

# MODÉLISATION NON LINÉAIRE D'ASSEMBLAGES BOIS-MÉTAL SOLlicités EN FLEXION

**Bohan XU, (Doctorant)**  
**Abdelhamid BOUCHAIR, (PR)**  
**Mustapha TAAZOUNT (MCF)**

LaMI, Laboratoire de Mécanique et Ingénieries  
Polytech'Clermont-Ferrand, Université Blaise Pascal  
BP 206, 63174 Aubière Cedex

[bohan.xu@cust.univ-bpclermont.fr](mailto:bohan.xu@cust.univ-bpclermont.fr) ; [bouchair@cust.univ-bpclermont.fr](mailto:bouchair@cust.univ-bpclermont.fr) ; [taazount@cust.univ-bpclermont.fr](mailto:taazount@cust.univ-bpclermont.fr)

## 1. INTRODUCTION

Les liaisons par broches ou boulons, largement utilisées dans les structures en bois, sont conçues pour transmettre des efforts de cisaillement et des moments de flexion entre les éléments assemblés tels que les poteaux et les poutres dans un portique traditionnel. Pour ce type de liaison, les assemblages bois-bois avec broches ou boulons, sont souvent utilisés avec ou sans renforcement par plaques collées en contre-plaqué ou autres matériaux (Bouchair et al., 2007 ; Guan et al., 2001). Pour répondre à certaines exigences architecturales, de résistance mécanique et de tenue au feu, les assemblages bois-bois sont souvent remplacés par des assemblages mixtes bois-métal où la plaque métallique est protégée par les éléments en bois.

Pour simuler le comportement d'assemblages de structures bois, avec assembleurs métalliques, sollicités en flexion, plusieurs études numériques 2D basées sur le modèle de poutre sur appuis continus (Bouchair et al., 2007 ; Chui et al., 2005) ont été réalisées. En réalité, l'assemblage par broches a plutôt un comportement de type tridimensionnel (interaction entre les plans parallèles et perpendiculaires à

l'axe de l'assembleur). Peu de modèles 3D sont disponibles dans la littérature et ce travail présente un modèle numérique considérant des lois de comportement non linéaire pour le bois et l'acier. Ce modèle a été appliqué avec succès aux assemblages sollicités en traction directe suivant les directions longitudinale ou perpendiculaire au fil du bois (Xu et al., 2009a ; Xu et al., 2009b). L'objectif de la présente étude est de l'appliquer à une configuration d'assemblage soumise à la flexion dont le comportement est plus complexe car il mobilise simultanément les deux modes de chargements cités ci-dessus.

Pour avoir une base de comparaison, des essais sont réalisés sur deux configurations d'assemblage avec une plaque métallique centrale soumis à la flexion. Les deux configurations ont des dispositions de broches favorisant le cisaillement ou la traction transversale. Les essais ont montré que la ruine de ces assemblages se produit par la flexion élasto-plastique des broches et l'enfoncement du bois. En effet, ces assemblages ont été prévus avec des broches dont les distances aux bords sont justifiées par la résistance au feu. Durant les essais, des micro-ruptures se sont produites sans remettre en question l'intégrité de l'as-

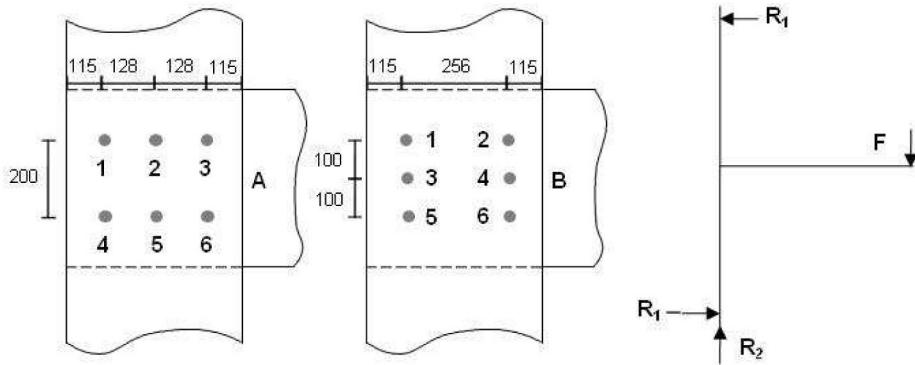


Figure 1. Configuration et géométrie de l'assemblage (mm).

semblage. En phase finale, une rupture en traction transversale du bois s'est produite au niveau de certaines broches.

Le modèle numérique basé sur les éléments finis tridimensionnels tient compte de plusieurs sources de non linéarité. Ainsi, une loi matérielle élasto-plastique non linéaire est utilisée pour l'acier, des lois de contact et de frottement sont utilisées entre les broches métalliques et le bois et une loi élastique parfaitement plastique est utilisée pour le bois. Cette dernière loi se base sur le critère de Hill associé au critère de Hoffman (Hoffman, 1967) qui représente le comportement fragile du bois dans certaines directions.

La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques est basée quantitativement sur les paramètres de la loi globale charge-déplacement et en particulier la charge de ruine. Qualitativement, la comparaison concerne les directions des efforts repris par chaque broche dans l'assemblage étudié ainsi que les modes de ruine. Due à l'anisotropie du bois, les directions des efforts appliqués aux broches peuvent conduire dans de nombreux cas à une rupture fragile liée aux contraintes de cisaillement et de traction perpendiculaire au fil.

Un modèle analytique inspiré des démarches de l'Eurocode 5 (Step1, 1995) est appliqué en s'appuyant sur les approches de la Théorie de l'Analyse Limite Plastique et l'hypothèse du centre de rotation de l'assemblage confondu avec son centre géométrique. Les résultats analytiques ainsi obtenus sont confrontés à ceux du modèle numérique. Le modèle numérique développé représente de façon cohérente le comportement des assemblages en bois soumis à la flexion où chaque organe d'assemblage se comporte de façon différente à cause de l'orthotropie du matériau (résistance et rigidité).

## 2. ESSAIS D'ASSEMBLAGES EN FLEXION

Les deux configurations testées en flexion (A et B) sont montrées sur la Figure 1. Chaque éprouvette est constituée de deux éléments en bois lamellé collé (2000x486x75mm) reliés par une plaque métallique centrale (1200x260x8mm) au moyen de six broches de 16 mm de diamètre. La charge

est appliquée à la plaque métallique avec un contrôle en déplacements. Les déplacements relatifs en zone d'assemblage entre la plaque métallique et les éléments en bois ont été mesurés en utilisant les capteurs de déplacement LVDT et des caméras (mesure sans contact).

Pour chaque configuration, deux éprouvettes sont testées. Pour la configuration A, les assemblages ont montré le comportement le plus ductile avec une plastification importante des broches en flexion. Pour la configuration B, après une déformation non négligeable des broches, un fendage est apparu dans la zone d'assemblage sur une pièce du bois. Ce fendage s'est propagé parallèlement aux fibres, ce qui a généré une baisse de la charge appliquée et la ruine de l'assemblage.

## 3. MODÉLISATION NUMÉRIQUE

### 3.1. Maillage et conditions aux limites

Le modèle éléments finis 3D est développé en utilisant le logiciel Marc MSC. Compte tenu de la symétrie, seule la moitié de l'assemblage est modélisée (Figure 2) en utilisant des éléments volumiques HEX 8. Le chargement est introduit par contrôle en déplacements des nœuds de la plaque métallique avec des conditions d'appuis reproduisant les conditions réelles du dispositif expérimental.

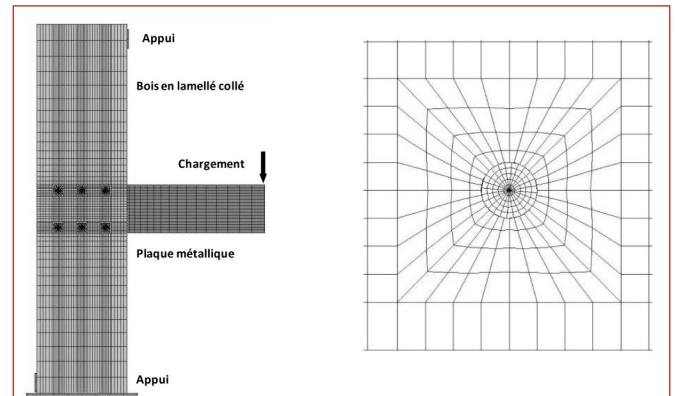


Figure 2. Maillage de l'assemblage et détail de la zone de la broche.

## 3.2. Modélisations des matériaux

Dans ces essais, le bois lamellé-collé utilisé est de classe de résistance GL24h. La masse volumique moyenne mesurée est égale à 438 kg/m<sup>3</sup> et l'humidité mesurée est égale à 10 %. Le bois est considéré isotrope transverse. Car, les caractéristiques élastiques sont proches entre les directions R et T, qui représentent ainsi la direction perpendiculaire au fil du bois. Les valeurs moyennes des modules d'élasticité (EN 1194, 1999) et des coefficients de Poisson (Guitard, 1987) sont données dans le Tableau 1.

E <sub>0</sub> (MPa)	E <sub>90</sub> (MPa)	G (MPa)	V <sub>TR</sub> =V <sub>RT</sub>	V <sub>LT</sub> =V <sub>LR</sub>	V <sub>RL</sub> =V <sub>TL</sub>
11600	390	750	0,41	0,41	0,02

Tableau 1. Propriétés mécaniques du bois utilisées dans le modèle.

La modélisation du matériau bois reste la partie la plus délicate de l'étude à cause du caractère anisotrope du matériau et de sa variabilité. Différentes approches sont utilisées dans la littérature. Il s'agit de modèles souvent basés sur des critères de plasticité anisotrope tels que Hill. Cependant, ce critère ne prend pas en compte la dissymétrie du comportement du bois entre traction et compression. De plus, le matériau montre une certaine fragilité dans la direction perpendiculaire au fil du bois et en cisaillement. Pour représenter son comportement dans ces directions à caractère fragile, le critère de Hill est associé à un critère de rupture (Hoffman) qui représente l'évolution du dommage à l'intérieur du matériau bois par une réduction des modules d'élasticité. Le critère de Hoffman s'écrit comme suit (MSC, 2005) :

$$\left[ C_1(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + C_2(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + C_3(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + C_4\sigma_1 + C_5\sigma_2 + C_6\sigma_3 + C_7\sigma_{23}^2 + C_8\sigma_{13}^2 + C_9\sigma_{12}^2 \right] \leq 1 \quad [1]$$

avec  $C_1 = \frac{1}{f_{t,90}f_{c,90}} - \frac{1}{2f_{t,0}f_{c,0}}$      $C_2 = C_3 = \frac{1}{2f_{t,0}f_{c,0}}$      $C_4 = \frac{1}{f_{t,0}} - \frac{1}{f_{c,0}}$

$$C_5 = C_6 = \frac{1}{f_{t,90}} - \frac{1}{f_{c,90}} \quad C_7 = C_8 = C_9 = \frac{1}{f_v^2}$$

Où :  $\sigma_i$  et  $\tau_{ij}$  sont les contraintes normale et tangentielle internes au bois ;  
 $f_{t,0}$  et  $f_{t,90}$  sont les résistances en traction dans les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois ;  
 $f_{c,0}$  et  $f_{c,90}$  sont les résistances en compression dans les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois ;  
 $f_v$  est la résistance en cisaillement.

Les valeurs de résistance du bois en traction et en cisaillement considérées dans la modélisation sont les suivantes:  $f_{t,0} = 19,8$  MPa,  $f_{t,90} = 0,48$  MPa,  $f_v = 3,24$  MPa. Ces valeurs moyennes sont obtenues à partir des valeurs caractéristiques des normes en multipliant par un coefficient égal à 1,2. Avec une distribution normale, cette équivalence correspond à un coefficient de variation de l'ordre de 10 %. Les valeurs moyennes de résistance en compression sont obtenues par essais ( $f_{c,0} = 39$  MPa et  $f_{c,90} = 3,24$  MPa). Si ces valeurs sont déduites des normes, on obtient la même valeur pour la compression perpendiculaire au fil mais une valeur plus faible pour la compression parallèle ( $f_{c,0} = 28,8$  MPa) Dans ce modèle, la rupture locale du matériau bois

est représentée par une réduction des modules d'élasticité. Ainsi, aux points d'intégration où le critère de Hoffman est atteint, le module d'élasticité E<sub>0</sub> est remplacé par E<sub>90</sub> et le module E<sub>90</sub> est remplacé par 0,1E<sub>90</sub>. L'acier est considéré isotrope obéissant au critère de Von Mises. Le module d'Young est alors fixé à 210 GPa et le coefficient de Poisson à 0,3. Les caractéristiques mécaniques des broches ( $f_y = 366$  MPa,  $f_u = 543$  MPa) et des plaques métalliques ( $f_y = 309$  MPa,  $f_u = 434$  MPa) sont déterminées par essais de traction sur éprouvettes.

## 4. MODÈLE ANALYTIQUE

Pour le calcul analytique des résistances d'assemblages étudiés, la démarche utilisée s'inspire de l'Eurocode 5 et s'appuie sur la TAL et l'hypothèse d'un centre de la rotation de l'assemblage confondu avec son centre géométrique. L'effort résultant sur chaque broche est induit par l'effort tranchant et le moment fléchissant. L'effort tranchant V est considéré uniformément réparti sur les broches. La broche  $i$  reprend un effort  $F_{V,i}$  égal à  $V/6$ . Le moment fléchissant est réparti en considérant que les seules sources de déformation sont situées au niveau des broches. Ainsi, si  $r_i$  est la distance entre la broche  $i$  et le centre de rotation de l'assemblage, l'effort dû au moment fléchissant est calculé selon la formule suivante :

$$F_{M,i} = \frac{r_i}{\sum_{i=1}^n r_i^2} M \quad [2]$$

Chaque broche est donc soumise à un effort résultant dont la direction et l'intensité dépendent de la position de la broche et du rapport  $M/V$ . La capacité résistante de chaque broche dépend de la direction, par rapport au fil du bois, de l'effort qu'elle reprend. Le moment résistant de la liaison est calculé en se basant sur la broche qui atteint sa capacité maximale en premier ( $M_y$ ) ou en considérant les capacités maximales de toutes les broches ( $M_u$ ). Les résultats de calcul de la résistance selon l'EC5 sont donnés dans le Tableau 2 obtenu en considérant un moment fléchissant avec ou sans effort tranchant. Les formules de l'EC5 sont utilisées pour le calcul de la portance locale du bois, pour les différentes directions de chargement, et pour le calcul du moment plastique de la broche. Pour les deux configurations d'assemblages, le moment résistant élastique ( $M_y$ ) est réduit par l'effort tranchant alors que le moment ultime est peu modifié.

	M		M + V	
	A	B	A	B
EC5 (KN·m)				
M <sub>y</sub>	25,0	27,5	23,2	25,3
M <sub>u</sub>	26,4	30,8	26,2	30,7

Tableau 2. Valeurs analytiques de résistance des assemblages (EC5).

## 5. VALIDATION DU MODÈLE NUMÉRIQUE

Pour valider le modèle numérique, ses courbes charge-déplacement sont comparées aux courbes expérimentales (Figure 3). Dans la modélisation, le jeu de 1 mm des trous

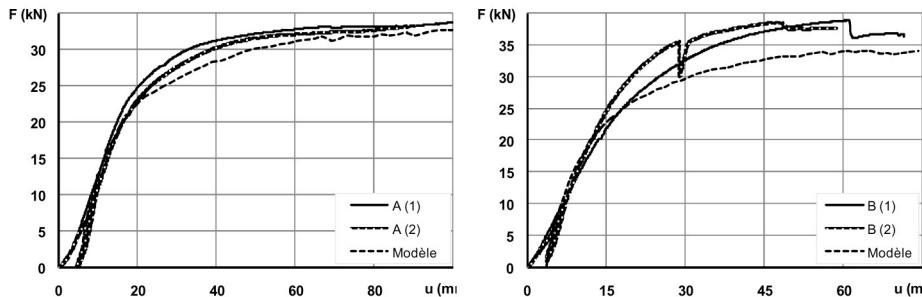


Figure 3. Courbes force-déplacement (comparaison essais-modèle).

dans la plaque métallique n'est pas pris en compte. Ainsi, la rigidité initiale expérimentale est plus faible que celle obtenue par calcul numérique. Cette rigidité numérique est plus proche de celle déterminée à partir d'une régression linéaire sur la phase de décharge-recharge. L'assemblage A montre le comportement le plus ductile, après 60 mm de déplacement, l'augmentation de la charge n'est pas significative. L'assemblage B montre aussi un comportement ductile globalement mais un fendage s'est produit sur une des lignes verticales de broches. Le fendage semble correspondre aux broches les plus sollicitées en traction perpendiculaire au fil du bois. Les essais sont arrêtés lorsque la charge atteint un palier avec un déplacement important. Les résultats de comparaison entre les essais et les modèles numériques montrent que le modèle simule bien la rigidité et la charge ultime (Tableau 3).

	Type A	Modèle	Type B	Modèle
Rigidité élastique (kN/mm)	2,25	2,05	2,39	2,58
Charge ultime (kN)	33,6	32,8	38,8	34,1

Tableau 3. Rigidité « élastique » et résistance (comparaison essais-modèle).

Afin d'observer la distribution des efforts sur les broches à partir du modèle numérique, les deux configurations d'assemblages testés sont considérées avec un effort appliqué égal à 23,4 kN, qui correspond à la plus faible des limites élastiques définie par l'EC5. L'effort résultant sur chaque broche est calculé numériquement en considérant la résultante des efforts de contact entre la broche et le trou de la

plaqué métallique. Elle montre une distribution non uniforme qui dépend de la position de chaque broche dans l'assemblage (Tableau 4). Ce résultat est globalement en bon accord avec l'approche analytique de l'EC5 et en particulier pour l'assemblage A. La Figure 4 montre, pour chaque broche, les directions des efforts calculés par le modèle numérique et par l'approche analytique de l'EC5 pour une charge appliquée de 23,4 kN. La différence angulaire moyenne, entre les directions obtenues soit par la modélisation numérique soit par l'EC5, est d'environ 12° et 9°, pour les configurations d'assemblages A et B, respectivement.

Pour observer les sources possibles de rupture fragile du bois, les contraintes de cisaillement et de traction perpendiculaire au fil sont montrées dans la rangée des broches les plus sollicitées (Figure 5). La contrainte maximale de cisaillement dans l'assemblage B est plus grande que celle dans l'assemblage A, mais elles restent plus faibles que la résistance en cisaillement du bois. Les contraintes maxi-

A	1	2	3	4	5	6
FEM (kN)	27,69	18,39	33,12	28,51	19	32,92
EC5 (kN)	26,99	18,86	33,13	26,99	18,86	33,13
FEM/EC5	1,03	0,98	1,00	1,06	1,01	0,99
B	1	2	3	4	5	6
FEM (kN)	21,66	28,47	21,75	28,3	22,27	28,92
EC5 (kN)	24,24	30,37	17,53	25,34	24,24	30,37
FEM/EC5	0,89	0,94	1,24	1,12	0,92	0,95

Tableau 4. Distribution de la charge entre les broches.

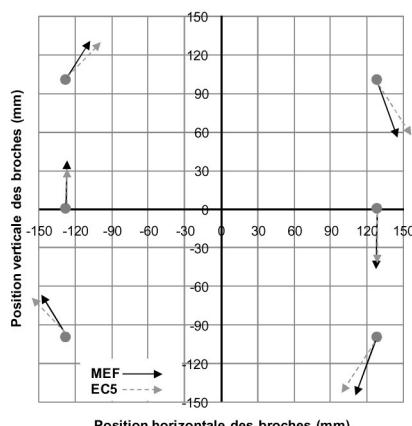
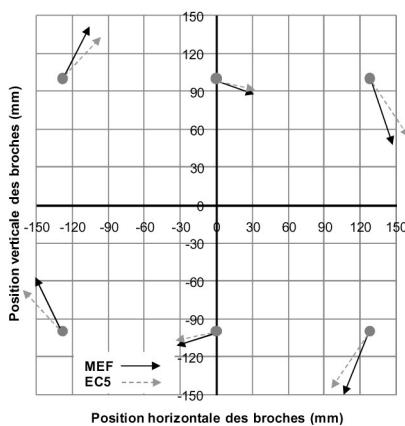


Figure 4. Vecteur de l'effort résultant pour chaque broche.

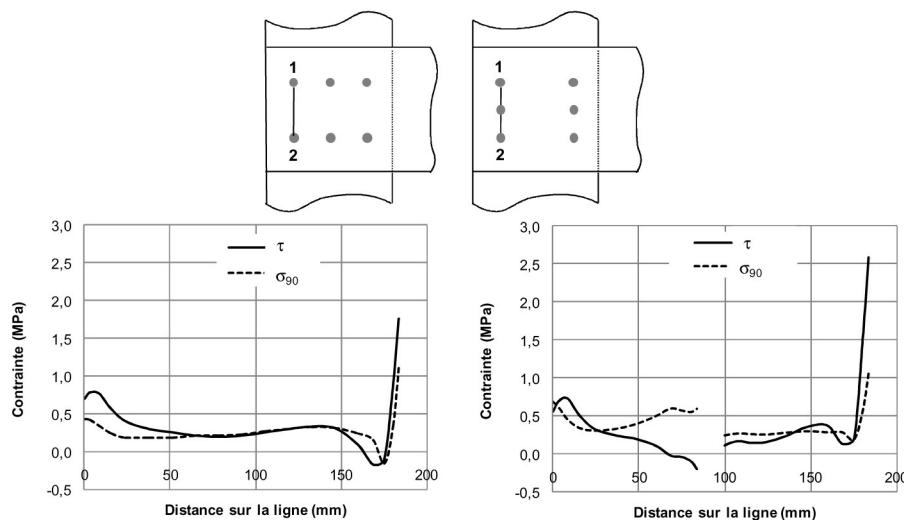


Figure 5. Contraintes de traction perpendiculaire et cisaillement (Ligne 1-2).

males de traction perpendiculaire au fil dans les deux configurations d'assemblage sont très proches, mais elles sont plus grandes que la résistance du bois. Ainsi, la contrainte de traction perpendiculaire au fil semble être plus influente.

Pour tenir compte de la combinaison de toutes les contraintes présentes dans les zones critiques des assemblages, le critère de Hoffman est utilisé. Lorsque le critère atteint une valeur égale à 1, la rupture est considérée atteinte. Ainsi, un indice représentant le critère de Hoffman et fourni par le modèle numérique, est utilisé pour évaluer la position de la première fissure potentielle. La Figure 6 montre la zone où le critère de Hoffman est atteint sous un chargement de 23,4 kN. Elle peut présenter les zones potentielles de rupture de l'assemblage. Celles-ci sont situées près des trous. Dans l'assemblage B, le critère est atteint dans une zone qui s'étend entre deux trous, ceci peut expliquer l'apparition du fendage observé expérimentalement. En effet, pendant l'essai, des fissures parallèles au fil sont apparues et se sont propagées dans la rangée des broches pour cet assemblage. La fissure est donc liée à la combinaison des contraintes et

en particulier la traction perpendiculaire au fil et le cisaillement.

## 6. CONCLUSION

Un modèle numérique 3D basé sur la méthode des éléments finis a été proposé pour appréhender le comportement mécanique des assemblages bois-métal sollicités en flexion. Pour représenter le comportement fragile du bois dans la direction perpendiculaire au fil du bois et en cisaillement, le critère d'écoulement plastique de Hill est associé à un critère de rupture qui représente l'évolution du dommage à l'intérieur du matériau bois par une réduction des modules d'élasticité. La comparaison avec les résultats expérimentaux montre la modélisation proposée est prometteuse. Les résultats numériques montrent aussi que le modèle analytique de l'EC5 représente correctement la répartition des efforts et la résistance pour ce type d'assemblage à comportement ductile. Les combinaisons de contraintes sont à prendre en compte au niveau local pour expliquer les ruptures fragiles.

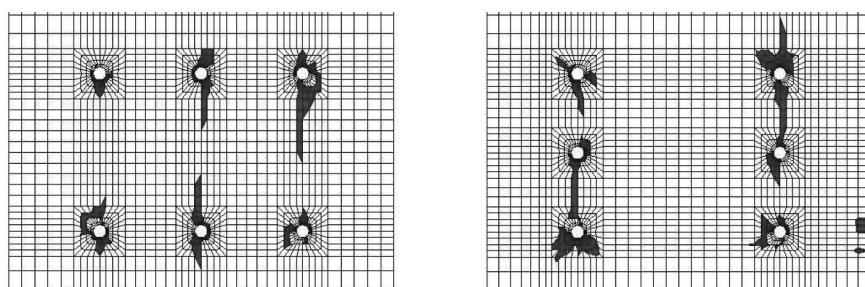


Figure 6. Contour de l'indice du critère de Hoffman.

## 7. BIBLIOGRAPHIE

- Bouchair A., Racher P., Bocquet J.F., « Analysis of dowel-led timber Moment-Resisting joints », *Materials and Structures*, vol. 40, 2007, p. 1127-1141.
- Chui Y.H., Li T.T., « Modeling timber moment connection under reversed cyclic loading », *Journal of structural engineering*, vol. 131, 2005, p. 1757-1763.
- EN 1194 « Timber structures – Glued laminated timber – Strength classes and determination of characteristic values », 1999.
- Guan Z.W., Rodd P.D., « Hollow steel dowels – a new application in semi-rigid timber connections », *Engineering Structures*, vol. 23, 2001, p.110-119.
- Guitard D., *Mécanique du matériau bois et composites*, Cepadues édition, 1987, 238p.
- Hoffman O., « The brittle strength of orthotropic materials », *Journal of Composite Materials*, vol. 1, 1967, p. 200-206.
- MSC.MARC User's Manual, vol. A: theory and user information. MSC.Software Corporation, 2005.
- STEP1 (EU, Comett Programme) Timber engineering, basis design, material properties, structural components and joints, 1st edn. Centrum Hout, The Netherlands, 1995.
- Xu B.H., Taazout M., Bouchair A., Racher P., « Numerical 3D finite element modelling and experimental tests for dowel-type timber joints », *Construction and Building Materials*, vol. 23(9), 2009, p. 3043-3052.
- Xu B.H., Bouchair A., Taazout M., Vega E.J., « Numerical and experimental analyses of multiple-dowel steel-to-timber joints in tension perpendicular to grain », *Engineering Structures*, 2009 (accepté, à paraître).