

Modèle de plaque multicouches pour l'analyse de la rupture des panneaux de bois lamellé croisé (CLT)

BLONDET Gaspard, BLEYER Jérémy, LEBÉE Arthur

Navier, ENPC, Institut Polytechnique de Paris, Univ Gustave Eiffel, CNRS
gaspard.blondet@enpc.fr

Mots clefs : modèle multicouches ; zones cohésives ; champs de phase ; éléments finis ; lamellé-croisé CLT ; flexion hors plan ; rupture

Introduction

Les panneaux de bois lamellé croisé (cross laminated timber – CLT) sont constitués de planches de bois formant 3, 5 ou 7 couches successives arrangeées orthogonalement les unes par rapport aux autres. La première certification technique a été délivrée en 1998, et depuis l'utilisation de CLT ne cesse de croître (Brandner et al 2016). En effet les CLT disposent de bonnes capacités portantes pour les deux directions de flexion hors plan, et pour des charges dans le plan ; ainsi les CLT se retrouvent dans les structures en tant que planchers ou murs porteurs.



Fig. 1 : Panneau de CLT et utilisation dans une structure de génie civil (Brandner et al 2016).

Le CLT est un matériau hautement anisotrope, hétérogène, variable et il présente des modes de rupture complexes : délamination aux interfaces, cisaillement roulant, présence de noeuds... C'est pourquoi des outils numériques précis et efficaces apparaissent nécessaires. Précis, pour avoir une vision détaillée des mécanismes de rupture potentiels dans une structure. Efficaces, pour fonctionner avec un ordinateur portable et être pris en main facilement.

Cette contribution propose d'utiliser un modèle de plaque multicouches basé sur une approche en contraintes. La rupture de chaque couche est décrite par des modèles à gradient d'endommagement et la rupture des interfaces (délamination) est décrite par des modèles de zones cohésives. La validation se fait face à des cas où plusieurs mécanismes de ruptures interviennent. L'étude expérimentale sélectionnée est la campagne d'essais de flexion 4 points sur des CLT 5 couches réalisée par Narcy (2024).

Mise en place du modèle

Le développement du modèle se fait suivant les travaux de Bouteiller et al (2022) pour des composites stratifiés utilisés en aéronautique. Une interpolation du champ de contraintes réel σ^{3D} est faite autour de contraintes généralisées : les efforts membranaires N , les moments membranaires M , les contraintes de cisaillement en milieu de couche τ_0 , les contraintes de cisaillement τ et d'arrachement ν aux interfaces (voir Fig.2). À noter que N et M sont également présents dans les théories classiques de composites stratifiés. À partir de ces contraintes généralisées, l'équilibre mécanique $\text{div}(\sigma^{3D})$ est ré-écrit et des déplacements U et déformations

$\varepsilon(U)$ généralisés sont obtenus en écrivant la forme faible du problème. Finalement, le problème mécanique peut se résoudre en minimisant l'énergie potentielle du système :

$$E_{\text{potentielle}}(U) = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \left[\sum_{\text{couche}} \epsilon_N C_N \epsilon_N + \epsilon_M C_M \epsilon_M + \epsilon_{\tau 0} C_{\tau 0} \epsilon_{\tau 0} \right] + \sum_{\text{interfaces}} \epsilon_{\tau} C_{\tau} \epsilon_{\tau} + \epsilon_{\nu} C_{\nu} \epsilon_{\nu} \quad (1)$$

où C désigne la matrice de raideur de la structure. Avec les hypothèses présentées par Bouteiller et al (2022) C est diagonale, ce qui permet de partitionner l'énergie et de faire apparaître différents mécanismes.

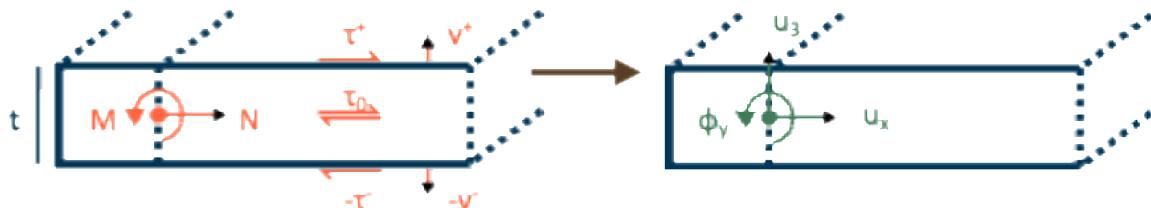


Fig. 2 : Contraintes généralisées (à droite) et déplacements généralisés (à gauche) pour une couche.

La prise en compte de la rupture se fait en dégradant la matrice de raideur C par des variables d'endommagement d qui varient de 0 (état sain) à 1 (état fissuré). Ainsi si la couche 2 a rompu (lié à un mécanisme de rupture des fibres) alors C_N et C_M seront égales à 0 pour cette couche à l'endroit de la fissure, ce qui revient à dire que la couche 2 ne contribue plus à l'énergie potentielle de la structure sur cette zone.

Pour déterminer l'évolution des variables d , des lois cohésives bilinéaires sont définies aux interfaces. Ces lois relient la déformation et la contrainte généralisées au niveau de l'interface. Cela permet de remonter directement à d à partir d'une raideur saine C_0 , d'une contrainte critique σ_c et d'une énergie de rupture G_c . Des critères quadratiques sont implémentés pour rendre compte de la mixité de mode entre cisaillement et arrachement, ce qui résulte en des lois cohésives « effectives ». Au niveau des couches, les variables d'endommagement sont déterminées en employant la méthode des champs de phases, qui consiste à minimiser l'énergie totale (somme de l'énergie potentielle endommagée et d'une énergie de rupture qui dépend de d).

Choix de paramètres matériaux

Les CLT utilisés par Narcy (2024) sont tous issus d'une commande chez le producteur Pfeifer. Les planches constitutives sont classées C24. Les essences de bois ne sont pas connues. Pour tous ses essais, les conditions climatiques sont contrôlées pour avoir une température de 20°C et une teneur en eau autour de 12 %. Pour notre étude, nous nous affranchissons donc des effets thermo-hydriques sur les paramètres mécaniques du bois en supposant une température et une humidité constante.

Pour pouvoir reproduire au mieux les résultats expérimentaux, il est nécessaire de choisir au mieux les paramètres d'entrée. Le module d'Young longitudinal E_L et la contrainte critique en tension longitudinal σ_c^L sont issus de l'étude de Brandner et al (2024) qui effectuent des tests de tension sur des éprouvettes C24. Le module de cisaillement roulant μ_{CN} et la contrainte limite en cisaillement roulant τ_c proviennent des travaux d'Ehrhart et Brandner (2018) pour des orientations de cernes similaires à ce que Narcy (2024) a pu observer sur ses panneaux. Nos études ont montré que ces quatre paramètres influent grandement sur le comportement en flexion. Les autres paramètres proviennent de rapports de grandeurs (Guitard 1987), ou des travaux de Sorin et al (2022) et Coureau et al (2013) concernant les énergies de ruptures. Seule l'énergie de rupture associée à la rupture de fibre dans les couches longitudinales σ_c^L n'a pas

été trouvée dans la littérature. En revanche ce mode de rupture est réputé quasi-fragile, donc une valeur forfaitaire sera prise en cherchant à respecter ce caractère quasi-fragile.

Tab. 1 : Paramètres matériaux considérés pour cette étude

E_L	E_C	μ_{LN}	μ_{CN}	σ_c^L	σ_c^C	τ_c	v_c	G_c^L	G_c^C	G_c^τ	G_c^v
12,1	576	864	56	32	2,6	1,4	2,6	6,6	0,9	0,8	0,2
GPa						MPa					
MPa						MPa.mm					

Validation du modèle

Trois essais de flexion 4 points ont été réalisés par Narcy (2024). Un déplacement Δ est imposé, lié à un effort F , et la flèche centrale δ est mesurée. Le premier essai a une longueur entre appuis $l_{\text{appuis}} = 2300\text{mm}$ et une longueur entre les points d'application de charge $l_{\text{charges}} = 700\text{mm}$. Pour cette configuration une rupture en flexion dans la zone centrale est observée expérimentalement, c'est bien une rupture en flexion qui est prédicta par le modèle. Pour le deuxième essai, $l_{\text{charges}} = 1700\text{mm}$, et dans cette configuration l'effort tranchant est plus important que la flexion, et ainsi c'est une rupture en effort transchant qui est observée, en revanche le modèle prédit une rupture en flexion. Enfin le troisième essai consiste en une deuxième campagne avec des éprouvettes de plus petites dimensions : $l_{\text{appuis}} = 1150\text{mm}$ et $l_{\text{charges}} = 250\text{mm}$. Pour ces dimensions ce sont essentiellement des ruptures en effort tranchant qui ont été observées là où le modèle prédit une rupture en flexion. Les courbes de chargement sont présentées Fig.3 respectivement de gauche à droite.

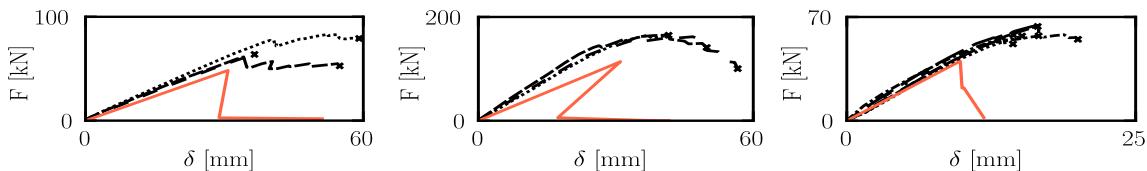


Fig. 3 : Courbes de chargement. Orange : résultats numériques, noir : résultats expérimentaux. De gauche à droite : rupture en flexion, rupture en effort tranchant, campagne 2.

Ces résultats ont été obtenus pour le jeu de paramètres présenté Tab.1. Il apparaît que la rupture en flexion arrive très tôt dans le processus de rupture des panneaux. De plus, la raideur structurelle est sous-estimée par le modèle. Pour la première série d'essais « rupture en flexion », Narcy (2024) a mesuré une résistance en flexion $\sigma_c^L = 40,9 \text{ MPa}$ et une rigidité $EI = 4,71 \text{e}11 \text{ N.mm}^2$, ce qui correspond à un module d'Young longitudinal de $14,1 \text{ GPa}$ (en conservant un rapport E_C/E_l identique). La prise en compte de ces paramètres permet de corriger les écarts pour les essais « rupture en flexion » et « campagne 2 ». Pour l'essai « rupture en effort tranchant », la différence de rigidité structurelle demeure, et la seule explication pour l'instant semble provenir d'un frottement mécanique au niveau des appareils d'appuis lors de l'essai. En effet, dans cette configuration la rotation des appareils d'appuis est plus importante, et si on considère qu'ils sont bloqués, le modèle prédit une rigidité structurelle plus élevée que celle mesurée expérimentalement. Les nouvelles courbes de chargement sont présentées Fig.4.

Conclusion et perspectives

La comparaison entre les prédictions du modèle et les résultats expérimentaux a permis de valider la capacité du modèle à produire des résultats précis concernant les modes de rupture successifs dans un CLT. Les écarts avec l'expérience s'expliquent par une difficulté à obtenir des paramètres d'entrée suffisamment précis. Pour la suite, des études prenant en compte la variabilité du bois sont envisagées. Cela se fera par une description hétérogène des planches de

bois, et par l'utilisation d'une base de données issues de la littérature pour des planches classées C24. L'étude de Brandner et al (2024) montre déjà que pour de telles planches on observe une grande variabilité sur les valeurs de E_L et σ_c^L .

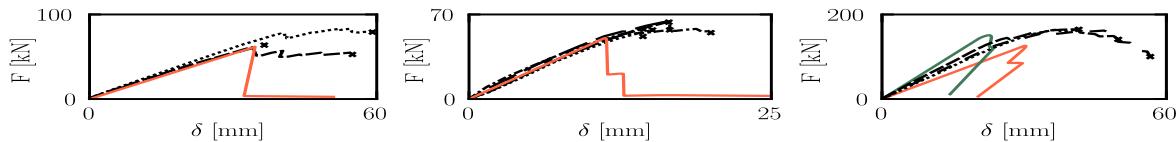


Fig. 4 : Courbes de chargements avec les paramètres de Tab.1 sauf $E_L = 14,1$ GPa et $\sigma_c^L = 40,9$ MPa.
Orange : résultats numériques, Vert : résultats numériques en supposant des appareils d'appuis bloqués en rotation, noir : résultats expérimentaux. De gauche à droite : rupture en flexion, rupture en effort tranchant, campagne 2.

Références

- Bouteiller P, Bleyer J, Sab K (2022) Continuum damage analysis of delamination in composites laminates using a stress-based layerwise plate model, International Journal of Solids and Structures, 246-247:111611
- Brandner R, Flatscher G, Ringhofer A, Schickofer G, Thiel A (2016) Cross laminated timber (CLT) : overview and development, European Journal of Wood and Wood Products, 74(3):331-351
- Brandner R, Ringhofer A, Sieder R (2024) Out-of-plane bending properties of cross laminated timber (CLT), Construction and Building Materials, 438:136991
- Coureau J-L, Morel S, Dourado N (2013) Cohesive zone model and quasibrittle failure of wood : A new light on the adapted specimen geometries for fracture tests, Engineering Fracture Mechanics, 109:328-340
- Ehrhart T, Brandner R (2018) Rolling shear : Test configurations and properties of some European soft- and hardwood species, Engineering Structures, 172:554-572
- Guitard D (1987) Mécanique du matériau bois et composites, Éditions Cépaduès, Toulouse, 240 p.
- Narcy A (2024) Résistance au flambement de panneaux CLT avec imperfections. Caractérisation expérimentale et critères de dimensionnement, Thèse de l'École des Ponts ParisTech, 188 p.
- Sorin E, Coureau J-L, Pérez C (2022) Mode I and II R-curves characterization of the Maritime Pine and Spruce under the same geometry, Engineering Fracture Mechanics, 269:108472