage 90°



b) Collage 45°

FIG. 2.32 – Collages hors axes : faciès de rupture des assemblages en épicea

La réponse mécanique globale des collages hors axes sur du chêne est donnée en FIG. 2.33 et est comparée à des collages dans le sens du fil du bois (L).

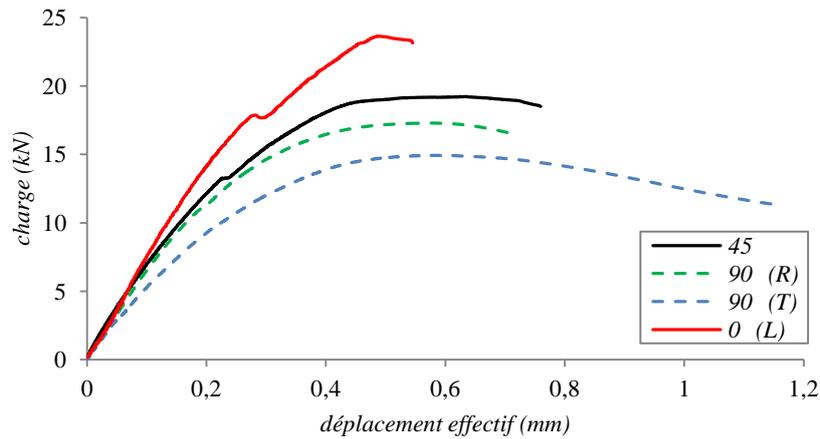


FIG. 2.33 – Confrontation des réponses mécaniques des collages hors axes : courbes médianes (chêne)

Pour chaque configuration de collage et chaque essence étudiées, les valeurs moyennes des raideurs initiales effective et en fond d'ancrage ainsi que la contrainte moyenne en cisaillement évaluée à l'interface bois/adhésif (lieu de rupture) peuvent être estimées (TAB. 2.20 et TAB. 2.21). L'angle d'inclinaison du goujon par rapport au fil du bois est noté α .

α (degré)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
45	12	23 (0,11)	160 (0,22)	8 (0,05)	4,4 (0,05)
90 (T)	8	20 (0,17)	108 (0,33)	10 (0,11)	5,3 (0,11)
90 (R)	8	32 (0,20)	149 (0,12)	10 (0,15)	5,2 (0,15)

TAB. 2.20 – Collages hors axes : résultats d'essais sur l'épicéa (résine EPS)

α (degré)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
45	10	70 (0,05)	151 (0,07)	20 (0,13)	10,6 (0,13)
90 (T)	7	55 (0,07)	100 (0,09)	16 (0,09)	8,5 (0,09)
90 (R)	6	61 (0,06)	103 (0,16)	18 (0,05)	9,4 (0,05)

TAB. 2.21 – Collages hors axes : résultats d'essais sur le chêne (résine EPS)

Les collages réalisés en dehors de l'axe longitudinal diminuent les propriétés mécaniques des assemblages, tant sur le plan des raideurs que des contraintes. De plus, avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison du goujon, la ductilité du comportement à rupture s'accroît. Ces résultats expérimentaux sont en accord avec les résultats des travaux du GIROD [25].

2.2.6 Influence de la température du joint de colle

L'objectif de cette campagne d'essais est d'évaluer l'influence de la température d'exposition sur les performances mécaniques des assemblages par goujons collés. En effet, en service, une structure bois sera inévitablement soumise à des variations de températures ponctuelles ou accidentelles (variations climatiques saisonnières ou situation incendie). Aicher [59] et Cruz [60] ont également démontré

qu'une réparation par goujons collés, bien qu'isolée au sein d'une poutre, subit les mêmes variations en température que celles se produisant à l'extérieur. De plus, les essais de caractérisation thermique des résines massives développés dans notre étude (analyse calorimétrique différentielle à balayage) ont démontré que les polymères présentent une température de transition de phase de l'ordre de 50-60°C. A partir de cette température, les propriétés physico-mécaniques des résines époxydes chutent considérablement. Lorsqu'un assemblage est sollicité thermiquement, quelles sont les conséquences sur ses caractéristiques mécaniques ? Température de transition vitreuse des adhésifs et performances mécaniques des assemblages peuvent-elles être liées ?

2.2.6.1 Conception des essais

Les assemblages sont initialement chauffés dans une étuve (FIG. 2.34), avant d'être testés en configuration pull-compression. La température de référence, prise en compte dans cette étude, correspond à la température atteinte par le joint de colle pendant la phase de chauffage. Pour chaque série d'échantillon, un thermocouple est introduit, au moment du collage, dans l'épaisseur du joint de colle d'un échantillon témoin. Le temps nécessaire pour que le joint de colle atteigne la température de consigne peut donc être mesuré. De plus, pendant la montée en température, les spécimens ne sont pas isolés du flux de chaleur, ce qui provoque inévitablement une perte d'humidité du bois selon la température de consigne, humidité contrôlée après les tests mécaniques. Lorsque la température de consigne est atteinte, les échantillons sont laissés une heure de plus à cette température de consigne.



FIG. 2.34 – Chauffage des spécimens en étuve

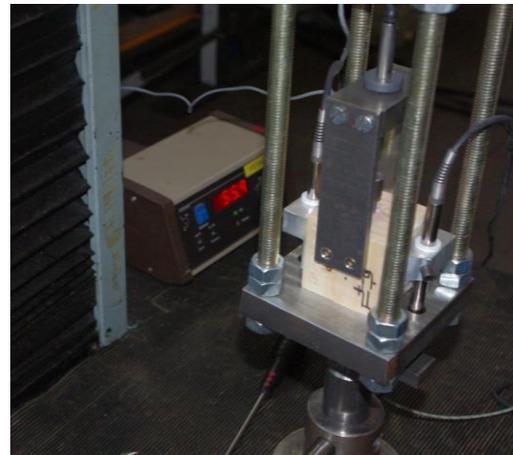


FIG. 2.35 – Contrôle de la température du joint de colle pendant l'essai

Ensuite, les échantillons sont extraits les uns après les autres de l'étuve pour être testés. Une diminution de la température du joint de colle pendant l'essai est fatalement constatée mais est mesurée (FIG. 2.35).

2.2.6.2 Assemblages collés avec la résine EPR

a) Caractéristiques des assemblages :

Les caractéristiques géométriques des assemblages ainsi que le nombre de spécimens par température de consigne sont décrits dans le TAB. 2.22.

Bois	Essence	Epicéa
	Humidité d'équilibre	12 %
	Masse volumique moyenne	420 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm
	Qualité	8.8
Résine	Type	EPR
	Epaisseur	2 mm
	Longueur de collage	50 mm
Températures étudiées		30, 40, 60 et 80°C
Nombre de spécimens testés		39

TAB. 2.22 – Température : caractéristiques des éprouvettes (Epicéa – EPR)

b) Température et humidité d'équilibre du bois :

Les essais étant menés à l'extérieur de l'étuve, le thermocouple inséré dans l'échantillon témoin permet de faire la distinction entre la température de consigne ($T_{consigne}$) et la température du joint de colle pendant les essais (T_{essai}). Les pièces de bois sont également soumises à une diminution de leur humidité d'équilibre par séchage. Les différentes températures ainsi que la teneur en eau correspondante (H) sont détaillées dans le TAB. 2.23. La température de l'essai est contrôlée avec un échantillon par série et la valeur de la teneur en eau du bois est contrôlée sur chaque éprouvette du lot. La valeur de la teneur en eau énoncée dans le TAB. 2.23 est la valeur moyenne.

T_{consigne} (°C)	20	30	40	60	80
T_{essai} (°C)	20	27	31	36	50
H (%)	12 (0,09)	9 (0,02)	8 (0,03)	5 (0,11)	2 (0,11)

TAB. 2.23 – Température et teneur en eau du bois (Epicéa – EPR)

c) Mode de ruine des assemblages collés avec la résine EPR :

Les assemblages collés au moyen de la résine EPR présentent des modes de ruine dépendant de la température du joint de colle. Pour une température de 30°C, les éprouvettes révèlent une rupture à l'interface entre le bois et l'adhésif (rupture dans le bois proche du joint de colle). En revanche, à partir de 40°C, une rupture cohésive au sein du joint de colle est constatée pour tous les lots : la tige est extraite avec un cylindre de colle non adhérent à la tige (FIG. 2.36).

a) $T = 30^{\circ}\text{C}$ b) $T = 40^{\circ}\text{C}$

FIG. 2.36 – Essais en température (Epicéa – EPR) : faciès de rupture des assemblages

d) Comportement mécanique :

Sur la FIG. 2.37, les courbes médianes, déterminées à partir de la charge ultime, pour chaque série de température sont présentées et comparées aux essais à 20°C. Les courbes force-déplacement effectif révèlent une différence de comportement mécanique des assemblages collés avec la résine EPR selon la température de sollicitation.

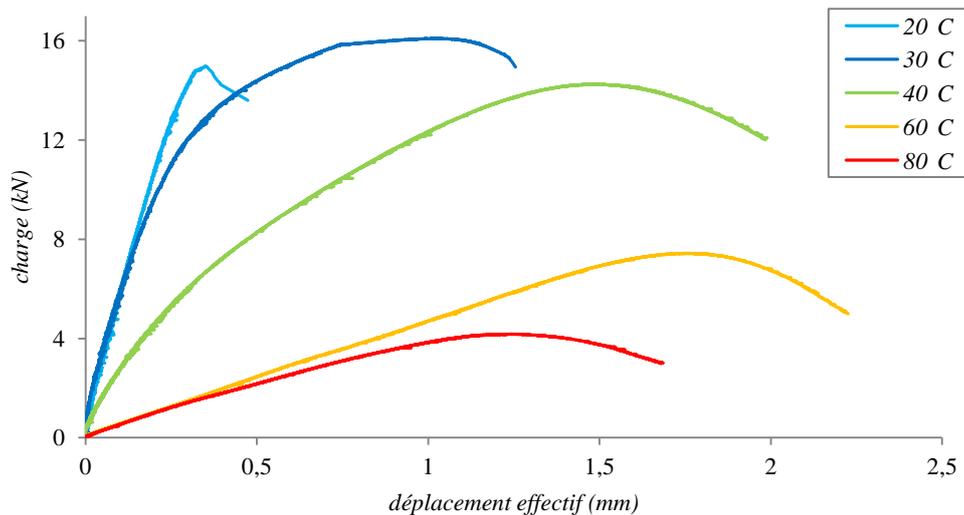


FIG. 2.37 – Essais en température (Epicéa – EPR) : courbes médianes force-déplacement

D'une part, l'analyse de ces courbes révèle une baisse significative de la raideur initiale effective à partir de 40°C. D'autre part, l'augmentation en température accroît le comportement ductile de l'assemblage, et une baisse manifeste de la résistance en cisaillement est observée entre 40°C et 60°C. Les valeurs moyennes des raideurs et des contraintes de cisaillement en fonction de la température de consigne sont données dans le TAB. 2.24. La valeur grisée entre parenthèses est le coefficient de variation des résultats.

T (°C)	Nombre	R _{eff} (kN/mm)	R _{fond} (kN/mm)	P _u (kN)	τ _u (MPa)
20	52	52 (0,18)	110 (0,22)	15 (0,15)	8,1 (0,15)
30	9	44 (0,12)	63 (0,19)	16 (0,07)	8,3 (0,07)
40	9	20 (0,46)	22 (0,48)	14 (0,12)	7,4 (0,12)
60	10	5,5 (0,21)	5,5 (0,21)	8 (0,30)	4,2 (0,30)
80	11	4,8 (0,09)	4,8 (0,10)	5 (0,26)	2,5 (0,26)

TAB. 2.24 – Essais en température (Epicéa – EPR) : résultats d'essais

Ces résultats révèlent une importante chute des raideurs quand la température de la résine atteint 40°C. Cette diminution semble être directement liée aux résultats révélés par l'analyse calorimétrique à balayage. En effet, l'adhésif EPR présente une température de transition vitreuse de 48°C, avec une transition de phase s'amorçant autour des 40°C. Les propriétés à rupture (contraintes de cisaillement) sont réduites à partir de 60°C. L'évolution des propriétés mécaniques des assemblages selon la température semble donc être fortement liée à la température de transition vitreuse du polymère utilisé.

2.2.6.3 Assemblages collés avec la résine EPS

La même procédure d'essai et d'analyse est reproduite pour les assemblages collés au moyen de la résine EPS. La seule différence qu'il y ait entre cette partie et la précédente réside dans le fait que des essais en température sont aussi menés sur du chêne et de l'épicéa.

a) Caractéristiques des assemblages :

Les caractéristiques géométriques des assemblages ainsi que le nombre de spécimens par température sont décrits dans le TAB. 2.25.

Bois	Essence	Epicéa	Chêne
	Humidité d'équilibre	12 %	12%
	Masse volumique moyenne	440 kg/m ³	745 kg/m ³
	Section	50 50 mm ²	50 50 mm ²
	Hauteur	50 mm	50 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier	Tige filetée en acier
	Diamètre	8 mm	8 mm
	Qualité	8.8	8.8
Résine	Type	EPS	EPS
	Epaisseur	2 mm	2 mm
	Longueur de collage	50 mm	50 mm
Température étudiées		30, 40, 50, 60, 70 et 80°C	30, 40, 60 et 80°C
Nombre de spécimens testés		51	48

TAB. 2.25 – Essais en température (Epicéa et Chêne – EPS) : caractéristiques des éprouvettes

b) Température et humidité d'équilibre du bois :

Comme précédemment, les essais sont menés à l'extérieur de l'étuve et donc le joint de colle subit une baisse de température au cours des tests mécaniques. Les différentes températures ainsi que les teneurs en eau du bois correspondantes sont décrites dans le TAB. 2.26 pour l'épicéa et dans le TAB. 2.27 pour le chêne.

T_{consigne} (°C)	20	30	40	50	60	70	80
T_{essai} (°C)	20	29	33	36	41	45	52
H (%)	12 (0,10)	12 (0,02)	11 (0,06)	10 (0,09)	7 (0,11)	6 (0,21)	3 (0,14)

TAB. 2.26 – Essais en température (Epicéa – EPS) : températures et teneur en eau du bois

T_{consigne} (°C)	20	30	40	60	80
T_{essai} (°C)	20	28	32	42	53
H (%)	15 (0,10)	15 (0,03)	13 (0,07)	10 (0,14)	7 (0,23)

TAB. 2.27 – Essais en température (Chêne – EPS) : températures et teneur en eau du bois

c) Mode de ruine des assemblages collés avec la résine EPS :

La rupture de tous les assemblages se produit dans le bois proche du joint de colle, quelle que soit la température ou encore l'essence de bois utilisée (épicéa ou chêne). Des ruptures soudaines sont constatées et ce mode de ruine est représenté sur les FIG. 2.38 et FIG. 2.40.



a) T = 30°C



b) T = 80°C

FIG. 2.38 – Essais en température (Epicéa – EPS) : faciès de rupture des assemblages



a) T = 30°C



b) T = 80°C

FIG. 2.39 – Essais en température (Chêne – EPS) : faciès de rupture des assemblages

d) Comportement mécanique des assemblages en épicea :

La FIG. 2.40 présente les courbes médianes force-déplacement effectif par série de température, dans le cas d'assemblages en épicea collés avec l'adhésif EPS.

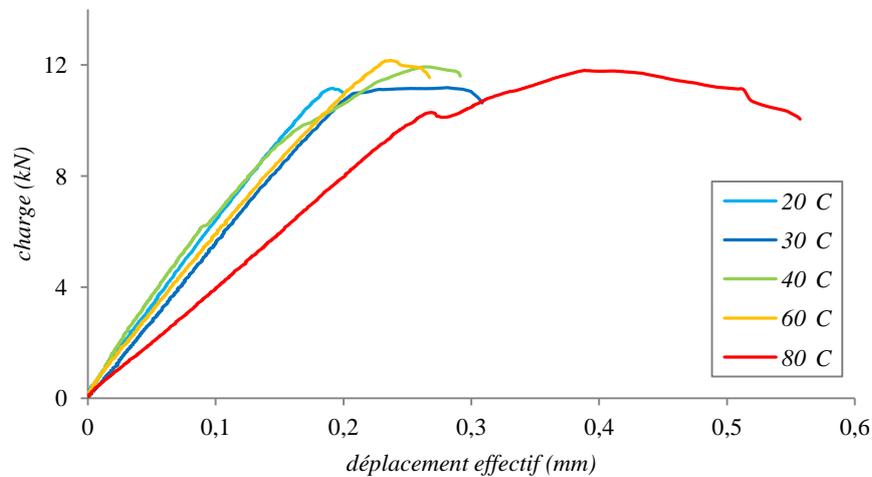


FIG. 2.40 – Essais en température (Epicéa – EPS) : courbes médianes force-déplacement

Ces courbes révèlent une baisse de la raideur effective à partir de 60°C, mais dans une proportion bien plus restreinte que les assemblages collés en épicea avec la résine EPR. L'augmentation en température de l'assemblage accroît le comportement ductile de l'assemblage. Les FIG. 2.41 et FIG. 2.42 représentent les évolutions de la contrainte de cisaillement et de la raideur effective en fonction de la température du joint de colle, pour les assemblages en épicea.

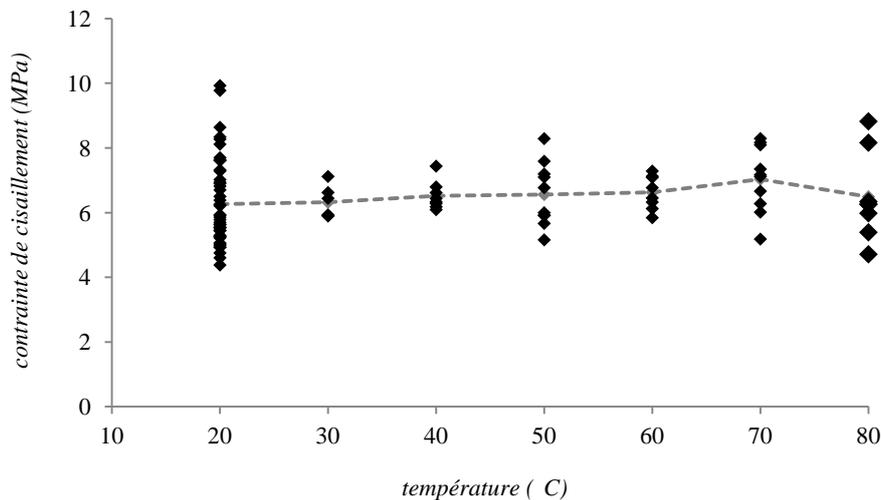


FIG. 2.41 – Essais en température (Epicéa – EPS) : évolution de la contrainte moyenne de cisaillement avec la température

Aucune tendance n'est observée concernant la résistance en cisaillement, qui semble rester constante et qui expliquerait la similitude des modes de ruine (à l'interface bois/adhésif) quelle que soit la température.

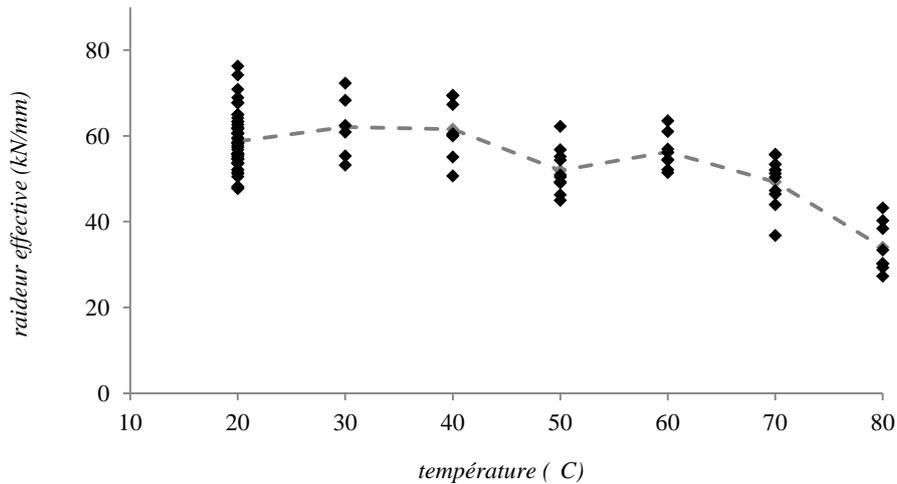


FIG. 2.42 – Essais en température (Epicéa – EPS) : évolution de la raideur effective avec la température

Ces résultats révèlent une chute de la raideur initiale effective dès lors que la température du joint de colle dépasse les 60°C. Ce même résultat est retrouvé sur l'évolution de la raideur en fond d'ancrage (TAB. 2.28).

T _{consigne} (°C)	20	30	40	50	60	70	80
R _{fond} (kN/mm)	129 (0,18)	123 (0,14)	106 (0,17)	91 (0,13)	104 (0,10)	78 (0,17)	48 (0,22)

TAB. 2.28 – Essais en température (Epicéa – EPS) : résultats sur la raideur en fond d'ancrage

Cette diminution semble être directement liée aux résultats révélés par l'analyse différentielle calorimétrique à balayage, où la température de transition vitreuse de l'adhésif EPS est de l'ordre de 60°C ($T_g = 58^\circ\text{C}$).

e) Comportement mécanique des assemblages en chêne :

Le TAB. 2.29 expose les valeurs moyennes des caractéristiques mécaniques (raideurs initiales effective, en fond d'ancrage et contrainte de cisaillement) des assemblages en chêne, soumis à une élévation en température du joint collé.

T (°C)	20	30	40	60	80
R _{eff} (kN/mm)	70 (0,07)	70 (0,12)	65 (0,06)	59 (0,08)	32 (0,27)
R _{fond} (kN/mm)	217 (0,26)	195 (0,13)	153 (0,14)	117 (0,14)	41 (0,29)
τ_u (MPa)	12,3 (0,22)	10,6 (0,25)	11,3 (0,13)	10,5 (0,18)	11,2 (0,15)

TAB. 2.29 – Essais en température (Chêne – EPS) : valeurs moyennes des propriétés mécaniques

Comme pour les assemblages en épicea, la contrainte de cisaillement moyenne reste quasi-constante quelle que soit la température d'exposition (de l'ordre de 10-12 MPa). Cette valeur s'apparente à la résistance en cisaillement du bois, et conforte les modes de ruine observés (à l'interface bois/adhésif). En ce qui concerne les raideurs initiales, une chute significative est observée dès que la température du joint de colle atteint les 60°C, et est également liée à la température de transition vitreuse du polymère.

2.2.6.4 Bilan des essais en température

Le fait de représenter les courbes médianes force-déplacement effectif (déterminées à partir des charges à rupture) pour chaque série d'essai permet de comparer le comportement mécanique des deux adhésifs vis-à-vis de la température. Ces courbes sont comparées à la courbe médiane pour un essai à 20°C. Sur les courbes médianes des échantillons collés avec l'adhésif EPR, le comportement ductile apparaît dès 30°C. La résistance de l'assemblage ainsi que les raideurs subissent une forte diminution dès 40°C. Les échantillons collés avec l'adhésif EPS présentent un comportement beaucoup moins ductile. La résistance de l'assemblage est quasi-constante quelle que soit la température du joint de colle pendant l'essai. Seules les raideurs présentent une diminution à partir de 60°C.

Ces différences de comportements mécaniques des assemblages vis-à-vis de la température semblent être directement liées à la température de transition vitreuse des adhésifs époxydes employés.

2.3 SYNTHÈSE DE LA PARTIE EXPERIMENTALE

L'important travail expérimental développé dans cette partie a permis de déterminer les caractéristiques mécaniques et thermiques intrinsèques aux deux adhésifs époxydes employés dans la présente étude, mais également de caractériser mécaniquement les assemblages par goujons collés. Au total, 60 haltères d'adhésif à l'état massif et 404 assemblages ont été testés.

Une certaine méfiance dans l'utilisation de l'adhésif EPR émane des résultats suivants : d'une part, les caractéristiques intrinsèques de l'adhésif obtenues dans notre étude ne concordent pas et sont inférieures à celles annoncées dans la fiche technique ; d'autre part, le temps de séchage optimal de cet adhésif, qui conduit aux caractéristiques mécaniques optimales de l'assemblage, est d'environ 2 semaines. Or, sur la fiche technique, le temps de séchage préconisé est de 3 jours. La connaissance de ce temps est très importante car il conditionne le retrait du système d'étalement sur sites. Enfin, les essais réalisés sur les échantillons collés avec l'adhésif EPR avec des températures du joint de colle variables révèlent une importante baisse des propriétés mécaniques de l'assemblage (contrainte de cisaillement et raideurs) à partir de 40°C. Les essais d'analyse calorimétrique à balayage révèlent une température de transition vitreuse de l'adhésif EPR de 48°C, avec une transition de phase s'amorçant à partir de 40°C, ce qui semble insuffisant dans le cas d'un collage structural.

En revanche, l'ensemble des travaux expérimentaux réalisés sur la résine EPS présente des résultats plus satisfaisants. Les caractéristiques intrinsèques de l'adhésif obtenues dans notre étude sont en accord avec celles annoncées par la fiche technique. Le temps de séchage optimal de cet adhésif est atteint dès le troisième jour avec des valeurs de la contrainte de cisaillement et des raideurs stables. Les essais en température sur l'adhésif EPS montrent une stabilité de la contrainte de cisaillement. Seules les raideurs attestent d'une diminution pour une température de joint de colle de 60°C. Les

essais d'analyse calorimétrique à balayage révèlent une température de transition vitreuse de l'adhésif EPS de 58°C, ce qui semble conforme aux conditions requises sur sites.

Ces campagnes expérimentales ont surtout permis de mettre en place une méthodologie d'essai rigoureuse (préparation des échantillons, collage, essai, mesures), et facilement reproductible.

Les essais développés dans ce chapitre concernent de petites dimensions des substrats, ou encore de petites longueurs de scellement (15, 30 et 50 mm). Il faut noter que des essais sur de plus grandes dimensions ont également été menés et sont détaillés en annexe C.

L'ensemble de ces résultats constitue une base indispensable pour la modélisation mécanique et l'étude du comportement à rupture des assemblages par goujons collés, développées dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 3 : MODELISATION DU COMPORTEMENT A RUPTURE

Les différentes campagnes expérimentales ont permis de définir la réponse mécanique globale des assemblages par goujons collés. En effet, le comportement dans le domaine élastique est précisément évalué par l'intermédiaire des raideurs élastiques initiales et le comportement à rupture est caractérisé par la charge ultime, permettant de définir la contrainte de cisaillement moyenne au sens de l'ingénieur. Les différents tests expérimentaux ont permis d'établir une base de données conséquente et de déterminer l'impact de facteurs, tels que la longueur de collage ou la température, sur les caractéristiques mécaniques des assemblages. Dans cette dernière partie, on se propose d'établir un modèle numérique par éléments finis (*EF*), en lien étroit avec les résultats expérimentaux. L'outil numérique permettra d'évaluer l'influence de certaines grandeurs mécaniques, difficilement évaluables par le biais unique des essais. En ce sens, le comportement à rupture des assemblages peut être précisément évalué à partir de l'estimation des états de contraintes aux interfaces entre substrats. L'utilisation combinée des études expérimentales et numériques améliore la compréhension des phénomènes mis en jeu dans la rupture des assemblages.

La présente étude numérique consiste donc à modéliser en détail les deux configurations expérimentales (pull-compression et pull-pull). La première étape de calibration du modèle consiste à ajuster la raideur numérique à celle obtenue expérimentalement : les calculs numériques se font donc en élasticité linéaire, en première approximation. Une fois cette étape achevée, il est alors possible d'évaluer l'état de contraintes aux interfaces entre les différents substrats constitutifs de l'assemblage. La phase expérimentale ayant démontrée des ruptures majoritairement adhésives, l'étude numérique des états de contraintes est concentrée à l'interface entre le bois et l'adhésif.

L'approche envisagée pour la détermination de la résistance des joints collés se base sur la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture équivalente (*MLEReq*). Dans ce contexte, on considère que toute diminution expérimentale de la raideur de l'assemblage est due au développement de l'endommagement ou à la propagation de la fissure principale avec sa zone endommagée, dans un modèle élastique. Sur cette base, il est alors possible, à partir des données expérimentales (courbes force-déplacement), de définir les énergies de rupture consommées progressivement pendant la phase d'endommagement-rupture des assemblages en cisaillement.

3.1 MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS

A partir des résultats de raideurs élastiques initiales obtenus au cours des essais pour des longueurs de scellement variables, les calculs numériques sont effectués en élasticité linéaire et réalisés avec le logiciel Castem 2009®. Les propriétés mécaniques et géométriques des matériaux de l'assemblage ainsi que les conditions aux limites constituent les entrées du modèle. Les déplacements et les contraintes inhérents au chargement appliqué constituent les résultats du modèle.

3.1.1 Modèle et matériaux

Pour des raisons de symétrie matérielle et de chargement par rapport à l'axe médian de la tige, un modèle 2D axisymétrique est adopté pour la représentation de l'assemblage (FIG. 3.1). La structure peut alors être modélisée dans n'importe quel demi-plan contenant l'axe de révolution et est définie selon le repère bidimensionnel (r,z) .

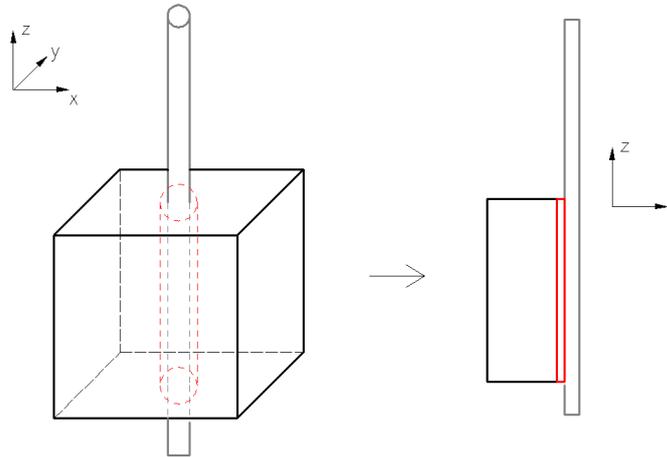


FIG. 3.1 – De la structure 3D à la modélisation 2D axisymétrique

D'après Craveur [85], ce type de modélisation permet l'utilisation de densités de maillage élevées pour un temps de calcul réduit et ramène une analyse tridimensionnelle à un calcul bidimensionnel. Il s'agit d'un modèle élastique linéaire destiné à l'étude des contraintes dans des zones localisées. Les éléments utilisés dans le maillage sont des triangles à 6 nœuds. Les nœuds sont définis dans le repère (r,z) dont l'axe z correspond à l'axe du goujon. Un comportement linéaire élastique orthotrope est affecté aux essences de bois modélisées : l'épicéa et le chêne. Les propriétés élastiques sont ajustées à partir des modèles prévisionnels proposés par Guitard [7]. Elles sont calculées en fonction de la masse volumique moyenne des substrats bois testés (TAB. 3.1). Les caractéristiques mécaniques du bois sont supposées homogènes dans l'ensemble des substrats.

	Epicéa	Chêne
ρ_{12} (kg/m ³)	410	750
E_L (MPa)	11 430	16 690
E_R (MPa)	905	2 180
E_T (MPa)	560	1 320
G_{LR} (MPa)	780	1 480
ν_{LR}	0,39	0,39

TAB. 3.1 – Propriétés élastiques du bois testé [7]

Expérimentalement, des tiges filetées de diamètre nominal 8 mm ont été utilisées. Cependant, la modélisation du filetage s'avère être une opération consommatrice de ressource. Pour cette raison et par simplification, la modélisation d'une tige lisse est privilégiée en conservant la raideur initiale effective de l'ensemble. Le rayon numérique équivalent de la tige est alors déduit de la section résistante ($A_s = 36,6 \text{ mm}^2$) et vaut 3,4 mm. Le module d'élasticité effectif de la tige en acier est déduit des résultats expérimentaux (TAB 2.5) et le coefficient de Poisson est pris égal à 0,3 en accord avec l'Eurocode 3 [27]. Enfin, l'épaisseur du joint de colle est déduite du diamètre de perçage dans le bois et du diamètre de la tige en acier et correspond donc à 2,6 mm. Les trois longueurs de scellement sont étudiées. Les propriétés élastiques des deux adhésifs époxydes (module d'élasticité et coefficient de Poisson) sont issues du TAB 2.8. Les comportements des goujons et des adhésifs sont supposés isotropes. Les caractéristiques des matériaux modélisés sont donc directement liées aux données expérimentales.

3.1.2 Proposition de conditions aux limites

Précédemment, il a été démontré que la configuration d'essai induit des différences sur la réponse globale des assemblages (cf. § 2.2.4.1), que ce soit sur les raideurs ou encore sur les contraintes de cisaillement. Les deux configurations expérimentales sont donc représentées et analysées sur le modèle axisymétrique. Les conditions aux limites proposées pour les deux configurations expérimentales sont schématisées en FIG. 3.2.

Dans le cas de la configuration pull-compression, la plaque en acier du bâti est prise en compte dans le modèle. Ces caractéristiques géométriques (hauteur, longueur et diamètre du trou de la plaque) et mécaniques (module d'élasticité et coefficient de Poisson) sont énoncées dans le TAB. 3.2.

H (mm)	L (mm)	Φ_{tp} (mm)	E (MPa)	ν
17	39,5	20	210 000	0,3

TAB. 3.2 – Propriétés géométriques et mécaniques de la plaque du bâti d'essai

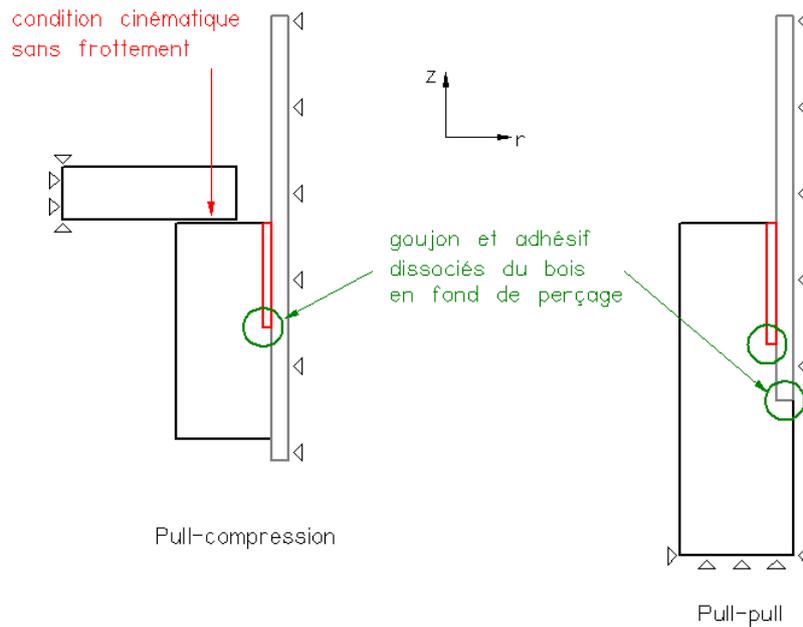


FIG. 3.2 – Conditions aux limites imposées en configurations pull-compression et pull-pull

Les propriétés géométriques de la plaque du bâti induisent donc une compression du bois, en tête de collage, sur une longueur d'appui de 15 mm.

Les conditions aux limites choisies en configuration pull-compression sont les suivantes :

- les déplacements de la ligne médiane de la tige sont bloqués selon l'axe r (axe de symétrie),
- l'interpénétration du bois dans la plaque d'appui du bâti n'est pas autorisée : une condition cinématique sans frottement entre les deux surfaces est alors créée,
- la plaque d'appui est encadrée à son extrémité opposée au goujon,
- le collage entre les différents substrats est considéré comme parfait (élimination des nœuds en commun aux interfaces bois/adhésif et adhésif/goujon).

D'autres hypothèses de conditions aux limites ont cependant été testées, le critère de choix des conditions aux limites reposant au final sur l'analogie entre résultats numériques et expérimentaux.

Pour la configuration pull-pull, les conditions aux limites imposées dans le modèle sont énoncées ci-dessous :

- les déplacements de la ligne médiane de la tige sont bloqués selon l'axe r (axe de symétrie),
- une seule tige est modélisée et, dans un souci de simplification, le bas de l'échantillon est encadré afin de représenter le système d'accroche expérimental (l'encastrement est réalisé suffisamment loin de l'assemblage pour ne pas avoir d'effet sur ce dernier),
- le collage entre les différents substrats est considéré comme parfait (élimination des nœuds en commun aux interfaces bois/adhésif et adhésif/goujon).

Pour permettre une comparaison entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux, le goujon et l'adhésif sont considérés totalement dissociés du bois en fond de perçage.

3.1.3 Calibration du modèle en élasticité linéaire

La calibration du modèle par éléments finis (*EF*) passe par la reproduction numérique des conditions de l'essai en configuration pull-compression. Les propriétés mécaniques et géométriques de l'assemblage ainsi que les conditions aux limites sont celles énoncées dans les deux paragraphes précédents. Afin de faciliter la lecture des résultats, une seule configuration d'assemblage est présentée dans le corps du mémoire : il s'agit des assemblages en épicea collés au moyen de la résine EPS sur une hauteur de 50 mm pour une température du joint de colle de 20°C. Cette configuration est dite de référence. Néanmoins, les simulations sont également entreprises pour les autres longueurs de collage (15 et 30 mm), les autres matériaux de l'expérimentation (chêne et résine EPR), et la configuration d'essai pull-pull. Ces résultats sont reportés en annexe D.

La première étape de la modélisation consiste en une calibration du modèle élastique, de sorte que les raideurs numériques soient comparables à celles obtenues expérimentalement. Un chargement unitaire de traction est imposé sur l'axe médian de la tige et les déplacements de l'assemblage induits par ce chargement sont estimés à partir du modèle. Il est alors possible de déterminer les raideurs initiales à partir des déplacements constatés au niveau de points de mesure identiques à ceux utilisés expérimentalement.

3.1.3.1 Recherche de la densité de maillage optimale

A partir de la configuration de référence, la densité de maillage optimale est établie par l'étude de l'évolution des raideurs numériques en fonction du nombre d'éléments par millimètre. Le maillage peut en effet être considéré comme optimisé dès lors que les raideurs tendent à se stabiliser. Les dimensions optimales pour les éléments finis sont alors relevées et considérées opportunes pour toutes configurations d'assemblages (pour d'autres longueurs de scellement ou encore pour la configuration pull-pull). Des contrôles ont cependant été effectués pour les autres configurations d'assemblages en vérifiant la similarité du résultat obtenu. La FIG. 3.3 expose l'évolution de la raideur en fond d'ancrage en fonction de la densité de maillage, et marque la convergence du modèle *EF*.

Pour des densités de maillage variant de 0,50 à 1,33 élément par millimètre, la raideur en fond d'ancrage est constante et avoisine les 327 kN/mm. A partir d'une modélisation pour laquelle 2 éléments par millimètres sont maillés, la raideur en fond d'ancrage se stabilise autour des 200 kN/mm. Il est important de noter que ce constat est également vérifié pour les raideurs effectives (TAB. 3.3).

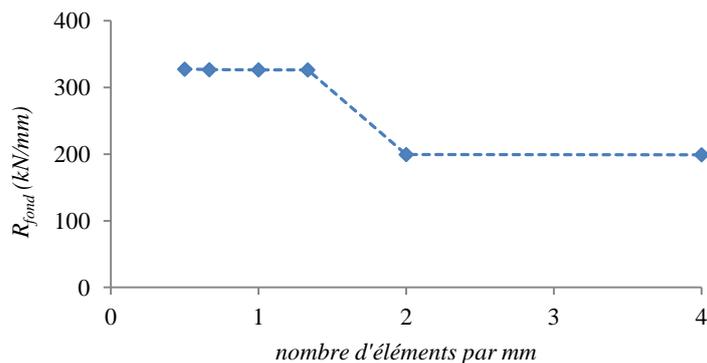


FIG. 3.3 – Effet de la densité de maillage sur les raideurs numériques en fond d'ancrage

Densité de maillage	0,5	0,67	1	1,33	2	4
R_{eff} (kN/mm)	84,6	84,8	84,5	84,3	70,7	70,6

TAB. 3.3 – Evolution de la raideur effective avec la densité de maillage du modèle EF

En conclusion, la convergence des raideurs est obtenue pour une densité de maillage de 2 éléments TRI6 par millimètre. Cette densité de maillage est retenue pour la suite des simulations EF.

3.1.3.2 Comparaison des raideurs numériques aux valeurs expérimentales

En premier lieu, les valeurs moyennes des raideurs initiales expérimentales sont comparées aux valeurs numériques de la configuration de référence (TAB. 3.4).

	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)
Valeur expérimentale moyenne	59	129
Valeur numérique	71	199
Ratio $R_{exp, moy} / R_{num}$	0,84	0,65

TAB. 3.4 – Comparaison entre raideurs initiales expérimentales moyennes et raideurs numériques

Cependant, des écarts sont constatés entre les valeurs numériques et les valeurs expérimentales. Dans la pratique, au moment de la fabrication des assemblages, des défauts de polymérisation au sein du joint de colle ou encore des défauts d'adhérence entre substrats peuvent apparaître et peuvent être à l'origine des écarts constatés entre valeurs moyennes expérimentales et valeurs numériques. Cependant, ces défauts ne sont pas quantifiables réellement. De plus, les conditions aux limites modélisées décrivent un collage parfait entre substrats idéaux et un joint de colle homogène et isotrope dans sa masse. Il s'avère donc opportun de comparer les résultats du modèle à l'ensemble des valeurs expérimentales, et de définir ainsi un seuil de comparaison identique pour chaque configuration d'assemblage. Ainsi, la valeur expérimentale au fractile à 95% correspond à celle obtenue à partir des simulations. Elle est estimée à partir d'une distribution log-normale (FIG. 3.4).

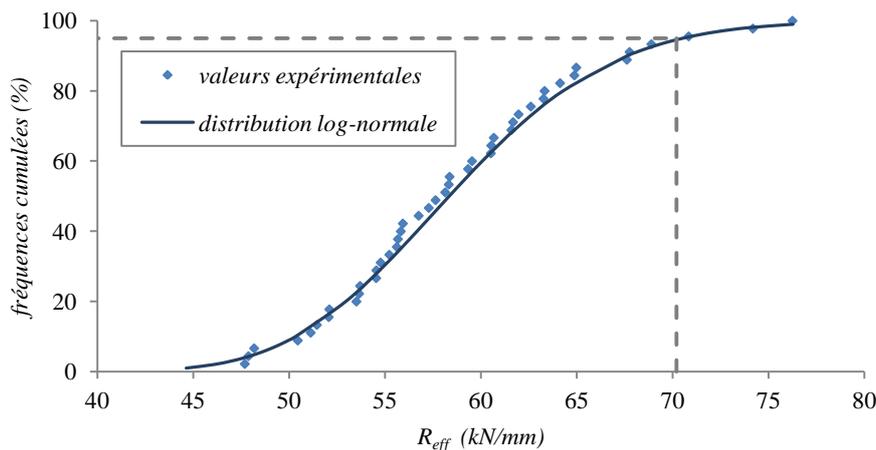


FIG. 3.4 – Détermination de la valeur de la raideur effective au fractile à 95%

Pour toutes les configurations d'assemblages, la valeur expérimentale au fractile à 95% est alors comparée aux valeurs numériques. Le TAB. 3.5 expose cette comparaison pour la configuration de référence. Il n'est donc pas étonnant de constater une similitude entre les résultats numériques (i.e., sans défauts) et les valeurs expérimentales les plus élevées.

	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)
Valeur expérimentale au fractile à 95%	70	170
Valeur numérique	71	199
Ratio $R_{\text{exp}, 0.95} / R_{\text{num}}$	0,99	0,85

TAB. 3.5 – Comparaison entre raideurs expérimentales au fractile à 95% et raideurs numériques

Ces résultats montrent, qu'avec un maillage optimisé et des propriétés des matériaux connues et validées par des essais de caractérisation, les simulations sont en accord avec les résultats expérimentaux.

3.1.3.3 Sensibilité de la raideur initiale vis-à-vis des paramètres mécaniques

L'objectif de ces tests de sensibilité est de déterminer l'influence des propriétés mécaniques des matériaux constitutifs de l'assemblage sur les raideurs initiales numériques pour des conditions aux limites données. Les tests de sensibilité sont menés pour les trois longueurs de collage. Les paramètres mécaniques testés sont les propriétés élastiques de référence des trois matériaux de l'assemblage, à savoir les 7 caractéristiques élastiques de l'épicéa (TAB. 3.1), les modules d'élasticité et coefficients de Poisson du goujon (TAB. 2.5) et de l'adhésif EPS (TAB. 2.7). L'influence de ces 11 propriétés mécaniques (ou facteurs) sur les raideurs (ou réponses) se fait par la mise en place d'un plan d'expérience. Trois niveaux pour chaque facteur sont choisis (niveau bas noté -, niveau de référence noté 0 et niveau haut noté +). Dans cette étude, le niveau bas d'un facteur est obtenu en minorant la valeur de référence de 10%, et le niveau haut en majorant la valeur de référence de 10% (exemple donné en TAB. 3.6).

	E_L (MPa)	G_{LR} (MPa)	ν_{LR}	E_{acier} (MPa)	E_{EPS} (MPa)
Niveau –	10 290	700	0,35	162 350	3 840
Niveau 0	11 430	780	0,39	180 390	4 270
Niveau +	12 570	860	0,43	198 430	4 700

TAB. 3.6 – Choix des niveaux pour cinq des onze facteurs du plan d'expérience

La méthode des plans d'expériences consiste à faire varier les niveaux de tous les facteurs à la fois, à chaque simulation, et elle permet une diminution du nombre d'essais pour un plus grand nombre de facteurs étudiés [86]. Il existe de nombreux modèles mathématiques permettant d'aboutir à la création d'un plan d'expérience. Les plans factoriels complets ou fractionnaires, les plans de mélange, ou encore les plans de Plackett et Burman font partie des plans d'expérience couramment employés. Dans cette étude, le plan d'expérience choisi est un plan factoriel, préparé selon la méthode Taguchi [87]. Cette méthode se distingue par une réduction importante du nombre d'essais et met en évidence les effets des facteurs sur les réponses du modèle, à savoir les raideurs initiales. La construction du plan d'expérience selon la méthode Taguchi est automatiquement obtenue par le logiciel d'analyse statistique Minitab®. Un plan comprenant 11 facteurs, ayant chacun 3 niveaux, conduit à réaliser 27 simulations, définies en annexe E. Le calcul des réponses du plan (raideurs), selon ces modalités, est effectué à l'aide de la modélisation sous Castem.

Pour l'étude de facteurs prenant plus de deux niveaux, l'analyse de la variance ou ANOVA est adoptée. Cette analyse postule que la somme des carrés des écarts totale est une composition linéaire de la somme des carrés des écarts de chaque facteur de l'étude. Il est ainsi possible de déterminer l'effet de chaque propriété mécanique sur les raideurs initiales.

Une fois les calculs effectués, seulement 3 propriétés mécaniques se distinguent et ont une influence significative sur les raideurs : il s'agit du module d'élasticité de l'acier, du module de cisaillement du bois et du module d'élasticité de l'adhésif (TAB. 3.7).

Effet sur la raideur effective		Effet sur la raideur en fond d'ancrage	
E_{acier}	80 %	G_{LR}	80 %
G_{LR}	15 %	E_{EPS}	12 %

TAB. 3.7 – Influence des propriétés élastiques des matériaux sur les raideurs pour une longueur collée de 50 mm

Il faut noter que le classement des facteurs est le même, quelle que soit la longueur de collage. Toutefois, leur importance n'est pas la même. En effet, plus la longueur collée augmente, plus l'effet du premier facteur est élevé (cf. annexe E), à savoir le module de cisaillement du bois et le module d'élasticité de l'acier. Cette étude de sensibilité montre qu'une modélisation sera optimisée par la connaissance la plus précise possible des caractéristiques élastiques des matériaux.

3.1.3.4 Etat de contraintes

Une fois la calibration des raideurs initiales achevée, le modèle permet d'analyser les champs de contraintes sur des zones déterminées. Ce type de résultat est essentiel afin d'appréhender le processus de rupture de tels assemblages. La rupture des éprouvettes est expérimentalement localisée à l'interface entre les substrats bois et adhésif (FIG. 2.28). L'évaluation numérique des contraintes est donc réalisée à l'interface bois/adhésif. Elles sont estimées sur toute la hauteur de collage. La convention de la profondeur de collage est détaillée en FIG. 3.5.

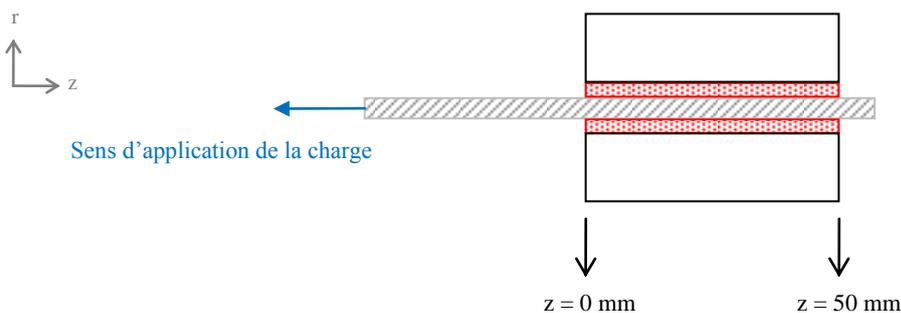


FIG. 3.5 – Repère des profondeurs de collage

Par souci de clarté, seuls les résultats concernant la configuration de référence sont exposés ici ; les résultats sur les autres configurations d'assemblage étant reportés en annexe D. Les contraintes extraites numériquement, à l'interface bois/adhésif, sont les contraintes de cisaillement, notées σ_{rz} , et les contraintes normales transverses, notées σ_{rr} . Elles sont calculées pour une charge unitaire et l'évolution des ces contraintes sur le lieu de rupture est représentée en FIG. 3.6.

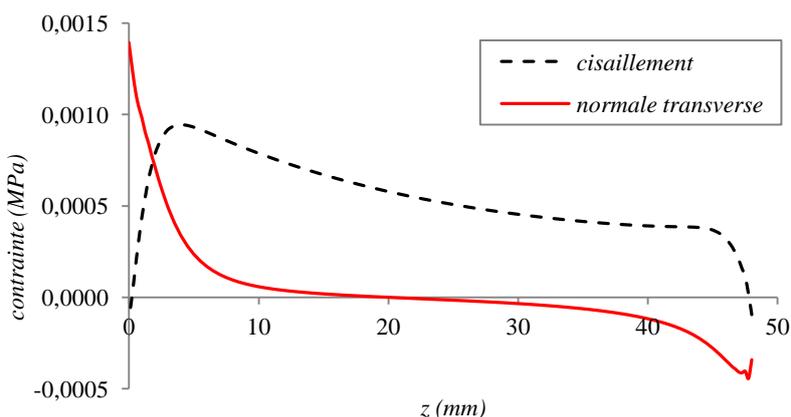


FIG. 3.6 – Evolution des contraintes à l'interface bois/adhésif (chargement : 1 N)

L'évolution des contraintes de cisaillement est typiquement rencontrée dans de précédentes publications [44, 88]. Dans la littérature, ce type d'assemblages est couramment dimensionné à partir de ces contraintes de cisaillement. Or, les simulations numériques révèlent une contrainte normale

transverse environ 7 fois plus importante que la contrainte de cisaillement en tête de collage. Cette tendance s'inverse à partir d'une profondeur de collage de 2 millimètres, la contrainte de cisaillement devenant alors prépondérante. Afin de déterminer la part de ces contraintes en tête de collage, le ratio entre les valeurs de la contrainte normale transverse σ_{rr} et de la contrainte de cisaillement σ_{rz} est évalué pour différentes profondeurs de collages (TAB. 3.8).

z (mm)	0,5	1	1,5	1,75	2
$\sigma_{rr} / \sigma_{rz}$	6,8	2,2	1,3	1,1	0,9

TAB. 3.8 – Ratios des contraintes σ_{rr} et σ_{rz} pour différentes profondeurs de collage à l'interface bois/adhésif

Cet état de contraintes est identique dans toutes les configurations d'assemblages, et notamment en configuration pull-pull, avec des ratios présentant sensiblement les mêmes taux, et ce quelle que soit la longueur de scellement (cf. annexe D).

Afin de vérifier que la présence de contrainte normale à l'interface bois/adhésif ne soit pas un artefact des choix de modélisation, l'influence de différents facteurs sur les champs de contrainte est étudiée dans la suite.

3.1.3.5 Influence des choix de modélisation sur les contraintes à l'interface bois/adhésif

a) Modélisation du filetage de la tige :

Afin de s'assurer de la validité du modèle *EF* proposé précédemment, dans lequel une tige lisse est adoptée, un nouveau maillage de l'assemblage est réalisé dans lequel les filets de la tige sont représentés sur une longueur de collage de 50 mm. Les caractéristiques élastiques des matériaux de la configuration de référence sont réutilisées, excepté pour la définition des caractéristiques mécaniques de la tige. Un module d'élasticité moyen de l'acier d'une valeur de 210 000 MPa est alors affecté à la tige, en accord avec l'Eurocode 3 [27]. Le maillage est également optimisé sur la base de la convergence des raideurs initiales numériques. Le TAB. 3.9 récapitule les résultats numériques des raideurs initiales, ainsi que le ratio entre les modèles tige lisse et tige fileté.

Modèle	R_{eff} (kN/mm)	R_{fond} (kN/mm)
Tige lisse	71	199
Tige fileté	80	216
$R_{tige\ lisse} / R_{tige\ fileté}$	0,88	0,92

TAB. 3.9 – Comparaison des raideurs numériques entre modèles tige lisse / tige fileté

La distribution des contraintes de cisaillement et des contraintes normales transverses est également évaluée numériquement à l'interface bois/adhésif et est comparée à celle du modèle avec une tige lisse (FIG. 3.7 et FIG. 3.8).

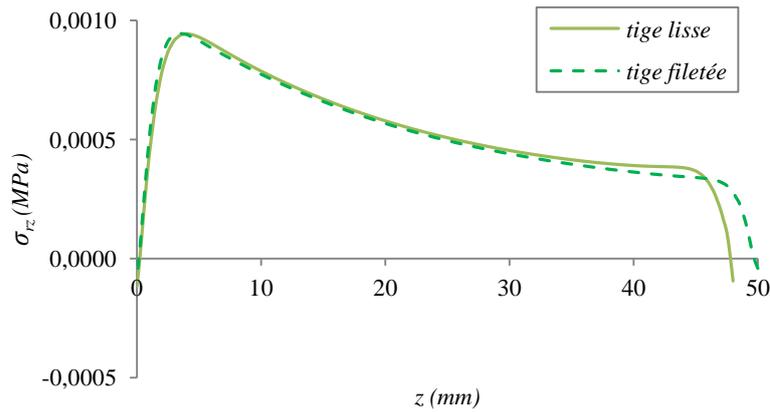


FIG. 3.7 – Confrontation des contraintes de cisaillement σ_{rz} entre modèles tige lisse / tige filetée

Il faut préciser que la modélisation de la tige filetée s'effectue sur une longueur de scellement totale de 50 mm, alors que celle la tige lisse est réalisée sur 48 mm.

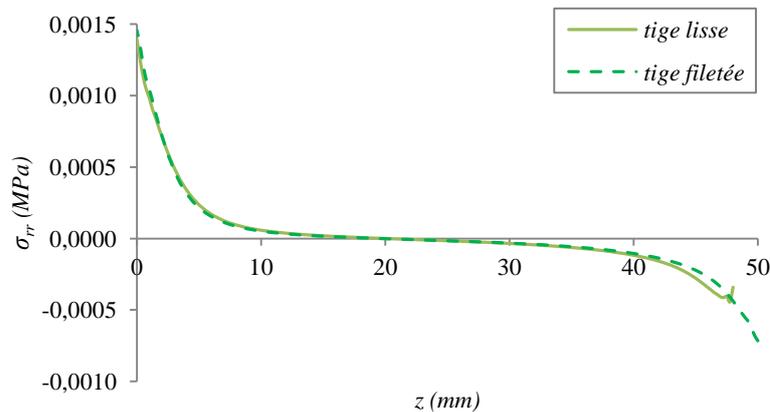


FIG. 3.8 – Confrontation des contraintes normales transverses σ_{rr} entre modèles tige lisse / tige filetée

Si les filets de la tige apportent une légère augmentation de la raideur initiale de l'assemblage, l'évolution des contraintes le long de l'interface bois/adhésif reste quasi-identique à celle observée dans le cas d'une tige lisse. En conclusion, la modélisation équivalente avec une tige lisse est validée et utilisée pour les autres configurations d'assemblages, car elle ne modifie pas significativement l'état de contraintes à l'interface bois/adhésif.

b) Effet de la plaque en configuration pull-compression :

Dans cette partie, l'effet de la géométrie de la plaque du bâti en configuration pull-compression est étudié et notamment l'effet du diamètre du trou de la plaque sur les champs de contraintes à l'interface bois/adhésif. Les caractéristiques élastiques des matériaux de la configuration de référence sont de nouveau employées. Les répartitions des contraintes de cisaillement (FIG. 3.9) et normales (FIG. 3.10)

sont évaluées en fonction des diamètres de trou dans la plaque du bâti de 15, 20, 30 et 40 mm ; le diamètre de 20 mm correspondant au diamètre expérimental.

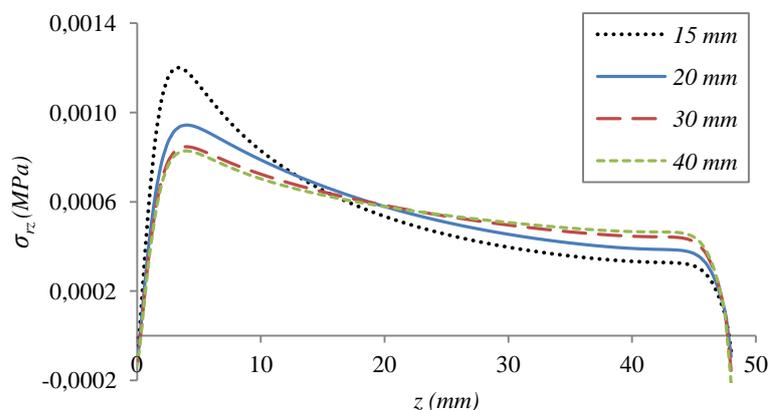


FIG. 3.9 – Comparaison des contraintes de cisaillement σ_{rz} pour différents diamètres de trou dans la plaque

La FIG. 3.9 montre que l'amplitude de la contrainte de cisaillement est en relation avec le diamètre du trou dans la plaque du bâti, autrement dit, en relation avec la longueur d'appui du bois sur la plaque. Cette conclusion se retrouve également dans quelques références de la littérature ([41], [44], [89] et [90]).

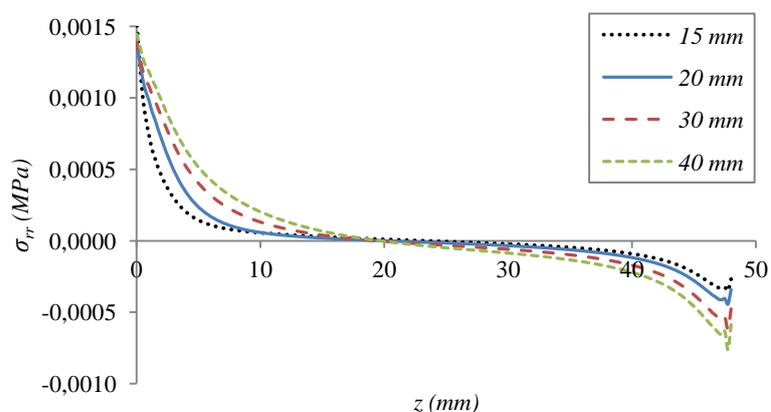


FIG. 3.10 – Contraintes normales transverses σ_{rr} pour différents diamètres de trou dans la plaque

Une similitude dans la distribution des contraintes normales transverses est constatée. De nouveau, même en modifiant la géométrie de la plaque d'appui, la contrainte normale transverse σ_{rr} est prédominante devant la contrainte de cisaillement sur les premiers millimètres de collage ; cette tendance s'inversant par la suite (TAB. 3.10).

		Diamètre du trou de la plaque (mm)			
		15	20	30	40
z (mm)	0,5	3,8	6,8	9,3	11,7
	1	1,2	2,2	2,8	3,2
	1,5	0,6	1,3	1,7	2,0
	2	0,4	0,9	1,2	1,4

TAB. 3.10 – Ratio σ_{rr}/σ_{rz} pour différents diamètres de trou de la plaque et différentes profondeurs de collage

La géométrie de la plaque du bâti ne modifie donc pas les caractéristiques générales de l'état de contraintes à l'interface entre le bois et l'adhésif.

3.1.3.6 Effet de la température du joint de colle

a) Propriétés élastiques des matériaux :

Pour une température de 20°C, les propriétés élastiques des adhésifs et du goujon ont été déterminés expérimentalement (TAB. 2.5 et TAB. 2.8), et celles de l'épicéa ou du chêne sont déduites de leur densité moyenne (TAB. 3.1). Pour des températures supérieures à 20°C, ces propriétés élastiques subissent des modifications. De par son comportement hygroscopique, une variation en température induit inévitablement une baisse de la teneur en eau du bois, du fait que ce dernier ne soit pas isolé du flux de chaleur. Cette diminution de la teneur en eau du bois a été évaluée expérimentalement par dessiccation des éprouvettes bois après tests mécaniques, et est rappelée en FIG. 3.11. L'évolution de la teneur en eau du bois en fonction de la température d'exposition pour les assemblages collés au moyen de la résine EPS est listée dans le TAB. 2.26.

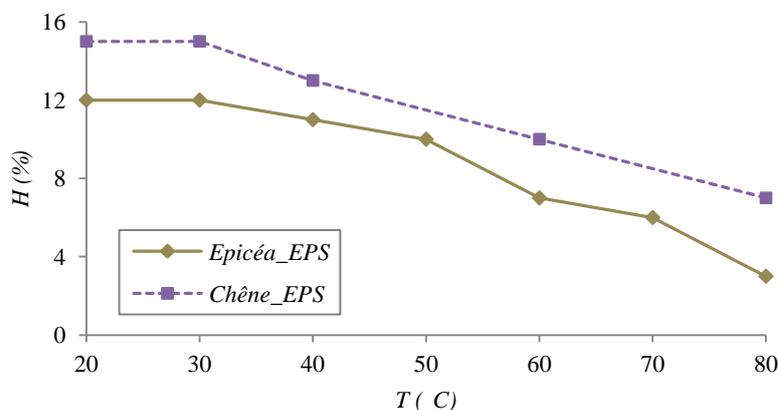


FIG. 3.11 – Evolution de la teneur en eau du bois pour les assemblages collés au moyen de la résine EPS

La variation des principales propriétés élastiques du bois selon la teneur en eau est donnée dans Guitard [7]. Ces formulations sont disponibles pour des essences résineuses et feuillues, ne présentant aucun défaut majeur, ce qui correspond aux spécimens bois testés. Elles sont valables pour des fluctuations d'humidité au voisinage de 12%, dans la plage de 6 à 20%. Les caractéristiques élastiques modifiées de l'épicéa et du chêne peuvent alors être entrées dans le modèle *EF* (TAB. 3.11).

T (°C)	30	40	50	60	70	80
H (%)	12	11	10	7	6	3
E _L (MPa)	11 430	11 601	11 773	12 287	12 459	12 459
E _R (MPa)	905	932	959	1 041	1 068	1 068
E _T (MPa)	560	577	594	644	661	661
G _{LR} (MPa)	780	803	827	897	920	920

TAB. 3.11 – Propriétés élastiques de l'épicéa en fonction de la température

A partir d'une teneur en eau de 6%, les principales caractéristiques élastiques du bois sont considérées constantes. Selon l'Eurocode 3 [27], un coefficient réducteur est appliqué au module d'élasticité de l'acier à partir d'une température d'exposition de 200°C. Dans cette étude, les températures variant entre 20 et 80°C, le module d'élasticité de l'acier est donc considéré comme constant quelle que soit la température. Il en va de même pour la valeur du coefficient de Poisson de l'acier égale à 0,3 de 20 à 80°C. Enfin, le troisième composant de l'assemblage est l'adhésif époxyde. Le module d'élasticité des adhésifs est quasi-constant, à condition que la température d'exposition reste inférieure à sa température de transition vitreuse, en témoigne la FIG. 3.12 [65]. Cependant, au-delà de ce seuil, les propriétés élastiques des adhésifs diminuent considérablement.

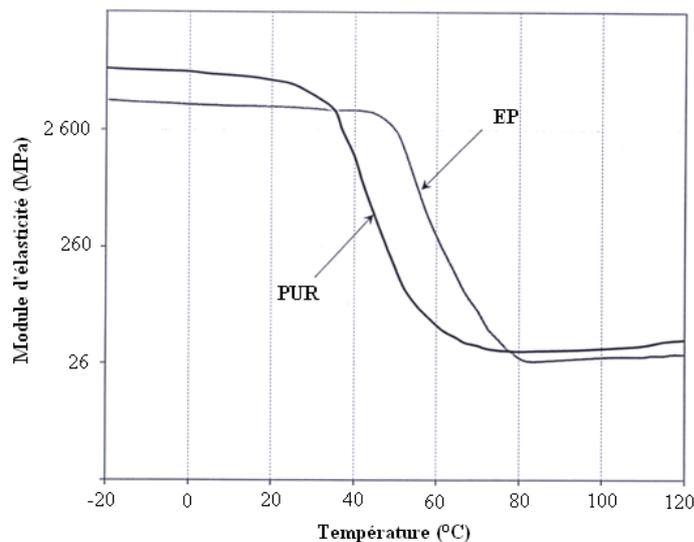


FIG. 3.12 – Evolution du module d'élasticité selon la température pour les adhésifs époxydes et polyuréthanes

Les températures de transition vitreuse des deux adhésifs de l'étude ont été déterminées par analyse calorimétrique à balayage dans la phase expérimentale : 48°C pour la résine EPR et 58°C pour la résine EPS (cf. § 2.1.3.3). Pour les températures d'exposition supérieures à celles de transition de phase des adhésifs, des réductions de leurs modules d'élasticité doivent donc être adoptées. L'inconnue qui subsiste est la proportion dans laquelle le module d'élasticité de l'adhésif est diminué au-delà de T_g . L'outil numérique permet alors de répondre à cette question par une analyse inverse, en tenant compte de l'échelle du joint de colle et de son affinité aux matériaux associés.

b) Analyse inverse :

Les propriétés mécaniques et géométriques des matériaux constitutifs de l'assemblage ainsi que les conditions aux limites constituent les entrées du modèle *EF*. Le modèle mécanique est étroitement lié aux essais en température réalisés en configuration pull-compression (cf. § 2.2.6). Les conditions aux limites prises en compte dans ce modèle sont donc celles décrites en FIG. 3.2. Pour une variation de température entre 20 et 80°C, les modifications affectées aux propriétés élastiques du bois et de l'acier ont été exposées précédemment. Le seul paramètre, restant inconnu en fonction de la température, est l'évolution précise des caractéristiques élastiques des adhésifs employés dans l'étude. La calibration du modèle en élasticité linéaire à 20°C a montré que les valeurs de sortie, à savoir les raideurs élastiques, sont comparables aux raideurs expérimentales les plus élevées.

Par une analyse inverse, schématisée en FIG. 3.13, il est alors possible d'ajuster le module d'élasticité de l'adhésif (seule inconnue du système), jusqu'à ce que les raideurs numériques se rapprochent des raideurs expérimentales au fractile à 95%. Il est supposé ici que les coefficients de Poisson des adhésifs sont indépendants de la température. Les modifications des modules d'élasticité des résines époxydes avec la température (FIG. 3.14) sont alors estimées par analyse inverse à partir des simulations numériques.

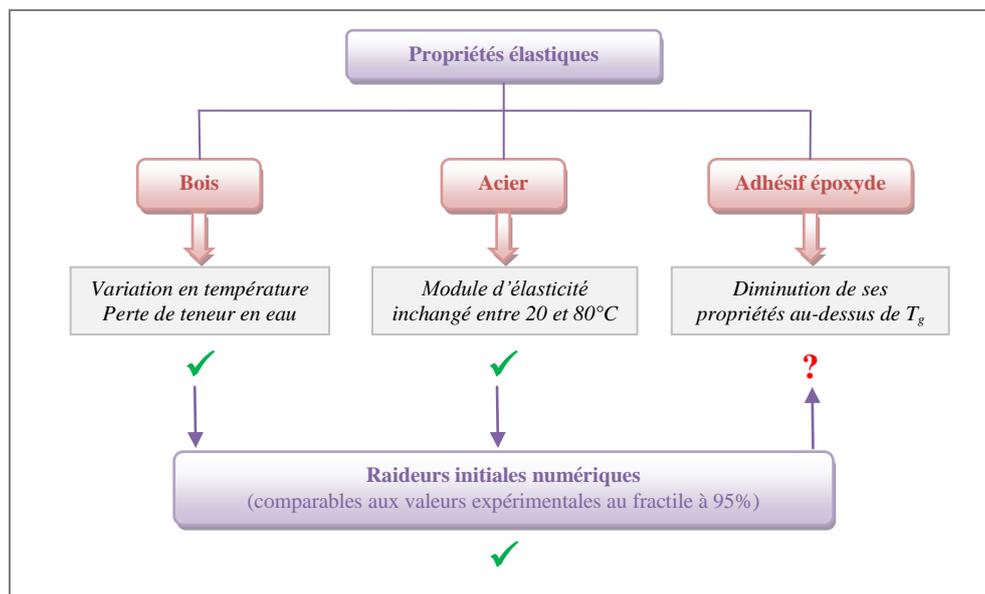


FIG. 3.13 – Détermination des propriétés élastiques des adhésifs par une analyse inverse

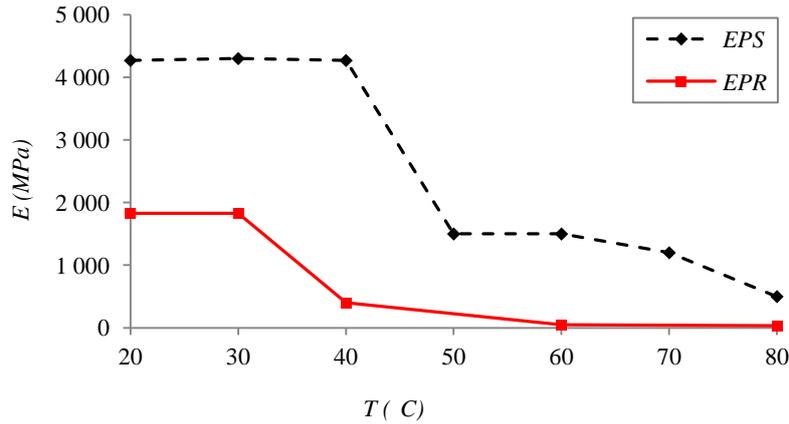


FIG. 3.14 – Evolution numérique du module d'élasticité des adhésifs en fonction de la température

Les travaux expérimentaux ont permis d'établir une température de transition vitreuse égale à :

- 48°C pour l'adhésif EPR, avec notamment une transition de phase s'amorçant aux alentours de 40°C,
- 58°C pour l'adhésif EPS, avec une transition de phase débutant à 52°C.

Comme le montre la FIG. 3.14, l'analyse inverse numérique conforte donc les résultats de l'expérience, dans la mesure où une chute analogue du module d'élasticité peut être attendue (voir § 2.1.3.4). Le modèle mécanique semblant fiable, il est tout à fait imaginable de reproduire cette méthode d'analyse inverse pour évaluer l'effet de la température sur d'autres adhésifs époxydes du marché⁴.

c) Effet de la température sur l'état de contraintes :

Le modèle mécanique étant calibré à partir de l'évolution des propriétés élastiques des matériaux en fonction de la température, il est maintenant possible d'évaluer la distribution des contraintes à l'interface bois/adhésif. Pour la même convention de la profondeur de collage définie en FIG. 3.5, les assemblages présentent un comportement mécanique différent en fonction de l'adhésif et de la température d'exposition. C'est pour cette raison qu'il est choisi de présenter, dans cette partie, l'influence de la température sur le mécanisme de ruine de assemblages en épicea collés au moyen des résines EPR et EPS, sur une hauteur de 50 mm.

Les contraintes examinées sont les mêmes que précédemment, à savoir les contraintes de cisaillement σ_{xz} et les contraintes normales transverses σ_{xy} . Elles sont calculées pour une charge unitaire appliquée sur l'axe médian de la tige. Leurs distributions le long de l'interface collée pour une température de

⁴ La réponse mécanique globale des assemblages collés est directement liée à la température de transition vitreuse de l'adhésif employé. La connaissance des modifications des propriétés élastiques des adhésifs avec la température devrait représenter un critère de choix du produit par les bureaux d'études ; la performance thermomécanique des adhésifs conditionnant la pérennité des interventions sur sites de restaurations des éléments de structure bois.

60°C sont comparées à celles à 20°C et sont représentées pour les adhésifs EPS et EPR, en FIG. 3.15 et FIG. 3.16 respectivement.

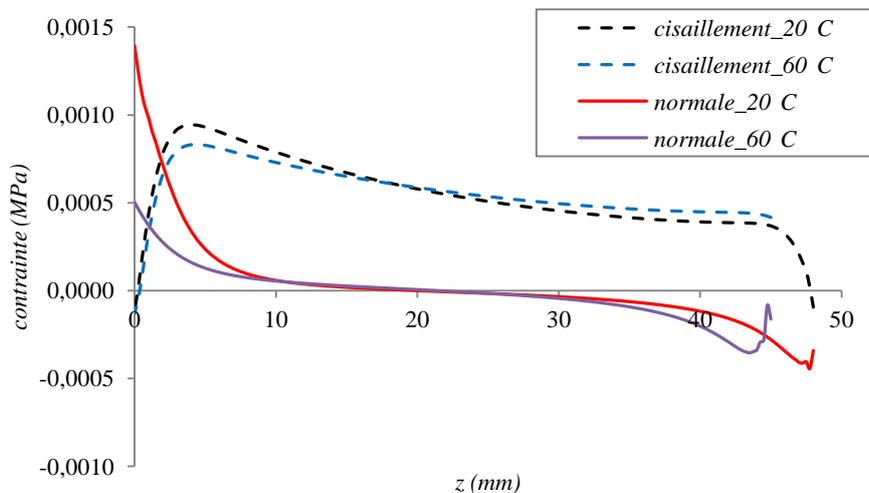


FIG. 3.15 – Contraintes à l'interface bois/adhésif (Adhésif EPS)

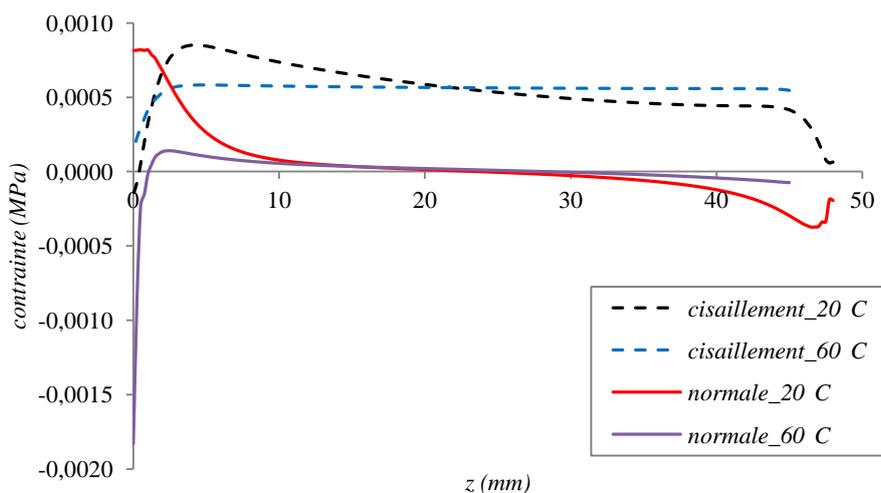


FIG. 3.16 – Contraintes à l'interface bois/adhésif (Adhésif EPR)

Dans le cas de l'adhésif EPS, le mode de ruine des échantillons n'est pas modifié par une élévation en température : les contraintes normales transverses σ_{tr} sont toujours prédominantes sur celles de cisaillement σ_{tz} dans les premiers millimètres de collage. Expérimentalement, la rupture de ces assemblages s'est produite dans le bois proche du joint de colle, et ce quelle que soit la température. En revanche, le comportement mécanique de l'adhésif EPR est variable selon la température d'exposition. Tant qu'elle reste inférieure à 40°C, la configuration des contraintes reste inchangée et est comparable à celle trouvée pour une température de 20°C (avec notamment la même part de contrainte $\sigma_{\text{tr}} / \sigma_{\text{tz}}$ en tête de collage). Mais, dès que la température dépasse les 40°C (transition de phase de l'adhésif EPR), le comportement de l'interface est essentiellement dépendant des contraintes

de cisaillement. Expérimentalement, dès 40°C, un changement dans la rupture des échantillons a notamment été observé : rupture adhésive pour 20 et 30°C, puis rupture cohésive au sein du joint de colle dès 40°C.

La modification des champs de contraintes entre 20 et 60°C observée sur la FIG. 3.16 serait donc associée au changement du mode de ruine, constaté expérimentalement. Toutefois, il est difficile de conclure à ce sujet sans une modélisation de la rupture proprement dite de l'assemblage.

3.2 MODELISATION DE LA RUPTURE DES ASSEMBLAGES COLLES

Nous avons évoqué au Chapitre 2 que la rupture des assemblages collés était localisée à l'interface bois/adhésif et que les surfaces des faciès de rupture montraient une grande proportion de bois. Si on suppose l'existence d'une interphase « bois + adhésif » entre le substrat bois et l'adhésif proprement dit, la rupture des assemblages est donc majoritairement localisée à l'interface bois / bois+adhésif. Ainsi, en première approximation, on peut supposer que les caractéristiques pertinentes pour décrire la rupture des assemblages par goujons collés correspondent à celles du bois (au sens bois massif).

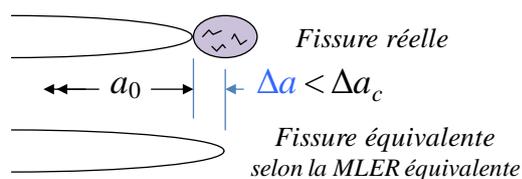
En conséquence, la rupture des assemblages par goujons collés devrait répondre aux caractéristiques de la rupture quasi-fragile du bois massif et notamment au cadre de travail inhérent à la *MLEReq*. Ces concepts permettent d'étudier la rupture quasi-fragile par l'intermédiaire de courbes de résistance à la propagation de fissure.

3.2.1 Rupture quasi-fragile

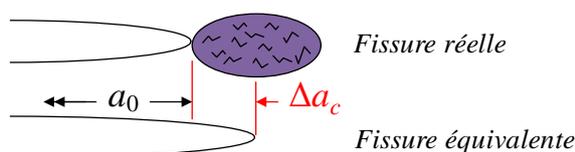
La mécanique de la rupture est une théorie initialement développée en élasticité linéaire par Griffith, pour décrire les phénomènes de fissuration dans les matériaux isotropes fragiles. La Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture (*MLER*) suppose que les phénomènes d'endommagement des matériaux sont uniquement concentrés en pointe de fissure.

La rupture des matériaux quasi-fragiles, tels que le bois, le béton ou encore les matériaux composites, est caractérisée par l'existence d'une zone d'élaboration de la rupture, principalement microfissurée, se développant en avant du fond de fissure principale. Dans cette zone d'élaboration, encore appelée *Fracture Process Zone (FPZ)* (FIG. 3.17), se développent des phénomènes tels que la microfissuration ou encore le pontage de fissure. La *MLER* ne peut pas s'appliquer au cas de la rupture quasi-fragile, du fait de l'existence de cette zone d'élaboration et conséquemment de la difficulté à estimer précisément la longueur de fissure. C'est pour cette raison que les théories de la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (*MNLR*) sont nécessaires pour décrire la rupture quasi-fragile. Toutefois, la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture équivalente (*MLEReq*) permet une approximation du comportement quasi-fragile en considérant un problème élastique équivalent et faisant appel à la notion de longueur de fissure élastique équivalente [91-95].

● Développement de la zone d'élaboration de la rupture



● Zone d'élaboration critique



● Propagation de la fissure principale avec sa zone d'élaboration

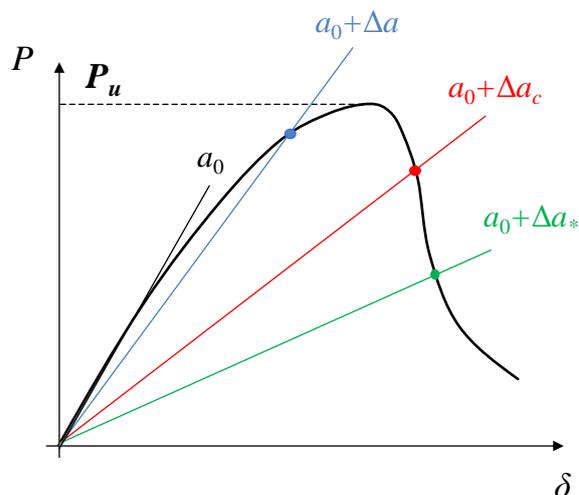
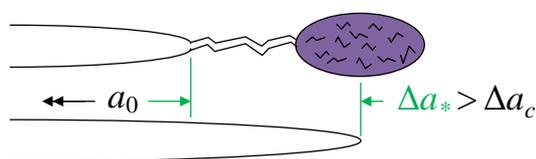


FIG. 3.17 – Analogie entre fissure réelle et fissure équivalente

Dans cette approche, la diminution de la raideur du spécimen (ou augmentation de la complaisance), due au développement de la FPZ ou à la propagation de la fissure principale avec sa FPZ, est intégralement attribuée à la propagation d'une fissure effective ou fissure élastique équivalente de longueur a_{eq} . Par définition, la fissure élastique équivalente est, dans une structure élastique parfaite, la fissure qui donnerait, conformément à la *MLER*, la même raideur que l'éprouvette réelle fissurée avec sa zone endommagée. La pointe de cette fissure n'est donc pas située au début de la zone d'élaboration, mais à une certaine distance Δa , telle que $a_{eq} = a_0 + \Delta a$, où a_0 est la longueur de la fissure initiale et Δa est l'incrément de longueur de fissure élastique équivalente.

3.2.2 Applicabilité de la *MLEReq* à la rupture des assemblages collés

Pour vérifier l'applicabilité de la *MLEReq* (et notamment le concept de fissure élastique équivalente) à la rupture des assemblages par goujons collés, des essais de charge/endommagement/décharge à déplacement imposé sont réalisés. Neuf cycles (FIG. 3.18), en configuration pull-compression, sont effectués sur un assemblage unitaire en épicea collé au moyen de l'adhésif EPS, jusqu'à atteindre la rupture de l'éprouvette. La force maximale de chaque cycle est augmentée progressivement jusqu'à atteindre la rupture du spécimen. Ainsi, chaque cycle correspond à un accroissement de l'endommagement ou à une propagation de la fissure principale avec sa zone d'élaboration. Il est à

noter que l'enveloppe extérieure des cycles de charge-décharge présente l'allure de la courbe force-déplacement expérimentale, si celle-ci avait été réalisée lors d'un essai sous chargement monotone.

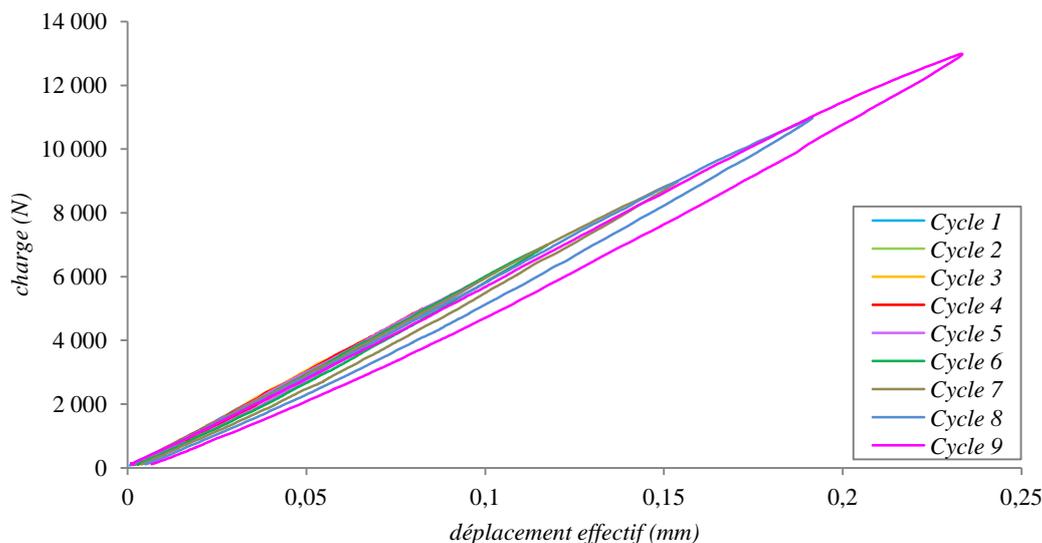


FIG. 3.18 – Essai de charge/endommagement/décharge pour un assemblage unitaire

La réponse mécanique de l'assemblage présente des cycles de charge-décharge relativement proches. Par souci de clarté, il est proposé d'isoler deux cycles sur un même graphe (FIG. 3.19) afin de pouvoir analyser plus finement le comportement mécanique.

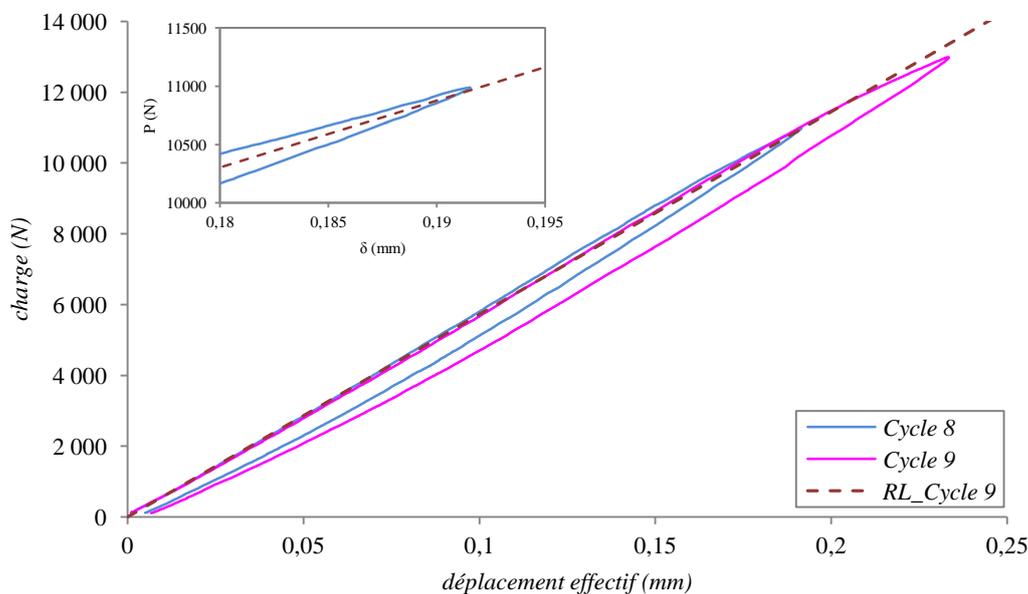


FIG. 3.19 – Cycles de charge/endommagement/décharge 8 et 9

Sur la FIG. 3.19, la ligne en pointillés représente la raideur initiale du cycle 9. Elle est estimée par une régression linéaire (RL). On constate que la raideur initiale du cycle 9 passe par le point de décharge du cycle précédent, i.e. du cycle 8 (point à partir duquel le déplacement diminue). Ainsi, la raideur

apparente (P/δ) estimée à partir du point de décharge du cycle 8 correspond à la raideur élastique du spécimen (i.e. à la raideur initiale du cycle 9). La correspondance entre raideur apparente et raideur élastique souligne l'absence de déplacement irréversible causé par un phénomène de plastification par exemple⁵. Ce comportement a été constaté pour l'ensemble des cycles de l'expérience (TAB. 3.12).

Cycle (n)	Point de décharge au cycle (n)		Raideur initiale au cycle ($n+1$)		Ecart relatif (%)
	δ (mm)	$P_{réelle}$ (N)	δ (mm)	$P_{théo}$ (N)	
1	0,03	1 991	0,03	1 985	0,3
2	0,05	2 990	0,05	3 012	0,7
3	0,07	3 992	0,07	4 000	0,2
4	0,08	4 986	0,08	4 952	0,7
5	0,10	5 986	0,10	5 962	0,4
6	0,12	6 985	0,12	6 930	0,8
7	0,15	8 985	0,15	8 950	0,4
8	0,19	10 986	0,19	10 990	0,0
9	0,23	12 982	0,23	13 082	0,8

TAB. 3.12 – Vérification de l'applicabilité de la MLEReq sur l'ensemble des cycles de charge-endommagement-décharge

Pour un cycle (n) donné, le déplacement au point de décharge est défini comme étant la valeur maximale du déplacement atteinte au cours d'un cycle. La valeur de la charge réelle associée ($P_{réelle}$) est alors immédiatement connue. Pour la suite de l'analyse, la valeur du déplacement est bloquée et la valeur de la charge théorique ($P_{théo}$) est estimée à partir de l'équation de la régression linéaire du cycle ($n+1$). L'écart relatif entre charges réelle et théorique est alors calculé comme suit :

$$Ecart\ relatif = \frac{|P_{théo} - P_{réelle}|}{P_{théo}} \times 100 \quad \text{Eq. 3.1}$$

Les résultats listés dans le TAB. 3.12 montrent une similitude des valeurs du point de décharge avec les valeurs de la raideur initiale du cycle suivant, et ce quel que soit le cycle étudié (écart relatif quasi-nul). En résumé, la raideur apparente estimée à partir du point de décharge d'un cycle donné correspond bien à la raideur initiale du cycle suivant.

En conséquence, pour tout point d'une courbe force-déplacement donnée, la raideur apparente estimée à ce point permet d'estimer la raideur élastique du spécimen. En d'autres termes, le développement de la zone d'élaboration et/ou la propagation de la fissure principale avec sa zone d'élaboration peut être uniquement caractérisé par la diminution de la raideur (élastique) du spécimen. Il sera donc possible d'associer cette diminution de la raideur expérimentale du spécimen à la propagation d'une fissure dans le spécimen considéré comme parfaitement élastique, i.e. à la propagation d'une fissure élastique équivalente au sens de la MLEReq. Cette approche, communément appelée Mécanique Linéaire

⁵ Cependant, pour un cycle donné, il existe un déplacement résiduel, dû à un problème géométrique de refermeture de fissure et/ou de déplacement d'origine visqueuse. De ce fait, il est préférable de travailler à partir des raideurs constatées durant la phase de chargement et non à partir de celles relatives à la phase de décharge.

Elastique équivalente de la Rupture (*MLEReq*), utilise donc la notion de fissure élastique équivalente, en lieu et place de la fissure réelle, difficilement mesurable dans les matériaux quasi-fragiles et particulièrement immesurable dans le cas présent. La *MLEReq* s'appuie sur tous les outils de la *MLER*, dont notamment la fonction de taux de restitution d'énergie permettant d'estimer l'énergie nécessaire à la propagation de fissure.

3.2.3 *MLEReq* : Courbe de résistance

3.2.3.1 Taux de restitution d'énergie et courbe de résistance

Le taux de restitution d'énergie représente l'énergie que la structure (géométrie du spécimen et matériau) est susceptible d'apporter à la propagation d'une fissure pour un chargement extérieur donné. Ce taux de restitution d'énergie, exprimé par unité de surface de fissure, est donc calculé à partir de la différence entre le travail externe W_f et l'énergie élastique stockée dans la structure W_u pour une avancée de fissure infinitésimale [96] :

$$G = \frac{\partial W}{\partial A} = \frac{\partial}{\partial A} W_f - W_u \quad \text{Eq. 3.2}$$

- G : taux de restitution d'énergie [J/m²]
 W_f : travail des forces extérieures [J]
 W_u : énergie de déformation [J]
 ∂A : surface infinitésimale fissurée [mm²]

De manière équivalente, si l'évolution de la complaisance du spécimen en fonction de la longueur de fissure est connue (i.e., si la fonction de complaisance $C(a)$ est connue), alors le taux de restitution d'énergie peut également s'exprimer sous la forme suivante :

$$G(a) = \frac{\partial W(a)}{\partial A} = \frac{P^2}{2} \frac{\partial C(a)}{\partial A} \quad \text{Eq. 3.3}$$

- P : force appliquée au spécimen [N]
 $C(a)$: complaisance du spécimen [mm/N]
 $C(a) = \delta(a)/P$
 où $\delta(a)$ est le déplacement de la force P pour une longueur de fissure équivalente a^6
 ∂A : surface infinitésimale fissurée [mm²]
 où $\partial A = 2\pi r \cdot \partial a$ pour le système étudié en axisymétrie

L'Eq. 3.3 est valide pour des sollicitations du spécimen à déplacement imposé ou à charge imposée. Par ailleurs, conformément à la *MLER*, toute variation de complaisance du spécimen constatée

⁶ Pour des raisons de simplicité, la longueur de fissure élastique équivalente a_{eq} sera notée a dans la suite.

expérimentalement sera associée à la propagation de fissure. Par conséquent, l'expression du taux de restitution d'énergie permettra alors d'estimer la résistance à la propagation de fissure :

$$G(a) = G_R(a) \quad \text{Eq. 3.4}$$

$G(a)$: taux de restitution d'énergie
 $G_R(a)$: résistance à la propagation de fissure

Dans le cas de matériaux fragiles, la résistance à la propagation de fissure est constante, quelle que soit la longueur de fissure :

$$G_R(a) = G_c = \text{cte} \quad \forall a \quad \text{Eq. 3.5}$$

Dans le cas de matériaux quasi-fragiles, la résistance évolue en fonction de la longueur de fissure, montrant une première partie dans laquelle G_R augmente en fonction de a , suivie d'une seconde partie où G_R est constante. On parle alors de résistance plateau. L'évolution de la résistance à la propagation de fissure en fonction de la longueur de fissure a est appelée courbe de résistance ou courbe-R.

La partie croissante de la courbe-R (FIG. 3.20) est associée à la phase de développement de la zone d'élaboration, tandis que la seconde partie, pour laquelle la résistance reste constante et est notée G_{Rc} , reflète la propagation de la fissure principale avec sa zone d'élaboration. Cette résistance plateau est atteinte pour des longueurs de fissure supérieures à une longueur de fissure, notée a_c . Ainsi, l'incrément de longueur de fissure $\Delta a_c = a_c - a_0$ (où a_0 correspond à la longueur de fissure initiale) correspond à la longueur élastique équivalente de la zone d'élaboration, encore appelée longueur interne.

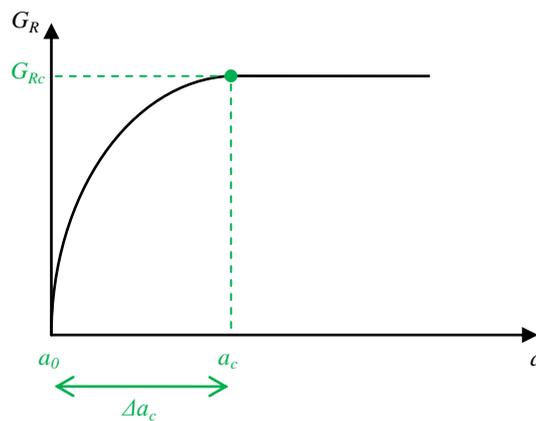


FIG. 3.20 – Comportement courbe-R typique

Une courbe-R peut généralement être décrite à partir d'une loi puissance pour la partie croissante, suivie d'une constante :

$$\left\{ \begin{array}{l} G_R(a) = \frac{G_{Rc}}{\Delta a_c^\beta} \times \Delta a^\beta \text{ si } \Delta a < \Delta a_c \\ G_R(a) = G_{Rc} \quad \text{si } \Delta a \geq \Delta a_c \end{array} \right\} \text{ avec } 0 \leq \beta \leq 1 \quad \text{Eq. 3.6}$$

Dans le cas du bois, où des évidences expérimentales révèlent l'existence de la *FPZ* ([97] et [98]), le concept de *MLEReq* et sa courbe-R correspondante restent cependant peu utilisés pour décrire le comportement de ce matériau.

Il est important de noter que, pour la plupart des géométries de spécimens d'essai, le pic de charge P_u est obtenu pour une longueur de fissure a_u inférieure à a_c (FIG. 3.21), c'est-à-dire dans la phase de développement de l'endommagement ($G_R(a_u) < G_R(a_c) = G_{Rc}$) ([95] et [99]).

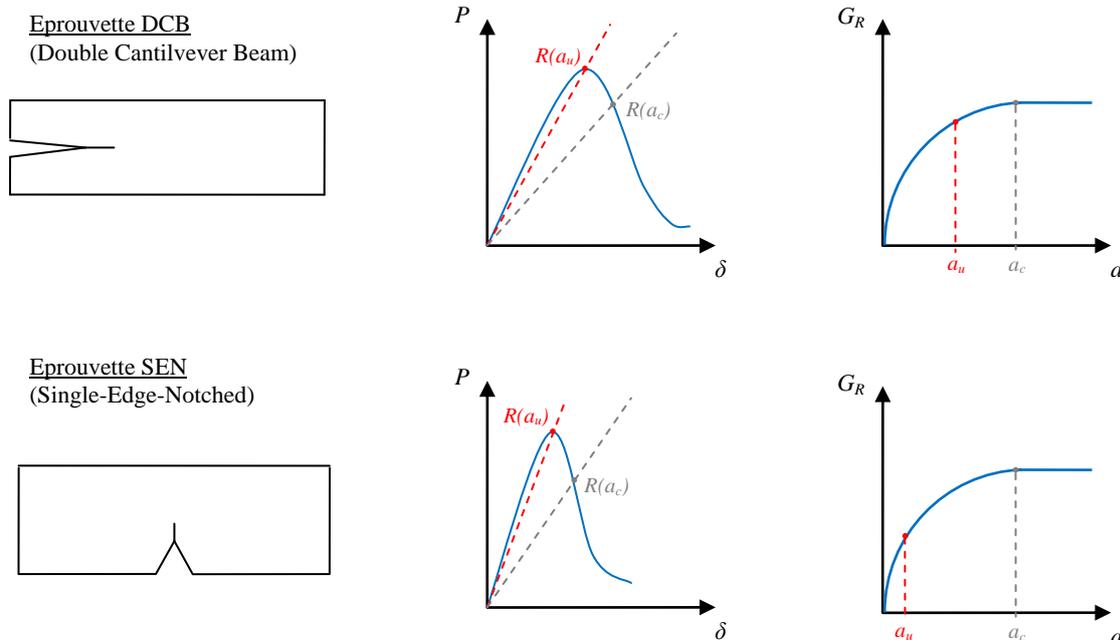


FIG. 3.21 – Allure des courbes force-déplacement expérimentales et courbes-R associées dans le cas d'éprouvettes DCB et SEN

Il apparaît donc important d'étudier l'évolution de la résistance à la propagation de fissure pendant la phase de développement de la zone d'élaboration (partie croissante de la courbe-R) afin d'estimer précisément la longueur de fissure, et donc la force au pic de charge de la courbe force-déplacement.

3.2.3.2 Estimation des courbes de résistance par la *MLEReq*

a) Modélisation EF – Détermination des fonctions de complaisance (ou de raideur) :

La modélisation par éléments finis a permis de développer un modèle numérique axisymétrique en étroite corrélation avec les résultats expérimentaux. Il a été vu que l'approche par la *MLEReq* est applicable à l'étude du comportement à rupture des assemblages bois par goujons collés (essais de charge-endommagement-décharge). Ce constat permet de conclure que la non-linéarité des courbes force-déplacement expérimentales (augmentation de la complaisance ou diminution de la raideur) peut être uniquement attribuée à la propagation d'une fissure élastique équivalente, à l'interface bois/adhésif. Numériquement, il est possible de créer une fissure sur le lieu de ruine expérimental, c'est-à-dire à l'interface bois/adhésif et d'estimer l'évolution de la raideur du spécimen en fonction de la longueur de fissure.

A l'état initial (FIG. 3.22), les conditions imposées en configuration pull-compression supposent que l'adhérence entre les substrats bois et adhésif est parfaite (FIG. 3.2). En ce sens, les nœuds en commun à l'interface sont éliminés. La modélisation permet alors d'estimer la raideur initiale effective pour une longueur de fissure $a_0 = 0 \text{ mm}$ et pour une charge unitaire appliquée sur l'axe médian du goujon. La deuxième étape de la modélisation consiste à incrémenter la longueur de la fissure à l'interface. Pour chaque pas de calcul, un incrément de longueur de fissure $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$ est choisi et la raideur associée est estimée. L'incrément de longueur de fissure est limité par la densité de maillage choisie au préalable (FIG. 3.3). L'évolution de la raideur effective, i.e. l'évolution de la raideur élastique du spécimen, en fonction de la longueur de fissure a est alors connue.

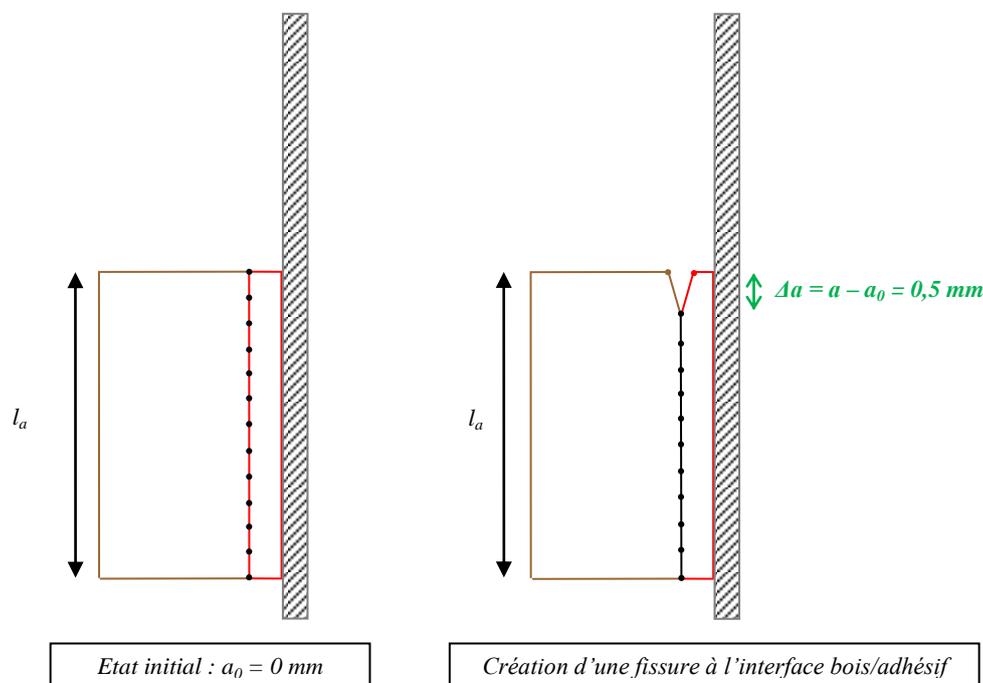


FIG. 3.22 – Modélisation EF d'une fissure à l'interface bois/colle

Cette partie de l'étude se concentre sur la totalité des éprouvettes en épicéa collés avec l'adhésif EPS et testées à 20°C. Au total, quarante cinq spécimens sont analysés. A l'état initial, pour $a_0 = 0 \text{ mm}$, les raideurs initiales expérimentale et numérique de chaque spécimen doivent correspondre. Pour simplifier le traitement des données, et notamment pour éviter d'effectuer un calcul EF pour chaque spécimen, une répartition selon raideur initiale effective est proposée (FIG. 3.23). Cinq classes sont ainsi définies et neuf éprouvettes font donc parties d'une même classe.

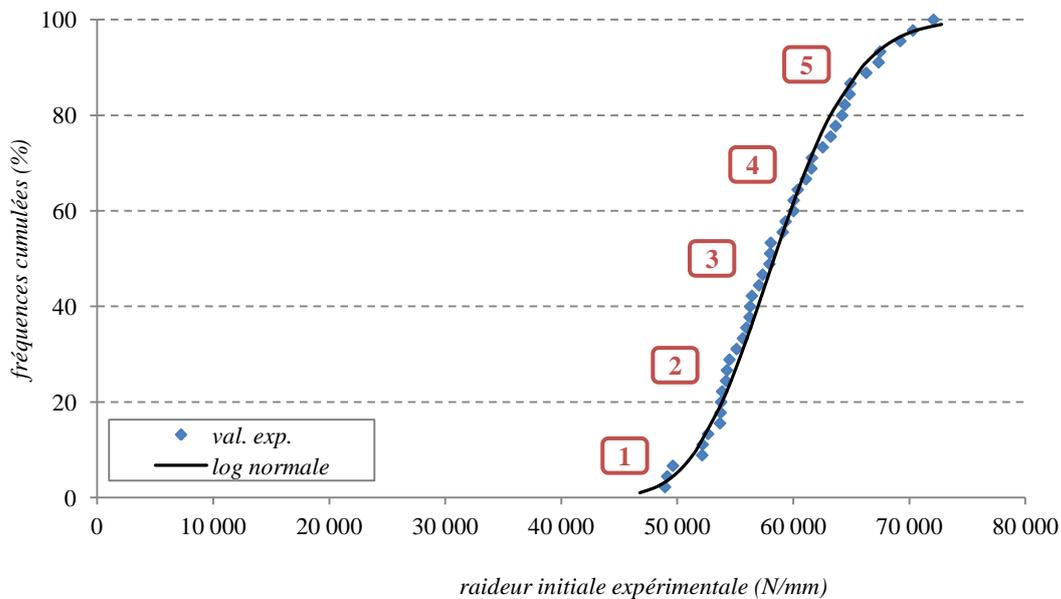


FIG. 3.23 – Classification des spécimens selon leur raideur initiale expérimentale

Les propriétés élastiques des matériaux constitutifs des éprouvettes sont modifiées selon la classe dont ils font partis. En effet, dans le paragraphe 3.1.3.3, les tests de sensibilité ont révélé que le module d'élasticité du goujon, le module de cisaillement du bois, ainsi que le module d'élasticité de l'adhésif sont les trois propriétés élastiques qui ont une influence sur les raideurs initiales.

Les propriétés élastiques de l'épicéa, pour une teneur en eau de 12%, sont donc ajustées en fonction de la masse volumique réelle de l'éprouvette, conformément aux formulations développées dans Guitard [7]. Les propriétés élastiques du goujon à 20°C sont inchangées, selon l'Eurocode 3 [27]. Enfin, les caractéristiques de l'adhésif sont les dernières propriétés à modifier de sorte que la raideur initiale numérique coïncide avec la raideur initiale expérimentale. Les modifications des propriétés élastiques des substrats (épicéa, adhésif et goujon), pour chaque classe de raideur, sont présentées en annexe E.

Une fois ces modifications effectuées, l'incrément de longueur de fissure à l'interface bois/adhésif peut être réalisé. Il est rappelé que la raideur numérique est évaluée aux mêmes points que ceux utilisés expérimentalement (afin de réduire les dispersions entre expérimental et numérique).

L'évolution de la raideur effective⁷ en fonction de la longueur de fissure est ainsi obtenue pour chaque classe de raideur (FIG. 3.24).

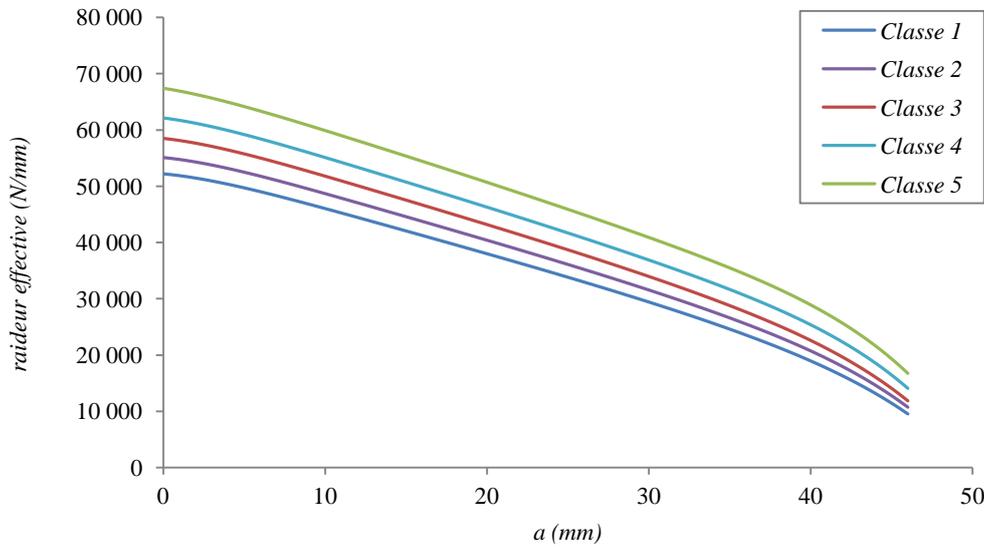


FIG. 3.24 – Courbes de raideur

Les courbes de raideur sont par la suite ajustées au moyen de fonctions polynômiales. L'ajustement par un polynôme de degré 6 permet d'obtenir un ajustement précis de la fonction de raideur, nécessaire dans l'estimation de la courbe de résistance. Les expressions analytiques des polynômes pour les classes de raideur 1, 2, 3, 4 et 5 sont énoncées en [N/mm] et sont respectivement :

- $R(a) = -1,686 \cdot 10^{-5} a^6 + 2,296 \cdot 10^{-3} a^5 - 0,131 a^4 + 3,856 a^3 - 62,45 a^2 - 269,15 a + 52\ 198$
- $R(a) = -1,873 \cdot 10^{-5} a^6 + 2,504 \cdot 10^{-3} a^5 - 0,140 a^4 + 4,040 a^3 - 64,32 a^2 - 286,14 a + 55\ 091$
- $R(a) = -1,942 \cdot 10^{-5} a^6 + 2,555 \cdot 10^{-3} a^5 - 0,141 a^4 + 4,028 a^3 - 64,03 a^2 - 317,02 a + 58\ 502$
- $R(a) = -2,168 \cdot 10^{-5} a^6 + 2,749 \cdot 10^{-3} a^5 - 0,145 a^4 + 3,997 a^3 - 61,63 a^2 - 367,14 a + 62\ 155$
- $R(a) = -2,221 \cdot 10^{-5} a^6 + 2,699 \cdot 10^{-3} a^5 - 0,136 a^4 + 3,635 a^3 - 55,35 a^2 - 449,77 a + 67\ 397$

b) Calcul des courbes de résistance :

Dans cette étude, la résistance à la propagation de fissure $G^*(a)$ ⁸ est calculée à partir l'Eq. 3.2 consistant à calculer la variation d'énergie élastique $W(a)$, restituée lors d'un incrément infinitésimal de fissure δa :

$$G^*(a) = \frac{W(a)}{\delta A} = \frac{W(a)}{2\pi r \delta a} \quad \text{Eq. 3.7}$$

r : rayon de perçage dans le substrat bois, i.e. 6 mm à l'interface bois/adhésif

En pratique, le calcul s'effectue de la manière suivante :

⁷ Pour des raisons de simplicité d'écriture, la raideur effective R_{eff} sera notée R dans la suite.

⁸ Dans la suite, pour des raisons de notation, la résistance à la propagation de fissure des assemblages sera notée $G^*(a)$ au lieu de $G_R(a)$ tandis que le taux de restitution d'énergie de ces assemblages sera noté $G(a)$.

- Pour tout point de la courbe force-déplacement située après la phase élastique, la raideur apparente P/δ est estimée.
- Grâce aux polynômes de raideur (évalués par calculs EF), la longueur de fissure associée est déterminée par un processus de dichotomie.
- L'énergie $W(a)$ est alors estimée, à partir de la courbe force-déplacement, en considérant un incrément infinitésimal de longueur de fissure (aire grisée sur la FIG. 3.25).
- La résistance à la propagation de fissure $G^*(a)$ est alors estimée selon l'Eq. 3.7
- Le calcul est ainsi réitéré jusqu'à parcourir l'intégralité de la courbe force-déplacement.

Cette méthode a l'avantage d'éviter de dériver la fonction de complaisance (cf. Eq. 3.3), pouvant générer des dérivées numériques. Selon la *MLER*, l'incrément de longueur de fissure élastique équivalent δa , utilisé pour le calcul de G^* , doit être petit. Ici, un incrément $\delta a = 0,1 \text{ mm}$ est choisi. Si l'incrément est trop petit, la courbe-R correspondante sera bruitée, alors que, si l'incrément est trop grand, la courbe-R sera fortement moyennée et ne correspondra plus à la définition du taux de restitution d'énergie, exprimé en Eq. 3.3. Tous calculs faits, un exemple caractéristique de courbe de résistance est représenté sur la FIG. 3.26.

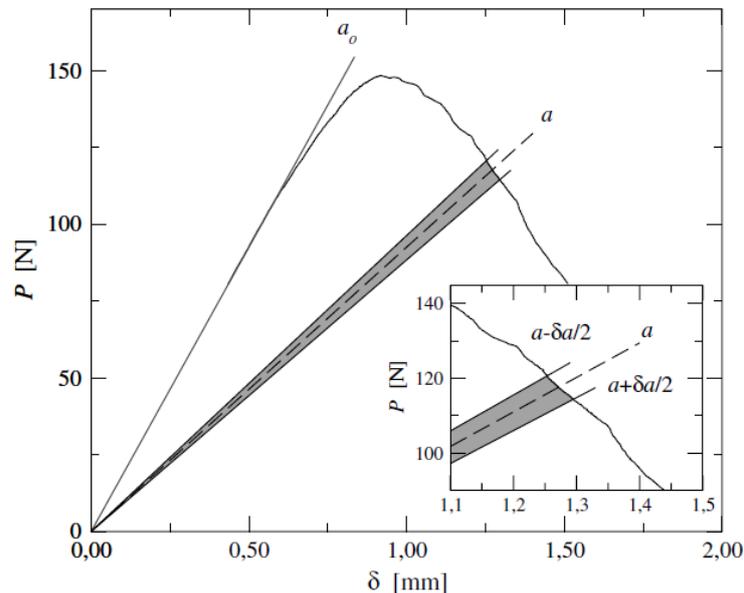


FIG. 3.25 – Méthode de calcul de la résistance à la propagation de fissure G_R (figure extraite de [95])

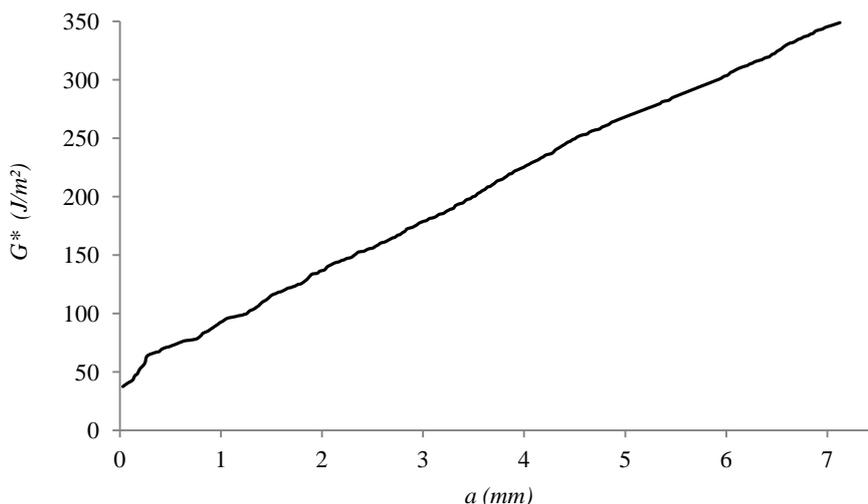


FIG. 3.26 – Exemple de courbe de résistance estimée via la MLEReq (réf. éprouvette : LD6)

Les autres courbes de résistance sont reportées en annexe F, où il est choisi de présenter l'allure de six courbes par classe de raideur. Les allures des courbes de résistance sur les assemblages collés ne présentent pas l'allure typique de la FIG. 3.20. En effet, les courbes de résistance obtenues sont monotones croissantes et ne montrent pas de valeurs plateaux. Cela est probablement dû à la mixité des modes I et II mise en évidence lors de l'étude de l'état de contraintes à l'interface bois/adhésif. D'autre part, cette méthode de calcul permet l'obtention d'une courbe de résistance qui doit être qualifiée de totale, alors que les précédentes estimations des états de contraintes σ_{rr} et σ_{rz} ont mises en évidence une présence importante des contraintes normales σ_{rr} (associées au mode d'ouverture de fissure : mode I), avant l'apparition des contraintes de cisaillement σ_{rz} (associées au mode de cisaillement plan : mode II). Il apparaît primordial de découpler les modes de ruine et de connaître la contribution de chaque mode (I et II) sur la résistance à la propagation de fissure, tel que :

$$G^*(a) = G_I^*(a) + G_{II}^*(a) \quad \text{Eq. 3.8}$$

$G_I^*(a)$: part de résistance lié au mode I

$G_{II}^*(a)$: part de résistance lié au mode II

3.2.4 Découplage des modes de ruine

L'approche « *Crack Closure Technique* » (notée *CCT*) est une méthode de calcul des taux de restitution d'énergie, permettant de connaître la part de chaque mode de ruine dans le processus de restitution d'énergie d'une structure. C'est une technique basée sur deux étapes de calcul *EF* où la fissure est physiquement étendue, ou fermée.

La *CCT* suppose que l'énergie W libérée pour étendre la fissure d'un incrément Δa , de a (FIG. 3.27) à $a + \Delta a$ (FIG. 3.28), est identique à l'énergie nécessaire pour fermer la fissure entre les points l et i

(FIG. 3.27). L'indice 1 signifie la première étape de calcul représentée en FIG. 3.27 et l'indice 2 la seconde étape de calcul en FIG. 3.28. L'énergie W nécessaire à la fermeture de fissure peut donc être calculée comme suit :

$$W = \frac{1}{2} X_{1l} \Delta u_{2l} + Z_{1l} \Delta w_{2l} \quad \text{Eq. 3.9}$$

- X_{1l} : force de cisaillement nodale au point l nécessaire pour le maintenir fermé
- Z_{1l} : force d'ouverture nodale au point l nécessaire pour le maintenir fermé
- Δu_{2l} : déplacement nodal en cisaillement du point l (selon l'axe x)
- Δw_{2l} : déplacement nodal en ouverture du point l (selon l'axe z)

Les forces nodales X_{1l} et Z_{1l} sont obtenues par un premier calcul EF pour lequel la fissure est fermée, et les déplacements nodaux Δu_{2l} et Δw_{2l} sont calculées à partir d'une seconde analyse EF où la fissure est étendue sur sa longueur entière à savoir $a + \Delta a$ (FIG. 3.28).

Dans notre étude, la CCT est appliquée au niveau de l'interface bois/adhésif. Sur les FIG. 3.27 et FIG. 3.28, les axes X et Z correspondent respectivement aux axes z et r des assemblages. Par analogie avec l'Eq. 3.9, l'énergie $W(a)$ nécessaire à la fermeture de la fissure correspond à :

$$W(a) = \frac{1}{2} f_r u_r + f_z u_z = W_r(a) + W_z(a) \quad \text{Eq. 3.10}$$

où : $W_r(a) = \frac{1}{2} f_r \cdot u_r$ et $W_z(a) = \frac{1}{2} f_z \cdot u_z$

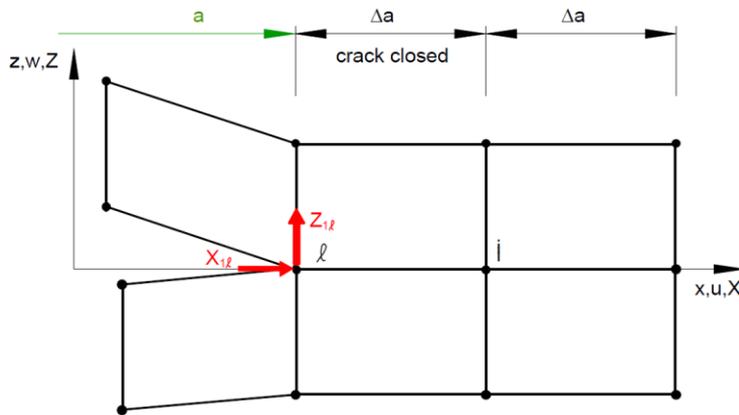


FIG. 3.27 – Première étape du calcul EF : fissure fermée [100]

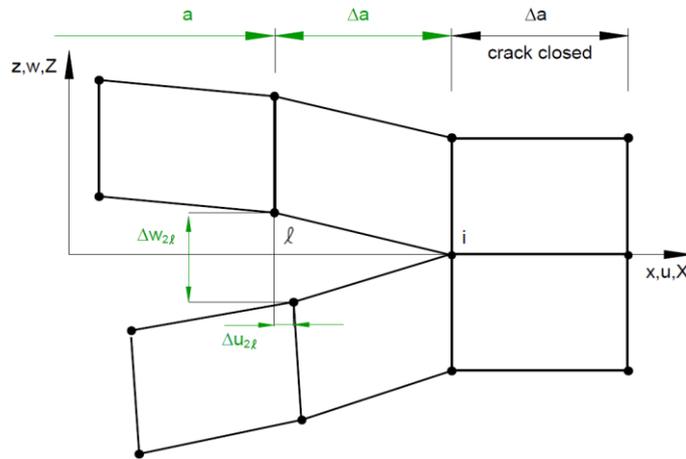


FIG. 3.28 – Deuxième étape du calcul EF : fissurée étendue [100]

Ainsi, conformément à l'Eq. 3.3, le taux de restitution d'énergie total peut s'écrire :

$$G(a) = \frac{\partial W}{\partial A} = \frac{W}{2\pi r \Delta a} = \frac{W_r + W_z}{2\pi r \Delta a} = G_I(a) + G_{II}(a) \quad \text{Eq. 3.11}$$

$$\text{avec : } G_I(a) = \frac{W_r}{2\pi r \Delta a} \text{ et } G_{II}(a) = \frac{W_z}{2\pi r \Delta a}$$

$G_I(a)$: taux de restitution d'énergie lié au mode I

$G_{II}(a)$: taux de restitution d'énergie lié au mode II

Ainsi, du fait de la mixité des modes, l'expression du taux de restitution de l'énergie total peut être découplée selon les modes I et II, observés lors de la rupture des assemblages.

La FIG. 3.29 présente la part de chaque mode (I et II) dans le taux de restitution d'énergie total :

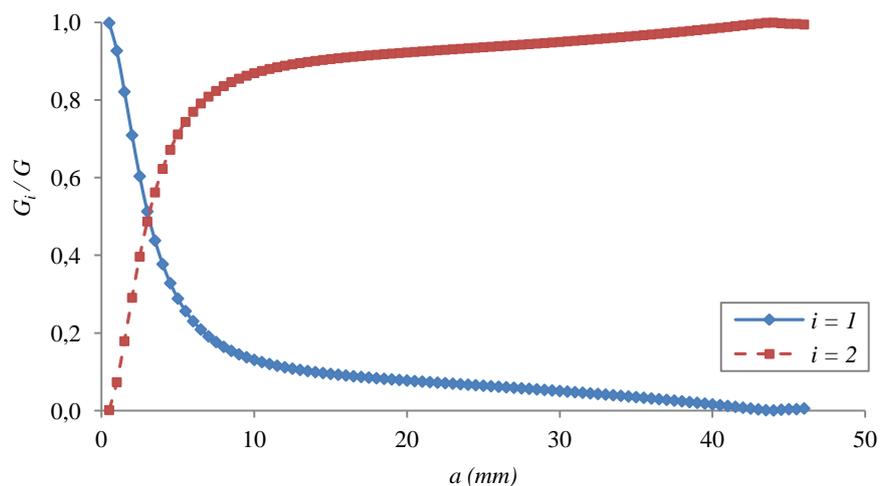


FIG. 3.29 – Part des modes I et II dans la rupture des assemblages établie pour la classe 1

La fissure initiale du modèle proposé vaut 0,5 mm et l'incrément de longueur de fissure choisi pour chaque itération de calcul est égal à 0,5 mm, du fait de la densité de maillage initiale. Le calcul des taux de restitution d'énergie liés aux modes I et II montre clairement que, comme attendu, le mode I est prépondérant sur les premiers millimètres de fissuration, cette tendance s'inversant ensuite en faveur du mode II. Toutefois, notons que la mixité des modes n'est jamais constante quelle que soit la longueur de fissure élastique équivalente pour cette géométrie de spécimen d'essai.

Il est également important de noter que le taux de restitution d'énergie G estimé par la *CCT* est identique à celui calculé à partir de l'Eq. 3.3 (FIG. 3.30) et cette condition est vérifiée pour l'ensemble des spécimens.

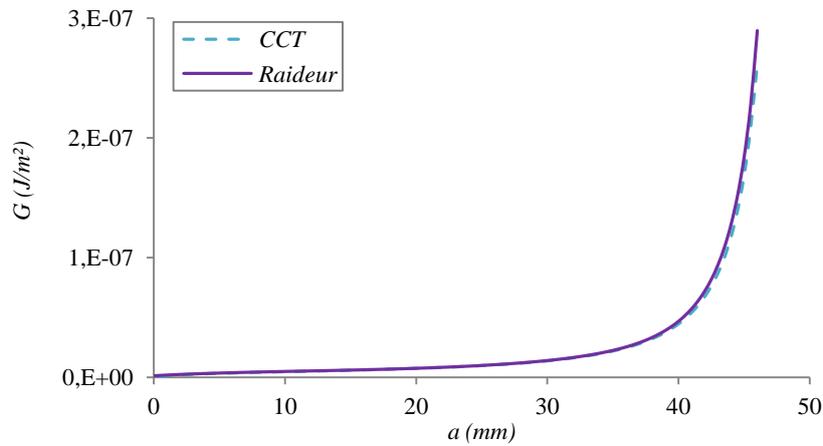


FIG. 3.30 – Estimation de $G(a)$ par l'approche *CCT* et par la méthode de la complaisance

Sur la base des résultats apportés par la *MLEReq* et par l'approche *CCT*, il est maintenant possible d'estimer la contribution des modes I et II dans la résistance totale à la propagation de fissure. En effet, les ratios des taux de restitution d'énergie $G_I(a)/G(a)$ et $G_{II}(a)/G(a)$ permettent d'estimer la part du mode I et du mode II dans la résistance à la propagation de fissure totale $G^*(a)$ car ces ratios d'énergie sont identiques en termes de résistance :

$$\frac{G_I(a)}{G(a)} = \frac{G_I^*(a)}{G^*(a)} \text{ et } \frac{G_{II}(a)}{G(a)} = \frac{G_{II}^*(a)}{G^*(a)} \quad \text{Eq. 3.12}$$

Un exemple est donné en FIG. 3.31 pour l'éprouvette LD6 (classe 1).

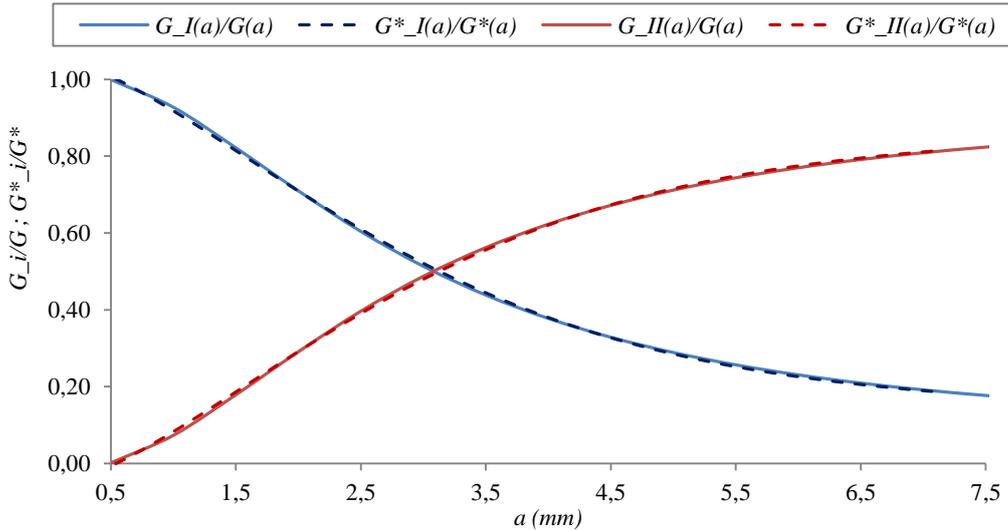


FIG. 3.31 – Confrontation des évolutions des résistances et des taux de restitutions d'énergie

Les résistances $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$ peuvent alors être estimées à partir des taux de restitution d'énergie. Une courbe typique représentant la part des modes I et II dans la résistance totale à la propagation de fissure est donnée en FIG. 3.32 :

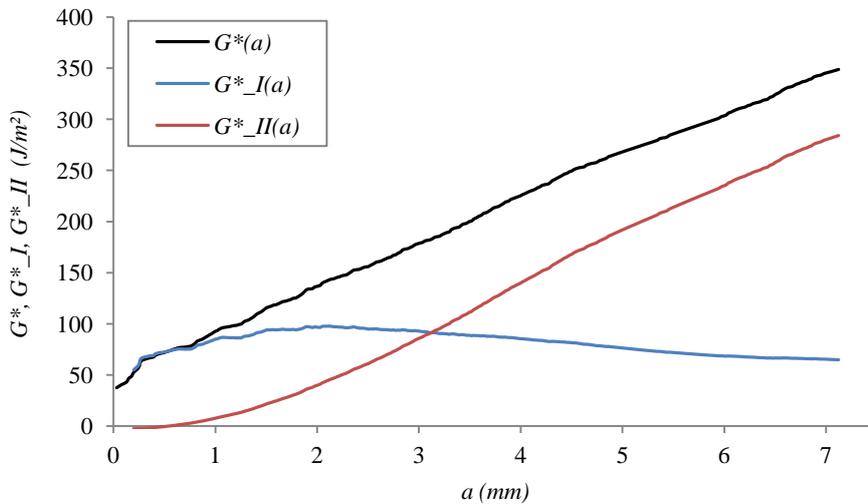


FIG. 3.32 – Courbe typique indiquant la contribution des modes I et II dans la résistance totale (réf. : LD6)

On peut constater sur la FIG. 3.32 que la résistance liée au mode I (i.e., $G_I^*(a)$) représente une part non négligeable de la résistance totale à la propagation de fissure de l'assemblage, cette part étant notamment prépondérante sur les deux premières millimètres de fissuration. Il faut également noter qu'aucun plateau n'est constaté sur les évolutions de $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$. Dans une optique de dimensionnement de tels assemblages, la seule connaissance de la résistance en mode I permet d'estimer l'initiation de la fissuration, tandis que la connaissance du couplet de valeurs (G_I^* , G_{II}^*) permet de décrire précisément le processus complet de rupture.

La suite du problème consiste à établir le critère de rupture applicable à la rupture en mode mixte (I et II) constatée ici ou, en d'autres termes, définir la loi de mélange à appliquer sur les courbes de résistances attendues en modes purs (mode I et mode II) afin d'aboutir à ce comportement particulier.

3.2.5 Critère énergétique de rupture en mode mixte

La mixité des modes de rupture ayant clairement été mise en évidence dans la section précédente, il est nécessaire d'établir le critère de rupture de mode mixte permettant de décrire précisément le processus complet de rupture de ces assemblages. Une formulation analytique, basée sur une analyse énergétique et non plus sur les théories classiques de la résistance des matériaux, est proposée dans la suite.

3.2.5.1 Etat de l'art

La plupart des critères de rupture en mode mixte (I + II) disponibles dans la littérature ne prennent pas en compte le comportement courbe-R (augmentation de la résistance en fonction de a suivie d'un régime stationnaire). Les critères sont soit exprimés en fonction des facteurs d'intensité des contraintes, estimés au pic de charge, pour une longueur de fissure correspondant à la longueur d'entaille initiale a_0 , soit en fonction de l'énergie de rupture moyenne G_f , résultant de l'énergie correspondant à l'aire sous la courbe force-déplacement rapportée à la surface totale de fissure. Dans les rares cas où la courbe-R est estimée, les critères ne s'appliquent alors que sur les résistances plateaux.

Ainsi, Jernkvist [101] réalise un état de l'art des études expérimentales, permettant d'estimer les valeurs des facteurs d'intensité des contraintes du bois en mode pur et propose le critère de rupture en mode mixte suivant :

$$\frac{K_I}{K_{Ic}} + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right)^j = 1 \quad \text{Eq. 3.13}$$

K_{Ic} et K_{IIc} correspondent aux facteurs d'intensité des contraintes constatés respectivement en mode I pur et mode II pur, tandis que K_I et K_{II} correspondent aux facteurs d'intensité des contraintes estimés en mode mixte (I + II).

Dans ce critère, les valeurs des facteurs d'intensité des contraintes en mode pur K_{Ic} et K_{IIc} et les valeurs de l'exposant j dépendent de l'essence étudiée, mais également du système de fissuration (TAB. 3.13).

Auteurs	Essence	Fissuration	K_{Ic} (MPa.m ^{-1/2})	K_{IIc} (MPa.m ^{-1/2})	j
Mall et al. [102]	Epicéa	TL	0,42	2,18	2,0
Hunt [103]	Pin sylvestre	RL	0,49	1,32	3,4
Williams [104]	Pin sylvestre	(?)L	0,43	1,35	∞

TAB. 3.13 – Valeurs expérimentales des facteurs d'intensité des contraintes et de l'exposant j

Plus récemment, de Moura et al. [105] ont étudié la rupture en mode mixte du pin maritime à partir de l'essai MMB (Mixed-Mode Bending). Cet essai (FIG. 3.33) présente l'avantage de pouvoir réaliser

des essais de rupture pour différents taux de mixité des modes de rupture $G_I(a)/G_{II}(a)$, tout en conservant ce ratio approximativement constant au cours de la propagation de fissure.



FIG. 3.33 – Dispositif expérimental pour les essais MMB [105]

Dans ces travaux, les courbes-R sont estimées et un critère de rupture est proposé, mais celui-ci ne porte que sur les valeurs plateaux des résistances. Cette étude est donc indépendante de la longueur de fissure a .

$$\left(\frac{G_{Ic}^*}{G_{RIc}} \right)^p + \left(\frac{G_{IIc}^*}{G_{RIIc}} \right)^q = 1 \quad \text{Eq. 3.14}$$

G_{ic}^* : valeurs des résistances plateaux des courbes-R estimées en mode mixte I + II
où $G_c^* = G_{Ic}^* + G_{IIc}^*$

G_{Ric} : valeurs des résistances plateaux constatées en mode pur (mode I G_{RIc} et mode II G_{RIIc})

i = I, II

p et q : exposants

Différents critères de rupture sont étudiés dont le critère linéaire ($p=q=1$), le critère quadratique ($p=q=2$), ainsi que le critère de rupture proposé par Benzeggagh et Kenane (B-K) [106]. Les résultats obtenus, présentés sur la FIG. 3.34, tendent à conclure que le critère (B-K) est le plus approprié pour décrire les valeurs des ratios G_{Ic}^*/G_{IIc}^* les plus élevées, le critère linéaire s'ajustant mieux aux ratios G_{Ic}^*/G_{IIc}^* les plus bas.

Ces résultats sont en accord avec ceux publiés auparavant par Kossakowski [107] qui, sur la base d'expériences menées sur le pin sylvestre et pour le même type de critère, proposait les exposants suivants :

- $p = 1$
- $q = 2,25$ en mode de fissuration radial tangentiel
- $q = 2,28$ en mode de fissuration tangentiel longitudinal

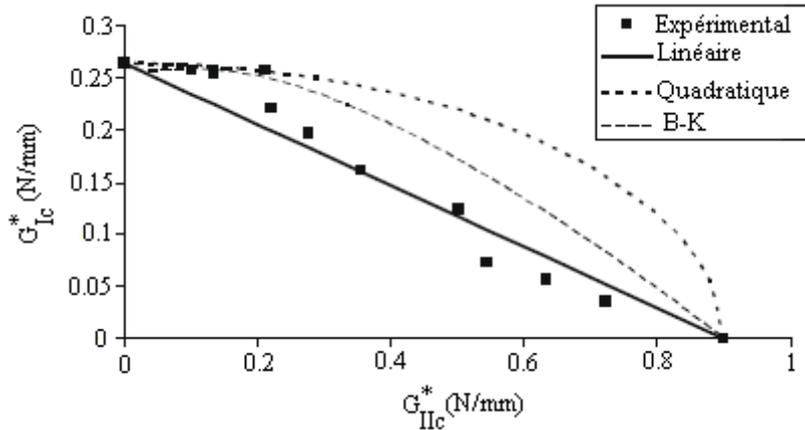


FIG. 3.34 – Représentation de l'énergie de rupture du pin maritime [105]

Ainsi, en première approximation, il semblerait qu'un critère semi-quadratique ($p = 1$ et $q = 2$) permettrait d'obtenir une bonne synthèse des travaux de Moura et de Kossakowski.

Toutefois, comme évoqué précédemment, ce dernier critère ne porte que sur les valeurs plateaux des courbes de résistance et il ne peut donc pas s'appliquer au cas de notre étude. En effet, aucun plateau n'est constaté sur les courbes de résistances obtenues en mode mixte (cf. FIG. 3.26 et annexe F).

Dans la suite, nous proposons une extension du critère exprimé en Eq. 3.14 à toute longueur de fissure a , c'est-à-dire en prenant également en compte la partie croissante des courbes de résistance (symptomatique du développement de la zone d'élaboration).

3.2.5.2 Proposition d'un critère de rupture en mode mixte

L'hypothèse de calcul, développée dans la suite, consiste donc à étendre le critère de rupture en mode mixte (Eq. 3.14) sur la globalité de la courbe de résistance, i.e. quelle que soit la longueur de fissure élastique équivalente. La formulation suivante est ainsi proposée :

$$\left[\frac{G_I^*(a)}{G_{RI}(a)} \right]^p + \left[\frac{G_{II}^*(a)}{G_{RII}(a)} \right]^q = 1 \quad \text{Eq. 3.15}$$

$G_i^*(a)$: résistances relatives au mode I ($i = 1$) et au mode II ($i = 2$) estimées lors de la propagation en mode mixte (I + II) en fonction de a

$G_{Ri}(a)$: courbes-R relatives aux modes purs - $GR_I(a)$ en mode I et $GR_{II}(a)$ en mode II

i = I, II

p et q : exposants

On fera ici l'hypothèse que les courbes-R de modes purs peuvent être décrites à partir d'une loi puissance suivie d'un plateau :

$$G_{RI}(a) = \begin{cases} \frac{G_{RIc}}{\Delta a_c^\beta} \times \Delta a^\beta & \text{si } \Delta a < \Delta a_c \\ G_{RIc} & \text{si } \Delta a \geq \Delta a_c \end{cases} \quad \text{Eq. 3.16}$$

On suppose également que les longueurs élastiques équivalentes des zones d'élaboration en mode I Δa_{cI} et en mode II Δa_{cII} sont identiques et égales à Δa_c ($= \Delta a_{cI} = \Delta a_{cII}$).

3.2.5.3 Méthode de calcul

Pour toute longueur de fissure élastique équivalente, il a été vu au paragraphe 3.2.4 que les ratios des résistances relatives au mode de rupture $G_i^*(a)$ sur la résistance totale $G^*(a)$ étaient identiques à ceux des taux de restitution d'énergie (cf. Eq. 3.12). Ainsi, il est possible d'exprimer les parts de résistance liées aux modes I et II sous la forme $G_i^*(a) = G^*(a) \cdot [G_i(a)/G(a)]$. Sur cette base, il est possible de reformuler l'expression de l'Eq. 3.15 sous la forme :

$$G^*(a)^p f_I(a)^p + G^*(a)^q f_{II}(a)^q = 1 \quad \text{Eq. 3.17}$$

$$\text{avec : } f_I(a) = \frac{G_I(a)/G(a)}{G_{RI}(a)} \quad \text{et} \quad f_{II}(a) = \frac{G_{II}(a)/G(a)}{G_{RII}(a)} \quad \text{Eq. 3.18}$$

Par l'approche CCT, les ratios $G_I(a)/G(a)$ et $G_{II}(a)/G(a)$ ont été établis (FIG. 3.29) et peuvent être approchés par des fonctions polynômiales. L'évolution de la résistance totale en mode mixte $G^*(a)$ en fonction de la longueur de fissure élastique équivalente a également été évalué précédemment par les outils de la *MLReq* (FIG. 3.26). Il ne reste donc qu'à introduire les valeurs des courbes de résistance en mode pur, à savoir $G_{RI}(a)$, et à évaluer les valeurs des exposants p et q , de manière à ce que le critère de l'Eq. 3.17 converge vers 1. Toutefois, un des problèmes réside dans le fait qu'aujourd'hui peu de résultats expérimentaux sont disponibles sur les courbes de résistance de modes purs ($G_{RI}(a)$ et $G_{RII}(a)$) dans l'Eq. 3.17). Le TAB. 3.14 récapitule les résultats disponibles à ce jour pour l'épicéa.

Réf.	Géométrie du spécimen	Mode de fissuration	G_{RIc} (J/m ²)	β_I	Δa_c (mm)	G_{RIIc} (J/m ²)
[95]	SEN / TPB ⁹	TL ¹⁰	149	x	12	x
[108]	DCB ¹¹	TL	248	0,28	58,8	x
	TDCB10 ¹²		271	0,24	76,9	x
	TDCB20		309	0,31	92,3	x
[109]	SEN / TPB	TL	145	x	12	x
[110]	MMB ¹³	x	212	x	x	1061

TAB. 3.14 – Valeurs des courbes de résistance en mode pur de l'épicéa

⁹ SEN / TPB : Single-Edge-Notched / Three-Point Bending

¹⁰ TL : Tangentiel Longitudinal

¹¹ DCB : Double Cantilever Beam

¹² TDCB : Tapered Double Cantilever Beam

¹³ MMB : Mixed-Mode Bending

Les caractéristiques des courbes de résistance du pin maritime sont également données à titre indicatif dans le TAB. 3.15.

Réf.	Géométrie du spécimen	Mode de fissuration	G_{RIc} (J/m ²)	β_I	Δa_c (mm)	G_{RIIc} (J/m ²)
[109]	SEN / TPB	TL	209	x	2,6	x
[111]	ENS ¹⁴	RL ¹⁵	240	x	x	630
		TL	190	x	x	560
[112]	ELS ¹⁶	RL	x	x	x	939
[113]	DCB	RL	264	x	x	x
[114]	ENF ¹⁷	RL	x	x	x	900

TAB. 3.15 – Valeurs des courbes de résistance en mode pur du pin maritime

La rupture en mode II nécessite un plus grand apport d'énergie que la rupture en mode I, et ce quel que soit le mode de propagation de la fissure. Les valeurs énoncées dans le TAB. 3.15 (réf. [111]) révèlent que les énergies mises en œuvre dans la rupture par ouverture dans la direction TL sont un peu plus faibles que dans la direction RL. La valeur du taux de restitution d'énergie en cisaillement est également plus élevée pour le mode de fissuration RL.

Il est ainsi constaté que les propriétés à rupture du matériau bois sont dépendantes de l'essence, de la géométrie du spécimen testé, mais aussi du mode de propagation de la fissure choisi. La forte variabilité du matériau bois influe donc également sur les caractéristiques à rupture rencontrées dans la littérature. En effet, il n'est pas inhabituel de trouver des coefficients de variation très élevés sur les résultats expérimentaux (de l'ordre de 30%).

Il est donc difficile de définir des caractéristiques précises des courbes de résistance de mode pur (G_{RIc} , Δa_c et β_i). Dans la suite, il est proposé de considérer les courbes-R de mode pur comme des inconnues et d'en estimer les caractéristiques (G_{RIc} , Δa_c et β_i), au même titre que la valeur des exposants p et q , à partir de la convergence du critère. A posteriori, il sera vérifié que les caractéristiques des courbes-R de mode pur sont cohérentes avec les résultats de la littérature (TAB. 3.14).

En FIG. 3.35, il est schématisé des allures de courbes de résistance en modes purs I et II. Sur la FIG. 3.32, il est constaté que des valeurs plateaux des résistances ne sont pas atteintes expérimentalement, ceci étant dû au fait que le ratio des taux des énergies $G_I(a)/G_{II}(a)$ n'est pas constant avec la longueur de fissure (cf. FIG. 3.29). Nous ne disposons également que de courbes-R tronquées à la force au pic (a_u , P_u) qui correspond à l'extremum de la courbe force-déplacement, car pour des longueurs de fissure $a > a_c$ la fissuration devient instable. Nous reviendrons sur la détermination de a_u et P_u dans la suite, mais on peut désormais constater que la charge au pic est atteinte pour une longueur de fissure a_u inférieure à a_c .

¹⁴ ENS : End Notched Specimen

¹⁵ RL : Radial Longitudinal

¹⁶ ELS : End Loaded Split

¹⁷ ENF : End Notched Flexure

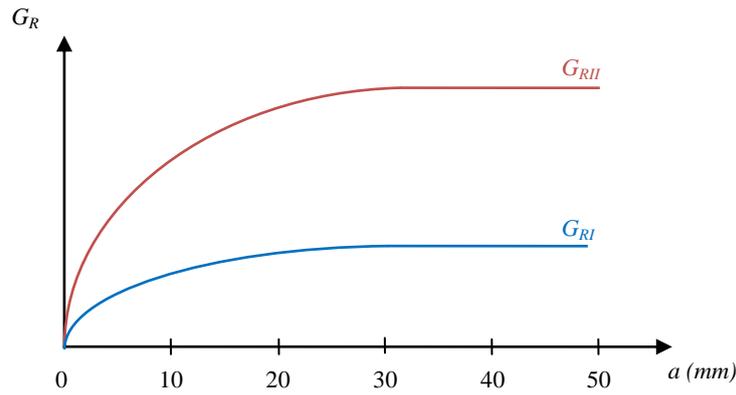


FIG. 3.35 – Schématisation de courbes-R de modes purs I et II

3.2.5.4 Analyse

a) Choix du critère de rupture :

Trois critères de rupture sont alors proposés et testés dans la suite :

- un critère linéaire où les valeurs des exposants p et q sont identiques et sont égales à 1,
- un critère quadratique où $p = q = 2$,
- et un critère, qualifié de semi-quadratique, pour lequel les valeurs des exposants p et q sont égales à 1 et 2 respectivement.

L'Eq. 3.15 peut être reformulée sous la forme suivante :

$$\frac{G_I^*(a)}{G_{RI}(a)} = \left(1 - \left[\frac{G_{II}^*(a)}{G_{RII}(a)} \right]^q \right)^{1/p} \quad \text{Eq. 3.19}$$

Le ratio $G_I^*(a)/G_{RI}(a)$ peut ainsi s'exprimer en fonction de $G_{II}^*(a)/G_{RII}(a)$, pour les modalités des trois critères de rupture énoncées précédemment. En effet, pour des valeurs du ratio $G_{II}^*(a)/G_{RII}(a)$ comprises entre 0 et 1, le ratio $G_I^*(a)/G_{RI}(a)$ peut être déduit, selon les valeurs que prennent les exposants p et q . Une illustration des trois critères de rupture est ainsi proposée en FIG. 3.36.

L'intérêt de proposer ces trois critères de rupture permet de les comparer à chaque courbe de résistance analytique obtenue à partir des calculs se basant sur les concepts de la *MLEReq* (FIG. 3.26 et courbes-R de l'annexe F). En première approximation, sur la base de valeurs raisonnables des propriétés de rupture de l'épicéa en mode pur (TAB. 3.16), les trois critères sont confrontés aux courbes de résistance $G^*(a)$ du spécimen LD6 par exemple (FIG. 3.37).

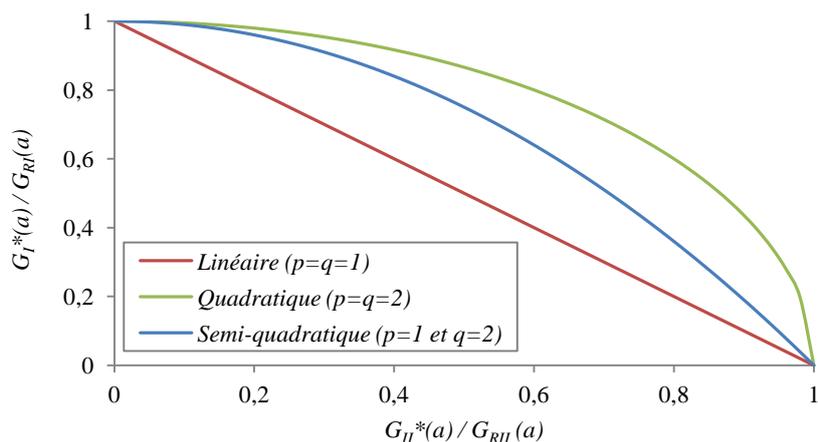


FIG. 3.36 – Représentation des trois critères de rupture

	MODE I (i = 1)	MODE II (i = 2)
G_{Ric} (J/m ²)	235	820
Δa_c (mm)	32	32
β_i	0,31	0,52

TAB. 3.16 – Valeurs des propriétés de rupture du spécimen LD6

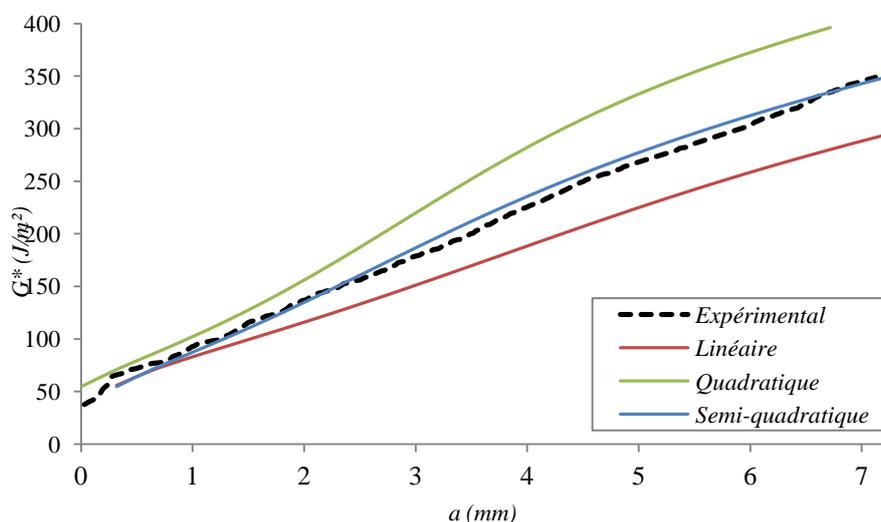


FIG. 3.37 – Confrontation des trois critères de rupture avec la courbe de résistance analytique du spécimen LD6

Les trois critères de rupture sont ainsi comparés avec les quarante cinq courbes de résistance et quelques exemples supplémentaires sont donnés en annexe G. Les résultats tendent à conclure que le critère semi-quadratique est le plus approprié aux données expérimentales de cette étude, et que, malgré des propriétés de rupture de mode pur choisies à partir des moyennes constatées dans la littérature, l'accord aux résultats expérimentaux est déjà très satisfaisant. La généralisation du critère

de rupture en mode mixte définie à partir de l'Eq. 3.15 semble donc pertinente et nous proposons dans la suite d'affiner l'ajustement aux résultats expérimentaux en considérant les propriétés de rupture de mode pur comme des inconnues du problème. On vérifiera à posteriori que les propriétés de rupture de mode pur obtenues demeurent raisonnables vis-à-vis de la variabilité attendue de ces dernières.

Ainsi, les valeurs des exposants p et q ayant été définies ($p = 1$ et $q = 2$, critère semi-quadratique), il ne reste plus qu'à évaluer les caractéristiques des courbes de résistances, à savoir G_{Ric} , Δa_c et β_i . Dans la suite, elles vont être définies à partir de la convergence du critère de rupture, défini en Eq. 3.15, sur les courbes $G^*(a)$, $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$.

b) Méthode de convergence du critère énergétique de rupture :

En remplaçant les exposants de l'Eq. 3.17, le critère semi-quadratique s'écrit sous la forme :

$$G^*(a)f_I(a) + G^*(a)^2 f_{II}(a)^2 = 1 \quad \text{Eq. 3.20}$$

$$\text{où : } G^*(a) = \frac{\sqrt{f_I^2(a) + f_{II}^2(a)} - f_I(a)}{2f_{II}^2(a)} \text{ est la solution de l'Eq. 3.20} \quad \text{Eq. 3.21}$$

Les fonctions $f_I(a)$ et $f_{II}(a)$ ci-dessus ont été précédemment définies en Eq. 3.18. Il suffit donc d'imposer des caractéristiques de courbes-R en mode pur (I et II), pour que le critère converge vers 1.

On se propose de justifier le choix des caractéristiques des courbes-R en confrontant les évolutions $G^*(a)$, $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$, obtenues analytiquement, à celles décrites par le critère semi-quadratique.

Les résistances en mode I $G_I^*(a)$ et mode II $G_{II}^*(a)$ du critère semi-quadratique sont définies de la manière suivante :

$$G_I^*(a) = \frac{G_I(a)}{G(a)} \times G^*(a) \text{ et } G_{II}^*(a) = \frac{G_{II}(a)}{G(a)} \times G^*(a) \quad \text{Eq. 3.22}$$

Les ratios $G_I(a)/G(a)$ et $G_{II}(a)/G(a)$ sont connus par l'approche CCT (cf. FIG. 3.29) et le terme $G^*(a)$ est défini dans l'Eq. 3.21.

La convergence du critère est obtenue par étapes successives sur la base des 45 courbes de résistances expérimentales. Les valeurs initiales sont choisies conformément aux valeurs rencontrées dans la littérature. La convergence du critère induit une concordance des évolutions des courbes du critère semi-quadratique (courbes en pointillés rouges) et des courbes calculées sur la base des concepts de la *MLEReq* (courbes bleues).

Dans un premier temps, les valeurs de G_{RIC} , Δa_c et β_i sont fixées à 500 J/m², 20 mm et 0,3 respectivement ([109] et [111]).

La fonction $G_I(a)/G(a)$ étant prépondérante sur les premiers millimètres de fissuration (résultats de l'approche CCT, cf. FIG. 3.29), les propriétés de rupture en mode I sont d'abord calées.

La valeur de G_{Rlc} est tout d'abord testée. Initialement, une valeur basse de la résistance de l'épicéa en mode I ($G_{Rlc} = 150 \text{ J/m}^2$) est choisie, conformément aux valeurs de la littérature [109] (FIG. 3.38).

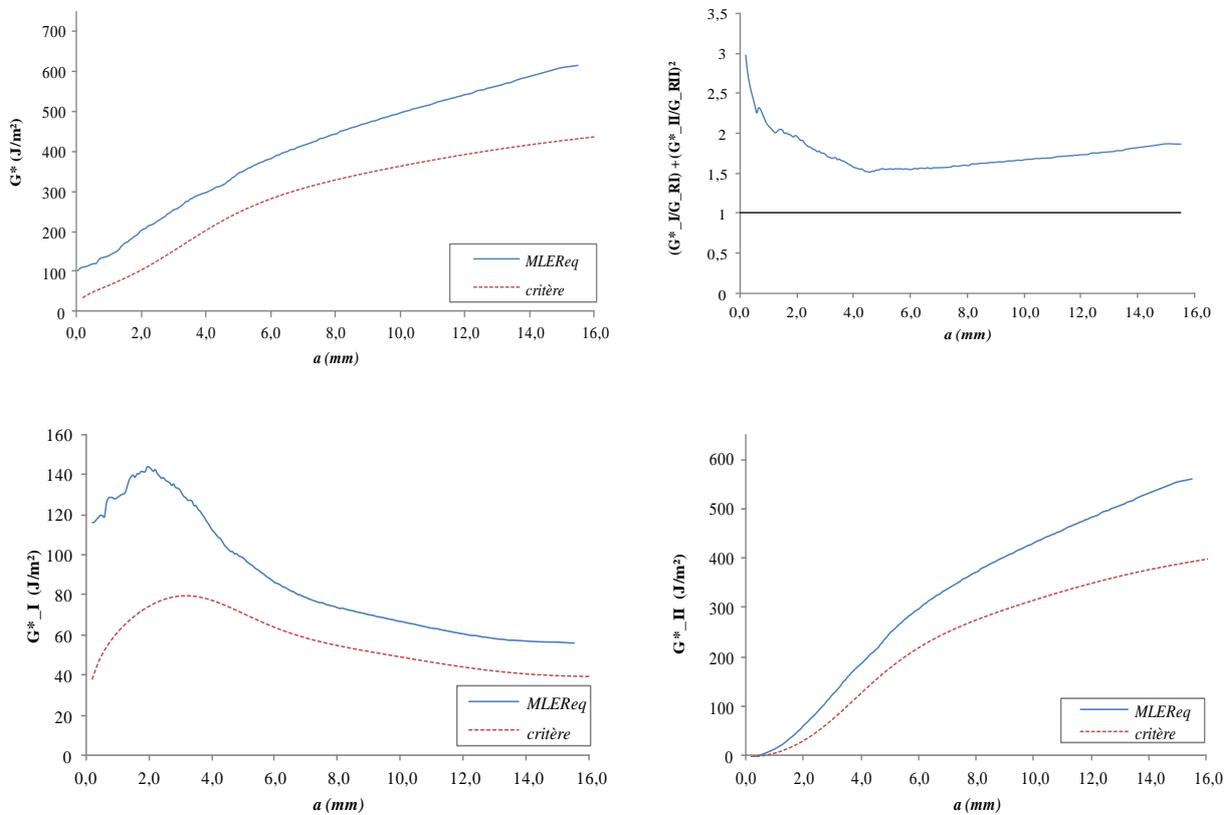
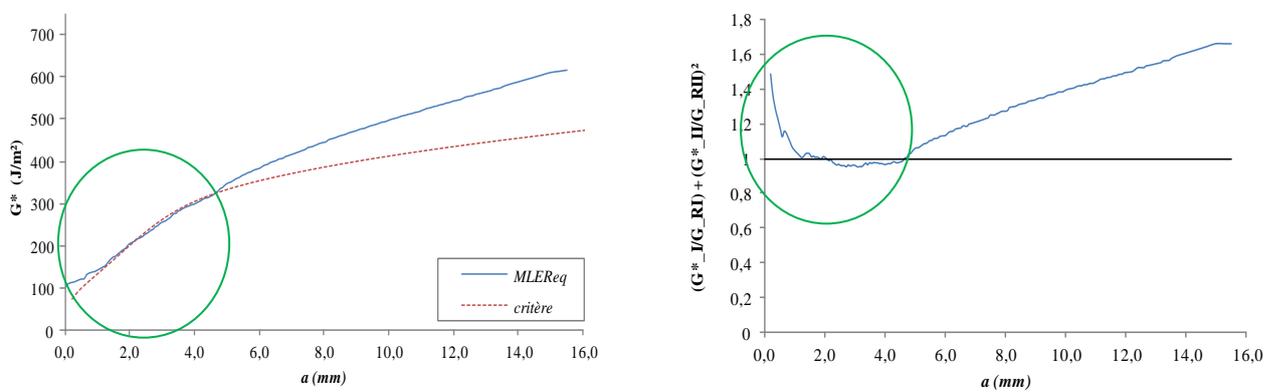
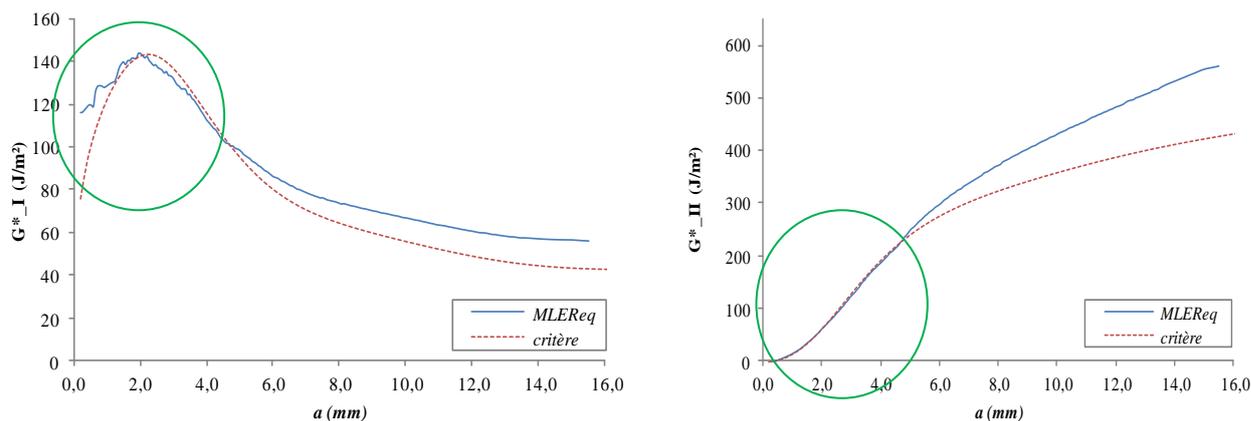


FIG. 3.38 – Convergence du critère : valeurs initiales

Cette valeur est progressivement augmentée jusqu'à ce que les évolutions $G^*(a)$, $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$ (MLEReq et critère) soient concordantes.

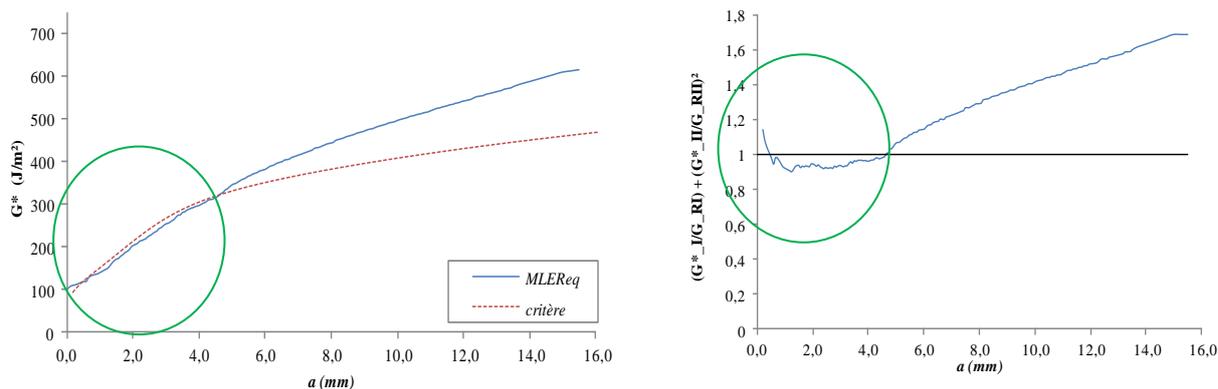
Seule la valeur de G_{Rlc} est modifiée. Sur la FIG. 3.39, G_{Rlc} vaut 300 J/m^2 . On constate que l'ajustement de cette valeur influe sur l'évolution des courbes ci-dessus sur les premiers millimètres de fissuration.




 FIG. 3.39 – Convergence du critère : ajustement de G_{Rlc}

Néanmoins, on remarque visuellement qu'une valeur de 300 J/m^2 n'ajuste pas de manière satisfaisante le critère semi-quadratique aux évolutions décrites par la $MLEReq$ (exemple sur les courbes de $G_I^*(a)$). De plus, le critère ne converge pas correctement vers 1.

A présent, il est donc choisi de modifier simultanément les valeurs de G_{Rlc} et β_I , l'exposant β_I permettant d'agir sur la courbure des évolutions.


 FIG. 3.40 – Convergence du critère : ajustements simultanés de G_{Rlc} et β_I

Sur la FIG. 3.40, G_{Rlc} et β_I valent respectivement 260 J/m^2 et $0,21$. La modification simultanée et progressive des valeurs de G_{Rlc} et de β_I conduit à améliorer le critère sur les premiers millimètres. En effet, une similitude entre les évolutions des différentes courbes sur les premiers millimètres est observée.

A présent, les valeurs des propriétés à rupture en mode II pur sont estimées, en appliquant la même démarche que celle décrite pour le mode I, avec des valeurs de G_{RI} et β_I fixées (260 J/m^2 et $0,21$ respectivement). Une valeur basse est prise en compte dans un premier temps ($G_{RIIc} = 500 \text{ J/m}^2$), et est augmentée jusqu'à ce que les évolutions de $G^*(a)$ ($MLEReq$ et critère) soient concordantes. La fonction $G_{II}(a)/G(a)$ étant prépondérante après plusieurs millimètres (résultats de l'approche CCT),

l'ajustement des valeurs de G_{RIIc} et β_{II} agissent sur la fin des courbes de résistance. Sur la FIG. 3.41, G_{RIIc} vaut 800 J/m^2 et β_{II} est égal à $0,55$.

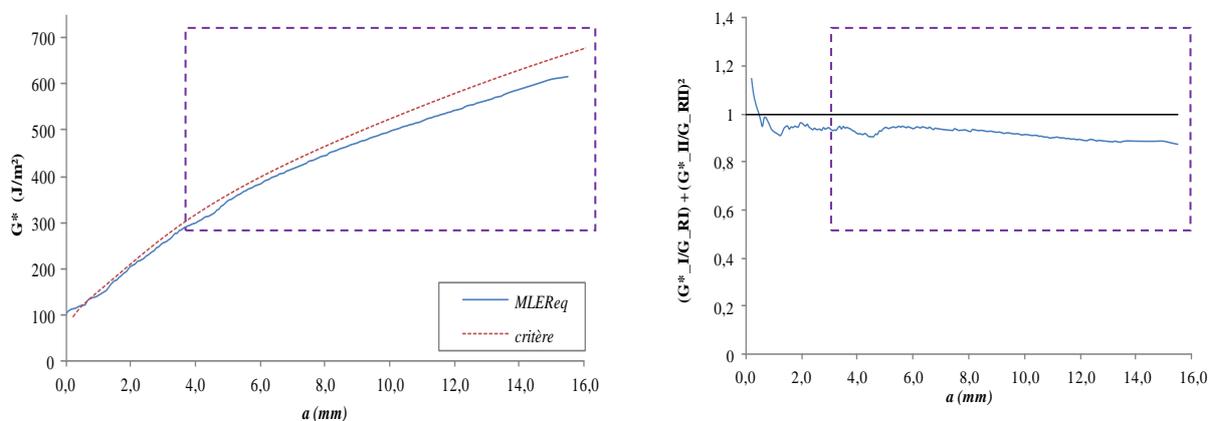
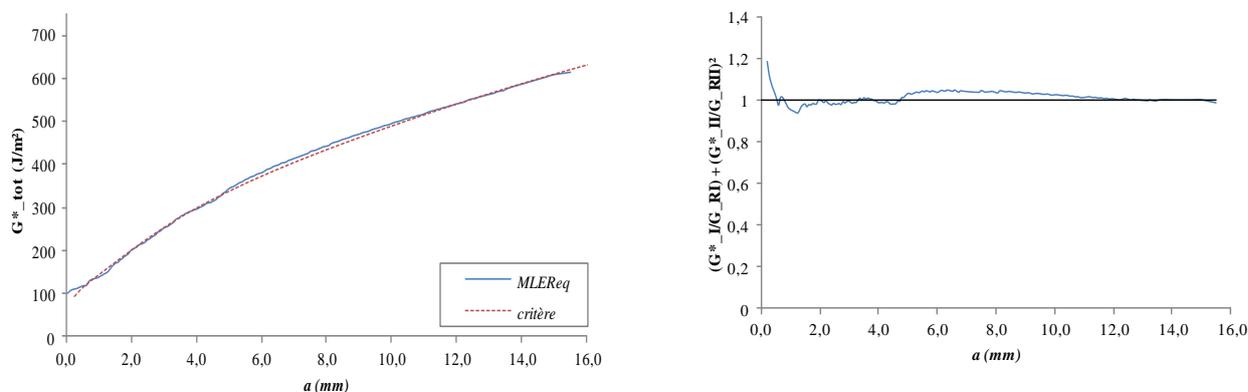


FIG. 3.41 - Convergence du critère : ajustements simultanés de G_{RIIc} et β_{II}

Il ne reste plus qu'à adapter la valeur de la taille critique de la zone d'élaboration pour aboutir à la convergence la plus satisfaisante possible du critère de rupture. Cette taille critique Δa_c est considérée identique que ce soit en mode I ou en mode II. Notons que la taille de la zone d'élaboration est dépendante de la géométrie du spécimen, limitant ainsi les valeurs possibles. En effet, le spécimen ayant une hauteur de 50 mm, il serait peu probable de constater $\Delta a_c > 50$ mm, car les longueurs élastiques des zones d'élaboration dans le bois, bien que dépendantes des géométries et des tailles des spécimens, sont rarement supérieures à quelques centimètres. D'abord égale à 20 mm, cette valeur est ajustée en étant augmentée jusqu'à une valeur égale à 23 mm (FIG. 3.42).

Il est important de noter que la modification d'une seule valeur influe sur l'ensemble des évolutions des courbes $G_i^* = f(a)$, ceci étant du à une mixité des modes non constante avec la longueur de fissure. La convergence du critère est faite visuellement, la méthode des moindres carrés aurait pu être employée pour améliorer l'analyse.



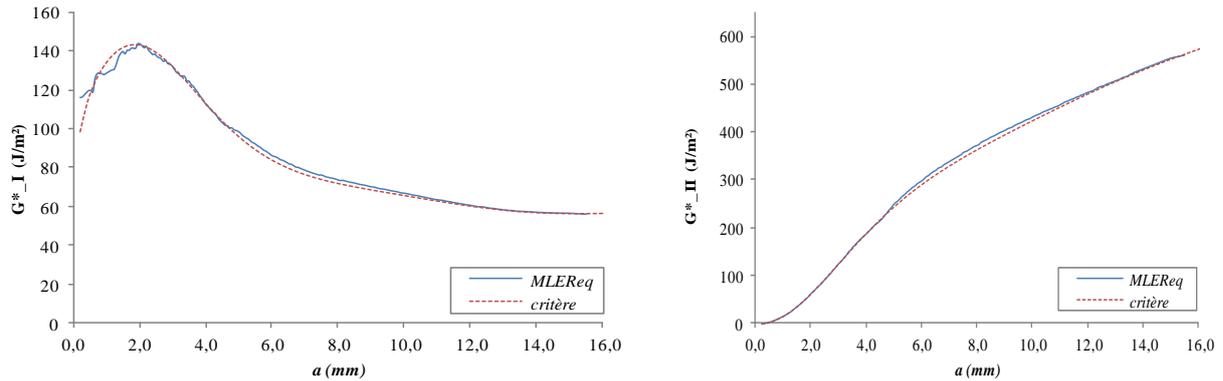


FIG. 3.42 – Convergence du critère : ajustement de Δa_c

Pour résumer la méthode, trois étapes successives sont à effectuer :

- estimation de G_{RIC} pour la convergence du critère dans les premiers millimètres de fissuration, et évaluation de β_I pour l'affiner,
- estimation de G_{RIIc} pour la convergence du critère en fin de fissuration, et évaluation de β_{II} pour l'affiner,
- estimation de Δa_c pour parfaire la convergence du critère de rupture.

Quelques exemples supplémentaires de convergence du critère sont exposés en annexe H.

c) Résultats sur l'ensemble des spécimens :

La méthode d'ajustement, énoncée ci-dessus, est ainsi reproduite sur les 45 courbes de résistances. Il est alors possible de déterminer les caractéristiques à rupture propres à chaque spécimen (TAB. 3.17). Les spécimens LD17, LD23, LD29, LD38, LD42, LD44 et LD45 sont écartés de l'analyse statistique. En effet, sur ces cas particuliers, nous ne sommes pas parvenus à établir un critère de rupture convergeant, et ce même en examinant les critères de rupture linéaire et quadratique. Une analyse plus fine du faciès de rupture de ces spécimens doit être entreprise pour justifier ces comportements spécifiques. En effet, des zones d'hétérogénéité proches de la zone de collage (nœuds, poche de résine, défauts de collage à l'interface bois/adhésif) ou encore une rupture au sein du joint de colle pourraient justifier la difficulté à établir un critère de rupture sur ces cas particuliers.

Les résultats ainsi obtenus présentent une grande variabilité (coefficients de variations élevés). Toutefois, il est important de rappeler que le bois est un matériau présentant une forte hétérogénéité, et qu'il n'est donc pas anormal d'obtenir cet ordre de grandeur pour les coefficients de variations des résultats.

Réf. spécimen	G_{RIc} (J/m ²)	β_I	G_{RIIc} (J/m ²)	β_{II}	Δa_c (mm)
LD1	440	0,25	1410	0,47	35
LD2	260	0,21	800	0,55	23
LD3	190	0,30	1050	0,53	35
LD4	270	0,23	800	0,47	20
LD5	330	0,29	1400	0,3	37
LD6	235	0,31	820	0,52	32
LD7	130	0,40	1100	0,60	30
LD8	230	0,30	730	0,55	35
LD9	310	0,25	850	0,32	30
LD10	200	0,22	850	0,55	35
LD11	225	0,35	920	0,55	23
LD12	200	0,24	1050	0,38	32
LD13	200	0,31	950	0,35	32
LD14	180	0,35	900	0,55	18
LD15	340	0,39	1550	0,25	29
LD16	200	0,30	1100	0,25	30
LD18	220	0,25	810	0,60	32
LD19	205	0,37	850	0,50	18
LD20	170	0,40	1100	0,35	36
LD21	175	0,43	920	0,42	32
LD22	400	0,51	1500	0,3	40
LD24	335	0,48	1500	0,34	35
LD25	490	0,39	1150	0,30	30
LD26	90	0,4	850	0,55	30
LD27	410	0,33	1450	0,38	33
LD28	270	0,30	910	0,55	24
LD30	100	0,25	950	0,55	35
LD31	430	0,32	1150	0,57	28
LD32	230	0,29	830	0,40	29
LD33	100	0,35	900	0,55	35
LD34	200	0,40	1350	0,28	35
LD35	420	0,45	1450	0,40	35
LD36	370	0,30	1020	0,38	30
LD37	220	0,44	650	0,45	30
LD39	430	0,35	1400	0,30	30
LD40	390	0,28	980	0,50	27
LD41	150	0,25	750	0,60	35
LD43	130	0,34	820	0,70	35
Moyenne	260	0,33	1043	0,45	30
Ecart type	109	0,07	260	0,12	6
COV	0,42	0,21	0,25	0,26	0,18

TAB. 3.17 – Caractéristiques des courbes-R expérimentales

Le TAB. 3.17 révèle que le critère de rupture proposé (Eq. 3.15) est ajusté à partir de valeurs raisonnables des propriétés de rupture propres au matériau bois. En conséquence, il semble permettre une description précise du processus de rupture en mode mixte (I+II) et notamment de l'évolution de la résistance à la propagation de fissure des assemblages par goujons collés.

3.3 COURBES-R ET EXTREMUM DES COURBES EXPERIMENTALES

L'intérêt de l'approche développée au paragraphe précédent permet la lecture des courbes expérimentales force-déplacement en termes d'énergies de rupture. Les courbes de résistance propres à chaque spécimen étant connues analytiquement, il est alors possible de déterminer l'extremum des courbes force-déplacement, à savoir le pic de charge.

3.3.1 Classification en fonction de la charge au pic expérimentale

Précédemment, les quarante cinq éprouvettes ont été réparties en cinq classes de raideur (cf. FIG. 3.23), afin de faciliter le traitement des données pour la détermination des polynômes de raideur, essentiels à la détermination des courbes de résistance. Dans cette partie, les spécimens sont répartis en classes de charge à rupture expérimentale de P1 à P5 (FIG. 3.43). Il est à noter qu'il n'y a pas de lien entre classe de raideur et classe de charge à rupture. En effet, les éprouvettes témoignant des raideurs expérimentales les plus basses ne correspondent pas systématiquement aux charges au pic expérimentales les plus faibles. Cette répartition des spécimens permet de diminuer les coefficients de variations et d'émettre quelques conclusions quant à l'évolution des propriétés à rupture en fonction de la charge au pic expérimentale.

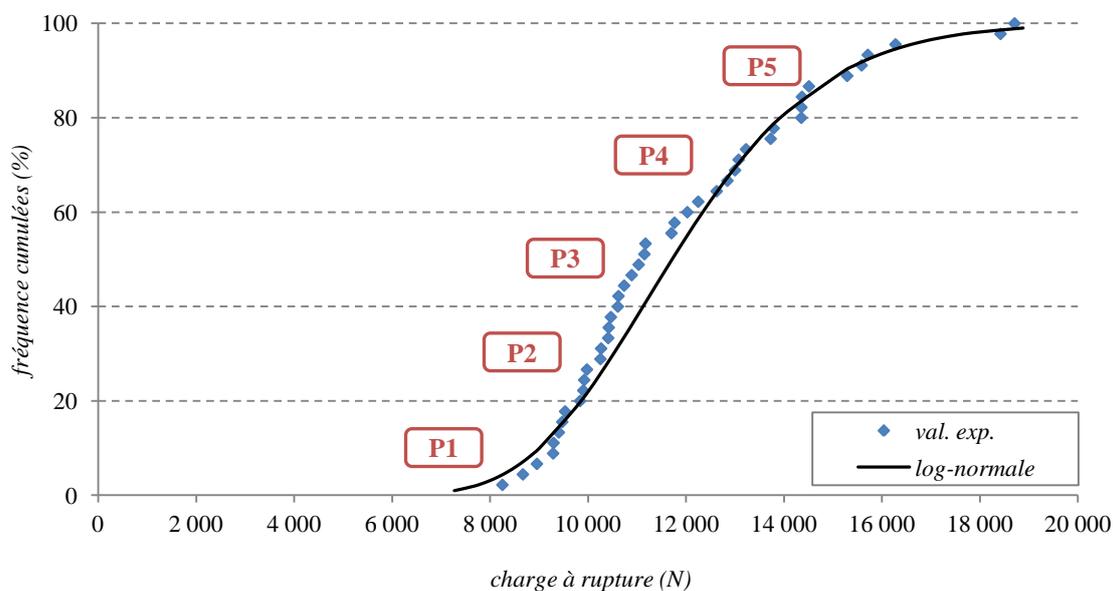


FIG. 3.43 – Répartition des éprouvettes selon leur charge à rupture

Les caractéristiques moyennes des courbes-R pour chaque classe de charge au pic sont indiquées dans les TAB. 3.18 et TAB. 3.19, les valeurs grisées entre parenthèses étant les coefficients de variation sur les résultats.

Classe de charge au pic	G_{RIc} (J/m ²)	G_{RIIc} (J/m ²)	G_{RIIc} / G_{RIc}
P1	198 (0,28)	857 (0,12)	4,3
P2	199 (0,23)	850 (0,16)	4,3
P3	182 (0,37)	950 (0,12)	5,2
P4	347 (0,25)	1184 (0,19)	3,4
P5	404 (0,13)	1429 (0,09)	3,5

TAB. 3.18 – Valeurs moyennes des taux de restitution d'énergie en modes purs (I et II)

Classe de charge au pic	β_I	β_{II}	Δa_c (mm)
P1	0,30 (0,23)	0,54 (0,02)	30 (0,23)
P2	0,34 (0,25)	0,52 (0,14)	28 (0,23)
P3	0,30 (0,18)	0,43 (0,33)	30 (0,18)
P4	0,31 (0,15)	0,43 (0,27)	31 (0,16)
P5	0,40 (0,13)	0,32 (0,16)	33 (0,12)

TAB. 3.19 – Valeurs moyennes des exposants β en modes purs et de Δa_c

Tout d'abord, on constate que les valeurs plateaux des courbes-R en mode I G_{RIc} et en mode II G_{RIIc} augmentent avec la charge au pic atteinte expérimentalement. La rupture en mode II nécessite un plus grand apport d'énergie que la rupture en mode I. Les valeurs annoncées dans le TAB. 3.18 sont cohérentes avec celles rencontrées dans la littérature pour de l'épicéa (cf. TAB. 3.14). Les ratios G_{RIIc} / G_{RIc} sont quasi-constants, variant entre 3,4 et 5,2. Les assemblages les plus faibles, pour lesquels la charge au pic expérimentale est la plus basse, présentent donc les propriétés de rupture les plus faibles. Il n'y a pas de tendance générale concernant l'évolution des exposants β_I et β_{II} avec la charge au pic. Il n'est pas non plus possible de conclure sur une comparaison entre le mode I et le mode II. Néanmoins, il peut être remarqué que ces valeurs sont du même ordre de grandeur, comprises entre 0,3 et 0,54. Enfin, la taille critique de la zone d'élaboration est constante quelle que soit la classe de charge au pic expérimentale, oscillant entre 28 et 33 mm.

En résumé, le classement des résultats en terme de force au pic a permis de mettre en évidence que la force ultime dépend fortement des propriétés de rupture (i.e., des courbes-R de mode pur) : plus les valeurs des résistances à la propagation de fissure en mode I et en mode II sont importantes, plus l'intensité de la force au pic sera grande. La raideur initiale élastique de l'assemblage, traduisant la bonne qualité du collage et des propriétés élastiques des matériaux mis en jeu dans l'assemblage, apparaît donc moins prépondérante que les propriétés de rupture pour l'estimation de la résistance à la propagation de fissure des assemblages et notamment de leur charge de ruine.

3.3.2 Estimation analytique de la longueur de fissure à la charge au pic

L'extremum (charge au pic) d'une courbe force-déplacement, dont la courbe de résistance est connue, est obtenu pour une longueur de fissure a_u solution de l'équation [95] :

$$\frac{G^*(a)'}{G^*(a)} = \frac{G'(a)}{G(a)} \quad \text{Eq. 3.23}$$

L'Eq. 3.23 intègre en une seule équation les deux conditions classiques au pic de charge :

- la résistance au pic est égale au taux de restitution d'énergie : $G^*(a) = G(a)$
- la dérivée de la courbe de résistance est égale à la dérivée de la fonction du taux de restitution d'énergie : $G^*(a)' = G(a)'$

La fonction $G^*(a)'/G^*(a)$ est établie à partir du critère semi-quadratique, défini en Eq. 3.21 et la fonction $G'(a)/G(a)$ est connue sur les bases des résultats de l'approche CCT. Elles sont toutes deux représentées sur la FIG. 3.44 et ces évolutions se réfèrent au spécimen LD8.

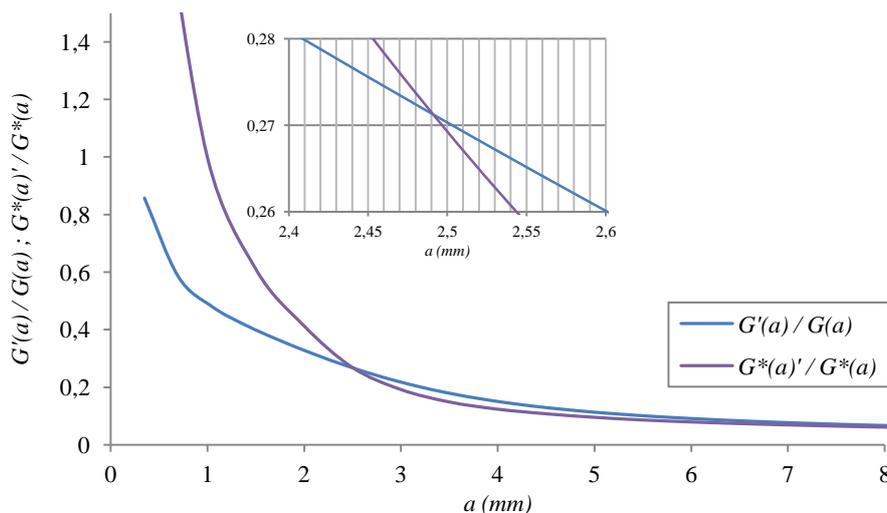


FIG. 3.44 – Estimation de la longueur de fissure à la charge au pic (réf. éprouvette : LD8)

L'intersection entre ces deux courbes correspond à la longueur de fissure à la charge au pic, où $a_u = 2,49$ mm. Il est intéressant de vérifier que la longueur de fissure correspondant au pic de charge se situe dans la partie croissante de la courbe de résistance. De plus, pour toute longueur de fissure $a > a_u$, on peut constater que $G'(a)/G(a) > G^*(a)'/G^*(a)$ ce qui correspond à une propagation de fissure instable en phase post-pic.

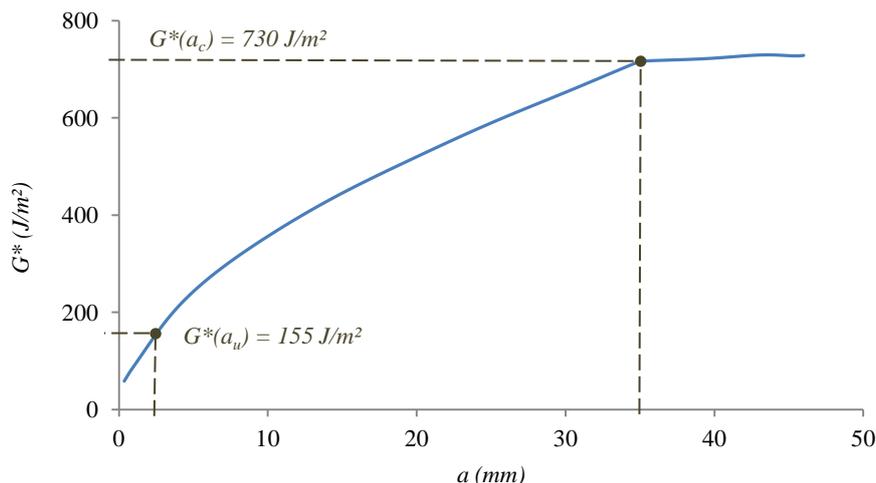


FIG. 3.45 – Courbe-R du spécimen LD8, évaluée à partir du critère semi-quadratique (Eq. 3.21)

Cet extremum intervient pour une résistance $G^*(a_u)$ très inférieure à la résistance $G^*(a_c)$ (FIG. 3.45). Ainsi, comme évoqué précédemment et attendu sur la base des travaux de Morel et al. [95], le pic de charge est obtenu en phase de développement de la phase d'élaboration, i.e. pour une longueur de fissure $a_u < a_c$ et une résistance à la propagation de fissure $G^*(a_u)$ inférieure à celle résultant de la combinaison (à travers le critère de rupture) des valeurs plateaux des courbes-R de mode pur G_{RIc} et G_{RIIc} .

Les critères de rupture disponibles actuellement dans la littérature ne s'appliquent qu'aux résistances plateaux [105], il s'avère impossible d'estimer une quelconque charge au pic à partir de ces critères. Le critère de rupture étendu à toute longueur de fissure (Eq. 3.15) semble donc trouver tout son intérêt dans le cas où les charges au pic doivent être estimées (approche de dimensionnement pour les bureaux d'études).

3.3.3 Estimation analytique de la charge au pic

L'estimation numérique de la charge au pic repose uniquement sur une méthode analytique. Le taux de restitution d'énergie peut être estimé de la manière suivante :

$$G(a) = \frac{P^2}{4\pi r} g(a) \quad \text{Eq. 3.24}$$

- P : charge appliquée au spécimen
 $g(a)$: fonction du taux de restitution d'énergie estimée à partir de l'approche CCT
avec $g(a) = \partial C(a) / \partial a = -R'(a) / R(a)$

La condition au pic de charge est obtenue pour $G^*(a_u) = G(a_u)$, soit :

$$G^*(a_u) = \frac{P_u^2}{4\pi r} \cdot g(a_u) \quad \text{Eq. 3.25}$$

$$P_u = \sqrt{\frac{4\pi r \cdot G_{tot}^*(a_u)}{g(a_u)}} \quad \text{Eq. 3.26}$$

Si cette démarche est, par exemple, appliquée à l'éprouvette LD8, la charge au pic évaluée numériquement est : $P_{u,num} = 7\,733$ N, pour une longueur de fissure $a_u = 2,49$ mm. Expérimentalement, cette charge au pic vaut : $P_{u,exp} = 8\,080$ N (soit un écart relatif de 4% entre valeurs expérimentale et numérique). Ce résultat montre que, sur la base du critère de rupture semi-quadratique, à partir de la connaissance des propriétés de rupture du matériau (courbes-R de mode pur) et des taux de restitution d'énergie, les forces au pic peuvent être évaluées correctement sur la base d'une simple formulation analytique, et le comportement mécanique des assemblages peut être retrouvé par le biais de calculs *EF* (FIG. 3.46).

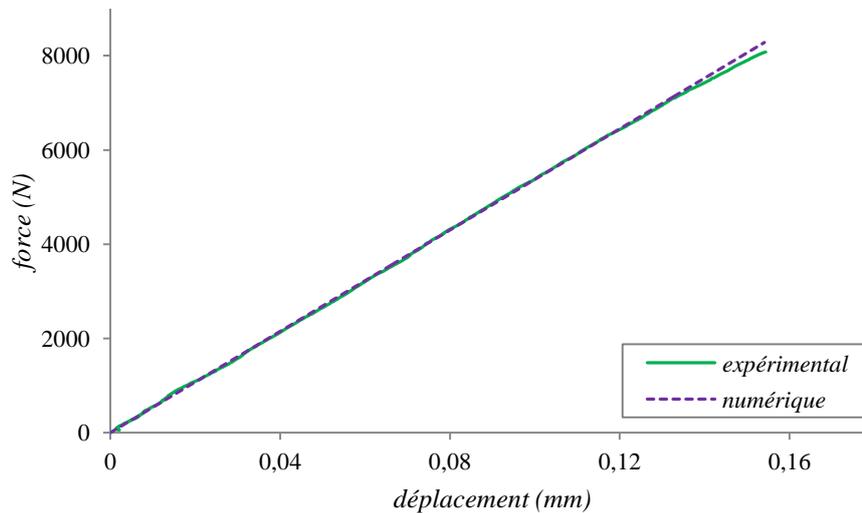


FIG. 3.46 – Confrontation des courbes force-déplacement expérimentale et numérique (réf. éprouvette LD8)

3.4 SYNTHÈSE

Ce chapitre consistait donc à modéliser par éléments finis les essais en configurations pull-compression et pull-pull et à calibrer le modèle en élasticité linéaire. La calibration passe par la reproduction des conditions des dispositifs expérimentaux et par la connaissance précise des caractéristiques mécaniques intrinsèques aux matériaux constitutifs des assemblages, à savoir le bois, l'adhésif et l'acier.

Le premier résultat révèle une similitude entre valeurs numériques des raideurs initiales et valeurs expérimentales les plus hautes (fractile à 95%, témoignant d'un collage parfait). Le second constat porte sur la distribution des contraintes sur la zone de rupture (interface bois/adhésif), où une prédominance des contraintes normales transverses (σ_{π}) est remarquée en tête de collage, avant

l'apparition des contraintes de cisaillement (σ_{rz}). Ainsi, bien que le mode de sollicitation macroscopique de ces assemblages soit le cisaillement, l'étude des champs de contraintes à l'interface bois/adhésif indique un mode de ruine mixte, faisant intervenir du mode II, lié à la contrainte de cisaillement σ_{rz} , mais également du mode I (ouverture de fissure) lié à la contrainte normale transverse de traction σ_{rr} . Il est vérifié que ce résultat n'est pas un artefact des choix de modélisation : le filetage de la tige ou encore la géométrie de la plaque du bâti en configuration pull-compression ne modifient pas l'état de contraintes à l'interface bois/adhésif. En effet, sur ces deux simulations supplémentaires, les contraintes normales sont prépondérantes en tête de fissuration.

Dans la suite, une modélisation de la rupture des assemblages fondée sur une ruine en mode mixte (I+II) est alors proposée et s'appuie sur les concepts de la Mécanique Linéaire Elastique équivalente de la Rupture, notée *MLEReq*.

Des cycles de charge-endommagement-décharge sur un assemblage élémentaire permettent de conclure que le développement de la zone d'élaboration et la propagation de la fissure principale avec sa zone d'élaboration peut être caractérisé par la diminution de la raideur (élastique) du spécimen. Les outils de la *MLEReq* sont ainsi utilisés pour établir les courbes de résistance de ces assemblages.

L'approche « Crack Closure Technique » est une méthode de calcul EF permettant le découplage des modes de ruine. En effet, les premiers résultats en élasticité linéaire ayant mis en évidence l'existence de contraintes normales et de cisaillement, il apparaît judicieux de connaître la contribution du mode I et du mode II dans le processus de rupture des assemblages. Les parts des modes I et II dans le taux de restitution d'énergie totale sont ainsi établies : $G(a) = G_I(a) + G_{II}(a)$.

La suite consiste donc à établir un critère de rupture applicable à la rupture en mode mixte (I et II). Les critères de rupture, disponibles dans la littérature, pour lesquels les courbes de résistance sont estimées, sont applicables uniquement aux valeurs plateaux des résistances. Cependant, le pic de charge est généralement atteint dans la phase de croissance de la zone d'élaboration, à savoir dans la partie croissante de la courbe-R. Cette étude étant destinée à des professionnels, il est important de pouvoir aboutir à une formulation de dimensionnement, utilisable entre autres par les bureaux d'études, et permettant une estimation de la charge au pic. Il est donc nécessaire d'utiliser un critère en mode mixte, applicable à l'ensemble du comportement courbe-R (phase croissante régie par une loi puissance, suivie de la résistance plateau). Le critère de rupture semi-quadratique s'ajuste à nos données expérimentales, et il est alors possible, à partir de valeurs raisonnables de propriétés à rupture de l'épicéa de retrouver le comportement courbe-R de tels assemblages.

Cette méthode de calcul permet d'aboutir à une méthode de dimensionnement, étant donné que la charge à rupture est retrouvée analytiquement. Toutefois, il est important de noter que l'estimation de la charge au pic est tributaire des calculs *EF*. Pour que la formule de dimensionnement soit utilisable par les professionnels, il faudrait changer les dimensions des substrats dans le modèle. Il serait intéressant de le rendre totalement adimensionnel, afin d'examiner l'influence de la section du bois, de

la longueur de collage, du diamètre du goujon, ou encore les paramètres de la colle, sur les propriétés de rupture à mettre en jeu. En effet, un changement de dimensions aura sûrement pour effet de changer les propriétés à rupture. A terme, ce critère permettra de créer des abaques de dimensionnement utilisables par les professionnels de la filière. A partir de la connaissance des dimensions des substrats et des caractéristiques des matériaux, le critère permettra d'évaluer la charge au pic nécessaire à l'extraction du goujon.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Conclusion Générale

Le but principal de ce travail consistait à appréhender les mécanismes gouvernant la rupture des assemblages par goujons collés et d'en proposer une méthode de calcul. Afin d'atteindre cet objectif, l'étude a été divisée en deux parties. Dans le Chapitre 2, une démarche expérimentale rigoureuse et reproductible est présentée. Il était question de mettre en place un dispositif expérimental pour l'étude du comportement mécanique d'un assemblage élémentaire. Le choix de cette géométrie fut justifié par sa facilité de mise en œuvre et par la possibilité de réaliser des mesures localisées. En effet, la mesure du déplacement relatif entre substrat bois et tiges filetées est difficilement envisageable sur une poutre en dimension structurale multi-renforts. Ensuite, le Chapitre 3 s'articule autour de la modélisation par éléments finis des configurations expérimentales, et de la proposition d'un critère de rupture en mode mixte permettant l'estimation de la charge au pic de ces assemblages. L'approche numérique permet de révéler d'importantes informations sur le comportement à rupture de tels assemblages, difficilement évaluables par le biais unique des seules expériences. D'autre part, le travail sur deux adhésifs époxydes, deux tailles d'éprouvettes différentes et sur deux essences nous amènent à formuler des conclusions sur le comportement à rupture des assemblages par goujons collés.

Le Chapitre 2 est donc consacré aux matériaux et techniques expérimentales de l'étude. Afin de distinguer les effets des adhésifs massiques de ceux des interfaces substrat/colle, nous avons étudié en parallèle le comportement des assemblages collés et ceux de la résine seule. Nous avons ainsi caractérisé en détail les adhésifs EPR et EPS, en s'intéressant non seulement à leurs caractéristiques mécaniques (module d'élasticité et résistance en traction), mais également aux transitions moléculaires intervenant avec la température. Nous avons ainsi démontré que l'adhésif EPR présentait une transition de phase s'amorçant autour des 40°C, limitant ainsi son usage en structure.

De nombreux travaux expérimentaux, présentant le comportement instantané des assemblages par goujons collés, sont disponibles dans la littérature. Cependant, dans une grande majorité des essais, l'instrumentation mise en place ne permet pas une mesure exacte des déplacements entre substrats, limitant ainsi la connaissance de grandeurs mécaniques telles que la raideur initiale. Les méthodes et protocoles de préparation des éprouvettes massiques et des assemblages collés ont été décrits car leur maîtrise constitue une condition indispensable à la reproductibilité des résultats. L'instrumentation des assemblages autorise une mesure précise du déplacement relatif aux substrats bois et tige filetée.

L'influence de paramètres, tels que la longueur de collage, la configuration d'essai ou encore la température d'exposition, sur la réponse mécanique des assemblages est estimée via les raideurs et les résistances. Pour des conditions climatiques ambiantes ($T = 20^{\circ}\text{C}$) et un assemblage optimisé, le mode de ruine est observé dans le bois proche du joint de colle (rupture adhésive à l'interface bois/adhésif). Les essais en température révèlent la nécessité de connaître précisément les propriétés thermiques intrinsèques aux adhésifs employés. En effet, les propriétés mécaniques des assemblages peuvent chuter fortement dès lors que la température d'exposition dépasse la température de transition vitreuse du polymère utilisé (provoqué par une augmentation de son caractère visqueux). Dans le cas de l'adhésif EPR, une diminution importante de la contrainte de cisaillement ainsi que des raideurs est observée dès $30-40^{\circ}\text{C}$. Un changement dans le mode de ruine de tels assemblages est également constaté, puisqu'à partir de 40°C la rupture se produit au sein même du joint de colle (rupture dite cohésive). Dans le cas de l'adhésif EPS, aucun changement significatif n'est distingué concernant l'évolution de la contrainte en cisaillement, qui reste quasi-constante quelle que soit la température d'exposition. La rupture de ces assemblages reste la même, i.e. dans le bois proche du joint de colle. En revanche, une diminution des raideurs initiales est remarquée dès 60°C . Au travers de nos différentes campagnes expérimentales, menées sur des assemblages collés au moyen de deux adhésifs époxydes, il s'est avéré que leur comportement mécanique est étroitement lié aux caractéristiques intrinsèques de l'adhésif employé. En effet, que ce soit lors d'essais à température ambiante ou encore lors des essais pour lesquels la température variait, l'adhésif demeure le maillon faible de l'assemblage si ses propriétés mécaniques et thermiques sont insuffisantes pour un collage en structure. La température de transition vitreuse de l'adhésif est la caractéristique déterminante quand il s'agit d'une utilisation structurale d'un polymère. Il est maintenant évident que cette donnée doit apparaître sur les fiches techniques des fabricants, étant ainsi un critère de choix pour l'usage en structure d'un produit par les bureaux d'études.

Dans le Chapitre 3, l'objectif était de reproduire les diverses configurations expérimentales par l'intermédiaire d'un modèle aux éléments finis. La première étape de calibration du modèle se fait en élasticité linéaire, de manière à ajuster la raideur numérique à celle obtenue à partir des essais expérimentaux. Cette étape est facilement réalisable car les caractéristiques intrinsèques aux matériaux mis en jeu sont précisément connues. La phase de calibration achevée, il est alors possible d'étudier l'état de contraintes à l'interface bois/adhésif (localisation de la rupture constatée expérimentalement). Les simulations *EF* révèlent une contrainte normale sept fois plus élevée que la contrainte de cisaillement en tête de collage le long de l'interface bois/adhésif, et ce quelle que soit la configuration d'essai étudiée. Or, cette tendance s'inverse à partir de 2 millimètres en arrière du collage. Ainsi, malgré une configuration cinématique d'essai en cisaillement, les contraintes normales à l'interface apparaissent prépondérantes en tête de collage. Ce résultat laisse présager la nécessité d'utiliser un critère de rupture en mode mixte (mode I + mode II) afin de caractériser le processus complet de

rupture des assemblages, et non plus un simple critère en mode II pur comme utilisé fréquemment. Pour cela, une modélisation de la rupture des assemblages fondée sur une ruine en mode mixte (I + II) est proposée et s'appuie sur les concepts de la Mécanique Linéaire Élastique équivalente de la Rupture, permettant l'élaboration de courbes de résistance. L'approche « Crack Closure Technique » (CCT) permet de connaître la part de chaque mode de ruine dans le processus de rupture en mode mixte. En effet, les résultats en élasticité linéaire ont mis en lumière l'existence de contraintes normales et de cisaillement. Il apparaît donc judicieux de connaître la contribution du mode I et du mode II dans le processus de rupture des assemblages. Les parts des modes I et II dans le taux de restitution d'énergie totale sont alors connues. Il est important de noter que la mixité des modes n'est jamais constante quelle que soit la longueur de fissure, amenant à la construction de courbes de résistance. La suite de l'étude consiste à établir un critère de rupture applicable à la rupture en mode mixte. Le critère habituellement utilisé pour les valeurs plateaux de la courbe de résistance est ici étendu à toute longueur de fissure, de façon à estimer la charge au pic atteinte dans la phase de croissance de la zone d'élaboration. Quarante cinq assemblages en épicéa sont analysés. A partir des propriétés de rupture raisonnables de l'épicéa en mode pur ($G_{RIC} = 260 \text{ J/m}^2$ et $G_{RIIC} = 1\,043 \text{ J/m}^2$ en valeurs moyennes), le critère de rupture est vérifié sur l'ensemble des éprouvettes testées. Cette approche permet de fournir une méthode rigoureuse pour retrouver la charge au pic, ce qui constitue un résultat encourageant pour la suite des investigations.

Ce modèle est donc fondé sur les outils de la mécanique de la rupture, alors que les modèles actuels sont pour la plupart basés sur des approches phénoménologiques. Il présente l'avantage de permettre une estimation précise de la charge de ruine des assemblages par goujons collés, nécessaire à leur dimensionnement, ce qui représente aujourd'hui une avancée significative dans ce domaine.

Perspectives

Le couplage des études expérimentales et numériques permet une meilleure compréhension du mécanisme pilotant la rupture instantanée des assemblages par goujons collés. Au-delà des résultats encourageants, il nous semble opportun de présenter ici des perspectives sur les aspects de l'expérimentation et de la modélisation.

Il est important de construire des bases de données expérimentales contenant des descriptions détaillées des conditions de réalisation et une caractérisation complète (thermique et mécanique) de l'adhésif employé, sans lesquelles l'élaboration d'un modèle est difficilement réalisable.

Le critère de rupture en mode mixte semble montrer des résultats très pertinents sur les 45 assemblages en épicéa, pour une température d'exposition de 20°C. En effet, les ruptures expérimentales ayant été constatées dans le bois proche de l'interface bois/adhésif, le critère est fondé sur les propriétés de rupture de l'épicéa, conformément aux valeurs de la littérature. Cependant, cette méthode d'analyse a été uniquement testée sur une essence et un adhésif. Au vue de l'importante base

de données expérimentales obtenue sur le chêne, il serait utile de poursuivre l'analyse sur cette essence également, afin d'asseoir le critère de rupture en mode mixte sur l'étude d'un feuillu. Il serait très utile d'estimer expérimentalement les propriétés de rupture de plusieurs essences. A l'heure actuelle, un nombre restreint de travaux indique seulement les propriétés de rupture de l'épicéa, du pin sylvestre et du pin maritime.

Etant donné que cette caractérisation est effectuée à partir de modèle de comportement mécanique localisé, l'effet de taille ou de changement d'échelle peut être interprété de façon rationnelle, c'est-à-dire qu'il est ensuite possible d'estimer la tenue des collages pour différentes configurations utilisées en construction par les professionnels. En effet, en rendant par exemple le modèle par éléments finis adimensionnel, il est alors possible d'appliquer la même démarche et ainsi de définir des valeurs seuils d'énergie de rupture du bois. A partir d'un calcul analytique, la charge au pic nécessaire à l'extraction du goujon est ainsi retrouvée. Les méthodologies proposées pourront être utiles comme support pour le développement d'abaques de dimensionnement, en utilisant les méthodes d'essais et les critères d'analyse que nous avons développés. Cette contribution peut être utile aussi bien sur le plan scientifique que pratique.

Bien que fournissant des données sur le mécanisme de rupture instantané des assemblages par goujons collés, les aspects concernant la durée de vie n'ont pas été abordés. L'assemblage multi matériaux, et donc multi propriétés, peut subir des endommagements localisés aux interfaces collées. En effet, sous plusieurs cycles thermiques et hydriques, le polymère est probablement soumis à des contraintes de fatigue dues aux déformations relatives des matériaux, ce qui peut réduire considérablement la résistance à long terme du collage. En ce qui concerne la résistance au feu, la résistance en situation d'incendie de tels assemblages semble être directement corrélée à l'épaisseur du bois qui le protège, mais aussi à la température de transition vitreuse du polymère employé. Les comportements à long terme et en situation d'incendie nécessitent encore de nouvelles investigations, afin de répondre aux questions résiduelles des bureaux de contrôle concernant la durabilité de ce procédé de réparation des structures bois.

ANNEXES

Annexe A : Chimie des résines époxydes

Annexe B : Classe de qualité du filetage

Annexe C : Essais sur de grandes dimensions

Annexe D : Résultats des simulations

Annexe E : Construction du plan d'expérience

Annexe F : Modification des propriétés élastiques des substrats

Annexe G : Courbes de résistance $G^ = f(a)$*

Annexe H : Confrontation des critères de rupture

Annexe I : Convergence du critère semi-quadratique

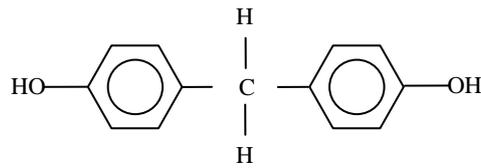


FIG. A.2 – Formulation chimique du bisphénol F

A.2 Réticulation avec un durcisseur

Dans la plupart des cas, un durcisseur agit sur le précurseur époxyde pour former un réseau tridimensionnel. Comme les groupes époxydes sont très réactifs, ces produits peuvent réagir avec un grand nombre de substances. Le mécanisme de réticulation le plus fréquent est obtenu par l'action d'amines aliphatiques sur le précurseur époxyde, et est schématisé sur la FIG. A.3.

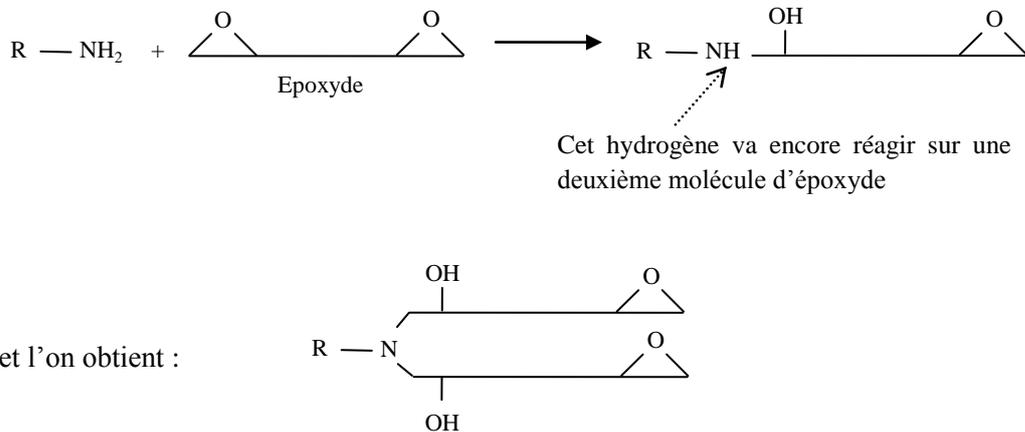


FIG. A.3 – Schématisation de la réaction d'un précurseur époxyde avec les amines

Les deux autres groupes époxydes qui subsistent pourront réagir sur d'autres molécules d'amine et les liaisons vont alors se développer dans les trois dimensions. La réticulation des époxydes peut être aussi obtenue (ou complétée) par action des anhydrides d'acides.

Annexe B : Classe de qualité du filetage

La classe de qualité du filetage est un paramètre important dans le choix d'une tige filetée. En effet, il va directement influencer sur le comportement mécanique des assemblages bois par goujons collés. La FIG. B.1 présente deux courbes expérimentales obtenues lors d'essais en configuration « pull-compression » sur les assemblages par goujons collés. Les deux échantillons ont la même longueur collée (50 mm) ; la même essence de bois et le même adhésif sont utilisés pour les deux. Seule la classe de qualité de la tige filetée varie (4.6 et 8.8).

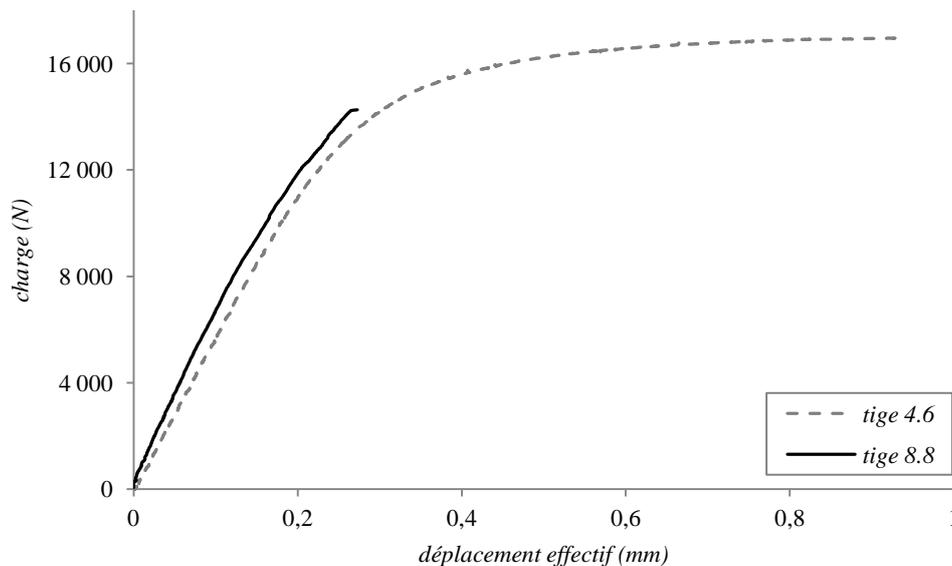


FIG. B.1 – Effet de la classe du filetage sur la réponse mécanique de l'assemblage

La réponse mécanique de l'assemblage est dépendante de la classe de filetage choisie pour le goujon de l'assemblage. La modification de la raideur initiale effective (pente du domaine linéaire) est négligeable. Cependant, le comportement à rupture de l'assemblage est fortement modifié. Au vu des charges à appliquer pour l'extraction du goujon de l'assemblage lors des essais, l'utilisation d'une tige avec une classe de filetage suffisante (8.8) empêche la plastification de cette dernière et rend le comportement de l'assemblage quasi-fragile.

Annexe C : Essais sur de grandes dimensions

Bois	Essence	Epicéa
	Humidité d'équilibre	12 %
	Masse volumique moyenne	400 kg/m ³
	Section	90 90 mm ²
	Hauteur	150, 175, 200 et 250 mm
Renfort	Type	Tige filetée en acier
	Diamètre	18 mm
	Qualité	8.8
Adhésif	Type	EPM
	Epaisseur	2 mm
	Longueur de collage	50, 75, 100 et 150 mm
Nombre de spécimens testés		36
Configuration des essais		Pull-compression



FIG. C.1 – Lot testé



FIG. C.2 – Dispositif expérimental

L'ensemble des spécimens testés présente une rupture à l'interface bois/adhésif avec une extraction non négligeable de bois proche du joint de colle.



FIG. C.3 – Faciès de rupture des assemblages de grandes dimensions

Ces essais permettent de caractériser l'effet de la longueur de scellement sur les propriétés mécaniques des assemblages. Les résultats par longueur sont donnés dans le tableau ci-dessous :

l_a (mm)	Nombre	R_{eff} (kN/mm)	P_u (kN)	τ_u (MPa)
50	9	182 (0,19)	29 (0,12)	8,3 (0,12)
75	9	200 (0,21)	52 (0,11)	10,1 (0,11)
100	9	195 (0,17)	62 (0,13)	9,0 (0,13)
150	9	235 (0,09)	81 (0,09)	7,8 (0,09)

Annexe D : Résultats des simulations

D.1 Assemblages collés au moyen de la résine EPS

D.1.1 Epicéa

Rappels des valeurs d'entrée du modèle :

- Bois : Epicéa
- Goujon : Acier, modélisation d'une tige lisse
- Adhésif : EPS
- Configuration d'essai : pull-compression

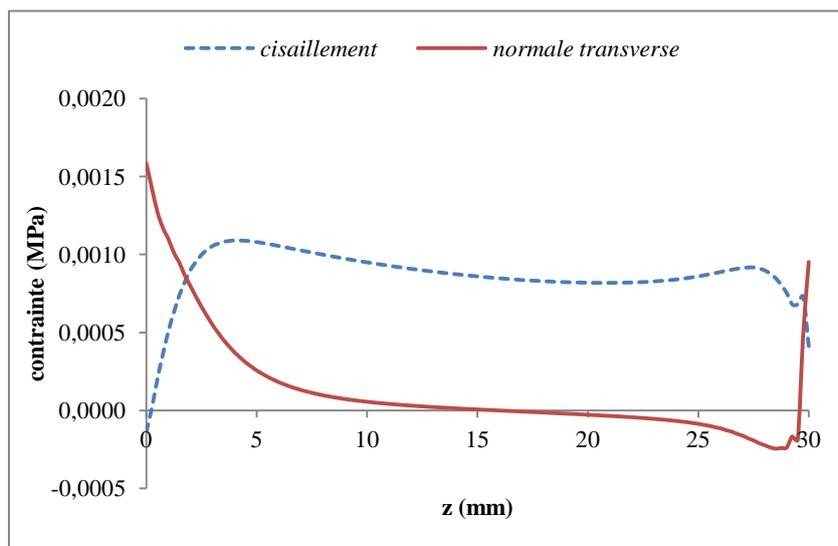
Résultats – Raideurs effectives (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	60	70	70
Valeur numérique	52	66	71

Résultats – Raideurs en fond d'ancrage (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	95	152	170
Valeur numérique	84	146	199

Evolution des contraintes à l'interface bois/colle – Exemple pour une longueur collée de 30 mm :



z (mm)	1,0
$\sigma_{\tau\tau} / \tau_{\tau z}$	2,1

z (mm)	1,75
$\sigma_{\tau\tau} / \tau_{\tau z}$	1,0

z (mm)	2
$\sigma_{\tau\tau} / \tau_{\tau z}$	0,9

D.1.2 Chêne

Rappels des valeurs d'entrée du modèle :

- Bois : Chêne
- Goujon : Acier, modélisation d'une tige lisse
- Adhésif : EPS
- Configuration d'essai : pull-compression

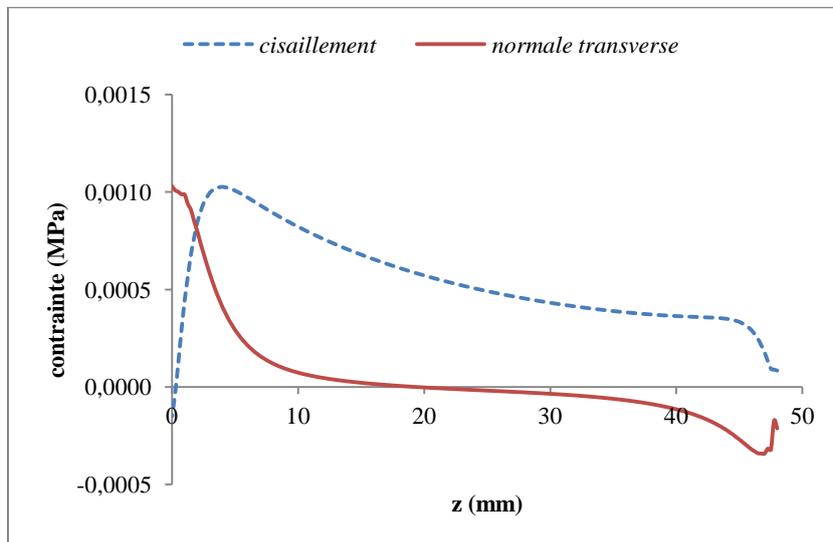
Résultats – Raideurs effectives (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	67	82	79
Valeur numérique	64	79	84

Résultats – Raideurs en fond d'ancrage (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	123	186	333
Valeur numérique	119	229	345

Evolution des contraintes à l'interface bois/colle – Exemple pour une longueur collée de 50 mm :



z (mm)	1,0
σ_{π} / τ_{vz}	2,2

z (mm)	1,75
σ_{π} / τ_{vz}	1,1

z (mm)	2
σ_{π} / τ_{vz}	0,9

D.2 Assemblages collés au moyen de la résine EPR

D.2.1 Configuration pull-compression

Rappels des valeurs d'entrée du modèle :

- Bois : Epicéa
- Goujon : Acier, modélisation d'une tige lisse
- Adhésif : EPR
- Configuration d'essai : pull-compression

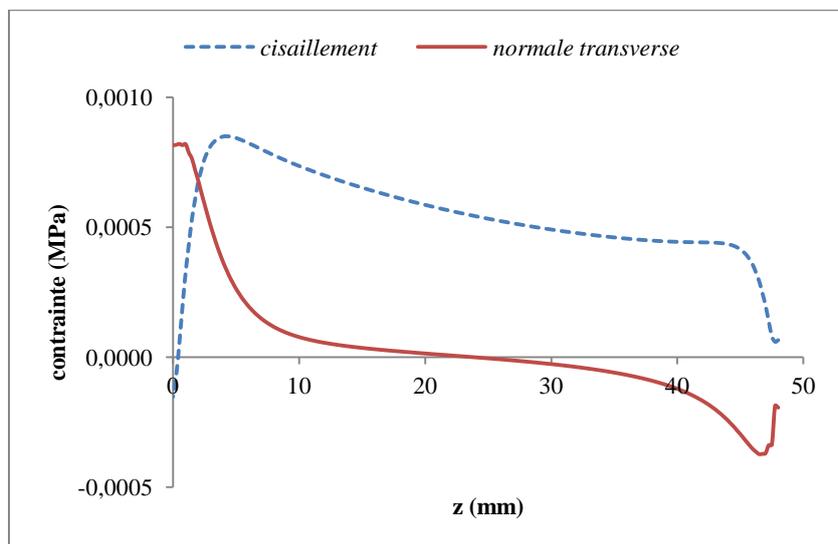
Résultats – Raideurs effectives (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	40	48	68
Valeur numérique	39	55	62

Résultats – Raideurs en fond d'ancrage (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	57	85	160
Valeur numérique	56	104	149

Evolution des contraintes à l'interface bois/colle – Exemple pour une longueur collée de 50 mm :



z (mm)	1,0
$\sigma_{\text{II}} / \tau_{\text{Iz}}$	2,5

z (mm)	1,75
$\sigma_{\text{II}} / \tau_{\text{Iz}}$	1,2

z (mm)	2
$\sigma_{\text{II}} / \tau_{\text{Iz}}$	1,0

D.2.2 Configuration pull-pull

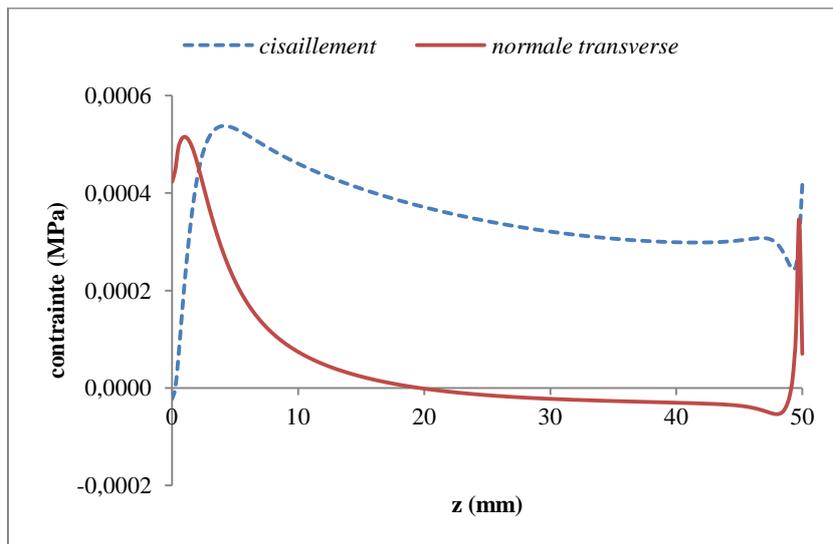
Rappels des valeurs d'entrée du modèle :

- Bois : Epicéa
- Goujon : Acier, modélisation d'une tige lisse
- Adhésif : EPR
- Configuration d'essai : pull-pull

Résultats – Raideurs effectives (exprimées en kN/mm) :

Longueur de collage (mm)	15	30	50
Valeur expérimentale au fractile à 95%	55	72	76
Valeur numérique	63	71	78

Evolution des contraintes à l'interface bois/colle – Exemple pour une longueur collée de 50 mm :



z (mm)	1,0
σ_{rr} / τ_{rz}	2,4

z (mm)	1,75
σ_{rr} / τ_{rz}	1,2

z (mm)	2
σ_{rr} / τ_{rz}	1,1

Annexe E : Construction du plan d'expérience

N° ESSAI	FACTEURS											
	E _L (MPa)	E _R (MPa)	E _T (MPa)	v _{LR}	v _{RT}	v _{LT}	G _{LR} (MPa)	E _{acier} (MPa)	v _{acier}	E _{colle} (MPa)	v _{colle}	
1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
2	-1	-1	-1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0
3	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	1
4	-1	0	0	0	-1	-1	-1	0	0	0	0	1
5	-1	0	0	0	0	0	0	1	1	1	1	-1
6	-1	0	0	0	1	1	1	-1	-1	-1	-1	0
7	-1	1	1	1	-1	-1	-1	1	1	1	1	0
8	-1	1	1	1	0	0	0	-1	-1	-1	-1	1
9	-1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0	-1
10	0	-1	0	1	-1	0	1	-1	0	1	1	-1
11	0	-1	0	1	0	1	-1	0	1	-1	-1	0
12	0	-1	0	1	1	-1	0	1	-1	0	1	1
13	0	0	1	-1	-1	0	1	0	1	-1	1	1
14	0	0	1	-1	0	1	-1	1	-1	0	-1	-1
15	0	0	1	-1	1	-1	0	-1	0	1	0	0
16	0	1	-1	0	-1	0	1	1	-1	0	0	0
17	0	1	-1	0	0	1	-1	-1	0	1	1	1
18	0	1	-1	0	1	-1	0	0	1	-1	-1	-1
19	1	-1	1	0	-1	1	0	-1	1	0	-1	-1
20	1	-1	1	0	0	-1	1	0	-1	1	0	0
21	1	-1	1	0	1	0	-1	1	0	-1	1	1
22	1	0	-1	1	-1	1	0	-1	1	1	1	1
23	1	0	-1	1	0	-1	1	0	0	-1	-1	-1
24	1	0	-1	1	1	0	-1	-1	1	0	0	0
25	1	1	0	-1	-1	1	0	1	0	-1	0	0
26	1	1	0	-1	0	-1	1	-1	1	0	1	1
27	1	1	0	-1	1	0	-1	0	-1	1	-1	-1
Niveau -	10 290	815	500	0,35	0,44	0,39	700	162 350	0,27	3 840	0,30	
Niveau 0	11 430	905	560	0,39	0,49	0,43	780	180 390	0,30	4 270	0,34	
Niveau +	12 570	995	620	0,43	0,54	0,47	860	198 430	0,33	4 700	0,38	

Influence des propriétés mécaniques sur les raideurs pour une longueur collée de 15 mm :

Effet sur la raideur effective		Effet sur la raideur en fond d'ancrage	
E _{acier}	50 %	G _{LR}	55 %
G _{LR}	30 %	E _{adhésif}	35 %

Influence des propriétés mécaniques sur les raideurs pour une longueur collée de 30 mm :

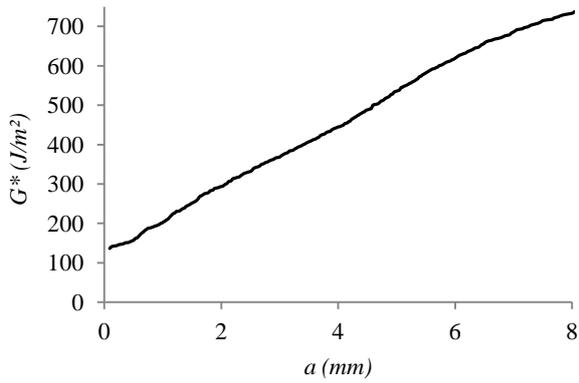
Effet sur la raideur effective		Effet sur la raideur en fond d'ancrage	
E _{acier}	70 %	G _{LR}	75 %
G _{LR}	20 %	E _{adhésif}	20 %

Influence des propriétés mécaniques sur les raideurs pour une longueur collée de 50 mm :

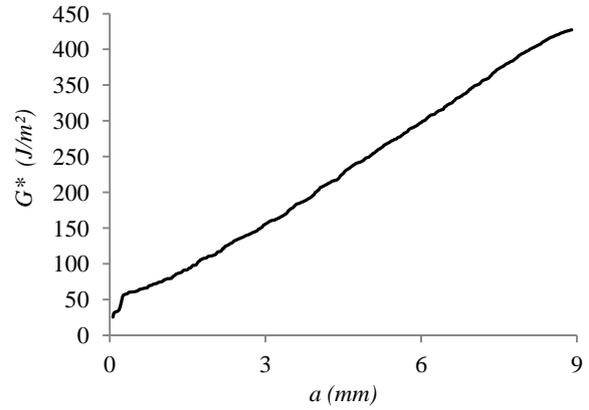
Effet sur la raideur effective		Effet sur la raideur en fond d'ancrage	
E _{acier}	80 %	G _{LR}	80 %
G _{LR}	15 %	E _{adhésif}	10 %

Annexe F : Modification des propriétés élastiques des substrats

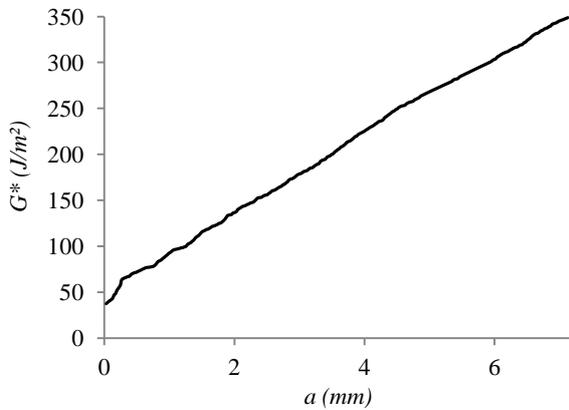
	Classe de raideur	1	2	3	4	5
Epicéa	ρ (kg/m ³)	370	375	410	395	435
	E_L (MPa)	9 680	9 900	11 385	10 810	12 395
	E_R (MPa)	805	820	900	870	960
	E_T (MPa)	480	490	560	530	605
	G_{LR} (MPa)	690	700	775	745	825
	ν_{LR}	0,39	0,39	0,39	0,39	0,38
	ν_{RT}	0,50	0,50	0,49	0,49	0,49
	ν_{LT}	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43
Goujon	E (MPa)	180 390	180 390	180 390	180 390	180 390
	ν	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
Adhésif	$E_{effectif}$ (MPa)	1 000	1 200	1 350	1 900	2 500
	ν	0,343	0,343	0,343	0,343	0,343
Raideurs	R_{num} (N/mm)	52 055	55 010	58 360	62 160	67 345
	R_{exp} (N/mm)	51 760	55 115	58 140	62 030	67 435

Annexe G : Courbes de résistance $G^* = F(A)$ 

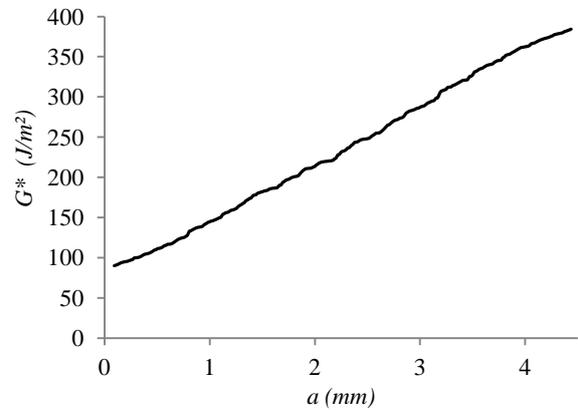
Réf. éprouvette : LD1



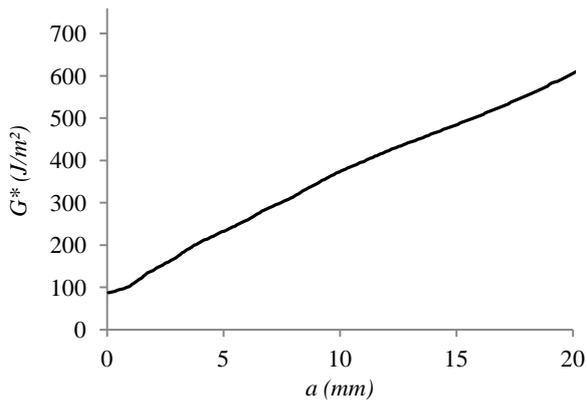
Réf. éprouvette : LD3



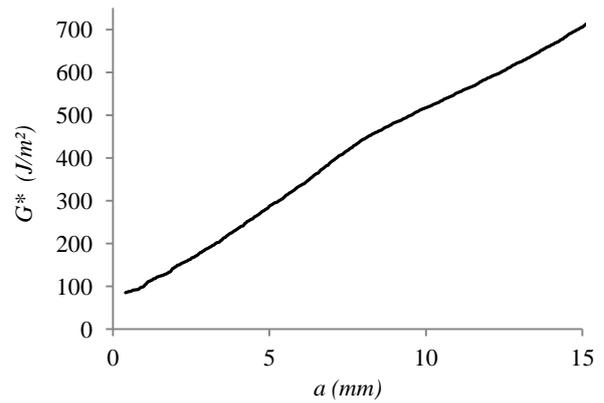
Réf. éprouvette : LD6



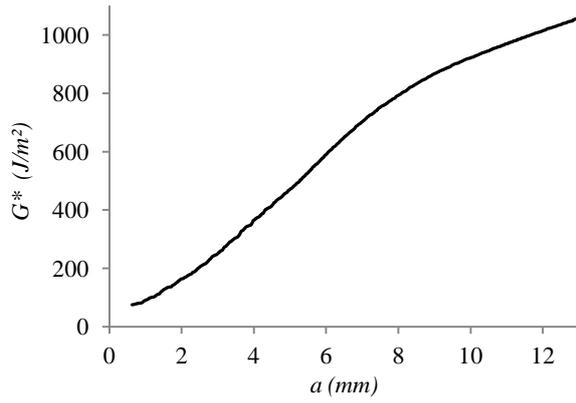
Réf. éprouvette : LD9



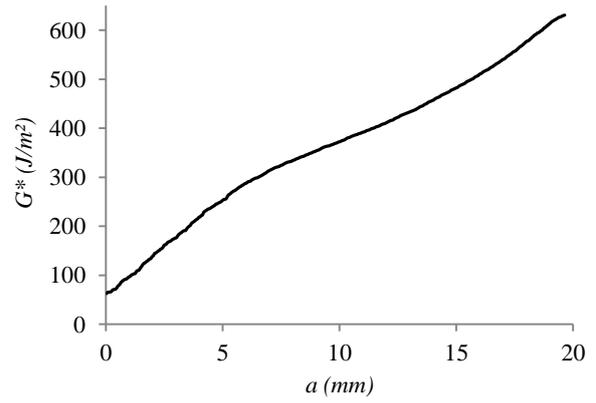
Réf. éprouvette : LD10



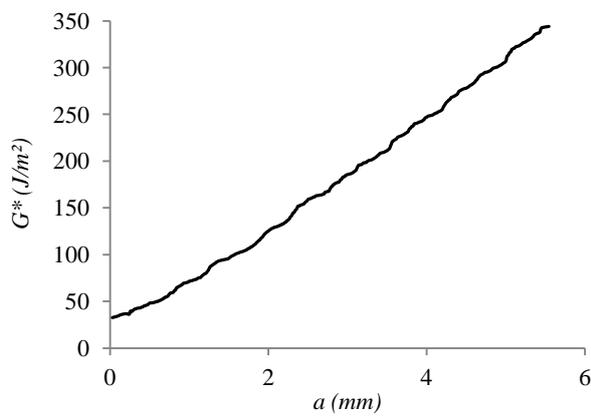
Réf. éprouvette : LD12



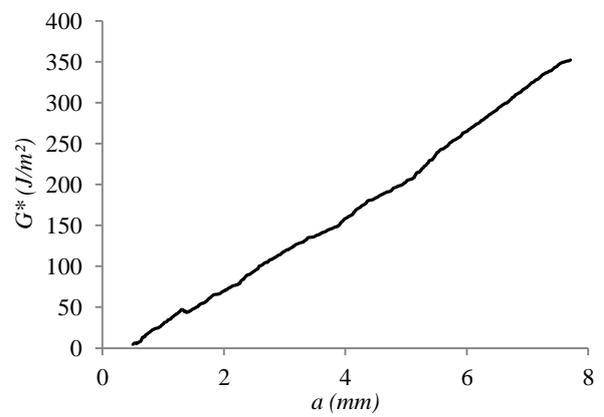
Réf. éprouvette : LD15



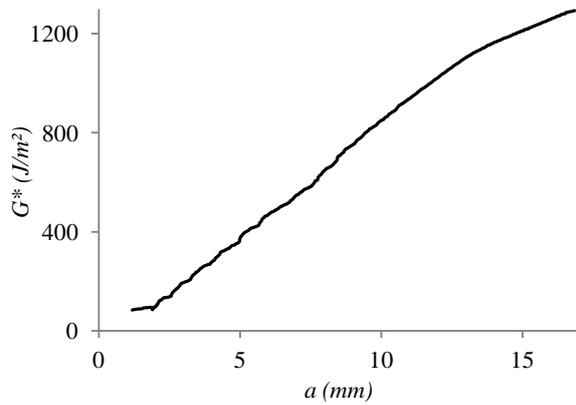
Réf. éprouvette : LD18



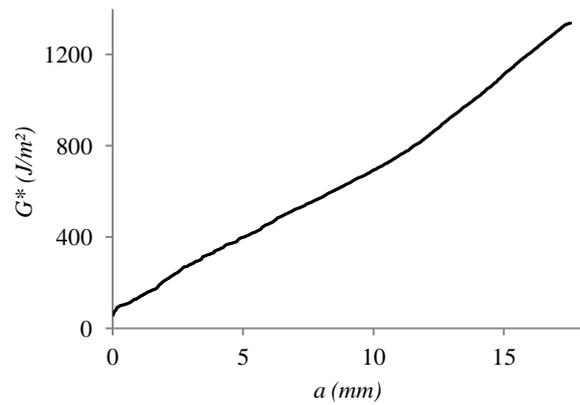
Réf. éprouvette : LD19



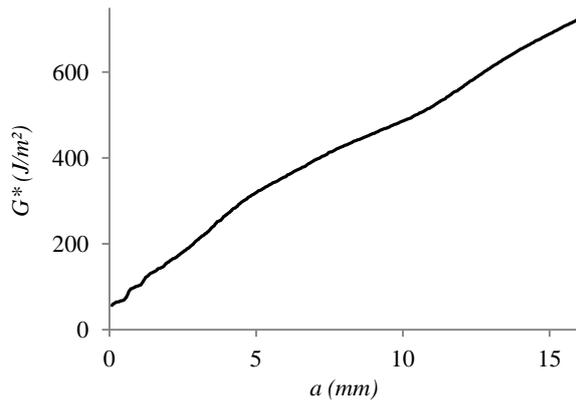
Réf. éprouvette : LD21



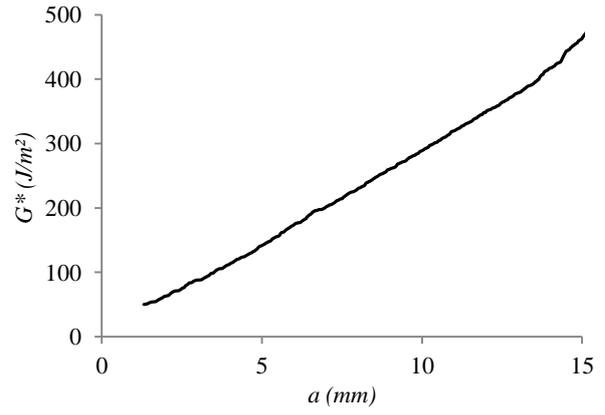
Réf. éprouvette : LD24



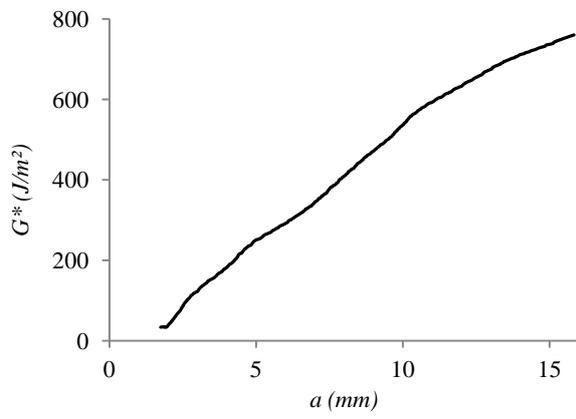
Réf. éprouvette : LD25



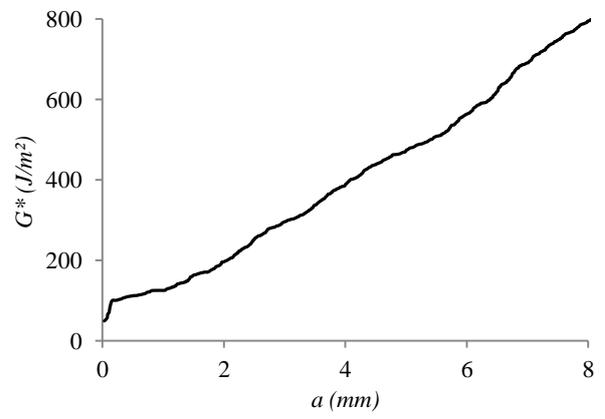
Réf. éprouvette : LD28



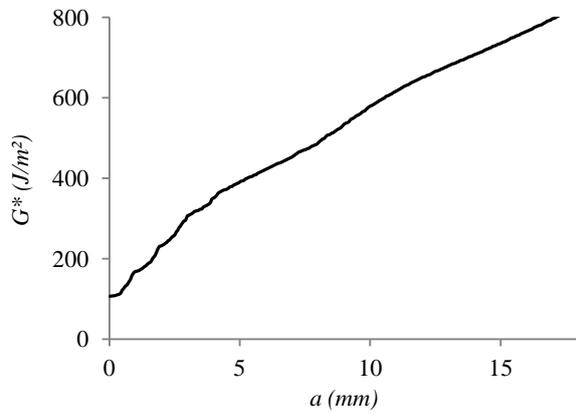
Réf. éprouvette : LD30



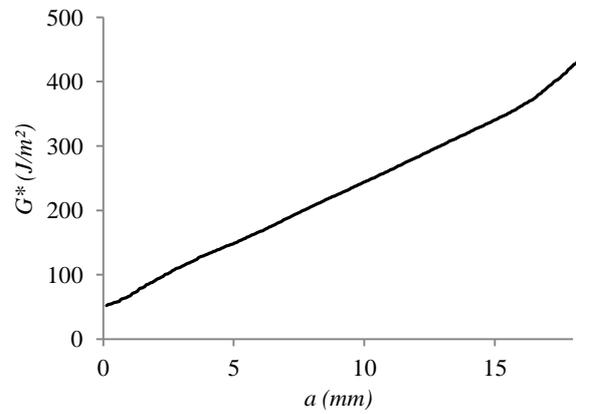
Réf. éprouvette : LD34



Réf. éprouvette : LD39

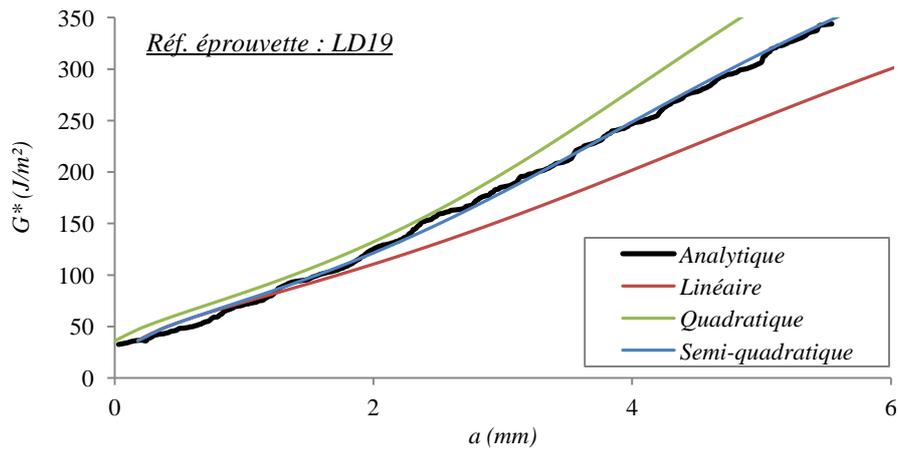
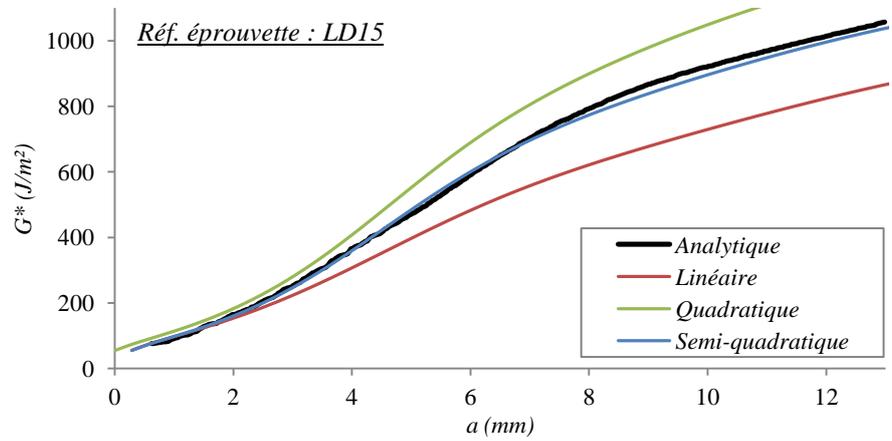
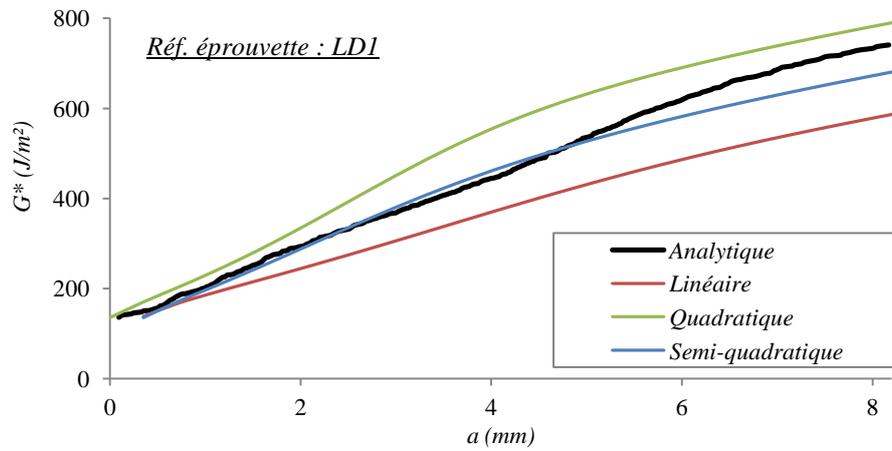


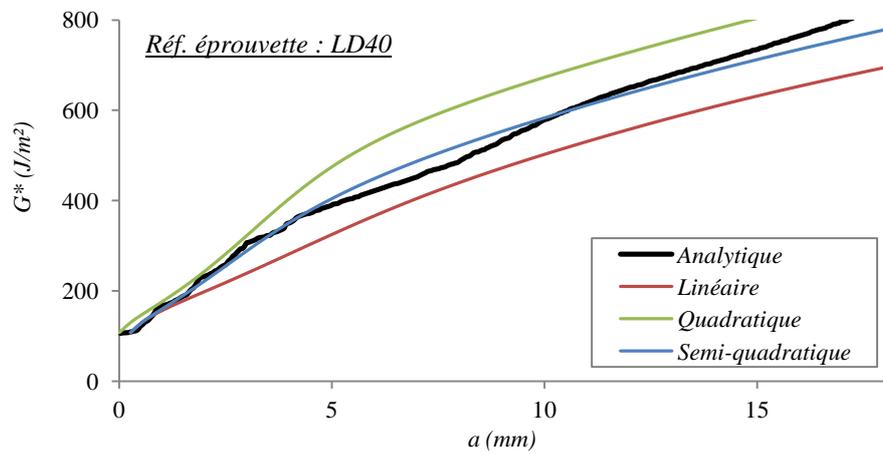
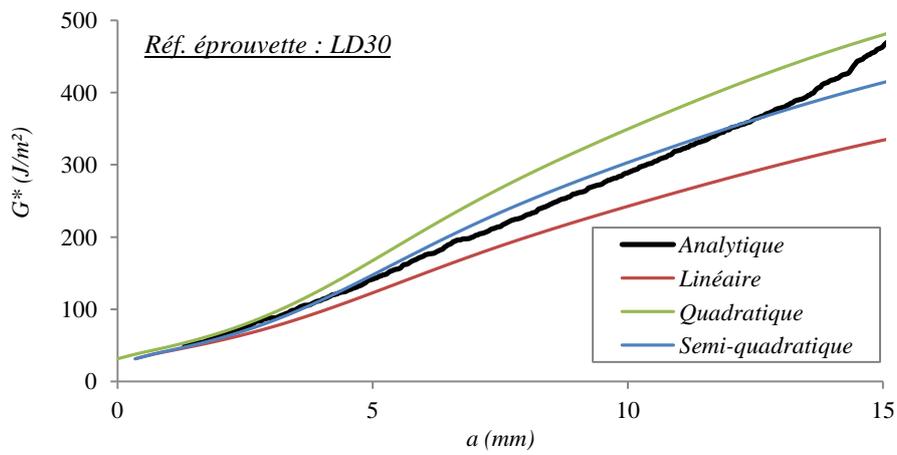
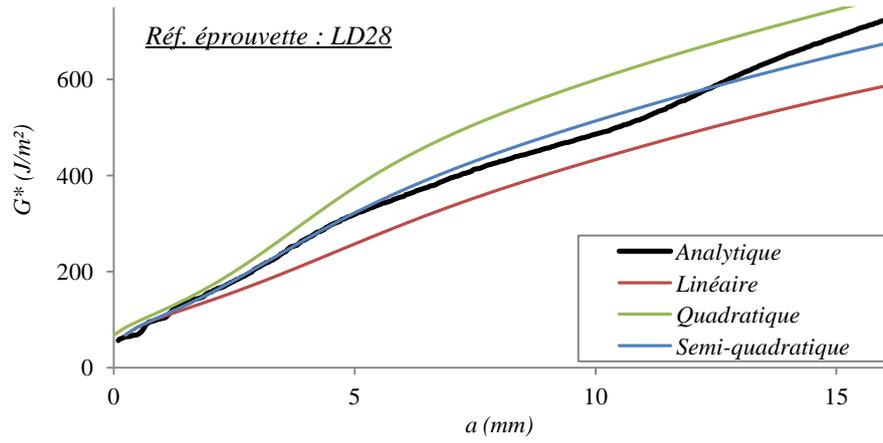
Réf. éprouvette : LD40



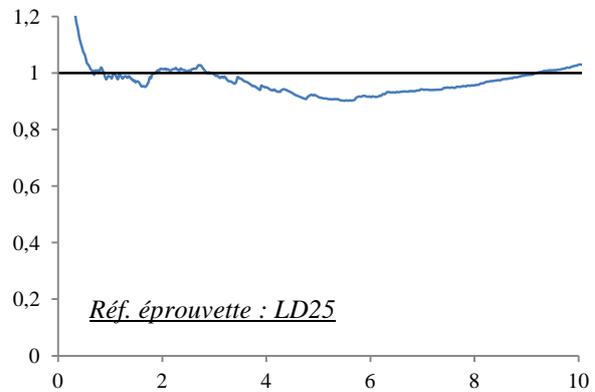
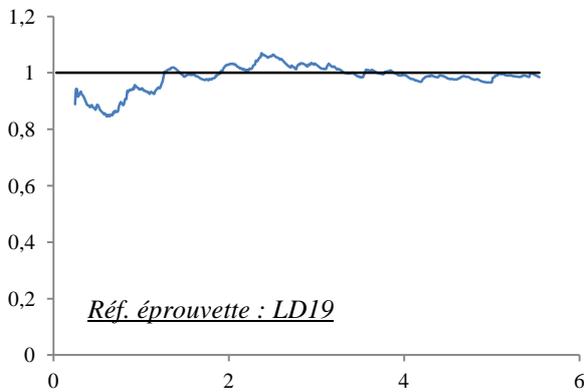
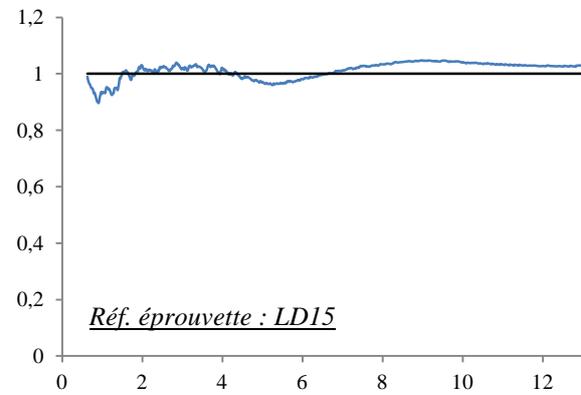
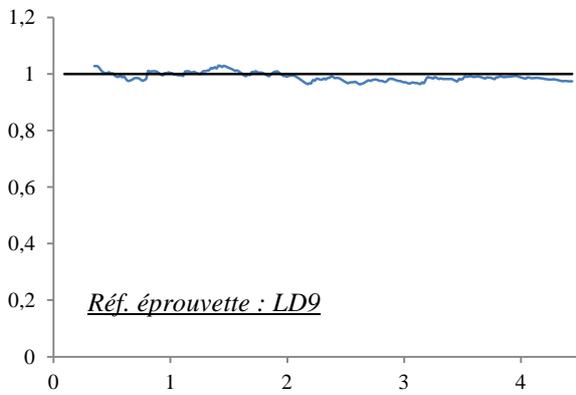
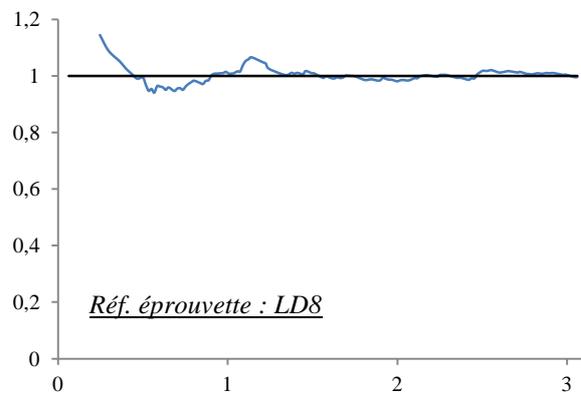
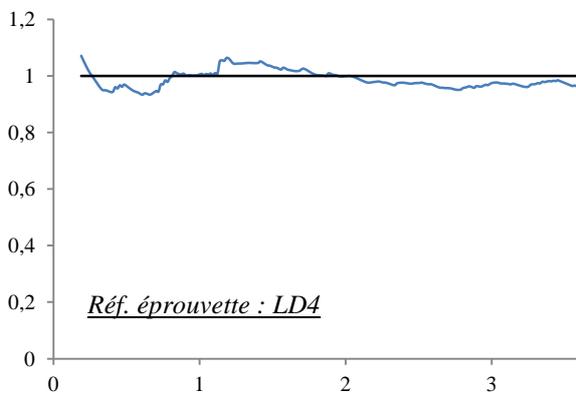
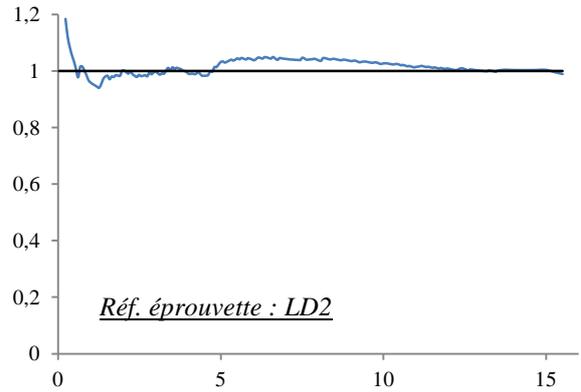
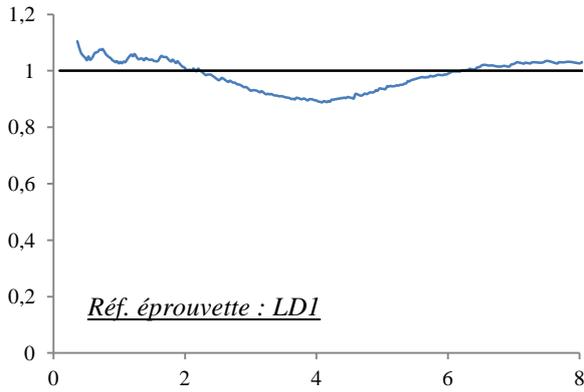
Réf. éprouvette : LD41

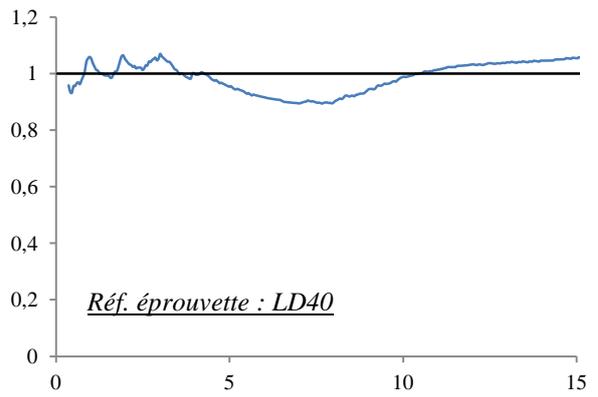
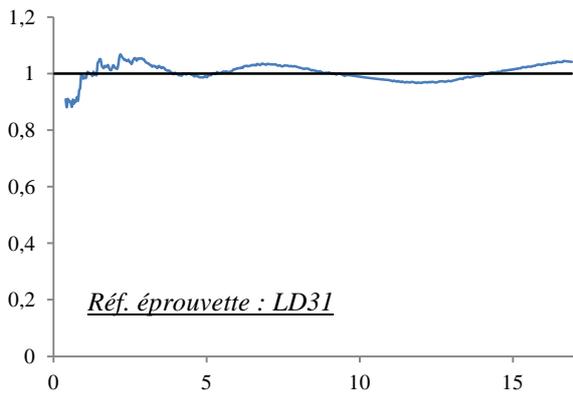
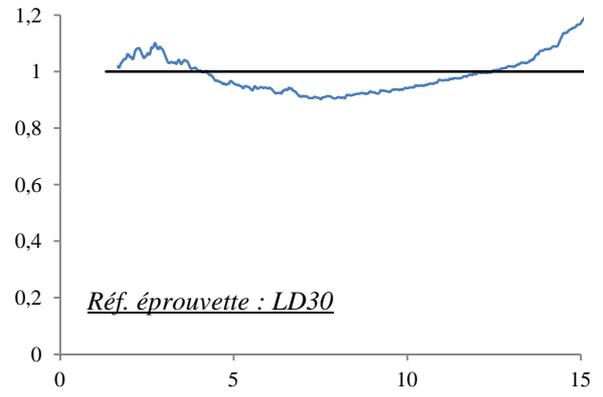
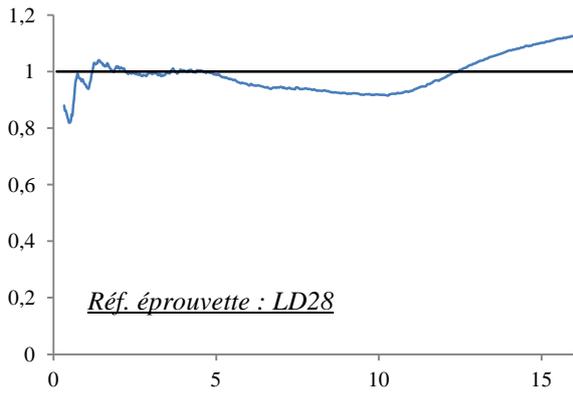
Annexe H : Confrontation des critères de rupture





Annexe I : Convergence du critère de rupture semi-quadratique





Références bibliographiques

- [1] NF B 51-004. *Bois, Détermination de l'humidité*. Paris : AFNOR, 1985.
- [2] NF EN 1995-1-1. *Eurocode 5. Conception et calcul des structures en bois. Partie 1-1 : Généralités – Règles communes et règles pour les bâtiments*. Paris : AFNOR, 2005.
- [3] Bergman R. *Wood Handbook – Wood as an engineering material*. Forest products laboratory, US department of agriculture, 508 p., 2010.
- [4] Haynes WM. *Handbook of Chemistry and Physics*. CRC Press, 2670 p., 2012.
- [5] Le Govic C. *Les assemblages dans la construction en bois*. Paris: CTBA, 130 p., 1995.
- [6] Kollmann FFP, Cote WA. *Principles of wood science and technology. Volume I. Solid wood*. Berlin : Springer-Verlag, 596 p., 1984.
- [7] Guitard D. *Mécanique du matériau bois et composites*. Toulouse : Cépaduès, 240 p., 1987.
- [8] Dulbecco P, Luro D. *L'essentiel sur le bois*. Paris : CTBA, 184 p., 2001.
- [9] NF B 52-001. *Règles d'utilisation du bois dans la construction. Classement visuel pour l'emploi en structure des bois sciés français résineux et feuillus. Partie 1 : Bois massif*. Paris : AFNOR, 2011.
- [10] NF EN 338. *Bois de structure. Classes de résistance*. Paris : AFNOR, 2009.
- [11] CB71. *Règles de calcul et de conception des charpentes en bois*. Paris : Eyrolles, 181 p., 1984.
- [12] NF EN 1912. *Bois de structure. Classes de résistance. Affectation des classes visuelles et des essences*. Paris : AFNOR, 2012.
- [13] CTBA. Département Biotec. *Insectes et champignons du bois*. Paris : CTBA, 116 p., 1996.
- [14] Gerhards CC. *Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood: an analysis of immediate effects*. Wood and fiber, 14: 4-36, 1982.
- [15] Charte de Venise. *Charte Internationale sur la conservation et la restauration des monuments et des sites*. Ie Congrès International des architectes et des techniciens des monuments historiques, Venise, Italie, 1964.
- [16] Klapwijck D. *Restoration and preservation of decayed timber structures and constructions with epoxies*. In Bromelle NS, Moncrieff A, Smith P. Preprints of the contribution to the Oxford Congress, London, UK, pp 75-76, 1978.
- [17] Taupin JL. *Restauration à la résine époxyde de planchers et charpentes au Monastère de la Grande Chartreuse*. Bulletin d'informations techniques, 92 : 34-43 ; 1980.
- [18] Natterer J, Sandoz JL, Rey M. *Construction en bois. Matériau, technologie et dimensionnement*. Traité de génie civil, vol. 13. Lausanne : Presses polytechniques et universitaires romandes, 540 p., 2000

- [19] Penn LS, Chiao TT. *Epoxy resins*. In Handbook of Composites, New York: Van Nostrand Reinhold Co., pp 48-74, 1998.
- [20] Behm D, Gannon J. *Epoxies*. In Engineered Materials Handbook vol. 3 Adhesives and sealants, ASM International, 893 p., 1990.
- [21] Cognard P. *Collage des matériaux – Mécanismes – Classification des colles*. Paris : Techniques de l'Ingénieur, 20 p.
- [22] Kreider CK. *Urethanes*. In Engineered Materials Handbook vol. 3 Adhesives and sealants, ASM International, 893 p., 1990.
- [23] NF EN 2243. *Série aérospatiale – Matériaux non-métalliques – Système d'adhésifs structuraux – Méthodes d'essai*. Paris : AFNOR, 2006.
- [24] Kemmsies M. *Comparison of pull-out strength of 12 adhesives for glued-in rods for timber structures*. SP Report 1999:20. SP Swedish National Testing and Research Institute, Building Technology, Borås, 1999.
- [25] Gustafsson PJ, Serrano E. *Glued-in rods for timber structures – Development of a calculation model*. Report TVSM-3056. Lund University, Division of Structural Mechanics, Lund, 2001.
- [26] Broughton JG, Hutchinson AR. *Adhesive systems for structural connections in timber*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 21: 177-186, 2001.
- [27] NF EN 1993. *Eurocode 3. Calcul des structures en acier*. Paris : AFNOR, 2005.
- [28] Harvey K, Ansell MP, Alexandre N, Mettem CJ, Bainbridge RJ. *Bonded-in pultrusions for moment resisting timber connections*. Paper 33-7-11. In Proceedings of 33rd conference of CIB-W18, Delft, Netherlands, 2000.
- [29] Harvey K, Ansell MP. *Improved timber connections using bonded-in GFRP rods*. In Proceedings of the 6th World Conference on Timber Engineering, Whistler, Canada, 2000.
- [30] Inoue M, Tanaka K, Sumioka O, Goto Y, Yoshioka T. *Tension strength of joints composed of adhesive and bamboo with small section*. In Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, 2001.
- [31] NF EN 301. *Adhésifs de nature phénolique et aminoplaste pour structures portantes en bois – Classification et exigences de performance*. Paris : AFNOR, 2006.
- [32] Steiger R, Gehri E, Widmann R. *Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain*. Material and Structures, 40: 69-78, 2007.
- [33] Aicher S. *Structural adhesive joints including glued-in bolts*. In Thelandersson S and Larsen HJ. Timber engineering, Chichester: Wiley, 2003.
- [34] Pederson MU, Clorius CO, Damkilde L, Hoffmeyer P. *Strength of glued-in bolts after full-scale loading*. Journal of Performance of Constructed Facilities, 13(3): 107-113, 1999.

- [35] Dunky M, Källander B, Properzi M, Richter K, Leemput V. *Core document of the COST Action E34: Bonding of timber*. University of Natural Resources and Applied Life Sciences, Vienna, Austria, 2008.
- [36] Serrano E, Steiger R, Lavischi P. *Glued-in rods*. In Core Document of the COST Action E34 – Bonding of timber, Vienna, Austria, pp 31-39, 2008.
- [37] Otero Chans D, Cimadevila JE, Gutiérrez EM. *Glued joints in hardwood timber*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 28: 457-463, 2008.
- [38] Aicher S, Gustafsson PJ, Wolf M. *Load displacement and bond strength of glued-in rods in timber influenced by adhesive, wood density, rod slenderness and diameter*. In Proceedings of the international RILEM symposium on timber engineering, Stockholm, Sweden, 1999.
- [39] Gustafsson PJ, Serrano E, Aicher S, Johansson CJ. *A strength design equation for glued-in rods*. In Proceedings of the international RILEM symposium on joints in timber structures, Stuttgart, Germany, 2001.
- [40] Riberholt H. *Glued bolts in glulam – Proposals for CIB Code*. Paper 21-7-2. In Proceedings of the 21st conference of CIB-W18, Parksville, Canada, 1988.
- [41] Johansson CJ. *Glued-in bolts*. In Timber engineering, STEP 1 basis of design, material properties, structural components and joints, Centrum Hout, Almere, Netherlands, 1995.
- [42] Bengtsson C, Johansson CJ. *Test methods for glued-in rods for timber structures*. Paper 33-7-8. In Proceedings of 33rd conference of CIB-W18, Delft, Netherlands, 2000.
- [43] Bernasconi A. *Axially loaded glued-in rods for high capacity joints – behaviour and resistance*. In Proceedings of the international RILEM symposium, Stuttgart, Germany, 2001.
- [44] Broughton JG, Hutchinson AR. *Pull-out behavior of steel rods bonded into timber*. Materials & Structures, 34: 100-109, 2001.
- [45] Steiger R, Gheri E, Widmann R. *Glued-in rods: a design approach for axially loaded single rods set parallel to the grain*. Paper 37-7-8. In Proceedings of 37th conference of CIB-W18, Edinburgh, Scotland, 2004.
- [46] Faye C, Le Magourou L, Morlier P, Surleau J. *French data concerning glued-in rods*. Paper 37-7-10. In Proceedings of 37th conference of CIB-W18, Edinburgh, Scotland, 2004.
- [47] Widmann R, Steiger R, Gehri E. *Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam perpendicular to the grain*. Materials & Structures, 40(8): 827-838, 2007.
- [48] Serrano E. *Glued-in rods for timber structures – an experimental study of softening behaviour*. Materials & Structures, 34(4): 228-234, 2001.
- [49] Blass HJ, Laskewitz B. *Effect of spacing and edge distance on the axial strength of glued-in rods*. Paper 32-7-12. In Proceedings of 32nd conferenc of CIB-W18, Graz, Austria, 1999.

- [50] Madhoushi M, Ansell MP. *Flexural fatigue of beam to beam connections using glued-in GFRP rods*. In Proceedings of 8th world conference in timber engineering, Lahti, Finland, 2004.
- [51] Bainbridge RJ, Mettem CJ, Harvey K, Ansell MP. *Fatigue performance of bonded-in rods in glulam, using three adhesive types*. Paper 33-7-12. In Proceedings of 33rd conference of CIB-W18, Delft, Netherlands, 2000.
- [52] Gardelle V. *Mécanique des assemblages et renforts collés en construction bois*. Thèse de l'Université Bordeaux 1, 2005.
- [53] Aicher S, Dill-Langer G. *Influence of moisture temperature and load duration on performance of glued-in rods*. In Proceedings of the international RILEM symposium on joints in timber structures, Stuttgart, Germany, 2001.
- [54] Wheeler AS, Hutchinson AR. *Resin repairs to timber structures*. International journal of Adhesion & Adhesives, 18 :1-13, 1998.
- [55] Broughton JG, Hutchinson AR. *Effect of timber moisture content on bonded-in rods*. Construction and building materials, 15:17-25, 2001.
- [56] Avent RR, Issa CA. *Effect of fire on epoxy-repaired timber*. Journal of structural engineering, 110(12): 2858-75, 1984.
- [57] Buchanan AH. *Fire resistance of epoxied steel rods in glulam timber*. In Proceedings of Pacific timber engineering, Gold Coast, Australia, 1994.
- [58] Aicher S, Wolf M, Dill-Langer G. *Heat flow in a glulam joist with a GISR subjected to variable temperature*. Otto-Graf-Journal, 9: 185-204, 1998.
- [59] Aicher S, Kalka D, Scherer R. *Transient temperature evolution in glulam with hidden and non-hidden GISR*. Otto-Graf-Journal, 13:199-214, 2002.
- [60] Cruz H, Custódio JEP. *Thermal performance of epoxy adhesives in timber structural repair*. In 9th world conference on timber engineering, Portland, USA, 2006.
- [61] Gardelle V, Morlier P. *Geometric parameters which affect the short term resistance of an axially loaded glued-in rod*. Materials & Structures, 40(1): 127-138, 2007.
- [62] Serrano E. *Adhesive joints in timber engineering. Modeling and testing of fracture properties*. Doctoral dissertation, Lund University, Sweden, 2000.
- [63] STEP, *Structures en bois aux états limites – Introduction à l'Eurocode 5 – Matériaux et bases de calcul*. Paris : Eyrolles, 1996.
- [64] Les Cahiers d'Iraboiss. *Guide professionnel – Assemblages bois : tiges ou goujons collés de grande dimension*. Cahier n°11, 1999.
- [65] Bengtsson C, Johansson CJ. *GIROD – Glued-In ROD for timber structures*. Technical report, Swedish national testing and research institute, 2002.

- [66] Aicher S, Herr J. *Bonded glulam-steel rod connections with long anchorage length*. Otto-Graf-Journal, 8:232-254, 1997.
- [67] Buchanan AH, Moss PJ. *Design of epoxied steel rods in glulam timber*. In Proceedings of Pacific timber engineering conference, Rotorua, New Zealand, 1999.
- [68] Deng JX, Moss PJ, Buchanan AH. *Glued bolts in glulam – an analysis parametric study of stress distribution*. In Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering, Montreaux, Switzerland, 1998.
- [69] NF EN 1995-2. *Eurocode 5. Conception et calcul des structures en bois. Partie 2 : Ponts*. Paris : AFNOR, 2005.
- [70] Volkersen O. *Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten*. Luftfahrtforschung, 15: 41-47, 1938.
- [71] Simon F. *Le collage structural vu par un mécanicien*. Annales GC Bois, French Journal of Timber Engineering, numéro spécial : Collage structural, 41-88, 1999.
- [72] Goland M, Reissner E. *The stresses in cemented joints*. Journal of Applied Mechanics, 11: A17-A27, 1944.
- [73] Adams RD, Comyn J, Wake WC. *Structural adhesive joints in engineering*. Chapman & Hall, 2nd edition, 1997.
- [74] Ravet V. *Application de la mesure de la fissure fictive au cisaillement des assemblages collés*. Thèse de l'Université Bordeaux 1, 1994.
- [75] Griffith AA. *The phenomena of rupture and flow in solids*. Philosophical transactions of the royal society of London, Series A, 221: 163-198, 1921.
- [76] Serrano E. *Glued in rods for timber structures – a 3D model and finite element parameter studies*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 21(2): 115-127, 2001.
- [77] Gustafsson PJ. *Analysis of generalized Volkersen joints in terms of non linear fracture mechanics*. Paper 20-18-2. In Proceedings of the 20th conference of CIB-W18, Dublin, Ireland, 1987.
- [78] Johansson CJ, Serrano E, Gustafsson PJ, Enquist B. *Axial strength of glued in bolts – calculation model based on non linear fracture mechanics – a preliminary study*. Paper 28-7-9. In Proceedings of the 28th conference of CIB-W18, Denmark, 1995.
- [79] NF EN ISO 898-1. *Caractéristiques mécaniques des éléments de fixation en acier au carbone et en acier allié. Partie 1 : vis, goujons et tiges filetées de classes de qualité spécifiées. Filetages à pas gros et à pas fin*. Paris : AFNOR, 2009.
- [80] Guillot J. *Modélisation et calcul des assemblages vissés. Généralités*. Paris : Editions Techniques de l'Ingénieur. 21 p.
- [81] NF EN ISO 527. *Plastiques. Détermination des propriétés en traction*. Paris : AFNOR, 1997.

- [82] Clouet B. *Optical evaluation of the mechanical performance of green formed finger joints in maritime pine wood*. Internship report, 78 p., 2007.
- [83] Sutton MA, Orteu JJ, Schreier H. *Image correlation for shape, motion and deformation measurements: basic concepts, theory and applications*. Editions Springer, 321 p., 2009.
- [84] Bardonnnet P. *Résines époxydes. Composants et propriétés*. Paris : Editions Techniques de l'Ingénieur. 18 p.
- [85] Craveur J-C. *Modélisation des structures – Calcul par éléments finis*. Paris : Masson, 240 p., 1996.
- [86] Goupy J. *Plans d'expériences*. Paris : Techniques de l'Ingénieur, 26 p.
- [87] Taguchi G. *Introduction to quality engineering. Designing quality into products and processes*. Kraus international publication, White Plains, New York, 1985.
- [88] Martín E, Estevéz J, Otero D. *Influence of geometric and mechanical parameters on stress states caused by threaded rods glued in wood*. European Journal of Wood Products, 71: 259-266, 2013.
- [89] Riberholt H, Spoer P. *Design of the inglued rods that are used for the wingblade root section on Nibemolle-B*. Serie R Denmarks Tekniske Hojskole, Afdelingen for Baerende Konstruktioner, n° 167, 1983.
- [90] Mettem CJ, Bainbridge RJ, Harvey K, Ansell MP, Broughton JG, Hutchinson AR. *Evaluation of material combinations for bonded in rods to achieve improved timber connections*. International council for building research studies and documentation, Working commission W18, Timber structures, Graz, Austria, 1999.
- [91] Bažant ZP, Kazemi MT. *Size effect in fracture of ceramic and its use to determine fracture energy and effective process zone*. Journal of the American Ceramic Society, 73(7): 1841-1853, 1990.
- [92] Bažant ZP. *Scaling of quasibrittle fracture: hypotheses of invasive and lacunar fractility, their critique and Weibull connection*. International Journal of Fracture, 83: 41-65, 1997.
- [93] Bažant ZP. *Concrete fracture models: testing and practice*. Engineering Fracture Mechanics, 69: 165-205, 2002.
- [94] Fett T, Munz D, Geraghty RD, White KW. *Influence of specimen geometry and relative crack size on the R-curve*. Engineering Fracture Mechanics, 66: 375-386, 2000.
- [95] Morel S, Dourado N, Valentin G, Morais J. *Wood: a quasibrittle material. R-curve behavior and peak load evaluation*. International Journal of Fracture, 131: 385-400, 2005.
- [96] Lawn BR. *Fracture of brittle solids*. Cambridge University Press, 1993.
- [97] Vasic S, Smith I. *Bridging crack model for fracture of spruce*. Engineering Fracture Mechanics, 69: 745-760, 2002.

- [98] Smith I, Landis E, Gong M. *Fracture and fatigue in wood*. John Wiley and Sons Ltd, 2003.
- [99] Ferreira LET, Bittencourt TN, Sousa JLOA, Gettu R. *R-curve behavior in notched beam tests of rocks*. Engineering Fracture Mechanics, 69: 1845-1852, 2002.
- [100] Krueger R. *Virtual crack closure technique: History, approach and applications*. American Society of Mechanical Engineering, 57(2): 109-143, 2004.
- [101] Jernkvist LO. *Fracture of wood under mixed mode loading – I. Derivation of fracture criteria*. Engineering Fracture Mechanics, 68: 549-563, 2001.
- [102] Mall S, Murphy JF, Shottafer JE. *Criterion for mixed mode fracture in wood*. J Engng Mech, 109(3): 680-690, 1983.
- [103] Hunt DG, Croager WP. *Mode II fracture toughness of wood measured by a mixed-mode test method*. J Mat Sci Lett, 1: 77-79, 1982.
- [104] Williams JG, Birch MW. *Mixed mode fracture in anisotropic media*. Cracks and Fracture, ASTM STP 601, p. 125-137, 1976.
- [105] De Moura MFSF, Oliveira JMQ, Morais JLL, Xavier J. *Mixed-mode I/II wood fracture characterization using the mixed-mode bending test*. Engineering Fracture Mechanics, 77: 144-152, 2010.
- [106] Benzeggagh ML, Kenane M. *Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*. Composites Science Technology, 56: 439-449, 1996.
- [107] Kossakowski PG. *Mixed mode I/II fracture toughness of pine wood*. Archives of Civil Engineering, 55(2): 199-227, 2009.
- [108] Lespine I. *Influence de la géométrie des structures sur les propriétés de rupture dans les matériaux quasi-fragiles*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 2007.
- [109] Dourado N, Morel S, de Moura MFSF, Valentin G, Morais J. *Comparison of fracture properties of two wood species through cohesive crack simulations*. Composites Part A: Applied science and manufacturing, 39(2): 415-427, 2008.
- [110] Yoshihara H. *Initiation and propagation fracture toughness of solid wood under the mixed mode I/II condition examined by mixed-mode bending test*. Engineering Fracture Mechanics, 104: 1-15, 2013.
- [111] Caumes P. *Rupture d'un matériau anisotrope en conditions polymodales (le bois)*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 1987.
- [112] Silva MAL, Morais JLL, de Moura MFSF, Lousada JL. *Mode II wood fracture characterization using the ELS test*. Engineering Fracture Mechanics, 74: 2133-2147, 2007.
- [113] De Moura MFSF, Morais JLL, Dourado N. *A new data reduction scheme for mode I wood fracture characterization using the double cantilever beam test*. Engineering Fracture Mechanics, 75: 3852-3865, 2008.

- [114] De Moura MFSF, Silva MAL, Morais JLL, de Morais AB, Lousada JL. *Data reduction scheme for measuring GIIC of wood in end-notched flexure (ENF) tests*. *Holzforschung*, 63: 99-106, 2009.