

## Essais de flexion 4 points pour déterminer les résistances et rigidités en flexion et à l'effort tranchant de panneaux en bois lamellés croisés (CLT)

NARCY Alma<sup>1,2</sup>, PHAM Duc Toan<sup>1</sup>, FORET Gilles<sup>2</sup>, LEBEE Arthur<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB), 84 avenue Jean Jaurès, Champs-sur-Marne, 77447 Marne-la-Vallée Cedex 2, France

[alma.narcy@cstb.fr](mailto:alma.narcy@cstb.fr) ; [ductoan.pham@cstb.fr](mailto:ductoan.pham@cstb.fr)

<sup>2</sup> Laboratoire Navier, UMR 8205, Ecole des Ponts ParisTech, Université Gustave Eiffel, CNRS, Champs-sur-Marne, France

[gilles.foret@enpc.fr](mailto:gilles.foret@enpc.fr) ; [arthur.lebee@enpc.fr](mailto:arthur.lebee@enpc.fr)

**Mots clefs :** Bois lamellé croisé (CLT), Flexion 4 points, Rigidité, Résistance, Flexion, Cisaillement

### Contexte et objectifs

L'utilisation des panneaux en bois lamellé croisé, ou Cross Laminated Timber (CLT), s'est aujourd'hui généralisée dans la construction des bâtiments de grande hauteur (Brandner et al., 2016). Le CLT est utilisé sous forme de panneaux, pouvant avoir la fonction de planchers, de murs porteurs et de façades.

Néanmoins, la forte hétérogénéité et anisotropie de ces éléments de structure rend leur dimensionnement délicat. Les projets actuels de tours en CLT posent la question du comportement des CLT sous des charges importantes. Le flambement (ou voilement) est un potentiel risque pour les panneaux porteurs.

Par ailleurs, en se basant sur la méthode classique d'Ayrton et Perry (1886), la prise en compte des imperfections géométriques dans le calcul de la résistance de murs en CLT a révélé l'existence d'un nouveau mode de ruine par excès d'effort tranchant lorsque l'instabilité se produit (Perret et al., 2020). Ce mode de ruine inattendu et pouvant être dimensionnant a été identifié par une approche théorique et doit être confirmé par des essais de validation. La première étape de cette validation consiste à déterminer les rigidités et résistances des panneaux utilisés ensuite pour les essais de flambement. Pour déterminer ces grandeurs, des essais de flexion 4 points ont été menés. La méthode détaillée par Perret *et al.* (2018) est adoptée. Elle consiste notamment à déterminer les rigidités à l'effort tranchant en mesurant les rotations aux appuis.

### Matériel et méthode

#### *Panneaux testés*

Au total, 6 panneaux de CLT ont été testés en flexion 4 points. Il s'agit de CLT – 5 plis, chaque pli ayant une épaisseur  $e$  de 20mm. Les panneaux ont une longueur totale de 2900mm, une largeur  $b$  de 500mm et une hauteur  $h$  de 100mm. L'essence composant les panneaux est l'épicéa, de la classe C24. Ils ont été conservés 4 mois en chambre climatique à 20°C et 65% d'humidité relative. Les panneaux sont donc testés pour la classe de service 1.

#### *Méthode*

Pour obtenir les rigidités et résistances des panneaux en flexion et à l'effort tranchant, des essais de flexion 4 points ont été réalisés (Fig.1). Le panneau est en appui simple en C et E, avec une portée  $l$  de 2300mm, et l'effort  $P$  est appliqué aux points C' et E', séparés de l'entre-

axe ( $l_0$ ) qui détermine le mode de ruine attendu. Si les efforts sont appliqués dans la zone jaune, la rupture sera causée par un excès de flexion, dans la zone bleue, elle sera causée par un excès de cisaillement. Deux entre-axes sont ainsi choisis, pour avoir 3 essais avec une rupture en flexion, et 3 en cisaillement. Les deux valeurs retenues sont  $l_0 = 700\text{mm}$  pour la flexion, et  $l_0 = 1700\text{mm}$  pour le cisaillement.

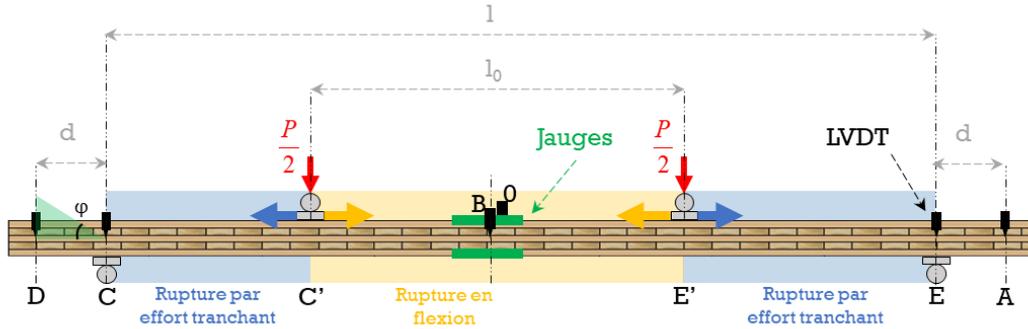


Fig. 1 : Essais de flexion 4 points sur un panneau en CLT. Emplacement des capteurs (jauges de déformations et LVDT).

Les rotations  $\varphi$  aux appuis C et E mesurées par deux LVDT à chaque appui, et les déformations de section  $\varepsilon$  mesurées par deux jauges (sur les faces inférieure et supérieure, au centre du panneau) permettent de faire une estimation de la rigidité en flexion  $D$  (équations (1) et (2)). La flèche centrale du panneau  $f_{B/O}$  mesurées par deux LVDT (en B et O), corrigée en ôtant le tassement aux appuis, permet d'estimer la rigidité à l'effort tranchant  $F$  (équation (3)) (Perret et al., 2018).

$$\frac{1}{F} = \frac{4 f_{B/O}}{P (l - l_0)} - \frac{1}{8D} \left( l^2 - \frac{1}{3} (l - l_0)^2 \right) \quad (3)$$

L'expression de la résistance en flexion ( $\sigma_{xx}max$ ) pour une section hétérogène et la résistance à l'effort tranchant ( $\sigma_{xz}max$ ) obtenues à partir des hypothèses de Jouravski (1856) sont présentées dans le système d'équation 4. Le module d'élasticité transversal  $E_C$  étant très inférieur au module longitudinal  $E_L$ , il est possible de négliger  $E_C / E_L$  pour obtenir les équations du système 5.

$$\begin{cases} \sigma_{xx}(z) = -\frac{M}{D} \\ \sigma_{xz}(z) = -\frac{P}{2D} \end{cases} \quad \begin{cases} \sigma_{xx}max = \frac{M}{D} \\ \sigma_{xz}max = \frac{P}{2D} \end{cases}$$

### Résultats et discussion

La rigidité des panneaux est calculée pour le domaine élastique. Ce domaine est déterminé par la partie linéaire des courbes Effort – Flèche centrale (Fig. 2). Les valeurs de rigidités sont ensuite déterminées en faisant une régression linéaire des courbes  $P = f(\Delta\varphi)$  à partir de l'équation (1) pour déterminer  $D$  ( $\Delta\varphi$ ),  $P = f(\Delta\varepsilon)$  à partir de l'équation (2) pour déterminer  $D$  ( $\Delta\varepsilon$ ), et  $f_{B/O} = f(P)$  à partir de l'équation (3) pour déterminer  $F$ . La Tab.1 présente les estimations des rigidités. Enfin, les valeurs sont comparées aux résultats de la méthode « Shear Analogy » (Kreuzinger, 1999), notée « SA », et aux résultats des formules pour des panneaux multicouches, détaillées par Perret (2020), notée « D » et « F ». Pour ces deux

dernières méthodes, les valeurs utilisées sont celles de l'EN338 (AFNOR, 2016, p. 338) pour un bois de classe C24.

Tab. 1 : Rigidité en flexion et à l'effort tranchant des panneaux

	Moyen d'obtention	Rigidité en flexion $D \times 10^{11} \text{ N.mm}^2$				Rigidité à l'effort tranchant $F \times 10^6 \text{ N}$				Part de la flèche en cisaillement $\%f_{B0}$ (en %)	
		$D (\Delta\varphi)$	$D (\Delta\varepsilon)$	$D_{SA}$	$D$	$F (\Delta\varphi)$	$F (\Delta\varepsilon)$	$F_{SA}$	$F$	$\%f (\Delta\varphi)$	$\%f (\Delta\varepsilon)$
<b>Rupture en flexion</b>	Moy. (CV%)	<b>4,51</b> (9,5)	<b>4,65</b> (11,7)	3,66	3,66	<b>13,9</b> (83)	<b>23,9</b> (137)	7,44	7,99	<b>8</b> (62)	<b>10</b> (77)
<b>Rupture en cisaillement</b>	Moy. (CV %)	<b>5,49</b> (8,70)	<b>6,19</b> (6,06)			<b>42,9</b> (123)	<b>5,54</b> (29,60)			<b>5</b> (73)	<b>16</b> (32)

Les rigidités en flexion sont cohérentes avec les résultats attendus, en effet elles sont plus élevées que celles calculées avec les valeurs garanties par le constructeur pour du C24 ( $D = 3,66 \times 10^{11} \text{ N.mm}^2$ ), mais restent du même ordre de grandeur. En revanche, pour les rigidités en à l'effort tranchant, les valeurs sont très variables (les coefficients de variation CV% sont très élevés). Cela peut s'expliquer par une très grande sensibilité à la rigidité en flexion calculée précédemment, et également par le fait que la rigidité à l'effort tranchant est déterminée par la flèche en cisaillement. Si elle représente une part importante de la flèche totale, la mesure sera plus précise. Dans le cas présent, elle ne représente que 5 à 16% en moyenne (voir Tab.1). Pour augmenter cette part et donc la précision de la mesure, il faudrait réduire les longueurs  $l$  et  $l_0$ .

La détermination de la résistance est faite à partir des courbes Effort – Flèche centrale. Pour chaque essai, le panneau fléchit jusqu'à une première rupture (voir Fig. 2), la flèche augmente ensuite pour atteindre l'effort maximal. Les équations (4) et (5) sont valides dans le domaine élastique. Ainsi, la résistance du panneau est ici définie par la limite d'élasticité. Les résultats obtenus sont présentés en Tab. 2.

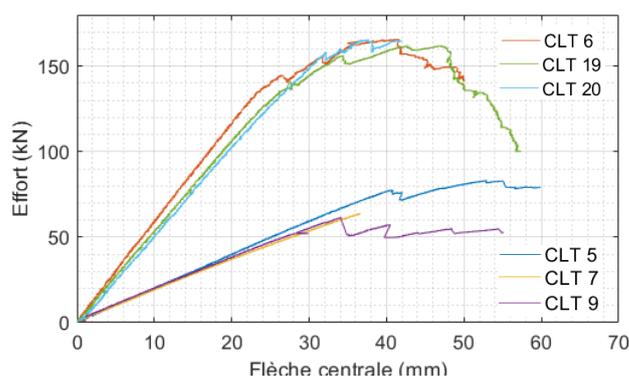


Fig. 2 : Courbe Effort – flèche centrale des essais de flexion 4 points

Tab.2 : Résistance des panneaux

Rupture en cisaillement	Résistance en cisaillement roulant (MPa)	Moyenne (CV %)
CLT 6	1,63	<b>1,67</b> (13,8)
CLT 19	1,46	
CLT 20	1,91	
Rupture en flexion	Résistance en flexion (MPa)	Moyenne (CV %)
CLT 5	46,91	<b>40,95</b> (12,7)
CLT 7	38,73	
CLT 9	37,21	

Les résultats de résistance en flexion sont comparables à ceux obtenus par Jöbstl et Schickhofer (2007) et Buck *et al.* (2016). En effet, la résistance en flexion de leurs panneaux est de 41,1 MPa pour les premiers, et de 35,2 MPa pour les seconds. Ramenés à des caractéristiques de panneaux similaires, les résistances en flexion de leurs panneaux seraient de 37,4 MPa pour les premiers, et de 37,1 MPa pour les seconds.

Les résistances en cisaillement roulant correspondent également à celles trouvées expérimentalement par Flaig (2015) : 1,59 MPa (COV = 22%), ou Franzoni *et al.*, (2015) : 1,6 MPa (COV = 18 %).

### Conclusion et perspectives

Les essais de flexion 4 points menés récemment au CSTB ont permis de déterminer les résistances et les rigidités en flexion et à l'effort tranchant des panneaux qui constituent le matériel testé dans la campagne de flambement menée en parallèle. On notera néanmoins la sensibilité des rigidités à l'effort tranchant, qui pourraient être améliorées en testant les panneaux avec d'autres portées.

L'obtention des valeurs de résistances et de rigidités concluent le travail préliminaire de la campagne d'essai de flambement et apportent des éléments indispensables à la comparaison du modèle de Perret *et al.* (2018) aux résultats expérimentaux des essais de flambement.

### Remerciements

Ces essais ont pu être menés grâce à l'équipe technique du CSTB, notamment Philippe Rivillon, Pierre-Yves Mertz et Jean-Clotaire Akue Ondo. Nous les en remercions.

### Références

- AFNOR (2016). NF EN 338 - Bois de structure - Classes de résistance
- Ayrton, W., Perry, J. (1886). On struts 464.
- Brandner, R., Flatscher, G., Ringhofer, A., Schickhofer, G., Thiel, A. (2016). Cross laminated timber (CLT): overview and development. *Eur. J. Wood Prod.* 74(3), 331–351.
- Buck, D., Wang, X. (Alice), Hagman, O., Gustafsson, A. (2016). Bending Properties of Cross Laminated Timber (CLT) with a 45° Alternating Layer Configuration. *BioResources* 11(2), 4633–4644.
- Flaig, M. (2015). In Plattenebene beanspruchte Biegeträger aus Brettsper Holz. *Bautechnik* 92(11), 741–749.
- Franzoni, L., Lebé, A., Forêt, G., Lyon, F. (2015). Advanced modelling for design helping of heterogeneous CLT panels in bending. 12.
- Jöbstl, R., Schickhofer, G. (2007). Comparative examination of creep of GLT and CLT slabs in bending.
- Jouravski (1856). Sur la résistance d'un corps prismatique et d'une pièce composée en bois ou en tôle de fer à une force perpendiculaire à leur longueur.
- Kreuzinger, H. (1999). Flächentragwerke – Platten, Scheiben und Schalen – ein Berechnungsmodell für gängige Statikprogramme. *Bauen mit Holz* 01/1999, S.34-39.
- Perret, O., Douthe, C., Lebé, A., Sab, K. (2020). A shear strength criterion for the buckling analysis of CLT walls. *Engineering Structures* 211, 110344.
- Perret, O., Lebé, A., Douthe, C., Sab, K. (2018). Experimental determination of the equivalent-layer shear stiffness of CLT through four-point bending of sandwich beams. *Construction and Building Materials* 186, 1132–1143.