



HAL
open science

Etude mécanique des assemblages par goujons collés

Julie Lartigau, Jean-Luc Coureau, Stéphane Morel

► **To cite this version:**

Julie Lartigau, Jean-Luc Coureau, Stéphane Morel. Etude mécanique des assemblages par goujons collés. 14e colloque national AIP-Priméca, Mar 2015, La Plagne, France. hal-01253605

HAL Id: hal-01253605

<https://hal.science/hal-01253605>

Submitted on 11 Jan 2016

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

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

Etude mécanique des assemblages par goujons collés

Couplage des approches expérimentale et numérique

Julie Lartigau
ESTIA – Technopôle Izarbel
97 allée Théodore Monod
64210 Bidart – France
j.lartigau@estia.fr

Jean-Luc Coureau
I2M – Université de Bordeaux
351 cours de la libération
33405 Talence Cedex – France
jl.coureau@i2m.u-bordeaux1.fr

Stéphane Morel
I2M – Université de Bordeaux
351 cours de la libération
33405 Talence Cedex – France
s.morel@i2m.u-bordeaux1.fr

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 de ces assemblages. La présente étude vise à améliorer la connaissance du comportement mécanique de tels assemblages en couplant tests expérimentaux et modélisation numérique par éléments finis. La caractérisation expérimentale permet l'estimation des propriétés mécaniques des assemblages ainsi que les propriétés intrinsèques aux matériaux constitutifs. Sur la base des résultats expérimentaux, l'approche numérique met en évidence une présence importante de contraintes normales à l'interface en tête de collage avant l'apparition de contraintes de cisaillement. Afin de décrire précisément le processus de rupture de ces assemblages, un critère de rupture en mode mixte (I/II) est proposé. Cette formulation analytique, basée sur des critères énergétiques et non plus sur des critères classiques de résistance des matériaux, permet de retrouver la charge au pic expérimentale et met en lumière une nouvelle approche de dimensionnement des assemblages par goujons collés.*

Mots-clés— *assemblages collés, tests destructifs, modélisation par éléments finis, mécanique de la rupture, mode mixte*

I. INTRODUCTION

Les éléments de structure bois représentent un patrimoine important d'ouvrages anciens et de monuments historiques. La restauration des bois de structure suscite encore de nombreuses questions au niveau européen quant à la méthode à mettre en œuvre et le dimensionnement. Le principe de base de chaque réparation est d'effectuer le minimum d'intervention afin de garantir une conservation et une lisibilité maximales de la structure d'origine. La présente étude s'intéresse à la réparation structurale d'éléments endommagés par goujons collés. Cette technique consiste à purger l'élément attaqué et à le remplacer par du bois sain. La jonction mécanique entre ces deux éléments (bois en place et greffon) se fait via le collage structural ; un connecteur (goujon) assurant le transfert de charges structurales entre les deux éléments. Typiquement, trois matériaux sont rencontrés dans la zone d'assemblage : le bois, l'adhésif et l'acier. Cette configuration complexifie l'analyse mécanique de ces assemblages et explique le manque de connaissance relative à leur comportement : aujourd'hui, il n'existe aucune règle de dimensionnement standard. Dans le but d'appréhender le comportement mécanique de tels

assemblages, la présente étude consiste à coupler tests expérimentaux et modélisation par éléments finis en se basant sur les concepts de la mécanique linéaire élastique de la rupture équivalente. Un des résultats essentiels de cette étude révèle que, bien que le mode II soit présent, le mode I de rupture est également significatif et ne peut être négligé pour décrire précisément le processus de rupture des assemblages par goujons collés. Un critère de rupture en mode mixte (I/II) est alors proposé et permet l'estimation de la longueur de fissure équivalente, de la résistance à la propagation de fissure, mais aussi de la charge au pic.

II. APPROCHE EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT MECANIQUE DES ASSEMBLAGES

A. Propriétés physiques et mécaniques des matériaux

Il a été choisi de scier les pièces de bois sur faux quartier car ce débit limite les déformations et gerces après séchage. De plus, un contrôle visuel de l'espacement entre cerne est effectué afin de s'assurer de l'homogénéité des sciages. Les pièces de bois sont ainsi conditionnées dans une enceinte régulée pendant deux semaines afin d'obtenir un taux d'équilibre hygroscopique moyen du bois de 12%. Les spécimens sont des cubes d'épicéa de 50 mm d'arête ne présentant aucun défaut majeur. Un perçage longitudinal de 12 mm de diamètre est réalisé sur toute la hauteur de chaque cube ; cette réservation permettant d'accueillir le goujon et le joint de colle. Une tige filetée en acier, de diamètre 8 mm et de longueur 160 mm, est collée au centre du cube de bois au moyen d'un adhésif structural époxyde. Une épaisseur de joint de colle annulaire de 2 mm est créée sur toute la hauteur du cube de bois.

Les propriétés élastiques de l'épicéa sont déduites des modèles prévisionnels développés par Guitard [1] et sont évaluées à partir de la masse volumique moyenne des pièces de bois : $\rho = 410 \text{ kg/m}^3$, $E_L = 11\,430 \text{ MPa}$, $E_R = 905 \text{ MPa}$, $E_T = 560 \text{ MPa}$, $G_{LR} = 780 \text{ MPa}$ et $\nu_{LR} = 0,39$ (E_L , E_R et E_T sont resp. les modules d'élasticité longitudinal, radial et tangentiel, G_{LR} le module de cisaillement et ν_{LR} le coefficient de Poisson). Les propriétés mécaniques de la tige filetée (goujon) satisfont des critères mécaniques élevés, validés par des essais de traction, avec une classe de qualité du filetage de 8.8 et un module d'élasticité effectif de 180 390 MPa. Ces performances permettent d'éviter une rupture ductile par plastification de

l'acier dans le cas d'un chargement axial des assemblages. Les propriétés mécaniques de l'adhésif ont également été examinées au travers d'essais de traction sur le matériau massif polymérisé. Les résultats expérimentaux conduisent à un module d'élasticité moyen de l'adhésif de 4 270 MPa, un coefficient de Poisson de 0,343 et une résistance en traction de 28 MPa. L'estimation des propriétés élastiques de chaque composant de l'assemblage est une étape importante qui servira à l'élaboration d'un modèle par éléments finis.

B. Méthode d'expérimentation des assemblages

Les essais sur les assemblages consistent à extraire le goujon du substrat bois. Pour cela, ils sont testés selon la configuration « pull-compression » (Figure 1) avec une vitesse de déplacement imposée (0,5 mm/min). Les éprouvettes sont placées dans un bâti. Lors de la mise en charge, la face inférieure de l'assemblage se positionne contre une plaque, engendrant des contraintes de compression du bois et des contraintes de cisaillement au sein du joint de colle. La charge axiale appliquée au spécimen est enregistrée. Deux capteurs sont placés sur des faces opposées du spécimen et la moyenne de ces deux déplacements enregistrés renseigne sur le déplacement relatif du goujon par rapport au substrat bois. Ce déplacement est noté δ avec $\delta = (\delta_1 + \delta_2)/2$.

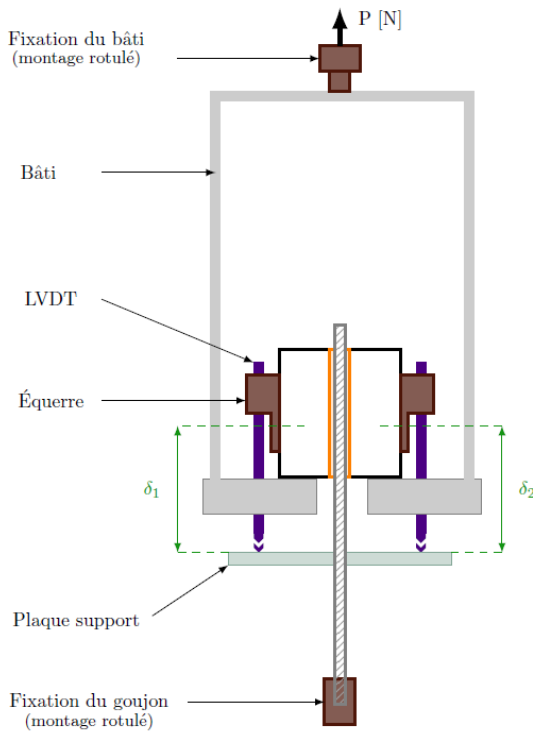


Figure 1. ESSAI EN CONFIGURATION « PULL-COMPRESSION »

C. Résultats

La rupture des 45 spécimens testés intervient dans le bois proche du joint de colle à l'interface bois-adhésif (Figure 2) : le bois proche du joint de colle est extrait avec la tige filetée, le cylindre d'adhésif restant intact. Ce type de rupture à l'interface bois-adhésif est le mode de ruine recherché et

témoigne d'une mise en œuvre correcte, d'une polymérisation complète de l'adhésif et d'une bonne qualité des matériaux constitutifs de l'assemblage.



Figure 2. RUPTURE CARACTERISTIQUE DES ASSEMBLAGES

La contrainte de cisaillement à l'interface bois-adhésif est alors calculée en divisant la charge au pic par la section sollicitée selon l'éq. 1 :

$$\text{éq. 1: } \tau = \frac{P_u}{A} = \frac{P_u}{\pi \cdot d_p \cdot l_c}$$

où τ est la résistance en cisaillement [MPa], P_u la charge au pic [N], A la section cisailée [mm²], d_p le diamètre de perçage dans le bois (12 mm) et l_c la longueur de collage (50 mm).

Les mesures enregistrées par les deux capteurs de déplacement permettent l'obtention de courbes expérimentales force-déplacement pour chaque assemblage testé. Ces dernières présentent la même allure et trois parties sont distinguées. Un domaine linéaire élastique est notable et la raideur initiale peut être estimée $S = P/\delta$ à partir d'une régression linéaire. Après la limite d'élasticité, la raideur diminue progressivement jusqu'à atteindre la rupture soudaine de l'assemblage dans le bois proche du joint de colle. La non linéarité observée sur les courbes expérimentales semble donc être liée au comportement quasi-fragile du bois. Les valeurs moyennes de la raideur initiale, de la résistance en cisaillement et leurs coefficients de variation (COV) correspondants sont listées dans le Tableau 1. Deux valeurs pour des fractiles fixés sont également renseignées. La connaissance précise de la raideur initiale est capitale pour la suite de l'étude, en particulier pour la calibration du modèle en élasticité.

	Moyenne	COV	Fractile 5%	Fractile 95%
S (N/mm)	58 150	0,11	48 900	70 500
τ (MPa)	6,3	0,20	4,6	8,5

Tableau 1. RESULTATS EXPERIMENTAUX

Au vue du type de rupture des assemblages (localisé dans le bois proche du joint de colle), la rupture des goujons collés devrait répondre aux caractéristiques de la rupture quasi-fragile du bois massif. En ce sens, la performance mécanique des goujons collés serait dépendante des propriétés à rupture de l'essence de bois utilisée. Dans la littérature, les concepts de la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture équivalente (notée MLEReq par la suite) sont fréquemment employés pour prédire la résistance du bois, que ce soit en mode I ou en mode II [2,3,4,5]. Il est donc proposé de vérifier l'applicabilité de la MLEReq à la rupture des assemblages par goujons collés.

D. Applicabilité de la MLEReq

La Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture fut initialement développée pour décrire les phénomènes de fissuration dans les matériaux isotropes fragiles. Cette théorie 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, encore appelée Fracture Process Zone (FPZ), principalement micro fissurée, en avant du fond de fissure principale. La MLER ne peut donc pas s'appliquer directement au cas de la rupture quasi-fragile, du fait de l'existence de cette zone d'élaboration et de la difficulté à estimer précisément la longueur de fissure. Toutefois, la Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture équivalente 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 [5]. Dans cette approche, la diminution de raideur du spécimen est intégralement attribuée à la propagation d'une fissure élastique équivalente.

Pour vérifier si les concepts de la MLEReq peuvent s'appliquer à la rupture des assemblages par goujons collés, plusieurs cycles de charge-décharge en configuration « pull-compression » sont réalisés. La charge maximale de chaque cycle est augmentée jusqu'à l'obtention de 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. La réponse mécanique de l'assemblage révèle des cycles relativement proches. Pour assurer la lisibilité du graphique, il est donc choisi de présenter seulement deux cycles consécutifs (notés cycle i et cycle $i+1$) sur la Figure 3 ; la ligne bleue en pointillés représentant la raideur initiale du cycle $i+1$.

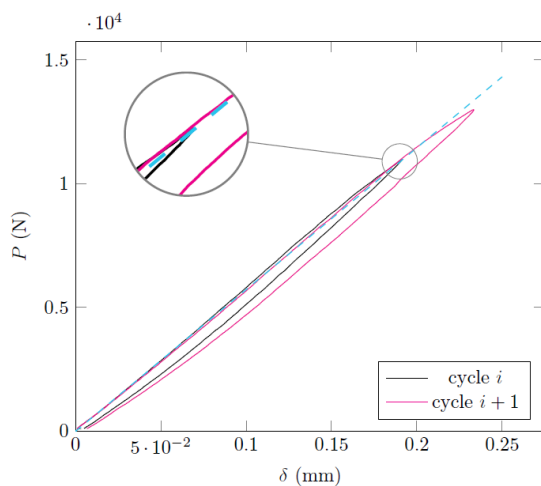


Figure 3. DEUX CYCLES DE CHARGE-DECHARGE CONSECUTIFS

Sur la Figure 3, la raideur initiale du cycle $i+1$ passe par le point de décharge du cycle précédent (point à partir duquel le déplacement diminue). Ainsi, la raideur apparente (P/δ) estimée à partir du point de décharge du cycle i correspond à la raideur élastique du spécimen (raideur initiale du cycle $i+1$).

Ce comportement a été observé pour l'ensemble des cycles de l'expérience et est caractéristique des matériaux quasi-fragiles. Ainsi, la diminution de raideur expérimentale constatée lors des essais en « pull-compression » est intégralement attribuée 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 MLER. Cette approche communément appelée MLEReq utilise la notion de fissure élastique équivalente en lieu et place de la fissure réelle, non mesurable dans le cas présent. L'évolution de la raideur en fonction de la longueur de fissure à l'interface bois-adhésif est nécessaire pour connaître la longueur de fissure élastique équivalente. Cette évolution de la raideur est estimée lors de simulations numériques où une fissure virtuelle est propagée à l'interface bois-adhésif.

III. MODELE ELASTIQUE LINEAIRE

Dans cette partie, un modèle numérique par éléments finis (EF) en lien étroit avec les résultats expérimentaux est établi. La première étape de calibration consiste à ajuster la raideur numérique à celle obtenue expérimentalement : les calculs se font donc en élasticité linéaire en première approximation. Une fois cette étape achevée, il est alors possible d'évaluer l'état de contraintes sur des zones localisées, notamment sur la zone où siège la rupture (interface bois-adhésif).

A. Construction du modèle

Le modèle EF est construit avec le logiciel Castem. Pour des raisons de symétrie matérielle et de chargement par rapport à l'axe médian du goujon, un modèle axisymétrique est adopté. Les propriétés élastiques de chaque composant, définies dans la partie II.A, sont utilisées et sont supposées constantes au sein de l'assemblage. La modélisation d'une tige fileté ne montre aucune différence significative sur la réponse numérique des assemblages (raideur et contraintes) par rapport à la modélisation d'une tige lisse [6]. La modélisation d'une tige lisse est alors privilégiée et le rayon numérique équivalent est déduit de la section résistante ($r = 3,4$ mm). Par conséquent, une épaisseur du joint de colle de 2,6 mm est implémentée. Des modèles de comportements isotropes sont affectés au goujon et à l'adhésif, alors qu'un comportement orthotrope est attribué à l'épicéa. La plaque en acier du bâti est également modélisée. Elle induit la compression du bois sur une longueur d'appui de 15 mm. Une charge unitaire de traction est enfin appliquée sur l'axe médian de la tige. La densité de maillage optimale est recherchée par l'étude de l'évolution de la raideur numérique en fonction du nombre d'éléments par millimètre. Entre 0,5 et 1,33 éléments par millimètre, la raideur numérique est constante et avoisine les 84 kN/mm. Cependant, cette valeur décroît à partir d'une densité de maillage de 2 éléments par millimètre et atteint une valeur asymptotique de 71 kN/mm.

B. Résultats des simulations

Une valeur numérique de la raideur de 71 kN/mm est obtenue. Cette valeur s'apparente à la raideur expérimentale au fractile à 95%. Cette raideur numérique reflète la modélisation d'un assemblage quasi-parfait. En effet, 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 valeur numérique et valeur expérimentale moyenne. Ce résultat montre, 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. Il est maintenant possible d'évaluer la distribution des contraintes sur la zone de rupture, à savoir à l'interface bois-adhésif.

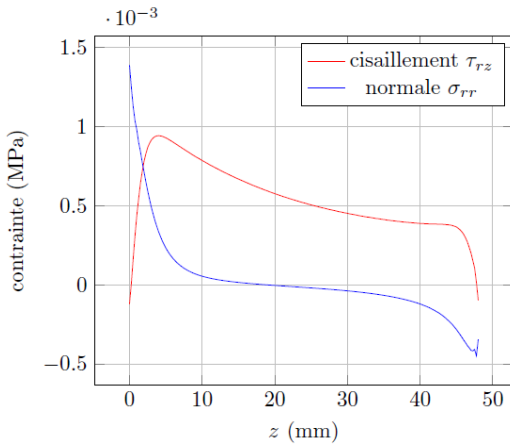


Figure 4. ETAT DE CONTRAINTES A L'INTERFACE BOIS-ADHESIF

Bien que la contrainte de cisaillement représentée sur la Figure 4 soit en adéquation avec de précédentes études [7,8], la présence de contrainte normale à l'interface est plus surprenante. Malgré un chargement macroscopique de cisaillement, la contrainte normale apparaît prépondérante en tête de collage.

Par conséquent, le processus de rupture des goujons collés ne semble pas seulement décrit par le mode II, comme classiquement rencontré dans la littérature, mais plutôt par un critère en mode mixte (I/II). Pour la suite, des simulations numériques sur un spécimen pré fissuré sont réalisées pour valider la nature du mode de propagation de fissure à l'interface bois-adhésif.

IV. MODELISATION DE LA RUPTURE

Dans cette partie, le modèle axisymétrique présenté dans la section précédente est modifié : une fissure est introduite à l'interface bois-adhésif, sa longueur variant entre 0 et 46 mm. A partir de cette modélisation, l'évolution de la raideur du spécimen $S(a)$, du taux de restitution d'énergie $G(a)$, ainsi que des contributions des modes I et II $G_I(a)$ et $G_{II}(a)$ en fonction de la longueur de fissure a sont estimés.

A. Découplage des modes de ruine

La « Crack Closure Technique » (CCT) est une méthode de calcul du 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 en mode mixte. Cette méthode est basée sur deux étapes de calcul EF où la fissure est physiquement étendue ou fermée. L'énergie nécessaire à la fermeture de fissure s'écrit :

$$\text{éq. 2 : } W(a) = W_r(a) + W_z(a) = \frac{1}{2} f_r \cdot u_r + \frac{1}{2} f_z \cdot u_z$$

Les forces nodales f_r et f_z sont obtenues par un premier calcul EF pour lequel la fissure est fermée, et les déplacements nodaux u_r et u_z sont calculés à partir d'une seconde analyse EF où la fissure est étendue d'un incrément Δa . Ainsi le taux de restitution d'énergie global peut être découpé selon les modes I et II :

$$\text{éq. 3 : } G(a) = \frac{\partial W}{\partial A} = \frac{W}{2\pi r \Delta a} = \frac{W_r + W_z}{2\pi r \Delta a} = G_I(a) + G_{II}(a)$$

La Figure 5 présente la part de chaque mode dans le taux de restitution d'énergie total :

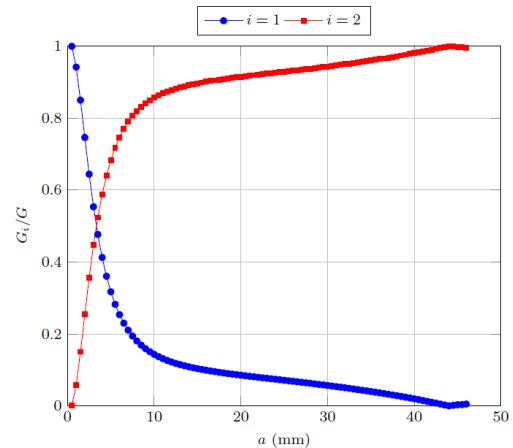


Figure 5. PART DES MODES I ET II DANS LA RUPTURE DES ASSEMBLAGES

L'opération de découplage des modes de ruine vient confirmer l'état de contraintes présenté lors de la modélisation en élasticité : la contribution du mode I est prépondérante sur les premiers millimètres de fissuration, cette tendance s'inversant par la suite avec une dominance du mode II. Ce résultat révèle une propagation de fissure en mode mixte. Dans une optique de dimensionnement de ces assemblages, un critère de rupture en mode mixte est alors nécessaire.

B. MLEReq : estimation des courbes de résistance

Pour chaque incrément de longueur de fissure, la raideur numérique est évaluée, ainsi son évolution $S(a)$ est connue. Selon la MLEReq, la résistance à la propagation de fissure $G^*(a)$ est calculée en divisant l'énergie élastique $W(a)$ restituée pour un petit incrément de fissure δa par la surface fissurée correspondante $\delta A = 2\pi r \delta a$ selon l'éq. 4 :

$$\text{éq. 4 : } G^*(a) = \frac{\partial W}{\partial A} = \frac{W}{2\pi r \delta a}$$

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

- Pour tout point de la courbe force-déplacement, la raideur expérimentale (P/δ) est estimée.
- Connaissant l'évolution de la raideur $S(a)$, la longueur de fissure associée a est déterminée par dichotomie.

- Pour chaque longueur de fissure a , l'énergie élastique $W(a)$ est estimée à partir de la courbe force-déplacement en considérant un incrément infinitésimal de longueur de fissure (Figure 6).
- La résistance à la propagation de fissure $G^*(a)$ est alors calculée selon l'éq. 4.

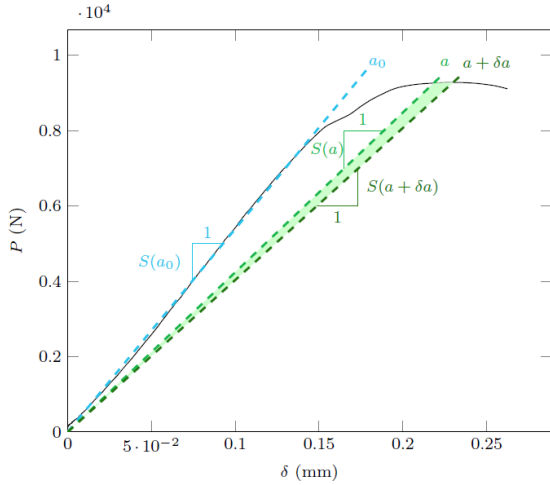


Figure 6. METHODE D'ESTIMATION DE L'ENERGIE ELASTIQUE $W(a)$

Un exemple caractéristique de courbe de résistance (courbe-R) est représenté sur la Figure 7.

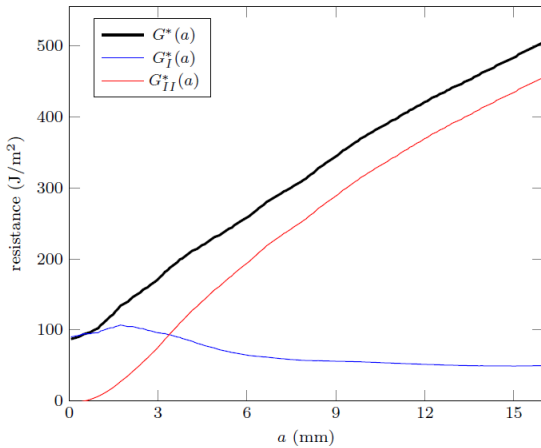


Figure 7. COURBE DE RESISTANCE ET CONTRIBUTION DES MODES I ET II

A partir des contributions des modes I et II précédemment décrites en Figure 5, la résistance liée au mode I $G_I^*(a)$ et celle liée au mode II $G_{II}^*(a)$ sont estimées selon l'éq. 5 et sont également représentées sur la Figure 7.

$$\text{éq. 5: } \frac{G_I(a)}{G(a)} = \frac{G_I^*(a)}{G^*(a)} \text{ et } \frac{G_{II}(a)}{G(a)} = \frac{G_{II}^*(a)}{G^*(a)}$$

La Figure 7 montre qu'il n'est pas possible de décrire précisément la résistance des assemblages en considérant seulement le mode II. 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}^*) décrit le

mécanisme de rupture complet des assemblages. En ce sens, un critère de rupture en mode mixte (I/II) est proposé.

C. Critère énergétique de rupture en mode mixte

La plupart des critères de rupture en mode mixte disponibles dans la littérature ne prennent pas en compte le comportement courbe-R [9,10] dans son intégralité, tenant compte uniquement du régime stationnaire où la résistance atteint une valeur dite plateau. Or, dans le cas présent, les courbes-R obtenues pour les assemblages par goujons collés ne présentent pas de valeur asymptotique de la résistance (Figure 7). Les critères de rupture en mode mixte disponibles ne peuvent donc pas s'appliquer directement au cas de cette étude. C'est la raison pour laquelle une généralisation du critère de rupture en mode mixte est proposée. Le critère habituellement utilisé pour les valeurs plateaux est ici étendu à toute longueur de fissure. Une formulation analytique est ainsi proposée selon l'éq. 6 :

$$\text{éq. 6: } \left(\frac{G_I^*(a)}{G_{R,I}(a)} \right)^1 + \left(\frac{G_{II}^*(a)}{G_{R,II}(a)} \right)^2 = 1$$

- $G_I^*(a)$ et $G_{II}^*(a)$ sont les évolutions des résistances associées aux modes I et II en mode mixte (Figure 7)
- $G_{R,I}(a)$ et $G_{R,II}(a)$ définissent les courbes-R en modes purs selon les éq. 7 et éq. 8 :

$$\text{éq. 7: } G_{R,I}(a) = \begin{cases} \frac{G_{Rc,I}}{\Delta a_c^{\beta_I}} \times \Delta a^{\beta_I} & \text{si } \Delta a < \Delta a_c \\ G_{Rc,I} & \text{si } \Delta a \geq \Delta a_c \end{cases}$$

$$\text{éq. 8: } G_{R,II}(a) = \begin{cases} \frac{G_{Rc,II}}{\Delta a_c^{\beta_{II}}} \times \Delta a^{\beta_{II}} & \text{si } \Delta a < \Delta a_c \\ G_{Rc,II} & \text{si } \Delta a \geq \Delta a_c \end{cases}$$

En utilisant l'éq. 5, le critère de rupture défini en éq. 6 peut également s'écrire de la manière suivante :

$$\text{éq. 9: } \left(\frac{G_I(a)}{G(a)} \times \frac{G^*(a)}{G_{R,I}(a)} \right)^1 + \left(\frac{G_{II}(a)}{G(a)} \times \frac{G^*(a)}{G_{R,II}(a)} \right)^2 = 1$$

Par l'approche CCT, les ratios $G_I(a)/G(a)$ et $G_{II}(a)/G(a)$ ont été établis (Figure 5). 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 (Figure 7). Il ne reste donc qu'à introduire les valeurs des courbes-R en modes purs à savoir $G_{R,I}(a)$ et $G_{R,II}(a)$. La convergence du critère est obtenue par étapes successives intégralement décrites dans [6]. Cette méthode d'ajustement est reproduite sur les 45 courbes de résistance et il est alors possible de déterminer les caractéristiques à rupture propre à chaque spécimen. Les valeurs moyennes sont résumées dans le Tableau 2. Les résultats ainsi obtenus présentent une grande variabilité. Toutefois, le bois est un matériau présentant une forte hétérogénéité naturelle et il n'est donc pas anormal d'obtenir de telles valeurs pour les coefficients de variation. Il est également constaté que le critère de rupture a été ajusté à

partir de valeurs raisonnables des propriétés à rupture de l'épicéa [3,5,11].

	Moyenne	COV
$G_{Rc,I} (J/m^2)$	260	0,40
β_I	0,33	0,20
$G_{Rc,II} (J/m^2)$	1 045	0,25
β_{II}	0,45	0,25
$\Delta a_c (mm)$	30	0,18

Tableau 2. CARACTERISTIQUES DES COURBES-R EN MODES PURS

Le critère de rupture en mode mixte permet la lecture des courbes expérimentales en termes d'énergies de rupture. L'extremum d'une courbe force-déplacement (charge au pic), dont la courbe-R est connue, est obtenu pour une longueur de fissure a solution de l'éq. 10 [6] :

$$\text{éq. 10: } \frac{G^*(a)}{G(a)} = \frac{G'(a)}{G'(a)}$$

La fonction $G^*(a)/G(a)$ est établie à partir du critère de rupture (éq. 9) et la fonction $G'(a)/G'(a)$ est connue sur la base des résultats de la CCT (éq. 3). L'intersection entre ces deux courbes correspond à la longueur de fissure à la charge au pic, notée a_u .

D'une part, le taux de restitution d'énergie s'exprime également selon l'éq. 11 :

$$\text{éq. 11: } G(a) = -\frac{P^2}{4\pi \cdot r} \times \frac{S'(a)}{S(a)} = \frac{P^2}{4\pi \cdot r} \times g(a)$$

D'autre part, le taux de restitution d'énergie est égal à la résistance à la propagation de fissure à la charge au pic : $G(a_u) = G^*(a_u)$. Donc, la charge au pic peut être estimée à partir de l'éq. 12 :

$$\text{éq. 12: } P_u = \sqrt{\frac{4\pi \cdot r \times G^*(a_u)}{g(a_u)}}$$

Cette démarche est appliquée à l'ensemble des spécimens et les résultats obtenus sont en accord avec les valeurs expérimentales de la charge au pic. Donc, la charge ultime d'un assemblage par goujons collés peut être estimée à partir d'une simple expression analytique basée sur un critère de rupture en mode mixte et des calculs EF.

V. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Le comportement mécanique des assemblages par goujons collés est étudié par des essais de caractérisation et des simulations numériques. Ces deux approches sont intimement liées car la base de données expérimentale permet de s'assurer d'une utilisation optimale des résultats du modèle EF. La mixité des modes de ruine révélée par la modélisation conduit à utiliser un critère de rupture en mode mixte, et met en lumière une nouvelle approche de caractérisation des assemblages par goujons collés. A partir des valeurs des courbes-R en modes purs, le critère de rupture est vérifié sur

l'ensemble des éprouvettes testées. Cette approche permet également de déterminer la charge au pic et la longueur de fissure correspondante. D'un point de vue ingénierie, cette étude semble trouver tout son intérêt puisque il est tout à fait envisageable de reproduire cette analyse pour de nouvelles configurations d'assemblage utilisant notamment des matériaux différents dans la zone d'assemblage.

VI. REFERENCES

- [1] D. Guitard, Mécanique du matériau bois et composites, Toulouse: Cépaduès Editions, 1987.
- [2] J.-L. Coureau, S. Morel et N. Dourado, «Cohesive zone model and quasibrittle failure of wood: a new light on the adapted specimen geometries for fracture tests,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 109, pp. 328-340, 2013.
- [3] N. Dourado, S. Morel, M. De Moura, G. Valentin et J. Morais, «Comparison of fracture properties of two wood species through cohesive crack simulations,» *Composites part A*, vol. 39, n°12, pp. 415-427, 2008.
- [4] C. Lespine, «Influence de la géométrie des structures sur les propriétés de rupture dans les milieux quasi-fragiles,» 2008.
- [5] S. Morel, S. Dourado, G. Valentin et J. Morais, «Wood: a quasibrittle material. R-curve behavior and peak load evaluation,» *International Journal of Fracture*, vol. 131, pp. 385-400, 2005.
- [6] J. Lartigau, «Caractérisation du comportement des assemblages par goujons collés dans les structures bois,» 2013.
- [7] J.-G. Broughton et A.-R. Hutchinson, «Pull-out behavior of steel rods bonded into timber,» *Material and Structures*, vol. 34, n° 12, pp. 100-109, 2001.
- [8] E. Martin, J. Estevéz et D. Otero Chans, «Influence of geometric and mechanical parameters on stress states caused by threaded steel rods glued in wood,» *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 71, pp. 259-266, 2013.
- [9] L.-O. Jerknvist, «Fracture of wood under mixed mode loading - I. Derivation of fracture criteria,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 68, pp. 549-563, 2001.
- [10] M. De Moura, J. Oliveira, J. Morais et J. Xavier, «Mixed-mode I/II wood fracture characterization using the mixed-mode bending test,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 77, pp. 144-152, 2010.
- [11] J. Xavier, J. Morais, N. Dourado et M. de Moura, «Measurement of mode I and mode II fracture properties of wood-bonded joints,» *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 25, pp. 2881-2895, 2011.

Remerciements : Au laboratoire I2M département GCE où l'ensemble des investigations a été réalisé, à l'ANR-10-EPX-16 pour l'équipement et le support technique, au RBR pour le financement des travaux.