



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>



Faculté des Science et Technique Nancy 1
Ecole doctorale RP2E

THESE

Pour l'obtention du titre de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE HENRI POINCARE,
NANCY 1
Spécialité : Sciences du bois et de fibre.

Présentée par :

César SEGOVIA BRANDT

TITRE :

PERFORMANCES DES ASSEMBLAGES PAR TOURILLONS SOUDES

Directeur de thèse : Prof. André Merlin.

Date de soutenance : 15 Septembre 2010.

Composition du Jury

Rapporteurs :

Maurice Brunner Prof. Haute école spécialisé bernoise, Bienne, CH.

Patrick Martin Prof. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Examineurs :

Jean Michel Leban Prof. INRA Centre de recherche de Champenoux.

André Merlin Prof. Université H. Poincaré Nancy 1, France.

Antonio Pizzi Prof. Université H. Poincaré Nancy 1, France.

Frédéric Pichelin Prof. Haute école spécialisé bernoise, Bienne, CH.



REMERCIEMENTS

Un travail de thèse est avant tout un travail personnel, mais jamais tout à fait solitaire. Je souhaite ici exprimer ma gratitude envers toutes les personnes qui m'ont soit aidé, soit soutenu.

J'aimerais en premier lieu remercier à Tony Pizzi, ma profonde gratitude de m'avoir accueilli, par ces connaissances hautement reconnues dans le domaine, il a su m'éclairer sur les orientations scientifiques de la thèse. Je tiens également à remercier a tous les professeurs pour m'avoir aide dans mon travail, Alain Renaud, Marc Oudjene, Mourak Khelifa, Pierre Jean Méausoone, Sebastien auchet et Andre Thomas.

Je voudrais également adresse ma reconnaissance à mes collègues thésards, à tout moment, j'ai pu compter sur l'aide indispensable dans ma formation, pour m'avoir supporté et accompagne dans cette trois ans, Jérôme (lejos el mejor), Paola, Andrzej, Gisèle, Rami, Iman, , Weigang, Helisoa, Gilles, Julia, Xavier, Charles, et pour les amis que sont déjà partie m'énorme gratitude : Gianluca (lejos el mas grande), Hamid, Pantea, Ludovic, Pascal. J'exprime ma sympathie la plus vive à tous les personnels de l'ENSTIB, que tous ceux qui m'ont soutenu ou qui, d'une manière ou d'une autre ont contribué à l'élaboration de ce travail ici l'expression de ma profonde reconnaissance.

Merci à mes proches d'avoir supporté tout ça. Karin, Katty et Paula.

Présentations des publications.

1.- Accélération vs vitesse d'insertion constante dans le soudage rotatif.

« *Accelerating vs. Constant Rate of Insertion in Wood Dowel Welding* »

2.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages parallèles à la fibre.

« *Performance of Dowel-Welded Wood Furniture Linear Joints* »

3.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages perpendiculaire à la fibre type T.

« *Performance of Dowel-Welded T-Joints for Wood Furniture* »

4.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages perpendiculaire à la fibre type L.

« *Performance of Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture* »

5.- Performances des assemblages par tourillon soudé. « Lamellés-soudés ».

« *Wood Blockboards by Rotational Dowel Welding* »

6.- Application de la modélisation numérique pour les assemblages par tourillons soudés.

« *Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints* »

7.- Étude paramétrique d'un assemblage du bois type L par tourillons soudés.

« *Parametric study of wood joints by Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture* »

8.- Frettage et soudage du bois dans les assemblages Tenon-Mortaise.

« *Shrink Fitting and Dowel Welding in Mortise and Tenon Structural Wood Joints* »

César SEGOVIA BRANDT.

Résumé

Le soudage du bois par rotation d'un tourillon à grande vitesse sans utilisation de colle conduit à des assemblages en bois présentant une résistance très importante. Un assemblage bois massif est un procédé permettant d'assurer le maintien de deux pièces de bois tout en répondant aux exigences du consommateur (esthétisme, résistance mécanique, durée de vie) et à la « politique » des industries du bois. Ce travail s'inscrit dans le cadre du soudage structural du bois massif par friction mécanique pour son utilisation en menuiserie, ébénisterie ou structure. Nous allons montrer la faisabilité de la conception des assemblages par soudage, obtenu par friction rotative à l'aide d'une perceuse à colonne classique et d'une machine de soudage automatisée, qui permet d'envisager des applications pour l'industrie de l'ameublement.

Ce procédé, qui n'est étudié que depuis peu de temps (2001), a été découvert lors d'une étude d'apport de polymères dans l'adhésion du bois massif. Il peut s'effectuer soit par frictions alternatives linéaires soit par rotation d'une pièce cylindrique appelée tourillon dans un perçage de diamètre inférieur. Dans les deux cas, la hausse de température engendrée par les frottements provoque la fusion puis le mélange de la matière ligneuse, ce qui aboutit au soudage des deux pièces sans aucun apport de matière mais uniquement par enchevêtrement des fibres.

L'objectif de ce travail concerne les assemblages parallèles et perpendiculaires à la fibre, le plus utilisé dans la conception de l'ameublement, à travers trois types d'assemblage : le biseau, le mi-bois et le tenon-mortaise. Concernant les assemblages parallèles à la fibre, on effectuera la comparaison entre ceux soudés, cloués et collés. Dans le cas des assemblages perpendiculaires de type T, la comparaison sera seulement effectuée entre les performances du soudage et celles du collage. Pour les assemblages perpendiculaires de type L, l'étude a été menée selon la procédure CTBA L-161 (2000) de la Norme française NF P 20-501. Enfin, pour la partie sur les panneaux, nous allons montrer les performances des assemblages lamellés-soudés sans colle.

Mots-clés : bois, soudage du bois, soudage rotatif, assemblages du meuble, joints soudés, modélisation.

Abstract

Wood welding with dowel high speed rotation without any adhesives in wood furniture joints has a very important resistance. A wood joint is a method which makes it possible to maintain together two parts according to the consumer's requirements (esthetic, mechanic resistance, life cycle) and the wood industry politic. This work is framed in the structural solid wood welding by mechanic friction to use in joineries, cabinet makings or constructions. We will show the feasibility of the welding joint design obtained with rotary friction using a traditional drill press and an automatic welding machine, which allows us to find furnishing's industry applications.

This process, which has been studied only for some years (2001), has been discovered in a polymer contribution study in the adhesion of solid wood. It can be carried out by linear alternative frictions or by rotation of a cylindrical part (called dowel) in a drilling of smaller diameter. In both case, the rise of temperature generated by frictions produces the fusion and the mixture of the lignocellulosic matter, which makes it possible for the two pieces to be welded without any matter contribution but only with the fibers' tangle.

The objective of this work is the parallel and perpendicular fibers joints, the most used in the furnishing design, through three kinds of assembly: bevel, half-lap and the groove and tongue joint. About the parallel fibers joints, we made the comparison between the ones welded, the ones nailed and the last ones gluing. For the type T perpendicular joints, comparison has only been made between the welding and those of gluing ones. For the type L perpendicular welding, the study was carried out according to the procedure CTBA L-161 (2000) of French Standard NF P 20-501. Finally, about the panels, we showed the laminated-welded without adhesive joints performance.

Key words: wood, wood welding, rotatory welding, furniture joints, welded joints, modeling.

SOMMAIRE

1.- Introduction.	10
1.1.- Description de la problématique.	10
1.2.- Collage ou Soudage ?	11
1.3.- Soudage du Bois.	12
1.4.- Application du soudage du bois.	14
1.5.- Plan de travail et organisation de la Thèse.	15
2.- Etat de l'art.	17
2.1.- Matériau bois.	17
2.1.1 Anatomie.	18
2.1.1.1.- Le cambium et son fonctionnement.	19
2.1.1.1.- Les parois cellulaires.	20
2.1.2.- Composition chimique du bois.	21
2.1.2.1.- La cellulose.	22
2.1.2.2.- Les hémicelluloses.	23
2.1.2.3.- La lignine.	24
2.1.2.4.- Les extractibles.	27
2.1.3.- Dégradation thermique du bois.	27
2.1.3.1.- Température de transition vitreuse des composants du bois.	30
2.1.3.2.- Changements chimiques.	30
2.1.3.3.6 Température de transition vitreuse.	31
2.2.- Assemblage par collage du bois.	38
2.2.1.- Théorie de l'adhésion.	38
2.2.1.1.- Enchevêtrement mécanique / théorie du verrouillage.	38
2.2.1.2.- Théorie de la diffusion.	39
2.2.1.3.- Théorie électronique.	40
2.2.1.4.- Adsorption / théorie d'adhésion spécifique.	40
2.2.1.5.- Théorie du collage chimique covalent.	40

2.2.2.- Méthodes d'évaluation des caractéristiques mécaniques des assemblages bois collés.	41
2.2.3.- Mécanique de la rupture appliquée aux joints collés de bois.	42
2.3.- Soudage du bois - Généralités sur la technologie d'assemblage.	46
2.3.1.- Techniques de soudage.	47
2.3.2.- Soudage linéaire.	48
2.3.3.- Paramètres influant lors du soudage linéaire.	51
2.3.4.- Soudage rotatif.	52
2.3.5.- Paramètres influant lors du soudage rotatif.	55
2.3.5.1.- Vitesses d'insertion et de rotation du tourillon.	55
2.3.5.2.- Diamètre du tourillon / diamètre du perçage.	56
2.3.5.3.- Angle/sens d'insertion.	57
2.3.5.4.- Profondeur d'insertion.	59
2.3.5.5.- Essence.	59
2.3.6.- Applications et limites relatives à l'utilisation du soudage du bois.	60
2.3.6.1.- Mesure de température.	61
2.3.6.2.- Analyse des émissions volatiles lors du soudage.	62
2.3.6.3.- Aspects chimiques en lien avec le soudage du bois.	62
2.3.6.4.- Considérations techniques mécaniques.	64
2.3.6.5.- Contraintes et déformations.	64
2.3.6.6.- Mécanique de fracture élastique linéaire.	65
2.3.7.- Dispositif manuelle de soudage par friction rotative .	70
2.3.8.- Dispositif automatique de soudage par friction rotative.	70
2.4.- Modélisations numériques.	72
2.4.1.- Tiges sollicitées en cisaillement.	74
2.4.1.1.- Eurocodes (2005).	74
2.4.1.2.- DIN 1052 (Normes de calcul allemand).	76
2.4.1.3.- Tiges collées sollicitées axialement.	77
2.4.1.4.- Rieberhold (1988).	77
2.4.1.5.- Buchanan (1997).	78
2.4.1.6.- Townsend (1990).	78
2.4.1.7.- Eurocodes (1996).	79

2.4.2.- Influence des distances entre organes d'assemblage.	79
2.4.2.1.- Distances minimales à respecter pour les assemblages bois/bois par pointes.	79
2.4.2.2.- Distances minimales à respecter pour les assemblages bois/bois par boulons.	80
2.5.- Frettage du bois.	82
2.5.1 Définition.	82
2.5.1.1.- État de l'Art appliqué au métal.	82
2.5.1.2.- Exemple : le frettage d'outil en usinage métal.	83
2.5.1.3.- Exemple : montage des roulements : source SKF.	84
2.5.1.4.- Avantages et inconvénients.	85
2.5.2.- État de l'art appliqué au bois.	86
2.5.2.1.- Application aux assemblages bois/bois.	87
2.5.2.2.- Assemblages bois/bois.	88
2.5.3.- Ce que peut apporter le frettage.	89
3.- Présentation des publications.	91
3.1.- Etude des paramètres influant sur le soudage rotatif.	92
3.1.1.- Accélération vs vitesse d'insertion constante dans le soudage rotatif.	93
3.2.- Etude des paramètres influant sur la résistance d'assemblage du bois par soudage rotatif.	104
3.2.1.- Cas des assemblages parallèles à la fibre.	106
3.2.2.- Cas des assemblages perpendiculaires à la fibre de type T.	117
3.2.3.- Cas des assemblages perpendiculaires à la fibre de type L.	131
3.2.4.- Performances des assemblages par soudage rotatif : Panneautage.	146
3.3.- Modélisation numérique pour les assemblages par soudage rotatif.	158
3.3.1.- Application de la modélisation numérique pour les assemblages par tourillons soudés.	159
3.3.2.- Étude paramétrique d'un assemblage bois par tourillons soudés.	172
3.4.- Différent types d'assemblages sans colle.	216
3.4.1.- Frettage et soudage du bois dans les assemblages tenon-mortaise.	217

4.- Conclusion générale et perspectives.	227
4.1.- Paramètres influant sur le soudage rotatif.	228
4.2.- Paramètre influant sur les assemblages du bois par soudage rotatif	228
4.3.- Modélisation numérique des assemblages par soudage rotatif	230
4.4.- Un assemblage intéressant : combinaison frettage / soudage	231
4.5.- Perspectives	231
5.- Références bibliographiques.	233
6.- Annexes.	242
6.1.- Liste des figures.	242
6.2.- Liste des tableaux.	247
6.3.- Performances des assemblages par tourillons soudés. Cas des assemblages parallèles à la fibre.	247
6.4.- Performances des assemblages par tourillons soudés. Cas des assemblages perpendiculaires à la fibre.	249

1

Introduction Générale

1 Introduction.

Le bois, constitué de polymères naturels, est le matériau renouvelable le plus abondant sur Terre. Aujourd'hui la nécessité reste de développer de nouvelles technologies dans lesquelles des matériaux renouvelables sont directement utilisés en remplacement de matériaux non renouvelables. Les dimensions du matériau sont relativement limitées, dues à la forme et à la taille de l'arbre. C'est la raison pour laquelle, afin d'obtenir des formes plus complexes, ce matériau a besoin de liaisons. Deux types de connecteurs sont utilisés, soit mécaniques, type tige (clous, boulons, vis, etc.), soit des connecteurs laminaires chimiques (colles). En comparant uniquement la rigidité effective du joint, les liaisons de collage laminaire sont plus performantes que les connecteurs du type tige. L'un des inconvénients de la plupart des colles utilisées dans les assemblages est la longue durée de pression qu'il faut pour la solidification des joints. Ce temps d'attente est actuellement un goulot d'étranglement dans la production des meubles et augmente par conséquent le délai de la production dans cette industrie. Près de 100000 tonnes de colles d'origine pétrochimique sont utilisées en France par an. En plus des risques de pollutions, l'emploi de ces colles induit un surcoût et requiert un temps de polymérisation très long pour obtenir le collage. Plus de trois millions de tonnes de colles à bois synthétiques sont consommées en Europe chaque année : un trop grand prix à payer pour uniquement assembler deux pièces de bois.

1.1. Description de la problématique.

L'assemblage de pièces de bois entre-elles est un préalable à la réalisation de produits finaux dans les domaines de la construction et de l'ameublement. Il est réalisé soit par le biais de connecteurs éventuellement collés (métalliques ou en bois), soit par l'utilisation exclusive de colles. Dans les deux cas, cela conduit à un surcoût parfois important dans le processus de fabrication. S'agissant de l'utilisation des colles liquides, il est également nécessaire de disposer des équipements qui permettent la diminution du temps de polymérisation. Par ailleurs, les colles acryliques (PVAc), qui sont majoritairement utilisées dans l'ameublement, produisent d'une part une odeur déplaisante (présence d'un monomère d'acétate de vinyle) et

sont, d'autre part, une source de pollution potentielle en fin de vie des produits. De plus, elles produisent des composés volatils organiques, dont l'acceptation est de plus en plus mitigée de la part des consommateurs. Les techniques d'assemblages par résines thermoplastiques sont mises en œuvre dans les industries de la plasturgie et de l'automobile. Depuis peu, elles permettent également la fabrication de produits en bois (parquets lamellés-collés), par l'utilisation de polypropylène (ou bien même de nylon) qui est placé entre les surfaces à assembler. La polymérisation de ces résines peut être notamment obtenue par un procédé de friction soit linéaire soit circulaire. Ces résines qui sont issues de la pétrochimie présentent les inconvénients écologiques déjà évoqués précédemment que ce soit au cours de leur mise en œuvre, pendant l'utilisation ou bien encore en fin de vie des produits. Le soudage du bois massif par friction mécanique est une technique alternative à l'utilisation de colles à base de formaldéhyde ou encore vinyliques et acryliques qui sont volatiles, toxiques et actuellement sur le marché pour l'assemblage de pièces en bois.

1.2. Collage ou soudage ?

Cette problématique concerne essentiellement les entreprises artisanales de menuiserie-ameublement qui effectuent des opérations d'assemblage de pièces en bois, mais également les entreprises artisanales du bâtiment pour leur mise en œuvre chez leurs clients.

La nouvelle technologie d'assemblage – le soudage du bois thermomécanique – ne nécessite pas de colle et permet un assemblage en quelques secondes. L'avantage de cette technologie réside dans le fait que la résistance maximale de l'assemblage bois/bois est atteinte plus rapidement qu'avec les technologies traditionnelles d'encollage.

L'intérêt pour cette technologie d'assemblage est très grand comme en font foi les nombreux contacts qui se sont développés entre les groupes de recherche internationaux et l'industrie. Le procédé de soudage du bois permet d'éliminer complètement l'utilisation de ces colles. En plus de produire des composants de meubles exclusivement à base de bois, ce procédé permet de réduire les coûts associés au collage, d'introduire une certaine flexibilité dans la production, et de réduire le temps nécessaire à la polymérisation des colles et donc finalement les délais de fabrication.

Le soudage mécanique du bois, sans aucun adhésif, donne rapidement des joints qui satisfont aux conditions requises pour une application en structure. Le mécanisme de soudage par vibration mécanique, est principalement dû à la fusion et à l'écoulement des cellules

amorphes interconnectant les polymères dans la structure du bois, majoritairement la lignine, mais aussi quelques hémicelluloses. A résistances mécaniques égales, environ trois secondes sont nécessaires en utilisant la technologie du soudage alors qu'il faut plusieurs heures avec les colles classiques. Un élément non négligeable dans un contexte de plus en plus actuel de développement durable réside dans la possibilité de recyclage d'un assemblage soudé. L'utilisation de connecteurs métalliques rend les phases de découpage et broyage nécessaires à la revalorisation difficile, ce qui n'est pas le cas pour les assemblages soudés. Une fois l'assemblage en fin de vie, il est envisageable de le déchiqueter pour en faire un panneau de particules ou encore procéder à sa valorisation énergétique (par incinération par exemple) puisque le bois ne contient ni colle ni tout autre élément pouvant être dommageable aux outils de coupe ou aux procédés de transformation. Cette approche permet également de limiter la production de gaz à effet de serre car le bois peut ainsi poursuivre son rôle de puits de carbone en emmagasinant le gaz carbonique durant sa croissance.

Le soudage linéaire par vibration a été rapidement étendu au soudage mécanique par rotation des tourillons dans le bois, ce qui donne une application industrielle supplémentaire au procédé. L'application du procédé est facile et permet un soudage des tourillons en 1-2 secondes avec résistance mécanique proches de celle obtenue par des tourillons collés en 24 heures, avec de la colle vinylique (PVAc).

Finalement, la technologie du soudage du bois semble d'autant plus prometteuse qu'elle est en parfaite adéquation avec la politique du développement durable suivie de nos jours.

1.3. Soudage du Bois.

L'équipement de soudage utilisé applique un mouvement circulaire ou linéaire sur les pièces à souder. Dans le cas du soudage linéaire, on utilise une machine de soudage par friction, habituellement destinée au soudage des matériaux thermoplastiques notamment dans l'industrie automobile. Puisque le processus est régulé par la génération de chaleur due au mouvement de friction, les paramètres influant la production d'énergie sont importants : d'une part, les paramètres de la machine à souder comme par exemple la pression, la fréquence et l'amplitude du mouvement de friction, le déplacement vertical ou le temps de soudage; d'autre part, les propriétés matérielles telles que l'humidité, l'orientation des cernes annuels, la densité, l'espèce du bois, etc. Tous auront une influence sur le processus. La température de l'interface définit ses propriétés physiques. La décomposition thermique du matériau fait

apparaître de nouveaux composés chimiques. Ceux-ci sont analysés par des méthodes chimiques comme la chromatographie en phase gazeuse, la spectroscopie de masse, la spectroscopie Infra Rouge à Transformée de Fourier (IRTF), etc. Il existe une forte probabilité de formation de furfural, qui peut être mise en évidence par une analyse par Résonance Magnétique Nucléaire du Carbone 13 (RMN C13). Ce furfural semble s'auto polymériser ou réagir avec la lignine.

Le principe du soudage du bois par friction est basé sur la fusion et l'écoulement des constituants des parois des fibres du bois, principalement la lignine mais également les hémicelluloses. Pendant la friction des deux pièces de bois entre-elles, la fusion de ces polymères amorphes résulte des températures élevées (plus de 180°C) atteintes en quelques secondes à l'interface. Cela conduit à la formation d'un enchevêtrement de fibres qui sont localement fortement comprimées et dont la fusion des parois produit, après solidification sous charge, une adhésion des pièces entre-elles. Sur le plan chimique, cette augmentation de température se traduit par l'apparition de nouvelles liaisons différentes de celles observées dans les composés du bois tels que la lignine dans le cycle aromatique qui se trouve modifiée. Le joint soudé ainsi obtenu est constitué d'une matrice de polymère à base de lignine fondue. Les températures élevées atteintes lors de la friction conduisent à la formation de furfural. Ce dérivé d'hydrates de carbone contribue à la liaison chimique avec la lignine, en particulier après la fusion, pendant la phase de solidification du joint soudé qui est réalisée en maintenant un effort de compression. Au niveau des hémicelluloses, une désacétylation a lieu lors du frottement. Cet ensemble de réactions contribue à l'efficacité de la soudure sans en être pour autant la cause principale.

Ce procédé de soudage peut être appliqué pour souder deux pièces planes d'une même essence de bois ou d'essences différentes, pour la réalisation de meubles et menuiseries intérieures, la seule restriction du procédé étant qu'il n'est pas adapté aux milieux humides. On pourra ainsi passer des "lamellés collés" aux "lamellés-soudés", pour les parquets par exemple. Une autre application concerne l'assemblage du bois par tourillons, le procédé consiste à introduire une tourillon soumis à une force rotationnelle dans un trou de diamètre inférieur à celui du tourillon. En faisant tourner la tourillon dans le bois à l'aide d'une simple perceuse, on obtient une fixation de la tourillon 20 fois plus solide que celle des tourillons traditionnelles des menuisiers. Cette mise en œuvre est à la portée de tout bricoleur et de

nombre de Petites et Moyennes Entreprises (PME), puisque l'on peut utiliser des outils standards.

La recherche cible les influences des principaux paramètres. Les conditions de l'interface durant le processus (température d'interface, coefficient de friction et déplacement, le tout en fonction du temps) ont été étudiées. Le comportement de la connexion soudée par rapport à l'humidité a également été étudié. Des éléments multicouches peuvent être fabriqués très rapidement (moins d'une minute par couche).

Le projet est focalisé sur les procédés et produits d'apparence en bois en développant une nouvelle technologie de collage du bois sans colle: le soudage du bois massif par friction. Les tourillons, notamment, sont des composants utilisés couramment dans l'industrie pour l'assemblage de meubles de bois. Les travaux visent à évaluer les possibilités de cette technique innovante pour la conception de meubles ou encore pour des applications structurelles et de réduire les coûts de conception en éliminant l'utilisation d'adhésifs synthétiques et les émanations volatiles nocives qui leur sont associés.

1.4. Applications du soudage du Bois.

D'une manière générale, le choix des assemblages constitue une étape clé dans la conception des meubles. Parmi ces choix, le recours aux tourillons reste le plus utilisé. Une autre méthode consiste à souder les différentes pièces de bois. Celle-ci permet de réaliser des assemblages sans utiliser de colle.

L'étude de cet assemblage comprenant la réalisation d'essais mécaniques ainsi que les conditions pour son industrialisation dans le monde du meuble constitue le sujet de cette étude. Celle-ci se résume aux deux points suivants :

- Conception d'assemblages par soudage rotatif pour l'industrie du meuble.
- Tests de ces assemblages par des essais mécaniques statiques.

Ce travail a débuté par l'exploration de diverses possibilités puis seules celles les plus intéressantes et prometteuses, au nombre de trois, ont été retenues. Concernant les essais mécaniques, on distingue les trois catégories suivantes :

- Essais pour améliorer les paramètres de soudage rotatif.
- Essais de différents types d'assemblages linéaires.
- Essais de différents types d'assemblages perpendiculaires.

Ce travail s'inscrit dans le cadre du soudage structural du bois massif par friction mécanique pour son utilisation en menuiserie, ébénisterie ou structure.

Un assemblage bois massif est un procédé permettant d'assurer le maintien de deux pièces de bois tout en répondant aux exigences du consommateur (esthétisme, résistance mécanique, durée de vie) et à la « politique » des industries du bois. Dans le domaine de l'ameublement et de la menuiserie, il permet ainsi de multiplier la diversité des produits. Le concepteur peut jouer sur les formes, assembler des matières différentes pour donner à son produit final un aspect esthétique original.

Le choix de l'assemblage bois massif ne s'effectue pas uniquement sur des critères esthétiques mais repose également sur des exigences techniques et mécaniques. Le bois est un matériau hygroscopique. Il est donc susceptible de perdre ou de reprendre de l'humidité en fonction de la température et de l'humidité de l'air ambiant. Pour palier aux variations dimensionnelles (retrait ou gonflement) engendrées par ce phénomène, l'assemblage se révèle être un atout. Les jeux introduits lors de son dimensionnement permettent, en effet, de les prendre en considération. Par ailleurs, comme dans tout secteur industrie du meuble garde pour objectif d'optimisation de production :

- Une augmentation de rendement.
- Une diminution de temps de production.
- Une limitation de temps de pertes de matière.

Dans ces industries la plupart des assemblages entre deux pièces de bois sont réalisés par l'intermédiaire d'adhésifs chimiques (colle à base de PVA majoritairement). De nos jours, une volonté de limiter l'utilisation de telles substances se fait de plus en plus ressentir et le recours aux technologies d'assemblages par soudage (rotatif au linéaire) semble constituer une solution intéressante en ce sens, du moins d'un point de vue technique, l'aspect économique restant à étudier.

1.5. Plan de travail et organisation de la thèse.

La première partie du manuscrit est consacrée à une étude bibliographique dans laquelle nous avons fait une présentation de la structure macroscopique et microscopique du bois, de sa composition chimique et de ses propriétés mécaniques. Des informations concernant les impacts physico-chimiques de la température sur le bois sont apportées. Ensuite le lecteur trouvera les informations nécessaires à la compréhension des différents modèles de l'adhésion et à sa caractérisation, ainsi qu'une explication des travaux existant sur la mécanique de la rupture des assemblages bois collés. Le procédé de soudage par vibration linéaire des matériaux thermoplastiques (mais applicable pour le bois) et celui par rotation sont expliqués et détaillés en s'intéressant à l'historique de ces technologies, aux appareillages utilisés, etc.

La deuxième partie présente les publications rédigées concernant différents travaux de la thèse. Chaque publication sera présentée dans sa forme originale, en anglais, et introduite par un résumé en français constitué de quatre parties organisées de la manière suivante :

- Étude des paramètres influant sur le soudage rotatif.
- Étude des paramètres influant sur la résistance d'assemblages du bois par Soudage Rotatif.
- Modélisation numérique pour les assemblages par soudage rotatif.
- Complémentarité frettage / soudage.

Enfin, nous donnerons une conclusion générale et les principales perspectives de ce travail.

2

État de l'Art.

2. État de l'Art.

Le soudage par friction est une technologie interdisciplinaire nécessitant la connaissance du substrat, de la technologie de soudage, de la modification thermique du substrat, de la caractérisation des assemblages et de nombreuses méthodes analytiques des domaines de la mécanique, de la physique et de la chimie. L'étude bibliographique suivante rassemble les informations nécessaires à la compréhension du soudage du bois. Elle insiste notamment sur les domaines d'intérêt scientifiques de premier ordre par rapport à l'étude. On donnera dans un premier temps les notions essentielles des propriétés anatomiques et chimiques du matériau bois. On observera ensuite de façon précise les différents travaux qui ont été effectués sur la décomposition thermique des constituants du bois et leur conséquences sur les propriétés physiques et sur l'anatomie du bois. Cette innovation présentant une intéressante alternative comme mode d'assemblage vis-à-vis des assemblages collés, les différents domaines touchant à l'adhésion et notamment à sa caractérisation seront présentés. Un état de la recherche sur les technologies de soudage et plus précisément soudage linéaire par friction sera proposé. Les principaux travaux de recherche qui ont permis l'initiation de ce travail de thèse et dont les résultats ont permis de définir sa problématique scientifique seront exposés. Enfin une revue sur les travaux de modélisation aux éléments finis du bois seront proposés.

2.1. Matériau bois.

Le bois est une structure biologique complexe contenant des substances chimiques et des cellules exerçant différentes fonctions permettant la vie de la plante. Ces fonctions sont celles de la conduction de la sève des racines aux feuilles, le soutien mécanique de la plante et le stockage de substances biochimiques de diverses fonctions. Le besoin de ces fonctions a conduit, au cours de l'évolution, au développement de plus de 20'000 espèces de plantes produisant du bois (Rowell 2005). Chacune ayant des propriétés différentes et par conséquent des utilisations et des capacités différentes. La compréhension de la relation entre ces différentes fonctions et la structure du bois peut permettre de déterminer l'utilité de chaque

essence dans un nouveau contexte d'application bien défini. La connaissance de l'anatomie du bois permet d'expliquer et de comprendre les différentes propriétés physiques du bois et doit être couplée à la connaissance de sa chimie.

2.1.1. Anatomie.

Le bois est un ensemble de tissus d'origine secondaire dont les parois des cellules sont lignifiées. Celles-ci résultent du fonctionnement vers l'intérieur de l'assise génératrice cambiale libéro-ligneuse. Pour connaître la structure anatomique du bois, on l'observe sur trois coupes réalisées dans trois plans perpendiculaires : coupe transversale perpendiculaire à l'axe de la tige, coupe radiale dans un plan passant par la moelle et coupe tangentielle dans un plan excentré et parallèle à l'axe de la tige. Ces trois directions (transversale, tangentielle et radiale) sont les directions d'anisotropie du bois pour un grand nombre de ses propriétés physiques, mécaniques et technologiques (Figure 1).

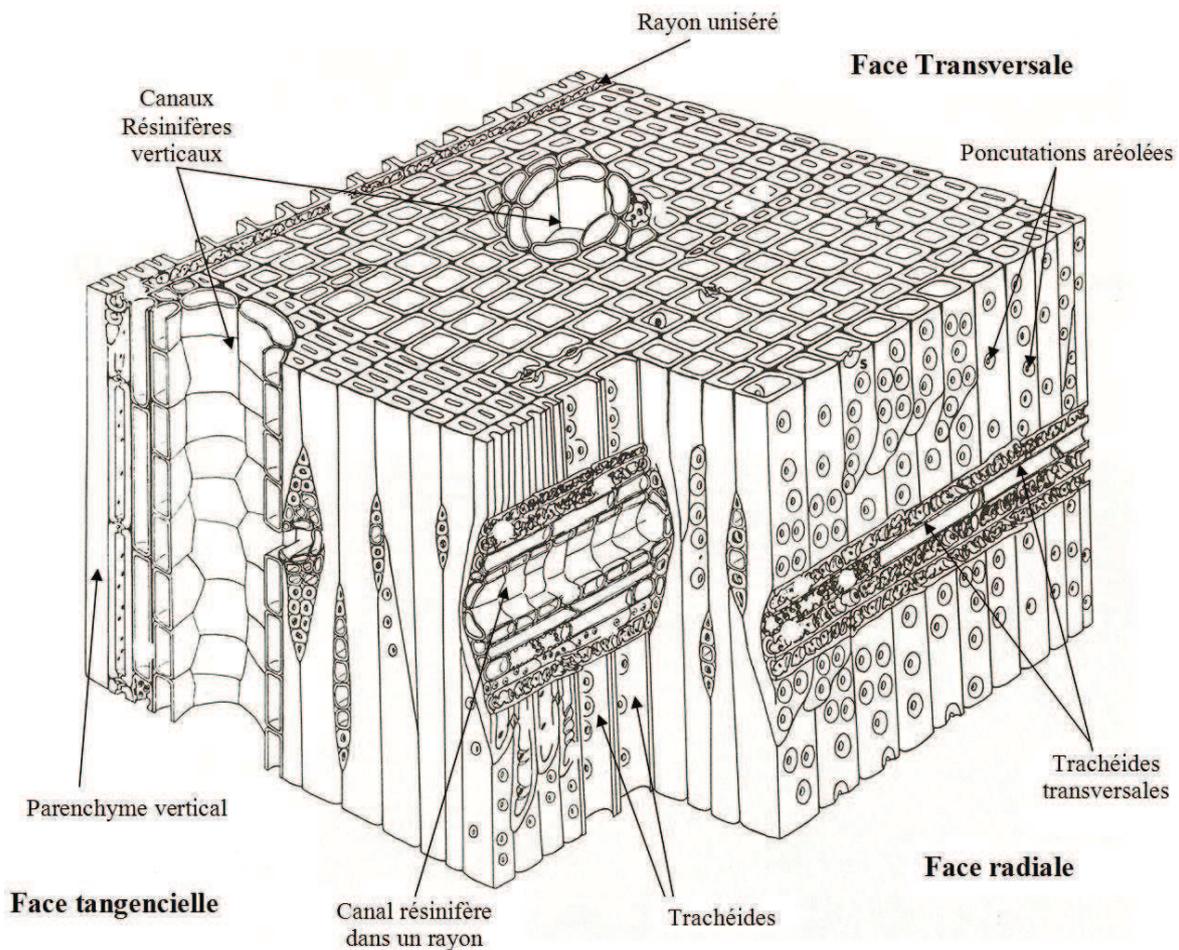


Figure 1: Plan ligneux d'un résineux montrant trois directions anatomiques (Selon Siau 1984).

2.1.1.1. Le cambium et son fonctionnement.

Le cambium vasculaire (assise génératrice) permet, grâce à ses cellules initiales, de produire deux types de tissus : le phloème (ou liber) vers l'extérieur et le xylème (ou bois) vers l'intérieur. Dans cette assise se trouvent deux types de cellules initiales qui ont la faculté de se diviser infiniment: les initiales fusiformes qui donnent naissance aux cellules allongées du bois et du liber, et les initiales isodiamétriques groupées en îlots qui donnent naissance aux cellules allongées des rayons ligneux et libériens perpendiculairement par rapport aux cellules fusiformes. Le fonctionnement du cambium conduit donc à l'accroissement en diamètre de l'arbre par succession de divisions périclinales. Ces divisions périclinales correspondent à la naissance, à partir d'une cellule initiale, d'une cellule de la zone cambiale et d'une cellule de l'assise ayant les mêmes fonctions que la cellule initiale. La cellule de la zone cambiale quant à elle ne peut se diviser qu'un nombre de fois limité (une fois dans le liber, plusieurs fois dans le bois) et donner naissance à des cellules filles capables de se différencier et d'assurer une fonction spécifique.

Les cellules initiales fusiformes sont à l'origine des trachéides de bois final et de bois initial, du parenchyme longitudinal et des cellules des canaux résinifères verticaux chez les résineux. Chez les feuillus, elles sont à l'origine des fibres (libriforme et trachéide), des trachéides vasocentriques et vasculaires, des éléments de vaisseaux et du parenchyme longitudinal.

Les cellules initiales isodiamétriques sont à l'origine des trachéides radiales de rayons ligneux, du parenchyme des rayons ligneux et des cellules des canaux horizontaux chez les résineux. Chez les feuillus, elles donnent naissance au parenchyme des rayons ligneux et aux cellules épithéliales sécrétrices des canaux horizontaux.

Chez les espèces tempérées, le cambium est inactif en hiver. La diffusion des auxines (hormones végétales) au printemps permet de démarrer son activité. Ce phénomène se traduit par l'apparition de cernes d'accroissement naturel dans le bois. Il apparaît une limite qui est plus ou moins

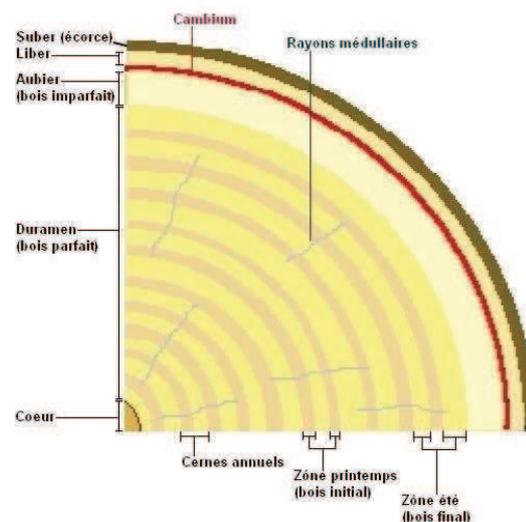


Figure 2 : Les différents tissus végétaux dans l'arbre.

visible selon les espèces. Dans le cerne annuel on peut différencier plus ou moins bien le bois de printemps et le bois d'été (Figure 1). Les zones fonctionnelles du bois (conduction de la sève et diverses activités cellulaires) se situent dans les cernes formés le plus récemment : c'est l'aubier. Lorsque les cernes sont éloignés du cambium ils subissent d'importantes transformations anatomiques, physiques et chimiques : c'est le duramen ou bois parfait. Ce duramen ne joue plus le rôle de conduction mais est responsable de la mécanique structural de l'arbre (Figure 2).

2.1.1.2. Les parois cellulaires.

La paroi cellulaire des fibres de bois se divise en différentes couches arrangées de manière concentrique. Cet arrangement est dû à la différence de constitution chimique et d'orientation des éléments structuraux. Les éléments structuraux sont appelés fibrilles et sont composées entièrement de cellulose. Entre les cellules il existe une fine couche qui colle les cellules ensemble. C'est la lamelle moyenne (ML, Figure 3).

Elle ne contient normalement peu de cellulose mais des substances pectiques et de la lignine (Tableau 1). La seconde couche est la paroi primaire (P, Figure 3) où les fibrilles forment de fines couches croisées. La paroi primaire est la première couche qui se dépose lors de la formation de la cellule, elle contient peu de cellulose. La couche suivante est la paroi secondaire. Elle se divise en plusieurs couches.

La couche S1 (Figure 3) présente une répartition hélicoïdale des fibrilles avec un angle large. La couche S2 est la couche de la paroi la plus épaisse. Les fibrilles y sont parallèles et y ont une répartition hélicoïdale avec un angle aigu. La troisième couche (S3) est présente dans les cellules de parenchyme et les fibres des plantes monocotyledones. La dernière couche (W) à la limite de la lumière de la cellule présente des fibrilles orientées avec un angle large sans être véritablement parallèles les unes aux autres. Cette couche présente une importante quantité de substances non structurales (Fengel et Wegener 2003).

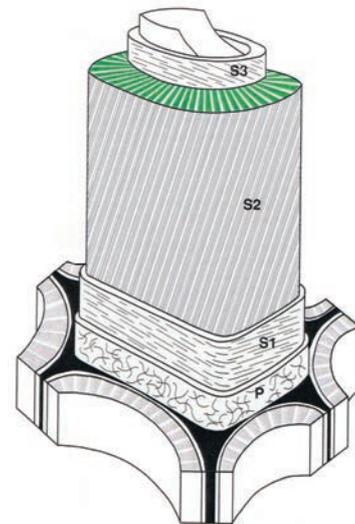


Figure 3 : Représentation schématique des différentes couches composant la paroi cellulaire des fibres de bois. P : paroi primaire ; S : paroi secondaire avec ses couches S1, S2 et S3 ; W : couche verruqueuse (Selon Core et al. 1979).

Tableau 1: Distribution des composants de la paroi cellulaire selon les différentes couches de trachédéide de *Picea abies* (Fengel 1969, 1970).

Région	Couche	Cellulose		Polyoses		Lignine	
		% couche	% total cellulose	% couche	% total polyoses	% couche	% total lignine
Bois d'été	ML	13.9	4.1	27.1	20.6	59.0	26.8
	S1	36.4	8.9	36.4	23.2	27.2	10.4
	S2+S3	58.5	87.0	14.4	56.1	27.1	62.8
Bois de printemps	ML	13.7	2.5	27.4	15.0	58.9	18.4
	S1	34.6	5.2	34.6	15.6	30.8	7.9
	S2+S3	58.4	92.3	14.5	69.4	27.1	73.7

2.1.2. Composition chimique du bois.

Le bois est un mélange de trois polymères naturels: cellulose, lignine et hémicelluloses (Figure 4), dans la proportion approximative de 50:25:25, en fonction de l'espèce et de variations biologiques telles que différences génétiques intraspécifiques et conditions de croissance. La cellulose et les hémicelluloses sont des polymères d'hydrates de carbone formés à partir de molécules de monosaccharides ou oses (sucres simples), et la lignine est un polymère de phénylpropanes (Browning, 1963). Les propriétés physiques, chimiques et mécaniques du bois sont directement liées à sa composition en polymères naturels. En plus de cela il existe des substances de faible poids moléculaires (extraits et substances minérales), généralement plus spécifiques aux différentes essences de bois.

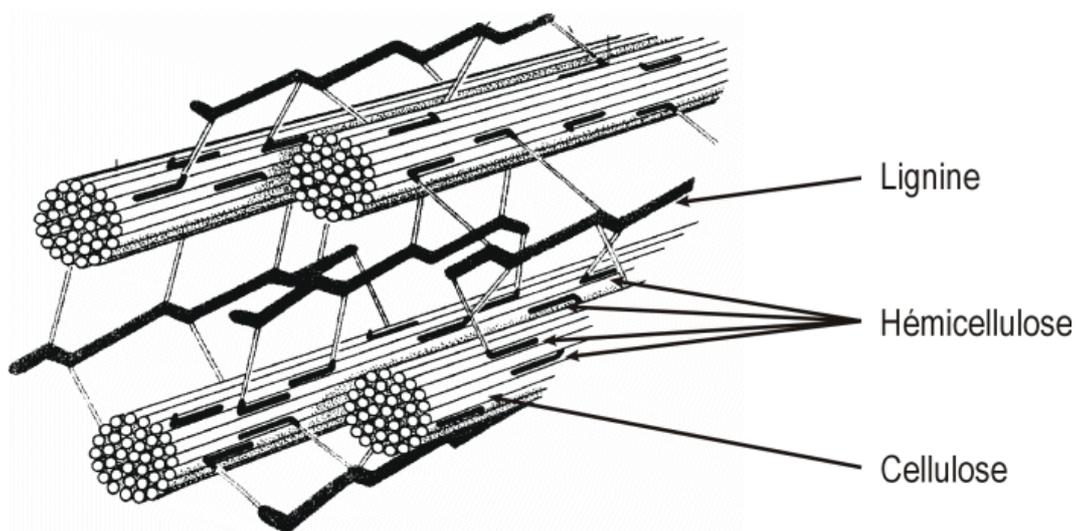


Figure 4 : Distribution schématique des trois principaux polymères du bois.

2.1.2.1. La cellulose.

La quantité de cellulose du bois varie de 40% à 50% (Fengel et Wegener 2003). La cellulose est composée d'unités de monomère de β - D - glucopyranoses. Deux de ces monomères disposés alternativement sont liés par leur groupement hydroxyles des carbones C1 et C4 du cycle pyranose et forment des unités de cellobiose (Figure 5). Il en résulte une chaîne linéaire d'unités de cellobiose reliées par des liaisons glucosidiques formant le polymère de cellulose (Figure 6).

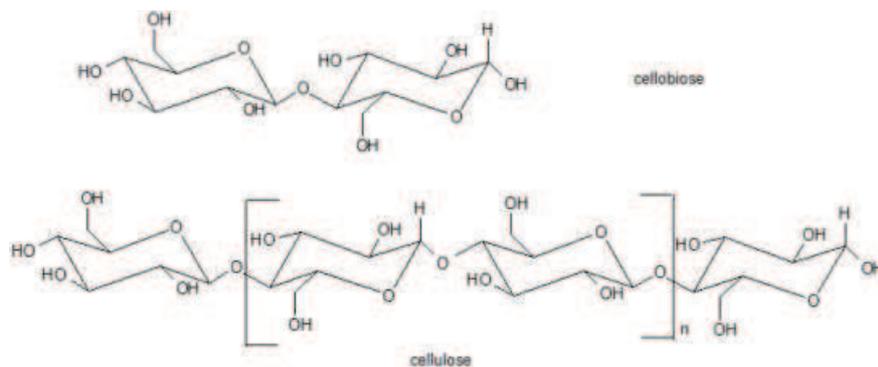


Figure 5: Deux unités de β - D - glucopyranoses formant une unité de cellobiose.

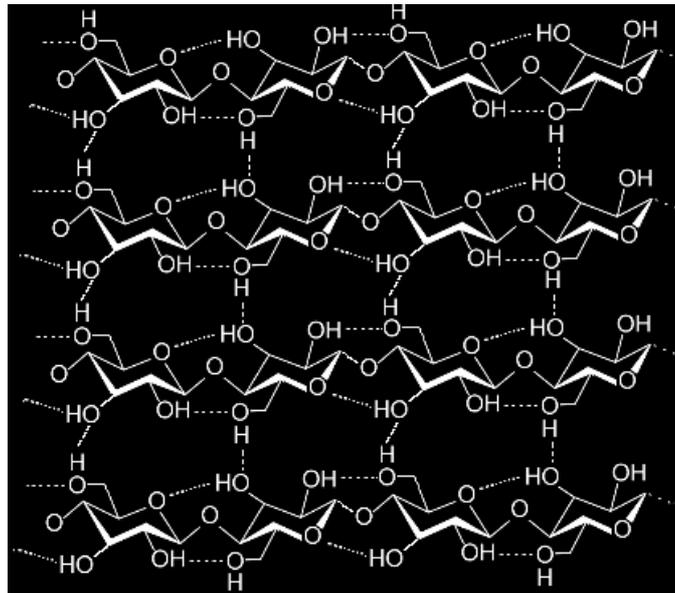


Figure 6: Structure chimique partielle de la cellulose.

Les chaînes de cellulose sont associées étroitement grâce à un réseau étendu de liaisons hydrogène formant ainsi les microfibrilles qui sont les principaux éléments structuraux de la paroi cellulaire. Lors de sa formation, la cellulose cristallise partiellement. Le reste des chaînes, moins ordonné, forme la cellulose amorphe. Les microfibrilles sont liées par de nombreuses liaisons hydrogène à d'autres composés cristallins et amorphes. De nombreuses

méthodes telles que la diffraction à rayons X, la résonance magnétique nucléaire (RMN) et la spectroscopie infrarouge (IR), ont permis de les mettre en évidence. À cause de sa grande cristallinité le polymère de cellulose est relativement stable chimiquement et thermiquement.

2.1.2.2. Les hémicelluloses.

Comme la cellulose, les hémicelluloses sont des polysaccharides, mais elles sont composées de différentes unités de sucres. Le degré de polymérisation des hémicelluloses est beaucoup plus bas que celui de la cellulose et celles-ci sont moins ordonnées et courtes. Certaines peuvent tout de même former des unités cristallines. Elles diffèrent aussi de la cellulose par le fait que certains de leurs groupements hydroxyles sont naturellement acétylés et que des groupements carboxyles sont aussi associés à cette structure. La chaîne principale d'une hémicellulose présente de courtes ramifications d'unités glucosidiques. Les unités oses sont représentées par des pentoses, des hexoses des acides hexauroniques et des désoxyoses (Figure 7). La chaîne principale d'un polyose peut être soit un homopolymère ou un hétéropolymère. Il existe aussi d'autres types de structures d'oses ramifiés (glucanes, galactanes et pectines) en plus faible quantité. À cause de leur nature généralement amorphe, les hémicelluloses contiennent la plus grande proportion de groupements hydroxyles accessibles de la paroi.

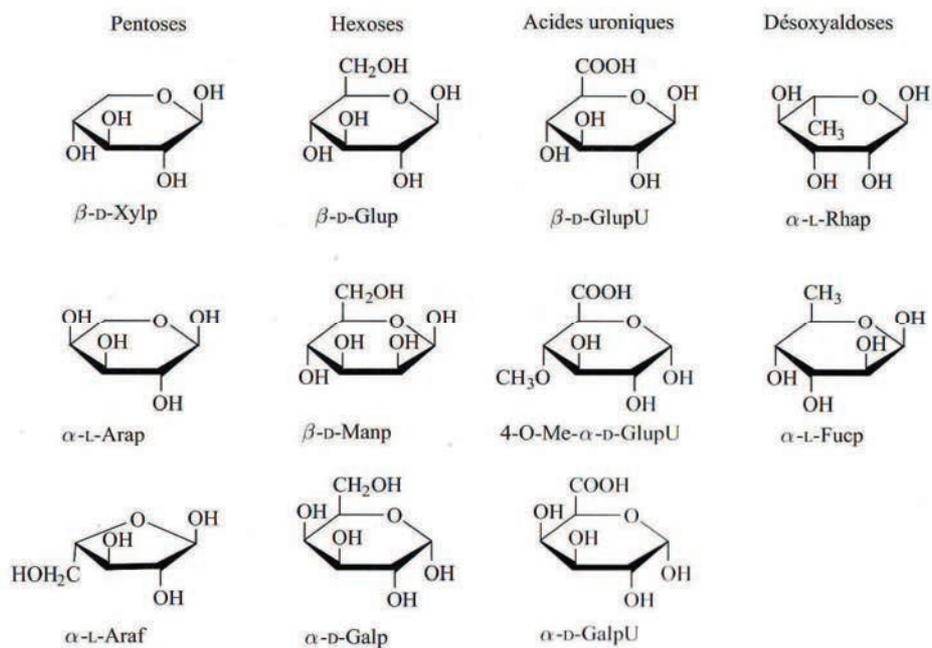


Figure 7: Pentoses, hexoses, acides uroniques et désoxyoses constituant les hémicelluloses du bois (tiré de Stevanovic et Perrin 2009).

Elles réagissent donc assez facilement et sont thermiquement beaucoup moins stables que la cellulose et la lignine. Les hémicelluloses jouent le rôle d'agent de couplage entre la cellulose polaire et la lignine beaucoup moins polaire (Hill 2006). Les hémicelluloses forment des liaisons hydrogène avec la surface des microfibrilles et des liaisons covalentes avec la matrice de la lignine (Koshijima et Watanabe 2003). La proportion d'hémicelluloses est généralement plus élevée dans les feuillus que dans les résineux avec une plus grande proportion de pentoses et un plus grand degré d'acétylation. La dégradation des hémicelluloses rend le bois fragile et rigide. Les hémicelluloses ont donc un rôle très important dans les propriétés viscoélastiques du bois.

2.1.2.3. La lignine.

La lignine est, du point de vue quantitatif, la deuxième substance macromoléculaire du bois ; c'est une macromolécule amorphe et complexe, non linéaire, constituée d'un système aromatique et phénolique. On parlera plutôt de lignines, au pluriel, leur structure étant extrêmement variable (Stevanovic et Perrin 2009)

La lignine est un polymère phénolique amorphe d'un poids moléculaire indéterminé. Les feuillus contiennent 18% à 25% de lignine alors que les résineux en contiennent 25% à 35% (Fengel et Wegener 2003).

Les trois monomères précurseurs de la lignine (les monolignols selon la nomenclature proposée par Freudenberg, en référence à la lignine qui serait un poly(lignol)) sont les dérivés de l'alcool cinnamique (3-phénylprop-2-ène-1-ol) : l'alcool coniférylique, l'alcool sinapylique et de l'alcool coumarylique (Figure 8) ; on les nomme souvent collectivement alcools cinnamiques. Freudenberg a synthétisé des lignines artificielles à partir des monolignols ; il les a nommées polymères obtenus par déshydrogénation (PDH). Il a pu déterminer dans ces polymères les mêmes structures que celles de la protolignine. Puis il a appliqué le concept introduit à propos des PDH à la biosynthèse de la lignine naturelle qui est selon lui réalisée par une polymérisation déshydrogénante des trois alcools cinnamiques. Amorcée par des enzymes qui catalysent la perte d'un atome d'hydrogène par des alcools cinnamiques, cette biosynthèse est poursuivie par un mécanisme de couplage aléatoire des radicaux libres produits à partir des monolignols, comme pour la polymérisation déshydrogénant *in vitro*. Ce principe de couplage aléatoire est actuellement au centre d'une controverse. Un consensus existait dans le passé sur une conception de la lignine comme un polymère produit par

association d'unités monomères d'une façon aléatoire, sans aucun caractère ordonné ni répétitif. Pourtant, la découverte récente de protéines dirigeantes impliquées dans la biosynthèse des lignanes (extractibles phénoliques largement distribués dans les plantes vasculaires, avec une structure dilignol, basée sur deux résidus phénylpropane liés par une liaison β - β) a inspiré à Davin et Lewis (2000) l'hypothèse que la lignine naturelle aurait une structure régulière. Il faut comprendre la réaction que cette hypothèse a provoqué dans la communauté scientifique, vivant depuis longtemps dans l'idée que la lignine est un polymère formé par couplage au hasard de radicaux libres, issus, selon la théorie proposée par Freudenberg, d'une déshydrogénation, durant la dernière étape enzymatique de la biosynthèse de la lignine (Ralph et al. 2004). Selon cette théorie, tout ce qui se passe après cette étape n'est plus soumis à un contrôle enzymatique et le couplage des radicaux libres se déroule statistiquement. Pourtant une certaine régularité dans la structure de la lignine est difficile à expliquer par cette approche : l'abondance régulière de la liaison β -aryléther (β -O-4), toujours dominante quelle que soit la source de la lignine ; on trouve des types différents de lignines dans des tissus différents, parois de vaisseaux et parois de fibres du bois de feuillus, lamelle moyenne et parois cellulaires voisines (Stevanovic et Perrin 2009).

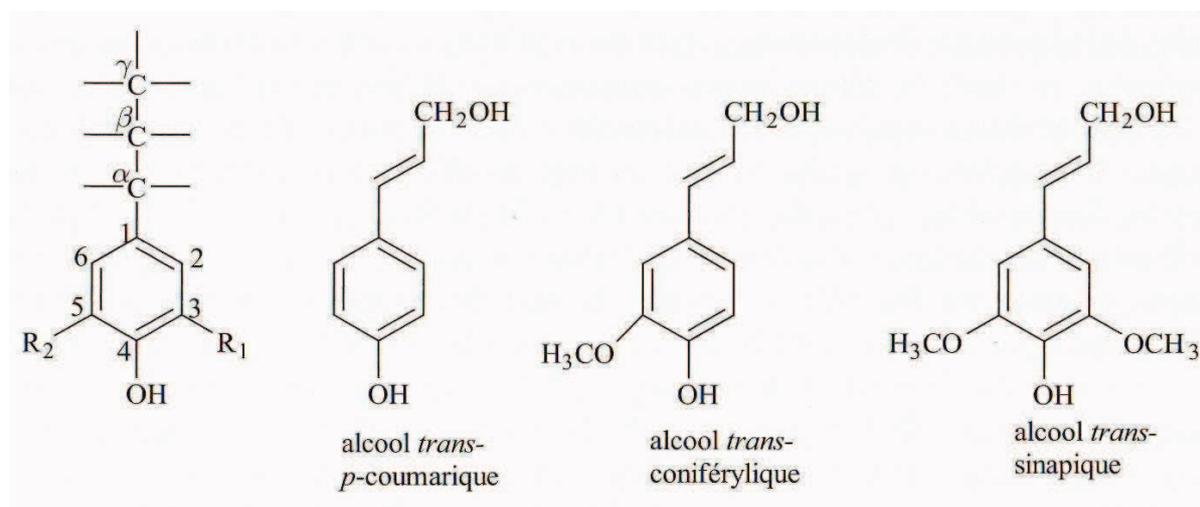


Figure 8 : Unités phénylpropane à la base des lignines et alcools cinnamiques (monolignols) correspondants ; $R_1=R_2=H$: *p*-hydroxyphénylpropane (*H-p*) ; $R_1=OCH_3$, $R_2=H$: *g*aiïacylpropane (*G-p*) ; $R_1=OCH_3$; $R_2=C\dots$: *g*aiïacylpropane condensé (*cG-p*) ; $R_1=R_2=OCH_3$: *s*yringylpropane (*S-p*). (Stevanovic et Perrin 2009).

Leur polymérisation commence par une déshydrogénation enzymatique conduisant à la formation de radicaux phénoxy. Il se produit ensuite des couplages des formes I à IV formant ainsi un réseau tridimensionnel. Les lignines sont apparues très rapidement comme constitués de noyaux phénoliques diversement substitués dont l'arrangement structural apparaissait comme irrégulier et particulièrement complexe. C'est donc par des modèles structuraux

hypothétiques que les chimistes expliquent jusqu'à ce jour la structure de la lignine. La représentation plus utilisée jusqu'à aujourd'hui, est celle d'Adler 1977 (Figure 9).

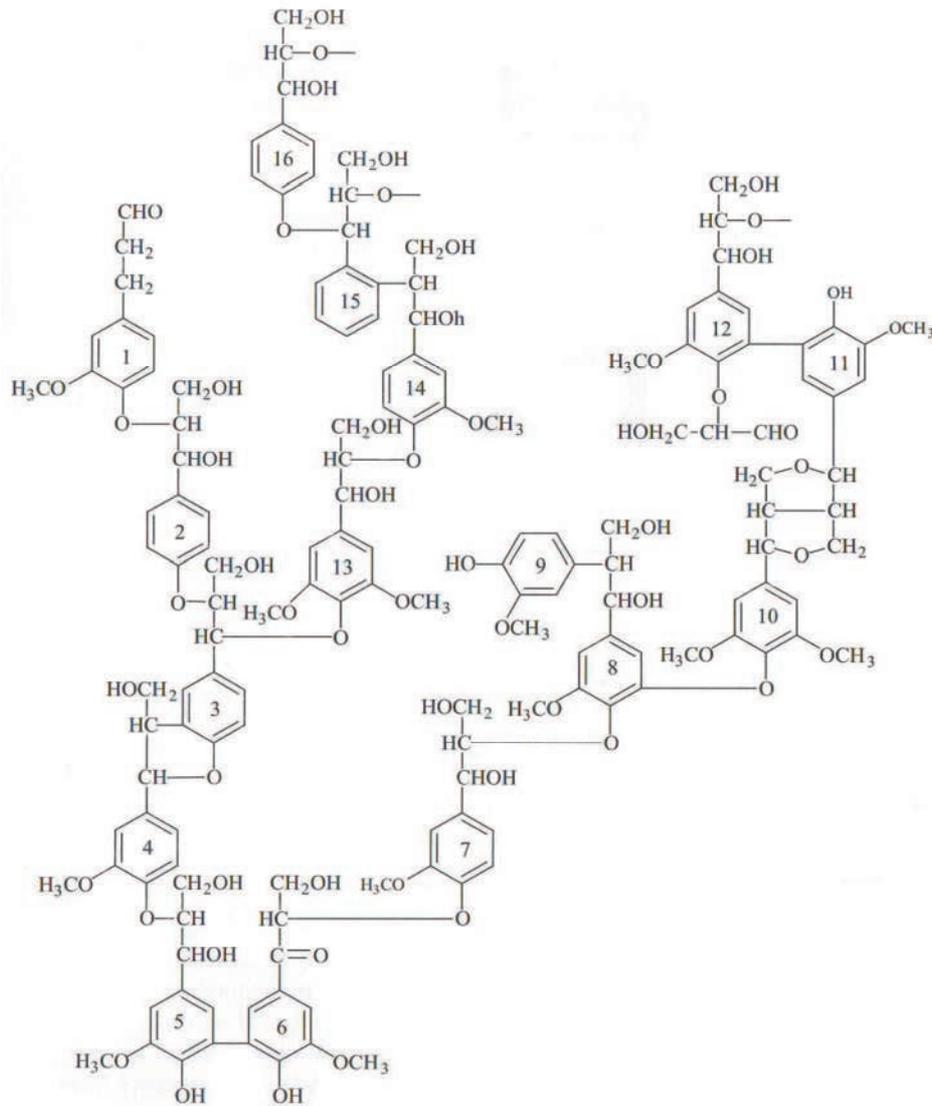


Figure 9: Représentation de la structure moléculaire d'une lignine de résineux (selon Adler 1977).

A cause de la nature aléatoire de la réaction de polymérisation il n'existe pas de structure définie de la lignine. Pourtant la fréquence d'apparition de types définis de liaisons est bien établie. Les liaisons aryle ether telle que la liaison $\beta - O - 4$ sont les plus favorisées. Dans la lignification de la cellule la lignine se forme en comblant les espaces entre les fibrilles de polysaccharides déjà en place. Elle forme aussi des liaisons covalentes avec ces polysaccharides. La lignine a une faible concentration de groupements hydroxyyles et est donc beaucoup plus hydrophobe que la cellulose et les hemicelluloses. On peut différencier les lignines par la fréquence de leurs unités phénylpropanes (hydroxyphényl issue du précurseur

I, guaiacyl issue du précurseur II ou syringyl issue du précurseur III). Les lignines de résineux possèdent beaucoup plus d'unité guaiacyl que les lignines de feuillus.

2.1.2.4. Les extractibles.

On désigne ainsi d'autres matières présentes dans les différents bois en quantités plus ou moins importantes. Selon les essences le bois peut contenir 0,5% à 20% en masse d'extractibles. Il s'agit d'espèces chimiques très diverses extractibles avec des solvants polaires et apolaires. On y trouve des composés insaturés, acides gras et glycérides. Ils pigmentent le bois parfait et augmentent sa résistance à la pourriture et contre les attaques d'insectes. Les extractifs n'ont peu ou pas d'effet direct sur les propriétés mécaniques du bois mais sont responsables notamment de l'augmentation de la densité basale et de la diminution de la teneur en humidité d'équilibre. Ils influencent la durabilité, la couleur, l'odeur de même que le goût. On y trouve aussi des terpènes, lignane, flavonoïdes et autres composés aromatiques. Leur présence peut poser des problèmes par exemple pour le collage et l'imprégnation, mais aussi des allergies chez les utilisateurs et des colorations in désirées du bois. Cependant de nombreux extraits sont également utilisés pour des applications médicales, en agro-alimentaire, pour des colorations, etc.

2.1.3. Propriétés thermiques du bois.

La dégradation thermique du bois est largement documentée dans la littérature étant donné qu'elle est liée à de nombreux procédés industriels impliquant un traitement à haute température. C'est le cas par exemple du séchage, de la stabilisation dimensionnelle par divers types de traitements thermiques, de la fabrication de la pâte à papier, de la production des panneaux de particules et de fibres et de l'utilisation énergétique du bois.

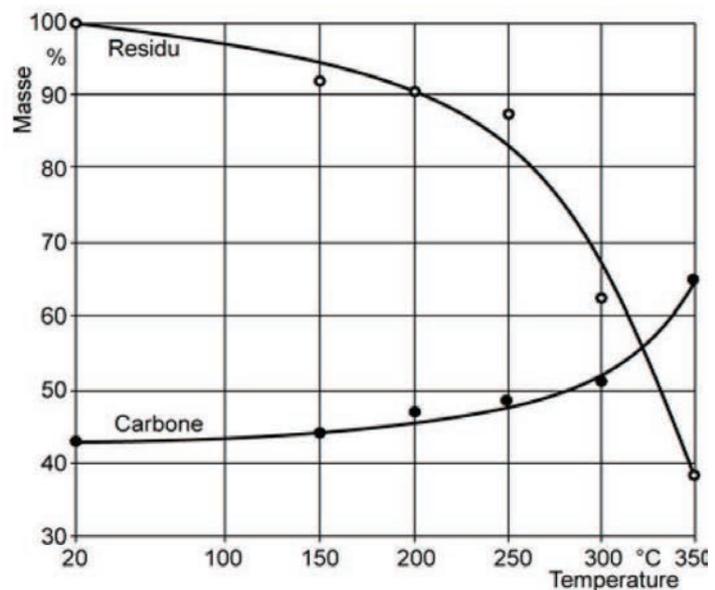


Figure 10: Perte de masse et teneur en carbone de *Fagus sylvatica* après un traitement thermique progressant de 5°C par minute (selon Košík et al. 1969).

La température influence fortement les propriétés physiques, chimiques et structurales du bois. Généralement les traitements thermiques font intervenir des interactions entre la température et d'autres paramètres physiques tels que le temps, le type d'atmosphère, la pression, la quantité d'eau présente et son état. Sous ces conditions des changements peuvent débiter dès 100°C (Fengel et Wegener 2003).

Il s'agit notamment de changements tels que la réduction de la sorption, la diminution de masse sèche et des dimensions du bois. La Figure 10 montre par exemple l'évolution de la perte de masse en fonction de la température chez *Fagus sylvatica*. La perte de masse diminue et atteint 10% pour 200°C en même temps que la teneur en carbone augmente indiquant une conversion thermique des résidus. L'influence de la teneur en eau et de la température peut être mise en évidence par le ramollissement du matériau. Les bois de feuillus et résineux ramollissent vers 180°C avec un maximum à 380°C. Plus la quantité d'eau est élevée, plus le ramollissement se produit avec une température basse. Les dégradations de la structure, la conversion des composants et l'apparition de gaz issus des dégradations commencent à 200°C environ. La pyrolyse du bois débute à des températures supérieures à 270°C. Les analyses thermogravimétriques ont permis de mettre en évidence que les changements des composants chimiques du bois dépendaient du fait qu'ils soient isolés ou incorporés dans la paroi cellulaire (Figure 11).

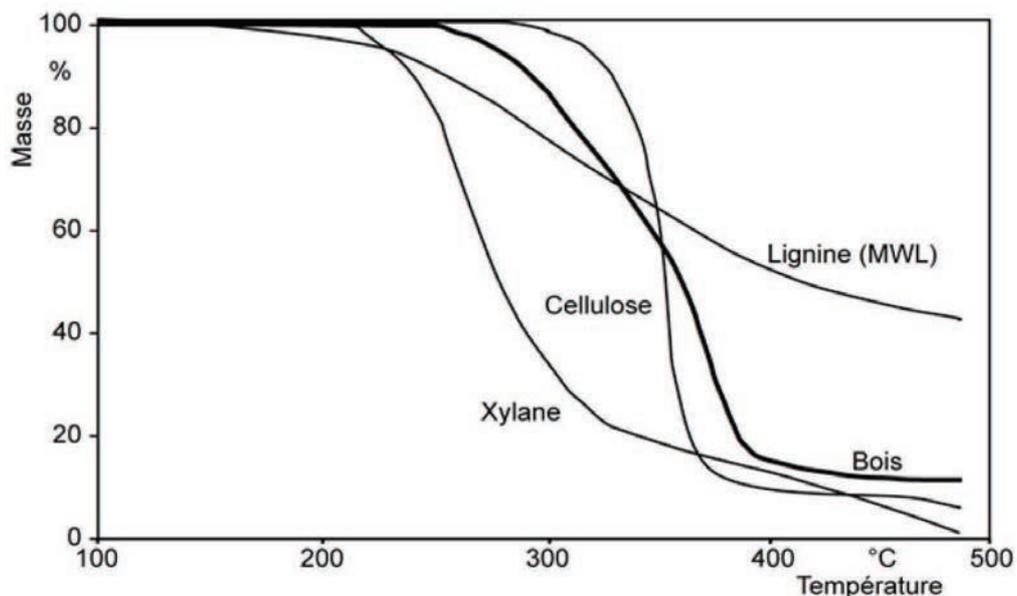


Figure 11: Étude thermogravimétrique des principaux composants isolés de *Populus sp.* (Shafizadeh et DeGroot 1976).

L'effet de la température sur le bois ne peut donc pas être interprété directement comme l'addition des effets sur ses composés isolés (Fengel et Wegener 2003). Les méthodes par analyse thermique différentielle permettent de mettre en évidence les réactions dues au traitement thermique. Cette méthode a été appliquée au bois de *Fagus sylvatica* par Košík *et al.* (1968) (Figure 12). Généralement on trouve un premier maximum endothermique aux alentours de 120-150°C ce qui correspond à l'évaporation de l'eau. Les pics exothermiques à 200-250°C et 280-320°C puis ceux supérieurs à 400°C proviennent de la dégradation des composants du bois. L'oxydation des composants du bois semble être un facteur important d'influence de la disposition des pics exothermiques (Fengel et Wegener 2003). Les conditions du traitement ainsi que sa durée influencent aussi fortement les réactions thermiques. L'apparition de micropics exothermiques à des températures inférieures à 150°C environ et sous certaines conditions a aussi été mise en évidence par Kollmann (1960). La présence d'eau affecte énormément la chimie des modifications thermiques du bois et le transfert de chaleur à l'intérieur du bois (Burmester 1981). Ceci a été beaucoup étudié dans le cadre de la stabilisation thermique du bois et des procédés appliqués à la biomasse.

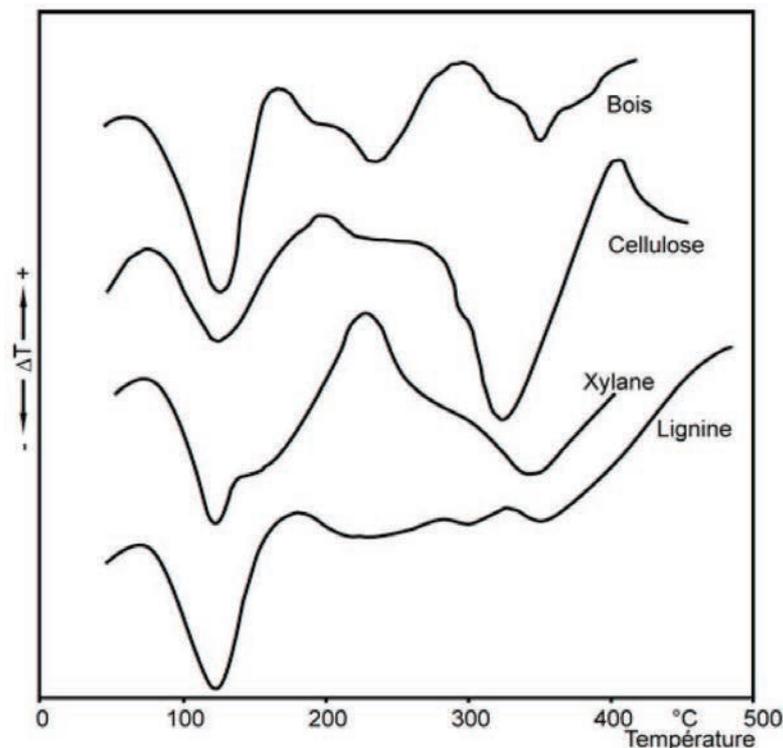


Figure 12 : Analyse thermique différentielle de *Fagus sylvatica* et de ses principaux composants (Košík *et al.* 1968).

2.1.3.1. Température de transition vitreuse des composants du bois.

La température de transition vitreuse (T_g) d'un polymère amorphe (ou parfois semi-cristallin) marque la frontière entre l'état vitreux (dur, cassant) et l'état caoutchouteux. Le passage du premier au deuxième de ces états se traduit par une baisse du module d'élasticité et une augmentation du taux d'élongation du matériau. Cette extensibilité trouve son origine dans l'activation thermique des molécules qui diminue les cohésions inter- et intra-moléculaires. Les mouvements moléculaires de grande amplitude sont donc permis grâce à la rotation autour des liaisons covalentes (C – C et C – O). Back et Salmén (1982) ont rassemblé plusieurs informations sur la T_g des constituants du bois. Si les conditions sont anhydrides la T_g est relativement élevée et on se trouve dans le domaine de décomposition. La présence d'eau permet donc d'obtenir un état caoutchouteux sans dégrader les composants. Les deux figures suivantes (Figure 13) montrent les températures de transitions vitreuses des éléments du bois isolés en fonction de la teneur en eau et celles de la matrice hémicellulose lignine en fonction de l'humidité ambiante.

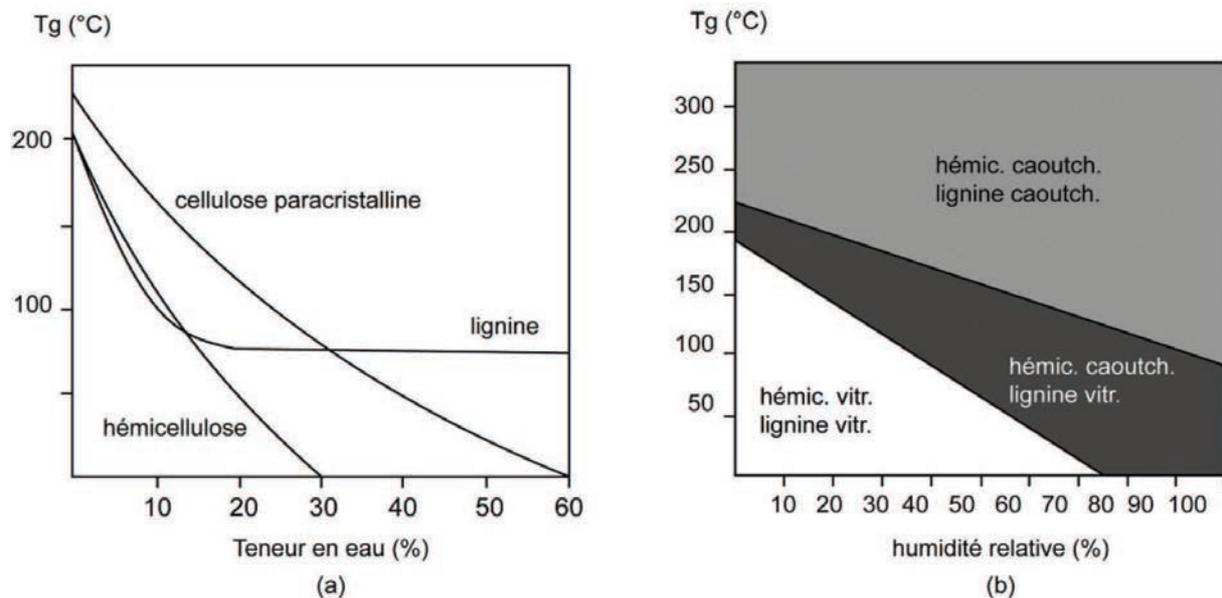


Figure 13 : Température de transition vitreuse: (a) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau, (b) de la matrice hémicellulose-lignine native en fonction de l'humidité relative de l'air (Selon Salmén 1982).

2.1.3.2. Changements chimiques.

En chauffant le bois, une décomposition des constituants accompagnée d'une désorption des molécules d'eau se produit. Jusqu'à 140°C, on assiste à une perte en extractibles volatils et en

eau libre. Au-delà de cette température, des bris cellulaires à la surface de la paroi cellulaire entraînent la formation d'acide acétique dérivée des hémicelluloses et d'acide formique, de méthanol et de CO₂. Le processus d'évaporation entraîne une diminution du contenu en -OH. La formation de CO et CO₂ progresse à mesure que la température augmente (Bourgeois et Guyonnet 1988). Autour de 270°C, un changement significatif de la réaction cinétique occasionne une réaction exothermique (Stamm et al. 1964).

Durant la portion initiale du traitement thermique, certaines études (Hirai et al. 1972, Nakao et al. 1983) notent une augmentation du degré de cristallinité apparemment reliée à une réorientation moléculaire. Une exposition prolongée entraînerait une décomposition thermique de la cellulose qui accompagnerait une diminution de la cristallinité. Le phénomène serait par contre hétérogène alors que Kim et al. (2001) de même que Bourgeois et al. (1988) n'observent aucune variation de la cristallinité suite à un traitement thermique de la cellulose anhydre pendant 1 heure et 30 min respectivement à 300°C. L'effet de vapeur pourrait influencer ce phénomène.

2.1.3.3. Température de transition vitreuse.

La température de transition vitreuse (T_g) d'un polymère amorphe marque la frontière entre 2 états fondamentaux: l'état vitreux, dur et cassant, et l'état caoutchouteux (Figure 14a). Le plateau vitreux d'un polymère amorphe est caractérisé par un module d'élasticité 3000 à 4000 fois supérieur à celui du plateau caoutchouteux. Les taux d'élongation à la rupture sont compris entre 5 et 10% (vitreux) vs 500 à 1000% (caoutchouteux) (Navi et Heger 2005). Cette haute extensibilité est due à l'activation thermique qui diminue les cohésions inter et intra moléculaires.

Selon Navi et Heger (2005), en condition anhydre, T_g est de l'ordre de 200-250°C pour la cellulose, 150-220°C pour les hémicelluloses et 140-210°C pour la lignine et diffère selon que le composant est isolé ou natif. Pour des conditions d'humidité relative élevée, la lignine possède la T_g la plus élevée et définit entre autre la température minimale de formage de bois (Figure 14b). Au même titre qu'un plastifiant, les molécules de H₂O agissent en diminuant les interactions entre macromolécules au sein des polymères hydrophiles.

La cellulose paracrystalline et les hémicelluloses possèdent de nombreux groupes hydroxyles et sont tellement hydrophiles que lorsqu'ils sont saturés en eau, leur T_g est inférieure à la température ambiante. La lignine au contraire contient moins de groupes hydroxyles et l'eau

n'a donc pas autant d'impact sur sa T_g qui est d'environ 85°C en condition saturante. La structure stable de la cellulose cristalline fait en sorte que l'eau est incapable de pénétrer son réseau cristallin grâce aux nombreux ponts hydrogène présents.

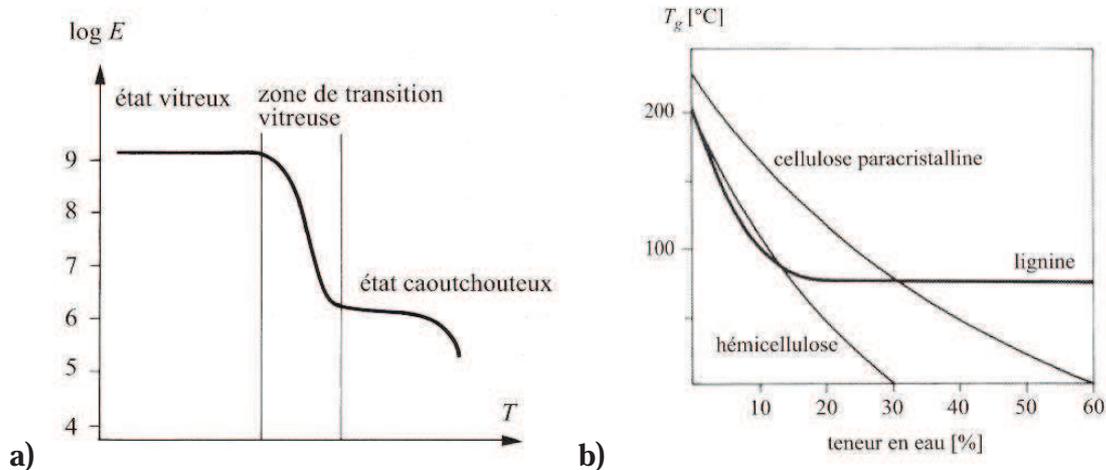


Figure 14 : Variation du module d'élasticité (E) en fonction de la température (T) pour un polymère amorphe (a). Température de transition vitreuse (T_g) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau (Back et Salmén 1982) (b).

À partir de 280°C , la pyrolyse casse les chaînes d'hémicellulose et modifie la lignine. Les sous-produits de l'hémicellulose ainsi créés par la pyrolyse se condensent et polymérisent sur les chaînes de lignine. Ces réactions forment une nouvelle pseudo-lignine plus hydrophobique et plus rigide. Le nombre de groupes contenant des atomes d' O_2 (surtout des groupes hydroxydes) baisse au profit de double liaison $\text{C}=\text{C}$. La cristallinité de la cellulose ne change pas. À 300°C , le degré de polymérisation de la cellulose et des hémicelluloses baisse et l'eau est éliminée. Des radicaux libres carbonyles, carboxyles et des groupes hydroperoxydes, du CO , du CO_2 et du charbon de bois sont également générés (Navi et Heger 2005).

Hemicelluloses

Lorsque le bois subit l'influence de la température, les premiers éléments les plus fragiles se dégradant sont les hémicelluloses plus importante que les autres composants macromoléculaires, ce qui commence à environ 100° (Shafizadeh et Chin 1977). Les hémicelluloses, très hygroscopiques, se décomposent sous l'effet du chauffage aux alentours de 300°C en divers sucres qui réagissent entre eux pour former un polymère insoluble dans l'eau, réduisant l'hygroscopie dans ce solvant. Les bois feuillus ayant moins d'hémicellulose perdent très peu de leur hygroscopie après un traitement thermique (Stamm 1964). La

température de décomposition des hémicelluloses se situe entre 120°C à 260°C (Hon et Shiraishi 2001).

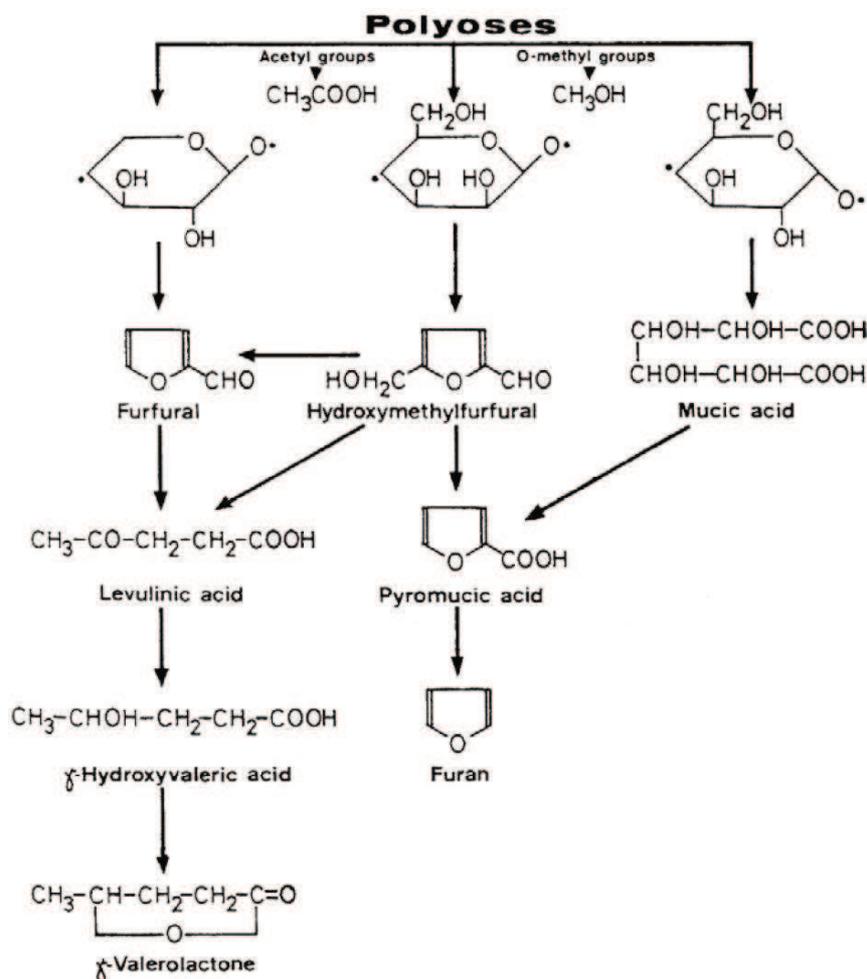


Figure 15: Etapes probables de la dégradation thermique des hémicelluloses (Fengel et Wegener 2003).

Leur dégradation provoque la production d'acide acétique, de méthanol et d'autres composés volatiles hétéroclites. Leur craquage forme des polymères de furfural de faible hygroscopie. La quantité des hémicelluloses du bois baisse jusqu'à 200°C. Les analyses des différents auteurs ayant travaillé sur la dégradation des hémicelluloses ne convergent pas toutes (Hill 2006), notamment en ce qui concerne le domaine de température de leur dégradation. Ce qui apparaît clairement est que les groupements O — acétyl ont une grande importance dans la stabilité thermique des hémicelluloses. Ces groupements sont labiles et favorisent la formation d'acide acétique catalysant ainsi la dégradation des polysaccharides. Il semble que la dégradation des hémicelluloses puisse se réaliser aussi via des radicaux libres

intermédiaires (Fengel et Wegener 2003). Les polymères d'hemicellulose se dépolymérisent en oligosaccharides et monosaccharides qui, déshydratés, forment du furfural et de l'hydroxyméthylfurfural (Figure 15). Les pentosanes (en plus grande quantité chez les feuillus) sont plus susceptibles de se dégrader thermiquement que les hexosanes, et ont une plus grande quantité de groupements acétyles. Après traitement, le bois contient moins d'hémicellulose et de sites hydroxyles et donc une amélioration de la stabilité dimensionnelle (Navi et Heger 2005).

Cellulose

La cellulose est le composé le plus stable du bois vis-à-vis d'un traitement thermique grâce à sa haute cristallinité. Sa dégradation se produit pour des températures plus élevées que les hémicelluloses. La température de décomposition pour la cellulose varie entre 170°C à 400°C (Ramiah 1970). La dégradation de la cellulose commence autour de 210-220°C et devient prédominante à 270°C (Navi et Heger 2005). Une dégradation thermique mineure a lieu à basse température mais à un rythme beaucoup plus lent que pour les hémicelluloses. Les régions amorphes sont plus susceptibles à la dégradation thermique et ont probablement des propriétés thermiques similaires aux hexoses des hémicelluloses. La cellulose cristalline se dégrade entre 300-400°C. (Kim et al. 2001). Un chauffage prolongé entraîne la scission des chaînes de cellulose produisant des oligosaccharides alcalino-soluble et une réduction du degré de polymérisation et de cristallinité (Hill 2006). Tanahashi et al (1989) ont démontré que les fibrilles peuvent fusionner entre elles pour former des fibrilles de plus grandes tailles lors d'essais d'explosion du bois à la vapeur. L'augmentation du diamètre des cristallites et de la cristallinité de la cellulose serait causée par la température élevée et la pression de vapeur.

Les hémicelluloses hydrolysées, leurs liaisons avec la cellulose et la lignine sont rompues et les hémicelluloses deviennent quasiment solubles à l'eau. La mobilité de ces composants laisse donc la cellulose libre des autres constituants du bois et donne la possibilité aux fibrilles de fusionner entre elles. En effet l'eau favorise l'accessibilité aux parties amorphes de la cellulose (Fengel et Wegener 2003). Le mécanisme de décomposition de la cellulose a été étudié par Kilzer et Broido (1965) de même que Rowell et LeVan-Green (2005). Une réaction de déshydratation de la cellulose entre 200°C et 280°C serait la cause d'une dépolymérisation de la cellulose et d'une réduction de son poids moléculaire. Le chauffage en présence d'air de la cellulose engendre la production de groupements carbonyles, carboxyliques et de groupement hydroperoxydes très instables issus de l'oxydation des groupements hydroxyles

de la cellulose. Si le traitement thermique est plus long, la quantité de groupements carbonyles formés augmente. Les produits dérivés de la cellulose ayant subi un traitement thermique sont le levoglucosane, le furan et les dérivés du furan (Figure 16).

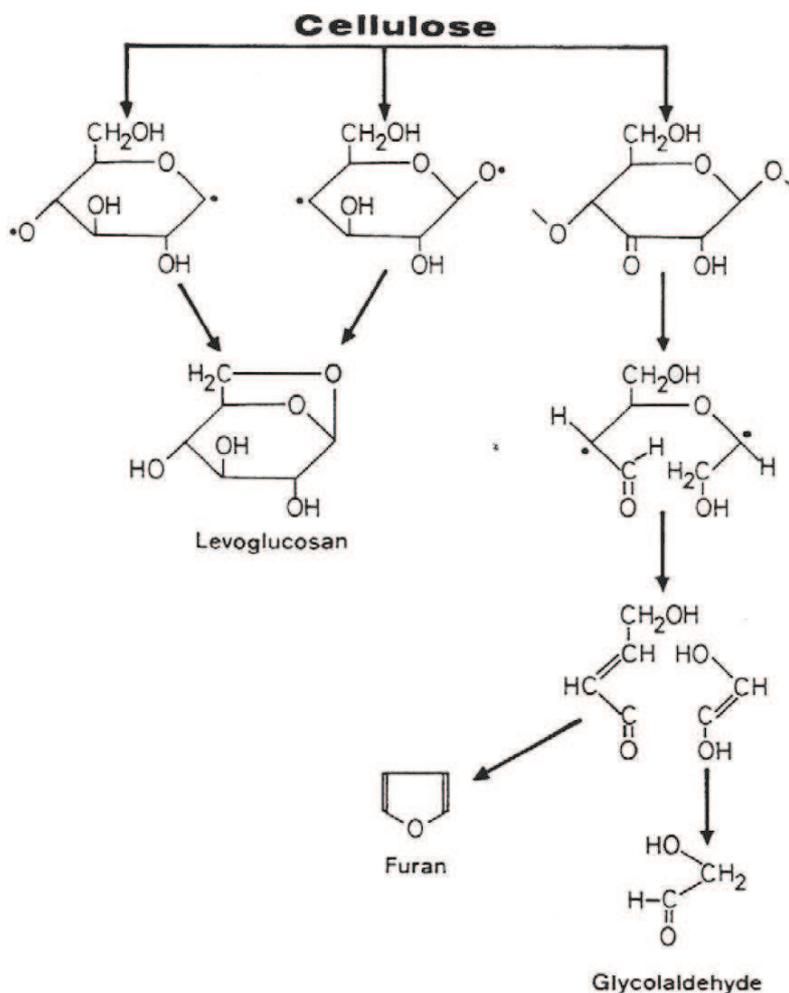


Figure 16: Etapes probables de la dégradation thermique de la cellulose (Fengel et Wegener 2003).

Lignine

La lignine est considérée comme le composant le plus stable de la paroi, cependant certaines décompositions se produisent pour des températures plutôt basses entraînant la production de produits dérivés variés (Figure 17). Des analyses thermiques différentielles de la lignine isolée ont montré que les réactions étaient endothermiques de 50°C à 200°C et qu'une petite réaction exothermique se produisait pour 220°C (Nassar et McKay 1984). Les réactions exothermiques seraient dues au réarrangement de la lignine lors de son ramollissement.

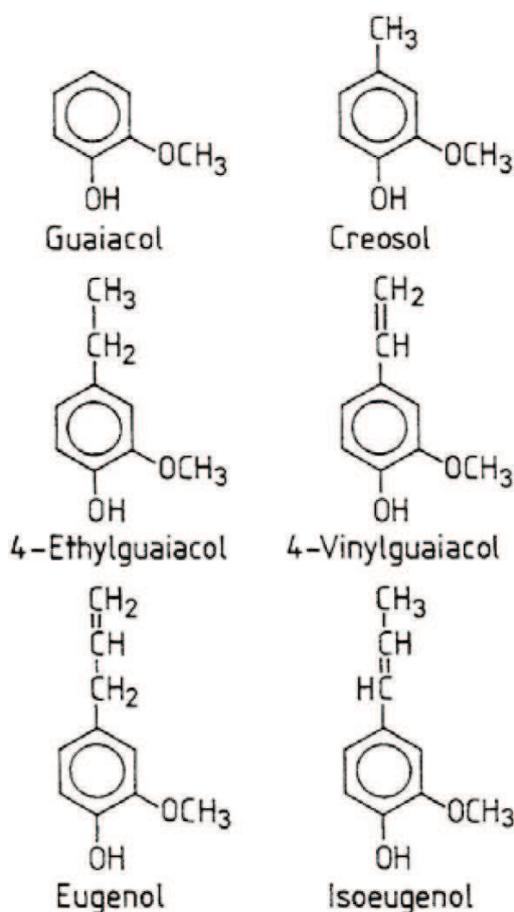


Figure 17: Produits issus de la dégradation thermique de la lignine (Fengel et Wegener 2003).

D'autres réactions largement exothermiques ont été trouvées pour des températures plus élevées. Les réactions de dégradation significatives commencent pour 280°C. Pour des températures comprise entre 220°C et 335°C il se produirait un clivage des liaisons ether aryle-alkyle (Haw et Schultz 1985). Des réactions de réticulation de la lignine ont été observées pour plusieurs essences par de nombreux auteurs dans un domaine de température allant de 180°C à 230°C (Hill 2006). Il se produit une augmentation de la teneur en groupements hydroxyles phénoliques (visibles en FT-IR, Nuopponen *et al.* 2004) attribuée au clivage des liaisons $\beta - O - \text{aryl}$ par perte des groupements méthoxyles des unités de lignine en présence d'eau ainsi qu'une augmentation de la teneur en radicaux libres (Sivonen *et al.* 2002). Les auteurs considèrent que ces changements permettent des couplages entre les noyaux aromatiques et augmentent ainsi le taux de réactions de réticulation du réseau de la lignine.

Selon Kudo et Yoshida (1957), la lignine commence à se décomposer à 280°C avec un taux maximal de dégradation entre 350°C et 450°C lors d'une pyrolyse à 0.3°C min⁻¹. La lignine

serait complètement dégradée à 450°C. Le taux maximal de dégradation correspond également à une pointe endothermique observée par Keylwerth et Christoph (1960) à 320°C et une réaction exothermique à 510°C. Domensky et Rendos (1962) ont également obtenu des résultats similaires par analyse DTA en plus d'observer une réaction endothermique entre 100°C et 180°C.

2.2. Assemblages par collage du bois.

L'assemblage du bois avec des adhésifs est une technologie dont l'origine est très ancienne (plus de 3000 ans), (River 1994). Bien que le collage du bois et du papier soient les applications les plus courantes dans l'utilisation d'adhésifs, leur fonctionnement est assez complexe. On connaît bien la chimie des adhésifs mais les phénomènes d'adhésion permettant à deux pièces de bois de tenir ensemble sous des contraintes internes et externes restent l'objet de nombreuses recherches. Les adhésifs sont formulés selon l'application à laquelle ils sont destinés, c'est pour cela qu'il en existe beaucoup (synthétiques structuraux, élastomères, thermoplastiques et naturels). Le marché le plus grand consommateur d'adhésif est celui du panneau à base de bois. Une autre utilisation importante est celle de la construction bois dans les collages de lamellé-collés, de l'aboutage par entures multiples, de la fabrication de poutre en I et d'autres éléments structuraux massifs collés. L'industrie du meuble utilise aussi beaucoup d'assemblages collés. La croissance de la construction bois et des produits issus de l'ingénierie du bois provoque une augmentation de la consommation d'adhésifs. La résistance d'un adhésif est définie mécaniquement comme la force nécessaire pour séparer les substances collées ensemble.

Elle dépend notamment des liaisons chimiques des polymères de l'adhésif, du bois et de l'interface bois-adhésif. On décrit généralement trois étapes du procédé de collage (Rowell 2005) : la préparation de la surface, la mise en contact de l'adhésif avec la surface au niveau moléculaire et enfin la solidification de l'adhésif. Le développement d'un assemblage collé fait donc appel à des connaissances en rhéologie, chimie organique, chimie des polymères et résistance des matériaux.

2.2.1. Théorie de l'adhésion.

Plusieurs théories ont été développées concernant la notion fondamentale d'adhésion. Il existe cinq théories principales (Allen 2005) : la théorie mécanique, la théorie d'adsorption, la théorie chimique, la théorie de diffusion et la théorie électrostatique.

2.2.1.1. Enchevêtrement mécanique / théorie du verrouillage.

Cette approche propose que le verrouillage physique et mécanique d'un adhésif durci dans les micro- et macro-irrégularités de la surface d'un substrat est le principal facteur dans l'adhésion. La poussière et les fibres perdues ne font pas partie des irrégularités en cause ;

d'ailleurs, ces dernières nuisent à l'adhésion puisqu'elles empêchent l'adhésif d'atteindre la couche solide. La présence d'irrégularités n'est pas une condition nécessaire pour un bon collage de tous les matériaux, quoique pour le bois elle pourrait améliorer les résultats. Une autre hypothèse est qu'augmenter la rugosité d'une surface accroît l'aire d'interface de collage disponible, typiquement entre 5 et 30%, donc accroît la force de la jointure collée. Par contre, ceci peut demander plus d'adhésif. D'un autre côté, la rugosité pourrait permettre un changement dans la distribution des contraintes au niveau de la région d'interface de la jointure et donc améliorer la robustesse de la jointure.

La robustesse de la jointure collée est en pratique composée de deux paramètres : (1) l'adhésion intrinsèque et (2) l'énergie, qui est visco-élastiquement et plastiquement dissipée autour du bout de la fente qui se propage et dans le corps de la jointure.

Il n'y a pas de doute que la théorie du verrouillage mécanique peut s'appliquer à beaucoup de cas d'adhésion du bois. Cependant, en considérant quelles sont la cohésion intrinsèque et la fragilité des résines utilisées comme adhésifs de bois thermodurcissables, par elles mêmes, il est également certain que, bien que le verrouillage mécanique puisse bien contribuer à la robustesse de la jointure, il ne semble pas être le principal contributeur à l'adhésion du bois.

2.2.1.2. Théorie de la diffusion.

Promue au début des années 60, elle affirme que l'adhésion intrinsèque d'une résine avec un substrat polymérique (tel que le bois) est due à la diffusion mutuelle de molécules des polymères à travers leur interface.

Le bois n'est pas un substrat homogène, il est un composite cellulaire de trois polymères : cellulose, surtout cristalline mais aussi amorphe, hémicellulose et lignine, ces deux dernières étant amorphes. C'est clair, alors, selon le concept de paramètre de solubilité, que des polymères amorphes — les hémicelluloses, la lignine — et la portion amorphe de la cellulose, peuvent subir une diffusion mutuelle avec les molécules polymériques de l'adhésif synthétique.

Cette théorie ne pourrait expliquer qu'une partie de forces qui interviennent dans le collage du bois. D'ailleurs, l'inter diffusion est un mécanisme d'adhésion peu probable dans les cas du bois et des adhésifs de bois thermodurcissables.

2.2.1.3. Théorie électronique.

Elle propose que si l'adhésif et le substrat ont des structures de bandes électroniques différentes, il est possible qu'il y ait transfert d'électrons au contact des deux surfaces. Ceci résulte en la génération d'une couche double de charges électriques à l'interface de l'adhésif et du substrat. Les chercheurs suggèrent que les forces électrostatiques qui surgissent de ce contact de surfaces peuvent contribuer significativement à l'adhésion.

L'application de cette théorie à l'adhésion du bois est improbable, et il n'y a pas d'évidence expérimentale de la contribution de ce facteur.

2.2.1.4. Adsorption / théorie d'adhésion spécifique.

Dans le domaine de l'adhésion du bois, la théorie d'adsorption, parfois appelée la théorie de l'adhésion spécifique, propose qu'un adhésif adhérerait à un substrat à cause des forces inter-moléculaires (IM) et inter-atomiques (IA) entre les atomes et molécules des deux matériaux. Cette théorie est définitivement la théorie d'adhésion la plus acceptée et la plus applicable. Dans le sens le plus ample de la théorie, les forces IM et IA entre l'adhésif et le substrat peuvent être de n'importe quel type. Ainsi, des forces secondaires comme celles de van der Waals, des liens d'hydrogène et les forces électrostatiques sont aussi acceptables que les liens de coordination ioniques, covalents et métalliques. Dans l'adhésion du bois, cependant, l'ancienne et erronée croyance que, dans le collage du bois, les liens covalents doivent être présents pour assurer la bonne robustesse de la jointure a provoqué la scission de cette théorie en deux sous-théories. Premièrement, une théorie d'adsorption / d'adhésion spécifique proprement dite, dans laquelle seul l'effet des forces secondaires est pris en considération. Et deuxièmement, une théorie du collage chimique covalent dans laquelle une bonne adhésion est due seulement à la présence du collage covalent entre l'adhésif et le substrat.

Dans le cas de l'adhésion du bois, les trois types principaux de forces secondaires, van der Waals, liens hydrogène et interactions électrostatiques, semblent jouer un rôle.

2.2.1.5. Théorie du collage chimique covalent.

Cette théorie n'existe pas vraiment dans un domaine d'adhésion autre que celui du bois et peut être considérée comme l'autre sous-ensemble principal dans la théorie d'adsorption. Cette dernière définit l'adhésion par des liens primaires possibles non seulement par des liens covalents mais aussi par des liens de coordination ioniques et métalliques. Alors, il est

nécessaire de composer, d'abord, avec le concept de collage chimique strictement covalent entre l'adhésif et le substrat, et avec la preuve en faveur et contre lui, et ensuite avec la contribution des liens de coordination ionique et métalliques, qui sont importants dans la théorie d'adsorption plus généralisée et aussi dans l'adhésion du bois. Des liens strictement covalents semblent se produire dans certains domaines de l'adhésion, mais la majorité de l'évidence présentée suggère que pour avoir adhésion en établissant des liens primaires forts à travers l'interface nécessitent l'utilisation de techniques spéciales, comme l'incorporation de groupes réactifs particuliers dans l'adhésif, le substrat ou les deux. Dans ce cas, l'adhésif et le substrat doivent être capables de réagir chimiquement l'un avec l'autre ; ainsi, un tel type d'adhésion est applicable seulement à des matériaux mutuellement réactifs, ce qui n'est pas une caractéristique commune dans l'adhésion du bois.

2.2.2. Méthodes d'évaluation des caractéristiques mécaniques des assemblages bois collés.

Il existe une multitude de méthodes de test de l'adhésion utilisées pour évaluer la qualité d'un assemblage collé, ses limites d'utilisation, l'efficacité de la préparation du substrat, pour sélectionner un adhésif et enfin pour évaluer l'effet du vieillissement. Un test bien choisi doit fournir des résultats sensibles aux facteurs critiques affectant la performance du joint. Les tests sont aussi dépendants de la nature viscoélastique de l'adhésif. Les trois principales configurations sont la traction, le cisaillement et le pelage (utilisé généralement uniquement pour les collages avec élastomères).

Le test par cisaillement du joint de simple ou double recouvrement est le test le plus utilisé car il est facile à préparer et à effectuer (pour le bois : EN 205). Cependant la distribution des contraintes dans ce test est complexe (Tod 2005). En effet elle est très dépendante de la façon dont sont conçus le test et les échantillons.

Le **test par la traction** peut prendre plusieurs formes, il s'agit cependant toujours d'un test dont les forces sont perpendiculaires au plan de soudage. La contrainte à la rupture est déterminée à partir de la force appliquée et de la surface rompue.

Un certain nombre de tests sont conçus pour observer les effets d'une exposition environnementale. Il s'agit notamment des tests à l'eau sous contrainte ou non, de tests aux chocs ou de tests avec un traitement à haute température (cas des essais de résistance au feu).

Des tests complètement différents sont classés dans les méthodes de test de **mécanique de la rupture**. L'objectif de ces tests est de mesurer les réelles propriétés du matériau du joint de collage indépendamment de la géométrie des échantillons. Ces méthodes demandent des préparations minutieuses des échantillons où toutes les variables expérimentales doivent être contrôlées. Le résultat typique obtenu est la valeur de l'énergie de rupture qui est déterminée en fonction d'un certain nombre de paramètres.

Enfin il existe aussi des tests appelés « tests de durabilité » qui permettent d'observer le vieillissement et la performance à long terme des adhésifs. Des tests accélérés ont été développés permettant de bien simuler le vieillissement des adhésifs (River 1994). Il s'agit notamment des tests sous chargements cycliques et parfois, pour le bois, soumis à des variations climatiques permettant ainsi d'observer l'influence des phénomènes de retrait et dégonflement.

Tous ces tests donnent une « valeur » soit sous la forme d'une force par unité de surface ou sous la forme d'une énergie par unité de surface. Cette valeur d'adhésion englobe les propriétés de l'interface, de l'adhésif, du substrat, et des interactions entre eux (Tod 2005). Souvent le changement d'une géométrie d'échantillon a directement un impact sur la valeur d'adhésion obtenue. Seuls les tests de mécanique de la rupture permettent d'obtenir (et là encore uniquement dans une certaine limite d'interprétation des résultats) les propriétés fondamentales du joint.

2.2.3. Mécanique de la rupture appliquée aux joints collés de bois.

Les joints d'adhésif, montrent une défaillance généralement par l'initiation et la propagation d'une fissure. C'est le cas de la plupart des substances solides. L'existence de défauts gouverne la résistance d'un matériau (Kinloch 2005). L'objectif de la théorie de la mécanique de la rupture aux assemblages collés est d'analyser, de façon mathématique, la force responsable de l'initiation et de la propagation d'une rupture dans le substrat, dans l'adhésif ou dans les deux. La rupture est due à un défaut dans l'un des deux ou dans les deux matériaux. Selon le critère d'énergie suggéré par Griffith (1921) la rupture apparaît lorsque suffisamment d'énergie est restituée par la propagation de la fissure fournissant l'énergie nécessaire à la création de deux nouvelles surfaces. L'énergie restituée est la somme de l'énergie élastique emmagasinée et de l'énergie potentielle du système chargé. La somme de ces deux énergies est appelée « énergie surfacique de rupture » ou « taux de restitution

d'énergie de déformation ». Dans le cas des matériaux dont le comportement est considéré comme linéaire-élastique, le taux de restitution d'énergie G_c , s'écrit:

$$G_c = \frac{Pc^2}{2b} \times \frac{\partial C}{\partial a} \quad (1)$$

Où PC est la force correspondante au début de la propagation ou "force critique", b est l'épaisseur de l'éprouvette, C la complaisance et a la longueur de la fissure. G_c s'exprime en J/m^2 . Il existe trois principaux modes de rupture d'un matériau déterminant différentes conceptions de tests de mécanique de la rupture (Kinloch 2005). Le mode de rupture approprié pour la mesure du taux de restitution d'énergie est le mode par ouverture, ou clivage (mode I). Le mode II est le mode par cisaillement plan et le mode III le mode par cisaillement anti-plan (Figure 18). Le mode par clivage est réputé pour être le plus dangereux dans les structures, c'est pour cela qu'il est souvent étudié.

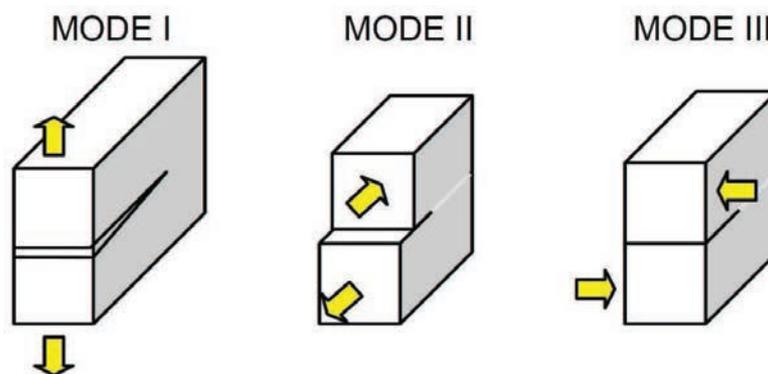


Figure 18: Illustration des 3 modes élémentaires de rupture d'une plaque fissurée.

La mécanique de la rupture appliquée au bois commence dès 1964 avec les travaux de Porter. Plusieurs auteurs s'intéresseront par la suite à ce sujet (Barett et Foschi 1977, Hunt et Croager 1982, Mall *et al.* 1983, Triboulot *et al.* 1984, Valentin et Caumes 1989, Vasic et Smith 2002, Yoshihara et Kawamura 2006). Divers tests sont effectués pour évaluer l'énergie nécessaire à la propagation d'une fissure dans le bois. La plupart des travaux ont été effectués en mode I avec l'éprouvette DCB (Double Cantilever Beam). Cependant certains auteurs présentent des résultats en mode mixte I et II (Valentin 1989) avec d'autres géométries d'éprouvettes. Plusieurs géométries d'éprouvettes telles que les DCB, CDCB MODE I MODE II MODE III (Contoured Double Cantiler Beam), éprouvette à entaille centrale, CT (Compact Tension) éprouvette de double torsion, éprouvette cantilever trapézoïdale et SENT (Single Edge

Notched specimen in Tension) sont utilisées pour les essais. On remarque, dans les travaux les plus récents, que les éprouvettes DCB sont utilisées de préférence aux éprouvettes CDCB. Les éprouvettes CDCB demandent une longue et contraignante préparation. La méthode de test DCB demande cependant un traitement mathématique des résultats adapté (Gagliano et Frazier 2001).

L'utilisation des adhésifs se développant aussi dans l'industrie du bois, les chercheurs se lancent dans l'étude de la mécanique de la rupture des liaisons bois-colle. L'importance de divers facteurs influençant la propagation d'une rupture dans un joint bois-colle est alors analysée. L'influence du type d'adhésif ainsi que les paramètres affectant la polymérisation de l'adhésif ont été pris en compte par tous les auteurs. White et Green (1980) montrent l'influence de la densité du bois et de l'état de surface sur la ténacité du couple bois-colle. Mijovic et Koutsky (1979) montrent quelle est l'influence de l'orientation des fibres du bois. Ebewele et al. (1979) et Takatani et al. (1980) proposent des études sur l'épaisseur de colle.

En 1984 Duchanois montre que le test de fracture en mode I avec l'éprouvette DCB est une approche très utile pour l'analyse de différents types de joints collés. Il effectue ces tests sur différents types d'adhésifs (urée formol, vinyle et époxy). Différentes méthodes de calcul sont ensuite développées pour évaluer le taux de restitution d'énergie des joints d'éprouvettes DCB : la méthode de la norme ASTM D 3433-75, le modèle de la poutre encastrée, le modèle de la double poutre sur fondations élastiques (Komatsu et al. 1976), le modèle d'Okihira, la méthode de la complaisance corrigée (Gagliano et Frazier 2001) et enfin la méthode de la complaisance expérimentale. On trouve ainsi dans la littérature de nombreux résultats concernant le bois et les liaisons collées bois-colle. Cependant la méthode reconnue comme étant la meilleure reste celle de la complaisance expérimentale (Duchanois 1984, Gagliano 2001). L'initiation d'une fissure est due à une discontinuité géométrique du joint (River 1994). Elle peut être due à une différence de densité du bois (par exemple différence entre bois de printemps et bois d'été) ou de l'adhésif, une différence de pénétration de l'adhésif dans le bois ou encore un défaut intrinsèque ou inhérent. Il semblerait que le stress critique provoquant la propagation d'une rupture serait fonction de la taille du défaut (River 1994). L'étude de la stabilité de la propagation de la fissure donne aussi beaucoup d'information sur le comportement du joint. Une fois amorcée la fissure peut de propager de différentes manières (Figure 19).

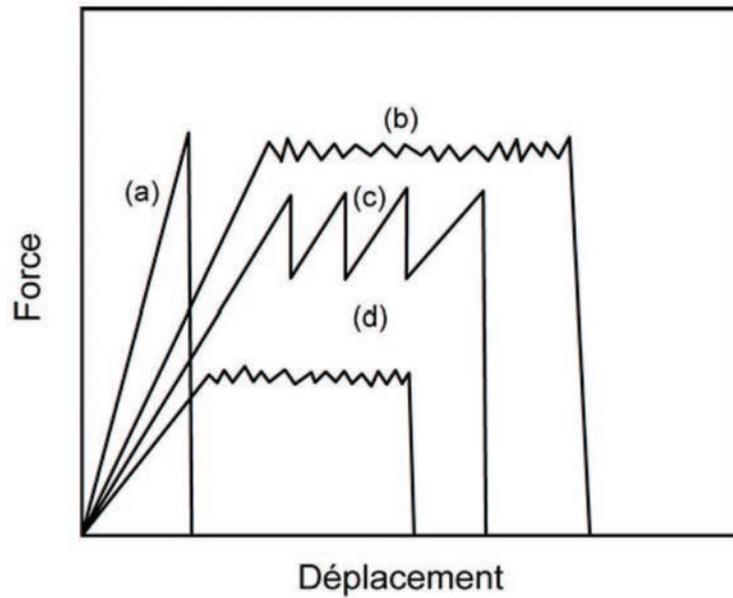


Figure 19: Les différents comportements de la propagation d'une rupture dans un joint boisadhésif: (a) fort/instable, (b) fort/stable, (c) fort/modérément instable, (d) faible/stable (Selon River 1994).

Les joints les plus favorables sont ceux qui demandent une grande énergie d'initiation de rupture et montrent une propagation de rupture stable, soit le type (b). Ainsi avec ces informations on peut considérer que le comportement d'un joint peut être prédit correctement grâce à l'étude de sa mécanique de rupture.

2.3. Soudage du bois - Généralités sur la technologie d'assemblage.

Le soudage du bois consiste en la fusion des matériaux adjacents grâce à une source de chaleur, la soudure se formant au cours du refroidissement. Le procédé mécanique par friction consiste à assembler rapidement deux pièces de bois sans utilisation d'adhésif ou de connecteurs métalliques. Il existe différentes méthodes de soudage qui peuvent être classées en trois catégories principales (Buxton 2005).

Techniques utilisant une source de chaleur externe : soudage par plaque chaude, par barre chaude, par impulsion, par apport d'un gaz chaud, par extrusion ou encore soudage flash-free.

Techniques utilisant directement l'électromagnétisme : soudage par implantation de résistance, par induction, soudage haute fréquence, au laser, infrarouge et microondes.

Techniques pour lesquelles la chaleur est générée par un mouvement mécanique : soudage par vibration ou par friction linéaire, par rotation (spin welding), soudage orbital, par ultrasons et par friction rotative d'un outil guidé le long du joint (friction stir welding).

Les premiers assemblages de plastiques soudés par vibration ont été effectués dans les années 40 (Henning, 1942) alors que les premiers assemblages performants de métaux ont été réalisés en Union Soviétique et en Tchécoslovaquie dans les années 50 (Vill et Shternin, 1957 ; Vill 1959). À partir de là, la technologie du soudage par friction a été développée et appliquée à de nombreux matériaux dans l'industrie automobile, la fabrication d'outils.

Le terme soudage du bois apparaît la première fois en 1993 (Gerber et Gfeller 2000) pour désigner un ensemble de technologies basées sur l'assemblage du bois par l'intermédiaire d'un matériau thermoplastique fondu grâce à une technologie de soudage. Ce sujet a fait l'objet de plusieurs projets de recherche du département Architecture, Bois et Génie Civil de la Haute École Spécialisée Bernoise depuis 1993 (dont le nom était SWOOD jusqu'en 2004). Ces technologies ont été présentées comme étant de nouvelles alternatives aux adhésifs classiques permettant de réaliser des joints de façon extrêmement rapide. Divers matériaux thermoplastiques (polyamides, polycarbonates et acrylonitrile-butadiène-styrène) et dur plastiques ont été testés sur des bois de feuillus et résineux. Les soudages ont été réalisés par ultrasons, par friction linéaire et enfin par friction rotative (spin welding). Il s'agissait d'assemblages surfaciques par application d'un film de thermoplastique ou d'assemblages

ponctuels par l'introduction d'un tourillon thermoplastique (cas du soudage rotatif). De l'un de ces projets est née l'entreprise Wood Welding SA.

Le soudage du bois massif sans aucun autre matériau d'apport apparaît pour la première fois en 1996-1997 comme le témoignent les brevets d'invention de Sutthof et al. (1996, 1997). Ces brevets proposent un procédé pour la réalisation de joints soudés par friction permettant l'assemblage de pièces de bois sur lesquelles une pression est exercée simultanément à une friction entraînée par un mouvement relatif des pièces. En outre, l'assemblage de deux pièces en bois par une tourillon de bois surdimensionnée ou de forme conique, qui est insérée dans des trous pré-perçés par pression et mouvement de rotation, est mentionné dans l'un de ces brevets (Suthoff et Kutzer, 1997). Depuis l'an 2000, la chaire des constructions bois de l'Institut fédéral de Technologie de Lausanne en Suisse (EPFL) a analysé et développé cette méthode pour les assemblages bois (Gliniorz et Natterer 2000, Gliniorz et al, 2001). En 2001, Gliniorz et Natterer définissent deux types de soudage du bois (wood welding): le soudage par adhésif chaud (hot glue welding) et le soudage par pyrolyse (pyrolysis welding) sans adhésif. Les auteurs ne donnent que très peu d'informations sur les essais menés et insistent essentiellement sur les technologies utilisées (ultrasons pour le soudage par adhésif chaud et friction pour le soudage par pyrolyse). D'autres instituts de recherche sur le bois ont activement étudié cette technologie avec différents types de machines de soudure. Les premières études détaillées publiées sur le soudage du bois sans adhésif par friction linéaire et par friction rotative sont respectivement celles de Gfeller et al. (2003) et celle de Pizzi et al. (2004).

Dans le phénomène se veut essentiellement la fusion et l'écoulement de matériel cellulaire présent dans la structure du bois, ici la lignine et des hémicelluloses. Ceci entraîne à l'interface des deux pièces de bois le détachement partiel ou complet de cellules et de fibres de bois pour former un réseau d'enchevêtrements à l'intérieur d'une matrice en fusion qui se solidifie une fois le soudage terminé. Durant la période de soudage, l'excès des fibres qui se sont détachées sont expulsées hors de l'interface (Gfeller et al. 2004).

2.3.1. Techniques de soudage.

Deux techniques sont principalement utilisées afin de produire le soudage du bois. La première étant le soudage linéaire obtenue par mouvement vibrationnel entre deux pièces de bois solides et la seconde par insertion d'un tourillon auquel on induit un mouvement rotatif.

Bien que les deux méthodes se basent sur les mêmes concepts, ils sont cependant fort différentes sur plusieurs points et nous nous attarderons essentiellement au soudage rotationnel dans la présente étude. Une autre méthode moins populaire, le soudage orbital ou circulaire, existe également mais procure des joints de moins grande qualité comparativement aux deux autres (Pizzi 2006). Ces méthodes s'avèrent des versions hybrides des méthodes linéaire et rotationnel (Figure 20).

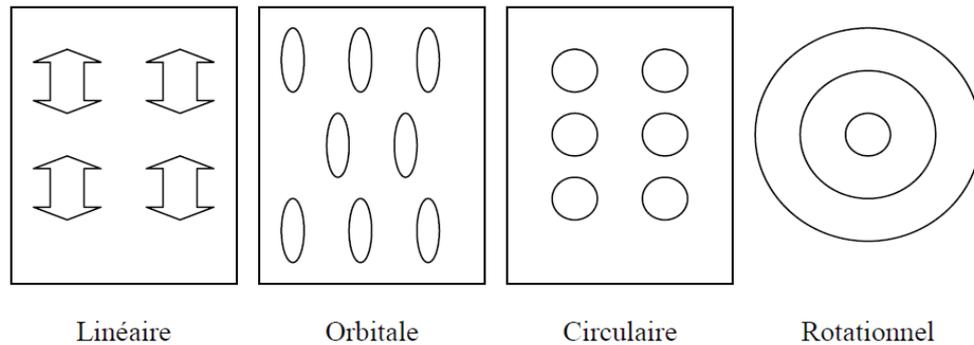


Figure 20 : Différentes formes de soudage par friction selon le type de mouvement frictionnel (Stamm 2006).

2.3.2. Soudage linéaire.

Le soudage par friction linéaire (ou soudage par vibration) est l'une des nombreuses techniques dans laquelle la chaleur est générée par le mouvement mécanique des pièces à souder. Les deux pièces à joindre sont mises en contact sous une certaine pression. Une pièce est bloquée tandis que l'autre effectue un mouvement linéaire réciproque dans le plan du joint (Figure 21). Deux échantillons de bois sont d'abord appliqués l'un contre l'autre avec une force appliquée (F). Cette zone de contact deviendra éventuellement la surface de soudage (S) suite à un mouvement linéaire (F_f) qui produit une friction à l'interface (F_f). Le déplacement des échantillons est de 3 mm ou moins généralement, à

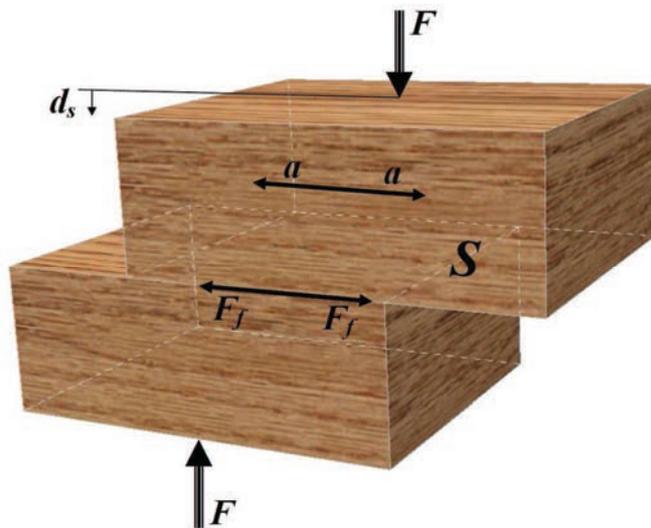


Figure 21 : Principe du soudage par friction linéaire (adapté de Ganne-Chedéville 2008 tiré de Giese 1995). Force appliquée (F), amplitude (a), fréquence (f), temps de soudage (t_s), déplacement de soudage (d_s), temps de maintien (t_m), pression de soudage ($P_s = F/S$), force de friction (F_f).

une fréquence de vibration de l'ordre de 100 Hz, dans le plan du joint. Une fois que le soudage est complété après quelques secondes (t_s), la vibration est arrêtée et la pression entre les deux pièces est maintenue quelques secondes (t_m) jusqu'à la solidification de l'interface de soudage (Leban et al. 2005). Grâce au système d'entraînement et à un outillage adéquat, une vibration linéaire, oscillatoire est mise en place. Celle-ci peut être obtenue avec diverses fréquences. Généralement les machines ont des fréquences de travail de 100-300 Hz et des amplitudes continues de 0,25-2,5 mm (Hiermaier 1998). Si l'on considère le mouvement de friction comme une oscillation harmonique de fréquence f , l'amplitude et de l'oscillation au temps t est donnée par :

$$a_t = a_0 \sin(t) \quad \text{Équation (2)}$$

Avec a_0 , l'amplitude maximale et

$$= 2 f \quad \text{Équation (3)}$$

On en déduit la vitesse relative effective de friction v_t :

$$v_t = \frac{2}{\sqrt{2}} fa \quad \text{Équation (4)}$$

Les valeurs classiques de la vitesse relative effective sont de 500 à 1300 mm/s.

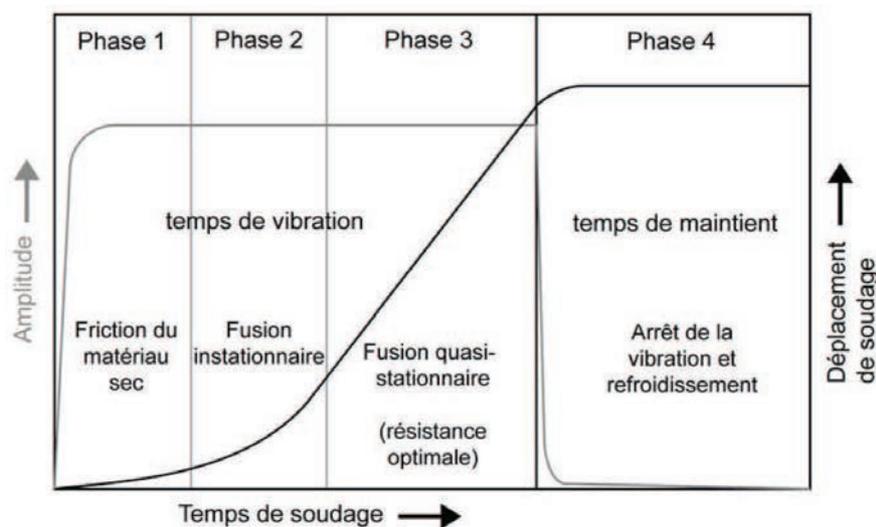


Figure 22 : Représentation des différentes phases du procédé de soudage par friction linéaire. (Selon Giese 1995).

Des études sur le soudage par friction linéaire (Schlarb 1989, Giese 1995) ont montré que le déplacement de soudage (d_s), indépendamment de la géométrie des échantillons, du matériau et des paramètres, suit un cours temporel qui se divise en quatre domaines caractéristiques (Figure 22) :

Phase 1: Friction du matériau sec: Au début du mouvement de vibration, sous une pression définie, se produisent des interactions complexes moléculaires et mécaniques intenses au niveau de l'interface. Ceci se traduit par la déformation des irrégularités de surface, l'entraînement de particules arrachées et des effets d'adhésion entre les deux surfaces en contact. Les irrégularités de surface sont importantes et les efforts de pression, plus les déformations mécaniques et les arrachements seront importants. À partir de là on peut déterminer la contrainte de friction critique correspondant au moment où les forces de cisaillement résultantes sont dépassées localement. Des zones de désordre se forment dans le matériau sans pour autant montrer une augmentation de température.

Phase 2: Fusion instationnaire. La température augmente dans l'interface et passe au-dessus de la température de transition vitreuse du matériau amorphe ou semi cristalline formant alors un film fondu fin qui prend de l'extension avec le temps de vibration. L'énergie cinétique résultante du mouvement relatif de friction d'une part se dissipe durant cette phase dans la zone fondue par l'effort de cisaillement et d'autre part est emmagasinée sous forme élastique. Dans cette phase, l'interface fondue s'épaissit jusqu'à ce qu'un équilibre s'installe entre la quantité de chaleur dissipée, la fusion du matériau et la perte de matériel.

Phase 3: Fusion quasi-stationnaire. Cette phase, proche de l'équilibre, montre une épaisseur de l'interface soudée et une vitesse de friction constantes.

Phase 4: Arrêt de la vibration et refroidissement. Dans cette phase, l'arrêt de la vibration met fin à l'extrusion et il se produit un refroidissement du joint. Le déplacement de soudage (d_s) dans cette phase de maintien montre une légère augmentation due à l'écoulement encore existant du matériau à l'interface. Pendant la cristallisation du polymère, des structures super moléculaires se forment à partir des agrégats de cristallites primaires (fibrilles ou lamelles) sous diverses formes géométriques. La cristallisation se déroule en deux processus élémentaires consécutifs et parallèles : la formation puis la croissance de germes de cristaux. Les deux processus sont dépendants des conditions de température (température de cristallisation, vitesse de refroidissement et historique thermique) et de la déformation du

joint. Schlarb (1989), Giese (1995) et Hiermaier (1998), ont montré les joints obtenus par soudage linéaire ont été testés en traction et à la résistance au choc Charpy. La qualité d'un joint soudé par friction linéaire est sans équivoque corrélée aux paramètres de soudage (Giese 1995). La résistance obtenue est généralement considérée comme insuffisante si l'on arrête le processus dans la phase 1 (micro soudage) ou 2 (soudage inhomogène) du soudage. En revanche, lorsque l'état quasi-stationnaire est atteint (phase 3), on obtient de très bonnes qualités d'assemblage qui semblent être non dépendantes de l'amplitude mais plutôt de la pression de soudage. Des essais de soudage sur des pièces de polypropylène ont montré que l'épaisseur du polymère dans une gamme de 2 à 4mm n'avait pas d'influence directe sur la résistance mécanique. Pour le soudage par vibration linéaire, on fait la différence entre deux possibilités de positionnement des échantillons vis-à-vis de la direction de vibration: vibration dans la longueur et vibration dans la largeur. Le joint obtenu par soudage sur la largeur est beaucoup plus cisailé et la pression exercée sur l'interface varie périodiquement. Par conséquent la vitesse de friction est plus élevée. (Giese 1995).

2.3.3. Paramètres influant lors du soudage linéaire.

La définition des paramètres de soudage optimaux doit tenir compte des propriétés anatomiques du bois pour une essence donnée soit sa densité, la largeur des cernes annuels et l'angle du fil du bois (Properzi et al. 2005). Lors du soudage, la pression au niveau de l'interface comprime les fibres et la fusion suivie de l'écoulement du matériel ligneux entraîne une densification à l'interface. Le mécanisme de déformation par compression est étroitement relié à l'anatomie de l'essence utilisé. Les propriétés anatomiques telles que le type de cellule (trachéides, vaisseaux, rayons, etc) et leur lumen ainsi que l'épaisseur de la paroi cellulaire sont déterminantes. Leban et al. (2004) et Wieland et al. (2005) ont étudié la densification à l'interface par microdensitométrie à rayon-X et par tomographie.

La Figure 23 montre bien que le profil de densité pour 3 essences différentes soit le pin, le chêne et le hêtre varie en fonction de la structure anatomique de l'essence impliquée. Pour une essence à pores diffus telle que le hêtre la ligne de soudage est très étroite et droite. Dans le cas du pin, un grand contraste de densité entre le bois initial et le bois final entraîne la formation d'une interface ayant l'allure d'un « finger-joint ». Le bois final, plus dense, vient pénétrer dans le bois initial moins dense de l'autre pièce de bois suite à la friction induite. Ce phénomène est également visible à l'interface du chêne à échelle moindre.

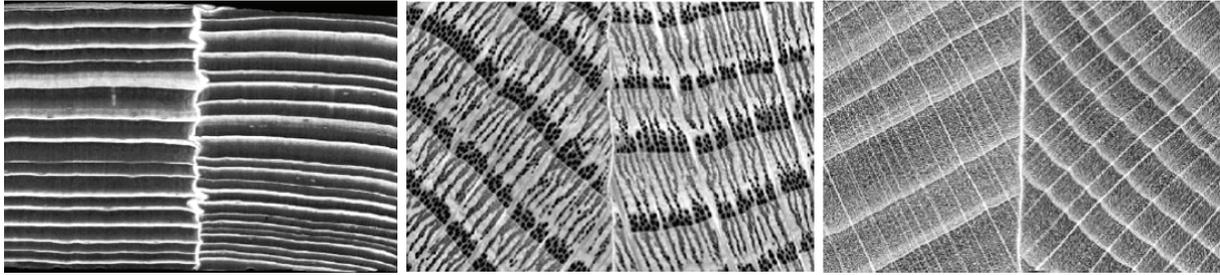


Figure 23 : Photos d'échantillons soudés par friction linéaire obtenues par rayon-X. Les pixels plus foncés correspondent à des zones de faible densité et les pixels clairs des zones de haute densité. (De gauche à droite : Pin, chêne et hêtre) (Leban et al. 2005).

La hausse de densité à l'interface est régulière et abrupte, meilleures seront les performances mécaniques du joint. Les irrégularités en ce qui concerne la transition bois initial/bois final sont un facteur limitatif à l'obtention d'un joint de qualité comme c'est le cas pour l'épinette (Leban et al. 2004).

La direction du fil a une certaine influence sur le soudage linéaire du bois (Omrani et al 2009). Les résultats de résistance au cisaillement pour différentes sections de bois de hêtre soudées indiquent que le long de la direction longitudinale du fil du bois conduit à des résultats légèrement meilleurs chaque fois qu'une ou que les deux surfaces sont de section tangentielle. La résistance au cisaillement est également bonne quand les deux pièces de bois ne sont ni tangentielles/ni radiales (Omrani et al 2009).

2.3.4. Soudage rotatif.

En ce qui concerne la friction circulaire, les assemblages, sont obtenus en insérant un tourillon cylindrique dans des trous préalablement percé ayant un diamètre inférieur au diamètre du tourillon (Fig. 24).

Le soudage par friction rotative comme le soudage par friction linéaire est aussi l'une des nombreuses techniques dans laquelle la chaleur est générée par le mouvement mécanique entre le tourillon et la(les) pièce(s) à souder que nous appellerons support(s). La chaleur générée par la friction au niveau des deux surfaces (surface du tourillon et surface interne du support en contact avec le tourillon) crée une zone de fusion locale. La rotation est ensuite stoppé, les pièces et le tourillon sont soudés et le joint refroidi sous pression pour consolider la soudure. Les principes du soudage rotatif sont donc les mêmes que ceux du soudage linéaire.

L'avantage de ce type de soudage est qu'on peut le réaliser même avec une simple perceuse manuelle contrairement au soudage linéaire qui nécessite une machine spécifique de soudage linéaire des plastiques de grandes dimensions et de coût élevé. Les tourillons sont largement utilisés dans l'industrie de l'ameublement et sont généralement collés. Mais l'utilisation des colles présente de nombreux inconvénients : un coût de plus en plus élevé, un caractère polluant et donc dangereux pour la santé et l'environnement, un temps de séchage relativement long, etc. C'est pourquoi le procédé de soudage des tourillons sans utiliser de colle apparaît comme une alternative prometteuse dans ce secteur et cela d'autant plus si les propriétés mécaniques des assemblages obtenus sont comparables voire améliorées par rapport à celles d'assemblages collés.

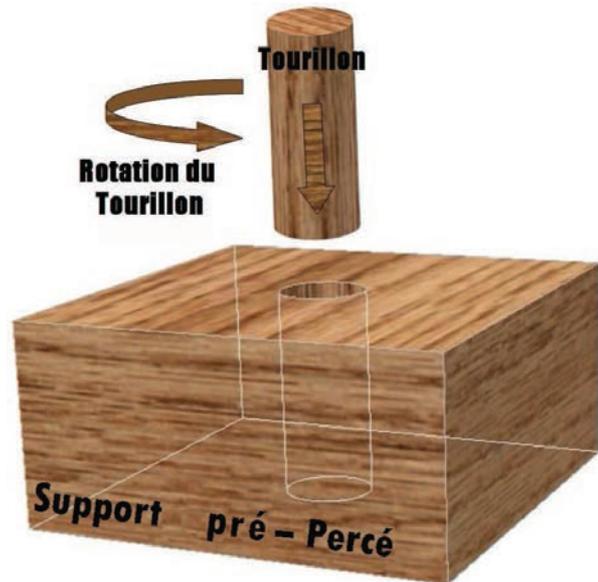


Figure24 : Schéma du principe de soudage rotatif du bois par friction rotation (adapté de Pizzi et al. 2004).

La première étude scientifique exhaustive sur ce type de soudage, sans adhésif, est proposée par Pizzi et al. (2004). Ces auteurs ont examiné le soudage par friction rotative de tourillons en bois dans des trous pré-percés dans un support reprenant par là-même l'idée déjà mentionnée par Suthoff et Kutzer (1997). Dans leur document, le procédé de soudage du bois obtenu par insertion d'un tourillon tournant à grande vitesse dans un substrat est optimisé et diffère considérablement du soudage du bois par vibration (Gfeller 2003) en ce sens que le frottement produit est obtenu par un mouvement continu unidirectionnel plutôt qu'alternatif. Les limites de la technique et la façon de l'améliorer sont exposées. L'accent est mis sur la facilité de mise en œuvre d'un tel procédé par l'usage de machines simples. La microdensitométrie de rayons X a été employée pour visualiser au niveau microscopique ce qui se produit à l'interface du bois soudé parce qu'une telle technique a déjà été employée avec succès pour confirmer une densification importante au niveau de l'interface dans le cas du soudage par friction (Leban et al 2004).

Deux essences de bois, le hêtre (*fagus sylvatica*), un bois dur, et le sapin de Norvège (*picea abies*), un bois tendre, ont été employées comme substrats ; Seul du bois de hêtre a été employé pour les tourillons (lisses ou à surface rugueuse). Les auteurs ont fait varier la direction du fil du substrat: Ainsi, des tourillons ont été insérés dans les directions radiale, tangentielle et longitudinale pour déterminer éventuellement une influence de l'orientation sur le soudage car il est connu que le bois se comporte différemment selon les sections de coupe (Kollman 1975). L'influence d'autres paramètres sur la résistance du joint, à savoir le temps de soudage et, par conséquent, le temps d'insertion du tourillon dans le substrat, sa vitesse de rotation, son aspect (lisse ou cannelé) et le type de substrat (bois dur ou tendre) a également été étudiée. Le sapin de Norvège, un bois tendre, a été choisi pour voir si l'effondrement de ses cellules qui influence son soudage par vibration linéaire (Gfeller 2003) a un impact similaire au cours du soudage rotatif. Les espèces de bois testées, les différences relatives de diamètre entre le tourillon et le trou de réception, et le temps de pressage se sont avérés des paramètres significatifs quant à la résistance du joint obtenue tandis que l'orientation relative du fil de la fibre du tourillon par rapport à celui du substrat, la vitesse relative de rotation dans une gamme limitée de valeurs et l'utilisation de tourillons rugueux (cannelés) ou lisses n'a eu aucune influence significative. La microdensitométrie de rayons X et la microscopie électronique à balayage ont été employées pour déterminer les limites du procédé de soudage rotatif. Les valeurs des forces obtenues, bien que souvent élevées, ne correspondent qu'à la résistance d'une partie limitée du tourillon soudé au substrat (support). Malgré cela, les propriétés mécaniques des joints sont suffisantes et comparables voire supérieures à celles obtenues par l'intermédiaire d'adhésifs PVA. L'utilisation de tourillons secs et insérés à chaud dans le substrat (après un préchauffage à température élevée (100°C)) a donné des résultats uniformément meilleurs que ceux obtenus par collage avec des PVAc.

La soudure par rotation de tourillons disposés en zigzag Dans les assemblages en bois destinés à des applications extérieurs a été étudié par Omrani. La possibilité de lier deux surfaces en bois à travers une interfaces en utilisant des tourillons soudés pour maintenir les deux pièces ensemble a été explorée. Cette configuration a été choisie sur la base que les bords des deux pièces en bois qui séparent les trous d'entrée et de sortie des tourillons dans les substrats sont les parties qui offrent la plus grande résistance à la force appliquée sur le joint. La rigidité des assemblages collés par un adhésif UF est supérieure à celle d'assemblages soudés par tourillons. La résistance à la rupture est due dans le premier type d'assemblages à la couche d'adhésif alors qu'elle est liée à la résistance des tourillons et du substrat dans le cas

des assemblages soudés. En augmentant le nombre de tourillons entrecroisés, la rigidité et la résistance à la rupture du joint soudé se trouvent améliorées. La rigidité relative obtenue à sec pour le joint soudé est suffisamment correcte pour envisager d'assembler de cette manière des lamelles de bois afin de fabriquer un panneau de « blockboard » (Omraniet al 2007).

La durabilité des joints soudés soumis à un vieillissement climatique réalisé par insertion et soudage de tourillons disposés en zigzag présente une grande résistance et ce en absence d'adhésif. Après immersion pendant 2 heures dans l'eau bouillante, la résistance de l'assemblage est remarquable, bien qu'en dessous des valeurs requises dans la norme pour applications extérieures (Omrani et al 2008).

2.3.5. Paramètres influents lors du soudage rotatif.

Lors d'une étude sur le profil de densité pour le soudage rotationnel d'essences canadiennes. Rodriguez et al. (2010) ont observé un profil nettement plus uniforme pour l'érable à sucre que pour le bouleau jaune. L'érable à sucre offrant les meilleures performances mécaniques des deux essences bien que ce seul facteur n'explique pas entièrement cette différence.

2.3.5.1. Vitesse d'insertion et de rotation du tourillon.

Un temps d'insertion du tourillon élevé à haute température augmente les risques que le bois à l'interface brûle, réduisant ainsi la qualité du soudage. Pour un temps de soudage prolongé, le lien de soudage peut se briser pour se reformer à nouveau mais seulement partiellement. Ceci introduit le concept voulant que durant le soudage du bois, l'interface de soudage se forme et se détruit continuellement, mais également qu'un contact entre le tourillon et le substrat est essentiel (Pizzi et al. 2004).

Omrani et al (2008) a montré les résultats des tourillons est inséré a 22 mm, indiquent clairement que la résistance à la traction dépend de la vitesse de rotation pendant l'insertion. Ainsi, à environ 1500 t/mn, la force est à son maximum, dans la gamme de 1840-2150 N. Des vitesses de rotation plus rapides diminuent la résistance mécanique du joint, au début dans la gamme 1400-1500N à 4000 jusqu'à 4500 t/mn et finalement dans la fourchette 1200-1300 N à 6500 t/mn. Une des raisons d'une telle diminution est l'endommagement croissant à l'interphase par un taux trop élevé de frottement pendant l'insertion. En bref, l'augmentation très localisée de la température induite par le frottement entraine une carbonisation de la matière à l'interphase (Omrani et al 2008). Rodriguez et al. (2010) ont évalué l'influence de

la vitesse de rotation du tourillon (1000, 1500 et 2500 RPM) sur la qualité de soudage pour des essences canadiennes. Ces derniers ont noté que la vitesse de rotation influence de façon significative la qualité du soudage lors d'un soudage manuel au moyen d'une perceuse à colonne. La rapidité à laquelle la température atteint son point maximal entraînant la fusion du matériel ligneux pourrait expliquer ces résultats. Tant pour l'érable à sucre que le bouleau jaune, une vitesse rotationnelle de 1000 t/mn s'est avérée la vitesse optimale lors d'essais en traction.

Pour une insertion manuelle avec du hêtre, Ganne-Chedéville et al. (2005) ont observé une meilleure qualité de soudage à une vitesse de 1515 t/mn comparativement à 1165 t/mn.

Kanazawa et al. (2005) ont effectué des essais afin de comparer des vitesses d'insertion de 100 et 400 mm min⁻¹ avant de conclure que la seconde vitesse d'insertion procure les meilleurs joints.

Mansouri et al. (2009), lors de soudage linéaire, notent que pour un temps de soudage court de l'ordre de 1,5 seconde, moins de fibres sont expulsées hors de la zone de soudage et une couleur pâle à l'interface indiquant une absence de carbonisation. Le maintien des fibres à l'interface procure un joint plus solide mais également moins poreux plus résistant à l'eau en raison de l'absence de cette zone carbonisée qui facilite la pénétration de l'eau. Ceci indique également une montée en température rapide mais également une température maximale moins élevée à l'interface. La température maximale à l'interface est inversement proportionnelle à la résistance à l'eau du joint (Omriani et al. 2009). Ainsi, une période de soudage plus courte induit moins de dommage à l'interface de l'assemblage soudé (Leban et al 2008).

2.3.5.2. Diamètre du tourillon / diamètre du perçage.

Un aspect important relativement au soudage du bois s'avère la vitesse à laquelle la lignine atteint son point de fusion (melting point). Une bonne friction permet ainsi à la lignine d'atteindre plus rapidement son point de fusion, fournissant du même coup un meilleur joint.

Le ratio diamètre tourillon/trou influence de façon significative la qualité du soudage (Pizzi et al. 2004). Pour un tourillon de 10 mm de diamètre, les meilleurs résultats en traction ont été obtenus avec des trous pré-perçés dans le substrat de 8 mm de diamètre.

Rodriguez et al. (2010) ont évalué trois ratios différents pour l'érable à sucre et le bouleau jaune. Des tourillons de 9,67 mm de diamètre étaient insérés dans des trous pré-percés de 7.14, 7.34 ou 7.67 mm de diamètre. Le ratio 1,25 étant celui affichant les meilleurs résultats mécaniques ce qui confirme les résultats obtenus par Kanazawa et al. (2005).

Ganne-Chedeville et al. (2005) ont déterminé lors d'une insertion de type 2-blocs de 40 mm d'insertion (20 mm dans chacun des éléments) que les diamètres optimaux des trous pré-percés sont respectivement de 8 mm pour le premier élément et de 7 mm dans le second comparativement à 6 et 5,5 mm. Des tourillons légèrement coniques ont été utilisés pour l'occasion. Lors d'une insertion dans un seul bloc à une profondeur d'insertion de 15 mm, un ratio diamètre tourillon/trou de 10/8 mm est un paramètre très significatif.

2.3.5.3. Angle/sens d'insertion.

Contrairement au soudage linéaire où l'orientation parallèle du fil du bois par rapport à la surface de soudage offre de meilleurs résultats (Properzi et al. 2005), la qualité optimale pour le soudage rotationnel semble lorsque le fil du bois du tourillon est perpendiculaire à celui du substrat. Kanazawa et al. (2005) ont trouvé qu'une insertion perpendiculaire au grain procure de meilleurs joints, soulignant l'influence sur la vitesse de la montée en température comme explication possible.

D'un point de vue mécanique, l'angle ou le sens d'insertion a également un impact non négligeable. Le tourillon peut être sujet à du cisaillement pur, à du cisaillement et de la tension ou encore à du cisaillement additionné de compression selon la configuration de l'assemblage et des contraintes en présence. Pour une insertion à 90° soumise à une contrainte en cisaillement, le tourillon est essentiellement en cisaillement alors que pour une insertion à 45° le tourillon est hautement déformé résultat d'un mélange de cisaillement et de tension. La contrainte de cisaillement sera cependant moins importante à 45° comparativement à 90° (Figure 25), (Bocquet et al. 2006, Bocquet et al. 2007).

Bocquet et al. (2007) rapporte que l'angle d'insertion du tourillon par rapport à la surface du substrat a une influence significative sur la performance mécanique du joint. Lors d'une insertion à 90°, le tourillon est soumis uniquement à du cisaillement. Par contre pour un angle de 30° à 45°, le tourillon est sujet à du cisaillement mais également à de la tension, procurant un joint plus résistant alors que c'est généralement le tourillon qui se casse. Les assemblages soudés de type 2 blocs résistent de façon équivalente ou mieux que leur équivalent cloué.

Pour des essais en flexion effectués sur des baguettes présentant plusieurs tourillons (Figure 26), Bocquet et al. (2007) ont démontrés que les assemblages avec tourillon ont une plus grande rigidité et présentent de meilleurs résultats en termes de rupture maximale comparativement à des équivalents collés ou cloués.

l'effort de cisaillement

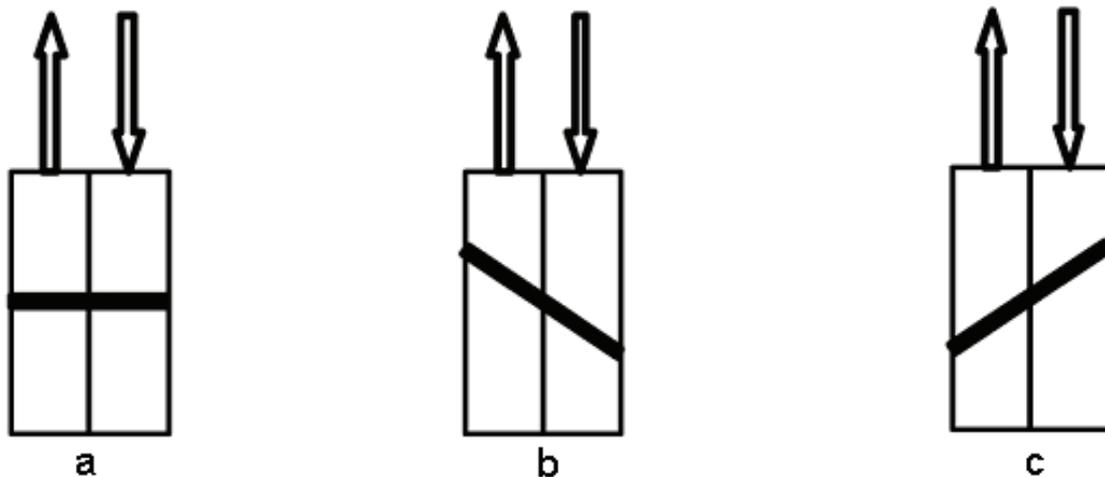


Figure 25 : Représentation schématique d'effort de cisaillement à laquelle est soumis le tourillon selon l'angle d'insertion dans le substrat ; a: Le tourillon est sujet à du cisaillement pur. La force est perpendiculaire (90°) au tourillon; b: Le tourillon est sujet à du cisaillement et de la tension. L'angle entre la surface et le tourillon est inférieure à 90° et les surfaces du bois tendent à se séparer; c: Le tourillon est sujet à du cisaillement et de la compression. L'angle entre la surface et le tourillon est inférieure à 90° et les surfaces du bois tendent à se rapprocher (adapté de Bocquet et al 2007).

L'angle d'insertion du tourillon, ici par rapport au fil du bois, est également un paramètre ayant une influence très significative sur la qualité des joints obtenus (Ganne-Chedéville et al. 2005, Rodriguez et al. 2010). Une insertion perpendiculaire au fil du bois produisant des joints significativement plus résistants que pour une insertion parallèle au fil du bois.



Figure 26 : Assemblage soudé (gauche) et assemblage cloué (droite) en prévision d'essais en flexion (Bocquet et al. 2007).

2.3.5.4. Profondeur d'insertion.

La surface de soudage effective, en lien direct avec la profondeur d'insertion, est un facteur déterminant sur la résistance mécanique du joint en traction. La surface de soudage étant proportionnellement reliée à la résistance mécanique du joint (Kanazawa et al. 2005).

Kanazawa et al. (2005) se sont également intéressées à la contribution de différentes portions de tourillon lors d'une insertion de 30 mm de profondeur, les zones étant 0-10 mm, 11 à 20 mm et 21 à 30 mm. Bien que la vitesse d'insertion était lente (1-7 mm/s) comparativement aux essais effectués actuellement (25 mm/s), il est toutefois intéressant de constater l'apport de chacune des portions sur la résistance globale du joint qui est inversement proportionnellement à la profondeur d'insertion. Ceci a permis de vérifier l'hypothèse de réduction du diamètre du trou pré-percé à mesure que la profondeur d'insertion augmente (diamètre de 8 mm de 0-20 mm et 7,5 mm de 21 à 30 mm) pour améliorer la qualité des joints obtenus par soudage.

2.3.5.5. Essence.

En Europe, la qualité des soudages obtenus avec un feuillu tel que le hêtre (*Fagus sylvatica*) donne des résultats significativement supérieurs à ceux obtenus avec des résineux tels que le pin et l'épinette de Norvège (Ganne-Chedeville et al. 2005, Pizzi et al. 2004). Pizzi et al. (2004) explique cette différence par la différence de densité qui dans le cas de l'épinette est moins élevée et plus propice à favoriser l'affaissement cellulaire (cellular collapse) ce qui réduit la pression exercée à l'interface et donc une montée en température moins importante.

Rodriguez et al. (2010) se sont intéressés au soudage rotationnel pour des essences canadiennes soit l'érable à sucre (*Acer saccharum*) et le bouleau jaune (*Betula alleghaniensis*). Les résultats pour ces deux essences ont confirmés leur aptitude pour le soudage. Les joints ayant même une plus grande résistance à l'eau que leur équivalent collé (PVAc). Les résultats lors d'essai en traction ont démontrés que l'essence est un paramètre qui influence la qualité du soudage. Ceci s'expliquerait par la variabilité de la composition chimique et de la structure des polymères présents dans chacune des essences, particulièrement la lignine et les hémicelluloses, mais également de la structure anatomique de chacune des essences. Bien que les deux essences soient à pores diffus, chez le bouleau jaune les rayons sont très fins et similaires aux résineux alors que chez l'érable à sucre, les rayons sont plus larges et plus distincts.

2.3.6. Applications et limites relatives à l'utilisation du soudage du bois.

Omrani et al. (2007) se sont intéressés au soudage pour des applications extérieures. Bien que le procédé résiste durant une certaine période aux intempéries en relation à un usage extérieur, les avancés actuels ne permettent pas d'utiliser le soudage du bois pour des applications extérieures. Les assemblages étaient cependant plus résistants que leur équivalent collé à l'aide d'une PVAc (Omrani et al. 2007, Rodriguez et al. 2010).

Bocquet et al. (2006) ont conçu un plancher de 4 m² uniquement par la méthode de soudage à l'aide d'une perceuse manuelle et de tourillon de hêtre dans un substrat d'épinette. Des essais mécaniques ont permis de démontrer que le plancher conçu à l'aide de cette technique rencontre les normes européennes à ce sujet. Renaud (2008) a conçu une chaise uniquement à l'aide de la méthode de soudage rotationnelle sans connecteurs métalliques ou colle. Des essais présentant des résultats satisfaisants ont également été effectués afin de joindre des panneaux OSB et MDF (Resch et al. 2006). Ganne-Chedéville et al. (2005) se sont intéressés au couple lors de l'insertion du tourillon en fonction de la pénétration de celui-ci de même qu'au concept de « wood nail » qui consiste à insérer un tourillon dans un substrat sans trou pré-percé sans toutefois fournir des résultats intéressants lors d'essais mécaniques.

Des assemblages partiels (Figure 27), de blocs de 20 mm ont donné des résultats intéressants pour des applications dans le domaine du meuble (Ganne-Chedéville et al. 2005). Cette même étude a observé qu'un tourillon affichant un TH près de 0% procure un soudage significativement meilleur qu'un tourillon à 12% TH.

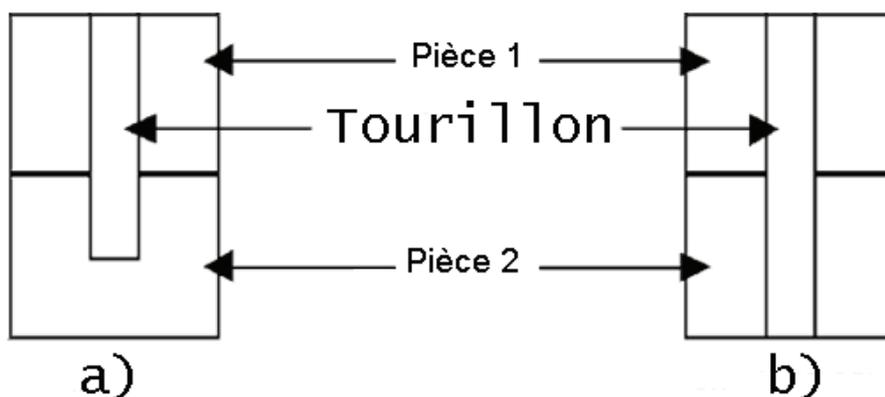


Figure 27 : Assemblages de type 2-blocs. a) : Assemblage non débouchant (ne traverse pas le 2e élément).
b) : Assemblage débouchant (qui traverse les 2 éléments).

Pizzi et al. (2004) estiment à 60% la surface effective de soudage entre la tourillon et son substrat. L'alignement entre l'axe longitudinal du tourillon et le trou pré-percé et des refroidissements localisés à l'interface durant le soudage pourrait expliquer ceci. Peu importe si l'assemblage est partiel ou complètement à travers la seconde pièce, les propriétés mécaniques du joint formé seront les mêmes tant que la profondeur d'insertion est la même (Figure 28).

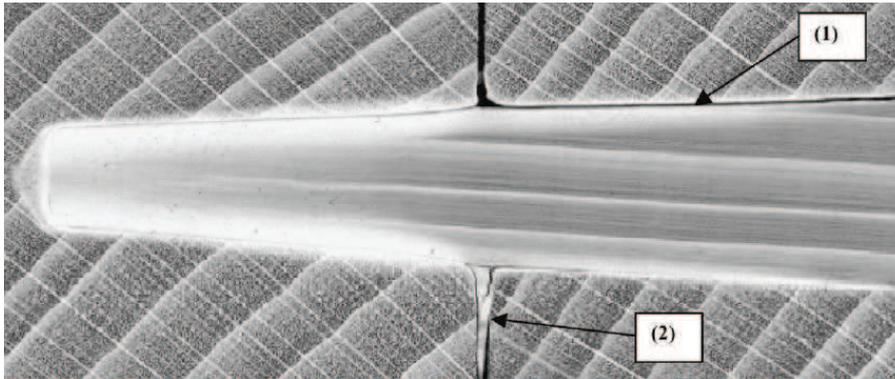


Figure 28 : Micrographie par rayon-X d'un tourillon inséré dans deux pièces de hêtre. La portion blanche présentant une densification plus grande. Les flèches 1 et 2 indiquent respectivement l'absence de soudage et le matériel en fusion ayant transféré dans l'espace entre les 2 pièces de bois (Ganne-Chedeville et al. 2005). Insertion de 20 mm dans chacun des blocs.

2.3.6.1. Mesure de température.

Kanazawa et al. (2005) notent une température supérieure à 180°C lors de soudage rotationnel. Cependant, le substrat étant préalablement coupé afin de mesurer la température par caméra thermique, une portion de la chaleur se dissipe dans l'air ce qui sous-estime la température réelle à l'interface. Rodriguez et al. (2010) ont étudié la température à l'interface par thermocouples pour le soudage rotationnel et confirment que le ramollissement et la température de dégradation des composants du bois sont atteints durant le procédé de soudage. Les températures maximales, atteintes en moins d'une seconde, pour l'érable à sucre et le bouleau jaune étant respectivement de 263°C et 274°C.

La relation entre la température, le temps de friction et le flux thermique lors du soudage rotationnel d'un tourillon dans un substrat de bois a été étudiée par Zoulalian et Pizzi (2007). Ces derniers proposent le modèle suivant afin de déterminer la température à l'interface (T_0) en fonction du temps de friction :

$$T_o = T_i + \frac{2}{h\sqrt{\alpha}} \sqrt{\tau} \sqrt{t} \quad (5)$$

où T_i représente la température initiale à l'interface, t le temps de soudage, τ la contrainte de friction, μ la vitesse de rotation, β la fraction d'énergie mécanique convertible en énergie thermique, et h et α respectivement la conductivité et le coefficient de diffusion thermique du bois. Selon eux, 183°C serait la température optimale afin d'obtenir des soudages de qualité.

2.3.6.2. Analyse des émissions volatiles lors du soudage.

L'analyse par chromatographie en phase gazeuse (TD-GC-MS) des composés volatils et des émissions gazeuses lors du soudage rotationnel pour le hêtre (*fagus sylvatica*) et l'épinette de Norvège (*picea abies*) par Omrani et al (2008) a démontrée que les composés formés sont essentiellement de la vapeur d'eau, et en très faible proportion du CO₂, des composés de dégradation provenant de glucides et de la lignine amorphe. La proportion de CO₂ émise était très faible et aucune émanation de CO ou CH₄ n'a été détectée en raison de la température de soudage peu élevée.

Ganne-Chedéville (2008) note la présence d'une grande variété de substances dont la plupart sont dérivées de la lignine lors de soudage linéaire d'Acer champêtre via analyse des fumées par méthode GC/MS. Ces substances étant le 4 (2-methyl propane) phénol (9% à 7.92 s), la vanilline (90% à 9.04 s), l'eugenol (46% et 64% à 8.49 et 9.67 s respectivement) et 2-Furanmethanol ou alcool furfurylique (9% à 8.79 s).

2.3.6.3. Aspects chimiques en lien avec le soudage du bois.

L'adhésion lors du soudage du bois se résume essentiellement en la fusion et l'écoulement de la lignine et des hémicelluloses suite à un réchauffement issu de la friction produite entre deux pièces de bois. Le détachement partiel des cellules et des fibres entraîne la formation d'un réseau d'enchevêtrements dans une matrice de matériel en fusion qui se solidifie. Une réaction chimique de réticulation entre la lignine et des dérivés de carbohydrate furfural a également lieu une fois le soudage terminé (Gfeller et al. 2003). Lors d'analyse thermographique par infrarouge dans le bois, on observe surtout des pertes d'eau et de volatiles avec des changements chimiques mineurs dans le bois pour une température de 40°C à 90°C (temps de soudage de 0-1 sec) (Sundqvist 2004). Entre 90°C et 180°C (1-3 sec), la matière ligneuse commence à ramollir et des changements plus prononcés se produisent. Au-

delà de 200°C (3-4 sec), la structure ligneuse est visiblement endommagée et on assiste à une conversion thermique. Une fois que la température dépasse 270°C, il y a début de pyrolyse du bois (Fengel et Wegener 1984).

Omrani et al. (2009) notent que les xylanes sont fortement acétylés suite au soudage alors que les mannanes sont présents en faible proportion concluant que l'essentiel de la dégradation et des réarrangements cellulaires ont lieu sur les xylanes, confirmant que les hémicelluloses constituent l'un des composants qui fusionne et s'écoule à l'interface de soudage.

Selon Sun et al. (2010), la résistance mécanique des joints de soudage de l'érable à sucre comparativement à ceux de bouleau jaune s'explique par: une augmentation des fonctions phénoliques libres dans les structures provenant de la lignine qui supportent les liaisons hydrogène et offrent une meilleure association entre la lignine et les fibres; une réticulation par ponts hydrogène méthylène menant à la formation d'un nouveau polymère à base de lignine formé de liaisons C-C qui sont à l'origine de plus de structures de lignine condensée; un interface moins altéré en raison d'une décomposition plus faible des polysaccharides (Tableau 2).

Tableau 2 : Composition de la surface % à l'interface de soudage pour l'érable à sucre et le bouleau jaune par analyse XPS (Sun et al 2010).

Échantillon	Éléments (%)				Carbone C1 (%)				Oxygène O1 (%)		Ratio O/C
	C	O	N	autres	C1	C2	C3	C4	O1	O2	
BJ réf.	72.2	27.4	0.3	0.1	47.8	41.2	6.9	4.1	1.8	98.2	0.38
BJ soudé	69.1	28.3	-	2.6	46.8	42.9	7.1	3.1	6.8	93.2	0.41
ES réf.	69.0	27.2	0.1	3.6	48.4	42.3	6.7	2.6	3.3	96.7	0.39
ES soudé	65.2	30.4	-	4.5	35.8	50.7	10.9	2.5	1.3	98.7	0.47

BJ réf.: matériel de référence pour le bouleau jaune; ES réf.: matériel de référence pour l'érable à sucre; BJ soudé: matériel provenant de l'interface de soudage pour le bouleau jaune; ES soudé: matériel provenant de l'interface de soudage pour l'érable à sucre.

2.3.6.4. Considérations techniques mécaniques.

La mécanique du bois se définit comme l'étude des relations entre les forces et les déformations appliquées au bois. Dû à l'anatomie et au mode de croissance de l'arbre, le bois peut être qualifié de matériau à fibres directionnelles avec des rayons ligneux perpendiculaires aux fibres ce qui lui confère une structure de matériau composite anisotrope (Goulet et Laforest 1974).

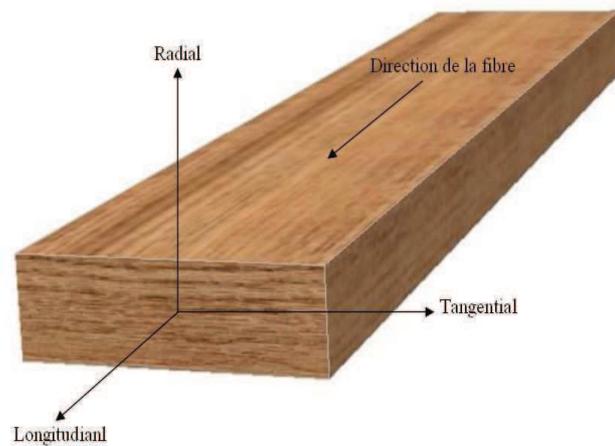


Figure 29 : Les axes principaux du bois (Bodig et Jayne 1993).

La plupart des espèces présentent une structure cellulaire orthotrope et hétérogène. Les origines biologiques du matériau bois font en sorte que ses propriétés diffèrent suivant les trois axes de symétrie. Les propriétés de la matière ligneuse sont associées à chacune de ces directions, soit les directions longitudinale (L), radiale (R) et tangentielle (T) présentées à la Figure 29. Pour être en mesure d'utiliser un matériau de façon de connaître ses caractéristiques fonctionnelles et sa structure pour comprendre ou prédire son comportement en service.

2.3.6.5. Contraintes et déformations.

Lorsqu'un corps est soumis à l'action de forces extérieures, des contraintes s'établissent, par réaction, à l'intérieur de ce corps. Aux contraintes sont associées des déformations. Tant que le comportement du corps se situe dans le domaine élastique, les relations existant entre les contraintes et les déformations sont définies par la théorie de l'élasticité linéaire des milieux continus. Les deux principales hypothèses de cette théorie sont : i) que les propriétés du corps sont homogènes et ne varient pas d'un point à l'autre; ii) qu'elles sont les mêmes dans toutes les directions. Cette seconde hypothèse implique que le milieu est isotrope. Dans le domaine élastique, les déformations sont entièrement réversibles. Celui-ci retrouve sa forme initiale une fois les forces extérieures retirées.

Un corps cylindrique soumis à deux forces colinéaires, de valeur égale mais de signe contraire et dont la ligne d'action passe par l'axe du cylindre, est en traction simple. Sous l'effet d'une

traction simple, le corps s'allonge dans le sens de la traction. On appelle déformation (ϵ) le rapport des allongements à la longueur initiale. Trois comportements possibles des matériaux en traction : i) comportement fragile alors que le matériau ne présente pas de domaine plastique et que la rupture se produit alors que les déformations sont purement élastiques; ii) comportement ductile alors qu'une déformation plastique permanente accompagnée généralement d'un durcissement du matériau suit la déformation élastique; iii) comportement élastique non linéaire alors que la déformation élastique réversible n'est pas proportionnelle à la charge qui la provoque. Un tel comportement est caractéristique de certains polymères thermoplastiques et des élastomères.

Puisque le bois est fortement anisotrope, ses propriétés varient considérablement selon les directions considérées. C'est dans la direction longitudinale que la valeur de la résistance du bois à la traction est maximale. Le bois peut se définir comme un matériau composite constitué de deux composants : la matrice (lignine, hémicelluloses) et le matériau de renfort (cellulose). Selon la configuration du renfort où les fibres de celluloses sont toutes orientées selon une même direction, le matériau bois est identifié comme un matériau composite unidirectionnel. Les fibres y sont courtes ou discontinues et alignées dans la matrice.

Lorsque le composite est soumis à la contrainte, ce dernier se déforme. Puisque la matrice est moins rigide (plus élastique) que la fibre, il y a apparition de scission dans les éléments de volume de la matrice puisque la matrice se déforme élastiquement plus que la fibre. Dans ce cas, la déformation élastique du composite et celle de la matrice sont égales, mais elles sont supérieures à la déformation élastique de la fibre.

Jensen et al. (2001) ont étudié les propriétés de tourillons collées lors d'un chargement axial. Leur théorie démontre que la force de cisaillement de la ligne d'adhésif est propriété gouvernante pour un joint ductile alors l'énergie à la fracture est la propriété gouvernante pour un joint fragile.

2.3.6.6. Mécanique de fracture élastique linéaire.

L'approche de mécanique de fracture élastique linéaire assume que la rigidité de cisaillement de l'interface est infiniment grande ou égale à zéro. Si on considère un assemblage chevillée collé (Figure 30), une fissure se propage soit de $x = 0$ vers la droite ou encore de $x = 1$ vers la gauche. La propagation de la fissure est assumée quand

$$\frac{dW}{dx} = dG_f \quad (6)$$

Où W : énergie de la tension d'un corps; d : diamètre du tourillon; G_f : énergie de fracture de l'interface. On assume que le système est en état de traction pure et que la rigidité de cisaillement de la ligne d'adhésif est infiniment large. La propagation d'une fissure (dx) de $x = 0$ vers la droite entraîne une augmentation de l'énergie de tension

$$dW = \frac{2P^2}{d^2 E_d (1 + \alpha)} dx \quad (7)$$

Si la fissure se propage de $x = l$ vers la gauche

$$dW = \frac{2P^2}{d^2 E_d (1 + \alpha)} dx \quad (8)$$

Où E_d est le module d'élasticité (MOE) du tourillon et α le ratio de rigidité axiale pièce de bois/tourillon tel que

$$\alpha = \frac{E_w A_w}{E_d A_d} \quad (9)$$

Où E_w : le MOE de la pièce de bois; A_d et A_w : aire de la section transversale à l'axe de tension du tourillon et de la pièce de bois respectivement. Ni la profondeur d'insertion du tourillon dans la pièce de bois ou de la force de cisaillement de la ligne d'adhésif n'influence sur le résultat car cette théorie n'assume aucun déplacement entre le tourillon et la pièce de bois. La seule propriété impliquée ici étant l'énergie de fracture G_f .

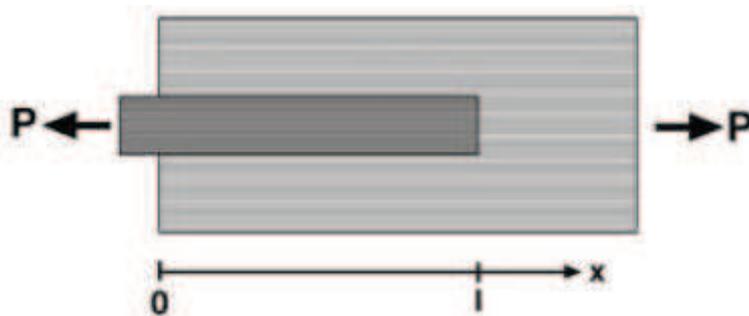


Figure 30 : Géométrie d'un assemblage par tourillon collé avec les conditions aux limites.

Cependant, la limite plastique supérieure doit être satisfaite ce qui nous amène à introduire la profondeur d'insertion du tourillon ainsi que la force de cisaillement de l'interface (f_v).

$$P \leq d f_v \quad (10)$$

Une seconde approche prend en considération la rigidité de cisaillement de l'interface. La relation constitutive de l'interface est définie comme la relation entre la contrainte de cisaillement et le déplacement relatif, δ , entre le tourillon et la surface du trou dans le membre de bois. Les relations élastiques linéaires suivantes s'appliquent :

$$\sigma_w(x) = E_w \varepsilon_w(x) \quad \text{Membre de bois} \quad (11)$$

$$\sigma_d(x) = E_d \varepsilon_d(x) \quad \text{Tourillon} \quad (12)$$

$$\tau(x) = \Gamma \delta(x) \quad \text{Interface} \quad (13)$$

où σ : contrainte normale; τ : contrainte de cisaillement; ε : déplacement normal; E : module d'élasticité; Γ : facteur de rigidité en cisaillement de l'interface. Les lettres w et d désignent respectivement le membre de bois et le tourillon.

Le facteur de rigidité (Γ) s'exprime selon

$$\Gamma = \frac{f_v^2}{2G_f} \quad (14)$$

La figure 31 introduit l'énergie de fracture et la force de cisaillement au niveau de l'interface.

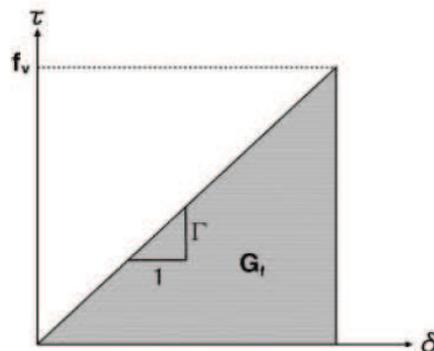


Figure 31 : Énergie de fracture (G_f): déplacement relatif (δ) entre la tourillon et la surface du trou dans le bois en fonction de la force de cisaillement de l'interface (f_v). Facteur de rigidité (Γ).

Équilibre des contraintes dans un tourillon

$$-\sigma_d(x) - \tau(x) + [\sigma_d(x) + d \tau_d(x)] = 0 \quad (15)$$

Où σ_d est la tension dans le tourillon et τ la scission à l'interface. Le tourillon est en équilibre lorsque

$$\frac{D^2}{4} d \tau_d(x) = D dx \tau(x) \quad (16)$$

Où D constitue le diamètre du tourillon.

Après simplification, cette relation s'écrit :

$$-\sigma_w(x) + \tau(x) + [\sigma_w(x) + d \tau_w(x)] = 0 \quad (17)$$

Où σ_w est la tension dans le morceau de bois.

Le morceau de bois est en équilibre lorsque :

$$A_w d \tau_w(x) = - D dx \tau(x) \quad (18)$$

Où A_w représente l'aire du morceau de bois.

Après simplification, cette relation s'écrit :

$$\frac{d \tau_w(x)}{dx} = - \frac{D}{A_w} \tau(x) \quad (19)$$

La contrainte de cisaillement maximale apparaît à la fin de l'interface. Lorsque $\alpha \leq 1$ ce maximum se retrouve à $x = 1$. Pour $\alpha \geq 1$ ce maximum sera à $x = 0$. Pour des tourillons de bois $\alpha > 1$. Les conditions de transfert de charge à l'interface matrice-renfort sont importantes car elles déterminent la valeur de scission à l'interface. La relation entre la déformation causée par une force appliquée est influencée par l'orientation des axes de symétrie, le taux de chargement et l'ampleur de la déformation. Selon Bodig et Jayne (1993), les modes de rupture du bois en traction sous des sollicitations axiales au fil du bois se présentent sous 4 types : a) éclatement; b) traction et cisaillement; c) cisaillement; d) traction fragile (Figure 32).

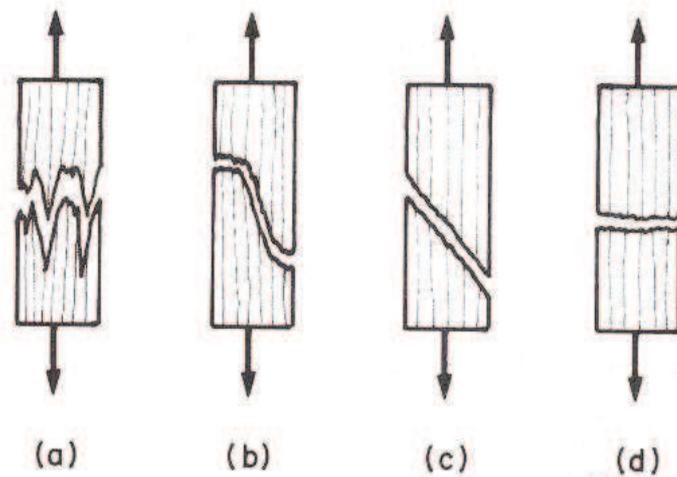


Figure 32 : Modes de rupture du bois en traction suite à une sollicitation axiale : a) éclatement; b) traction et cisaillement; c) cisaillement; d) traction fragile (Bodig et Jayne (1993).

Le bois initial et le bois final présentent des profils de rupture différents (Figure 33). Dans le bois final (a), un mixte de cisaillement et de rupture en tension entraîne généralement une séparation des tissus le long de la lamelle moyenne. Pour le bois initial (b), la rupture est plutôt fragile avec une séparation au niveau de la paroi cellulaire. Les modes de rupture en traction transversale soit perpendiculaire au fil du bois sont : a) traction dans le bois initial; b) cisaillement le long des cernes annuels; c) traction dans les rayons (Figure 34).

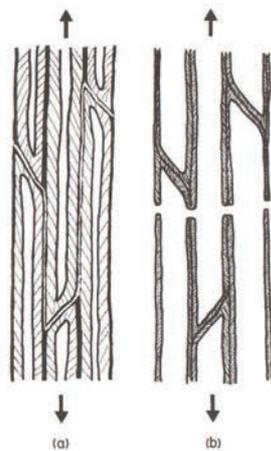


Figure 33 : Profils de rupture pour le bois final (a) et le bois initial (b) en traction axiale. Bodig et Jayne (1993).

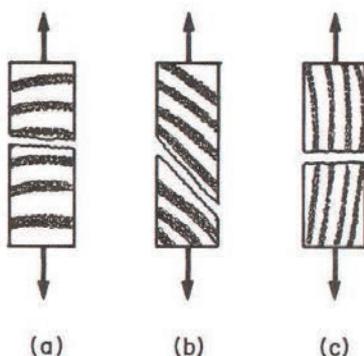


Figure 34 : Modes de rupture en traction transversale : a) traction dans le bois initial; b) cisaillement le long des cernes annuels; c) traction dans les rayons (Bodig et Jayne (1993).

2.3.7. Dispositif manuel de soudage par friction rotative.

Perceuse à colonne : Pour faire le soudage avec ou sans perçage préalable du support, il est indispensable d'avoir une perceuse (à colonne). Ainsi, on disposera le tourillon à l'emplacement habituel de la mèche de perçage dans le mandrin. La vitesse de rotation du tourillon peut être modifiée et considérée comme égale à la vitesse de rotation de la broche. (Figure 35).

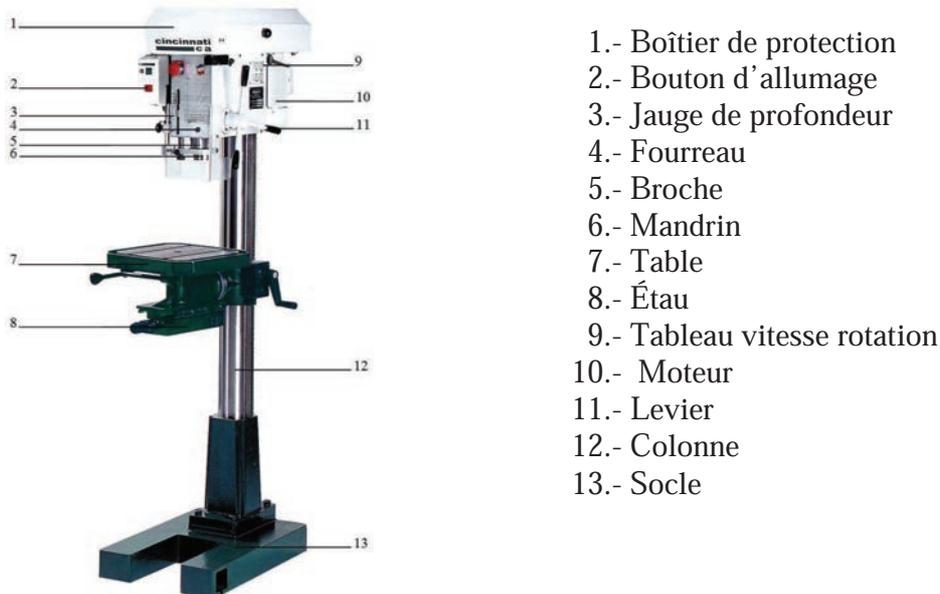


Figure 35 : Perceuse à colonne
CINCINNATI 270.

2.3.8. Dispositif automatique de soudage par friction rotative.

La machine de soudage rotatif automatisée mise au point par le LERMAB/CRITTBOIS est constituée des cinq parties principales suivantes :

- Un châssis métallique pour assurer une stabilité à l'ensemble
- Un plan de travail sur lequel on appose l'assemblage à souder, maintenu par un vérin sous pression.
- Une tête d'usinage composée moteur de type « brushless » permettant la mise en rotation du foret ou du tourillon.
- Un vérin permettant l'approche de l'outil de l'assemblage.
- Un ordinateur pour piloter l'ensemble.

Une opération de soudage est alors effectuée comme suit :

- Mise en place de l'assemblage sur le plan de travail et maintien en position par un vérin sous pression.
- Mise en place du foret dans le mandrin.
- Opération de perçage.
- Changement du foret par un tourillon.
- Opération de soudage.
- Desserrage de l'assemblage ainsi obtenu et sciage des extrémités du tourillon hors de la pièce (avec une scie dévoyée).

Ce système de soudage permet de contrôler différents paramètres pendant tout le temps de l'opération parmi lesquels la vitesse de rotation, la vitesse de pénétration, la longueur de soudage (distance de descente de la tête). D'autre part, il permet de conserver au mieux la concentricité entre les opérations de perçage et de soudage, ce qui n'est pas toujours aisé avec un appareil portatif. L'inclinaison possible de la tête d'usinage rend enfin possible la réalisation d'assemblages avec différents angles d'insertion des tourillons.

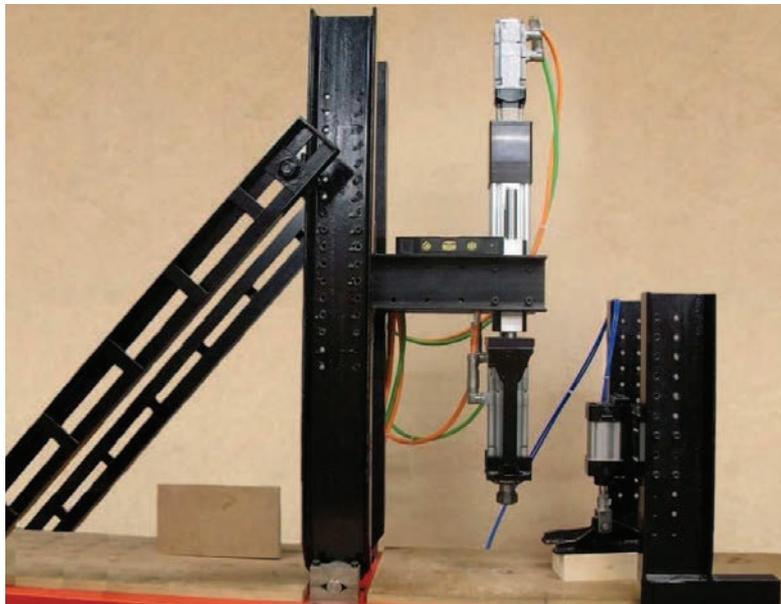


Figure 36 : Dispositif de soudage contrôlé par ordinateur.

2.4. Modélisations numériques.

Le bois de construction est un matériel largement utilisé dans des constructions d'ingénierie ancienne et modernes. Ces dernières années, les structures de bois de construction ont augmenté rapidement dans l'industrie de construction en raison d'un certain nombre d'avantages, comme des coûts de traitement bas et la nature respectueuse de l'environnement de bois dans la construction. Le bois comme un matériel de construction, parmi d'autres, est le sujet de caractérisation d'évaluations expérimentale et numérique, de ses propriétés mécaniques et comportements (Sliker 1985, Sliker 1989, Connors et al 1989, Gibson et al 1997, Kucera 1982, Bariska et al 1985, Maiti et al 1984 et Poulsen et al 1997). Les joints verrouillés ou cloués sont critiques quelle soit la structure de bois de construction et leur importance clairement perceptible. La force dans le grain et dans la tension perpendiculaire du grain, représente le point plus faible dans le bois de construction (Branco et al 2009).

Traditionnellement, la majorité des méthodes d'ingénierie utilisées dans les joints **verrouillé** ou cloué sont basées sur la théorie Johansen (Branco et al 2009, Daudeville et al 1999), trouvée dans EC5 (Eurocode 5 1993), en plus pour des règles de recommandation empiriques et pratiques. Ces méthodes sont généralement admises pour prévoir la charge portant la capacité de connexions mécaniques avec boulon simple, lorsque chargé parallèle au grain. Cependant, dans l'utilisation pratique de bois chargeant en compression ou tension peut arriver en diverses orientations du grain, non seulement dans les trois directions orthotropes (Reiterer et al 2001). En fait, dans ce cas l'EC5 ne distingue pas la force de fixation de la tension ou la compression teste et sous-estime la force de fixation (Cristóvão et al 2009).

Pour prévoir la capacité de charge des connexions en bois verrouillés, quelques chercheurs ont utilisé la théorie de Mécanique de Fracture en modélisant l'initiation de la crevasse et de sa croissance (Daudeville et al 1999, Daudeville L. 1999, Yasumura et al 2000 et Serrano E. 2001). Ces modèles, cependant, sont basés sur les situations 2D qui sont le plus souvent applicables pour le bois avec la petite épaisseur et des pivots non minces.

Par ailleurs, plusieurs approches ont été développées pour modéliser les essais de portance locale, essentiellement dans le cadre des assemblages bois de type tige. La résistance à l'enfoncement d'un corps rigide dans le bois est un paramètre fondamental qui constitue un point de passage intéressant pour valider les modèles développés.

Généralement, ces approches sont basées sur la théorie des milieux continus incompressibles utilisant soit des critères de rupture en traction transversale soit des surfaces de charge elliptiques appliquées localement (au voisinage de la tige) pour tenir compte de la plastification

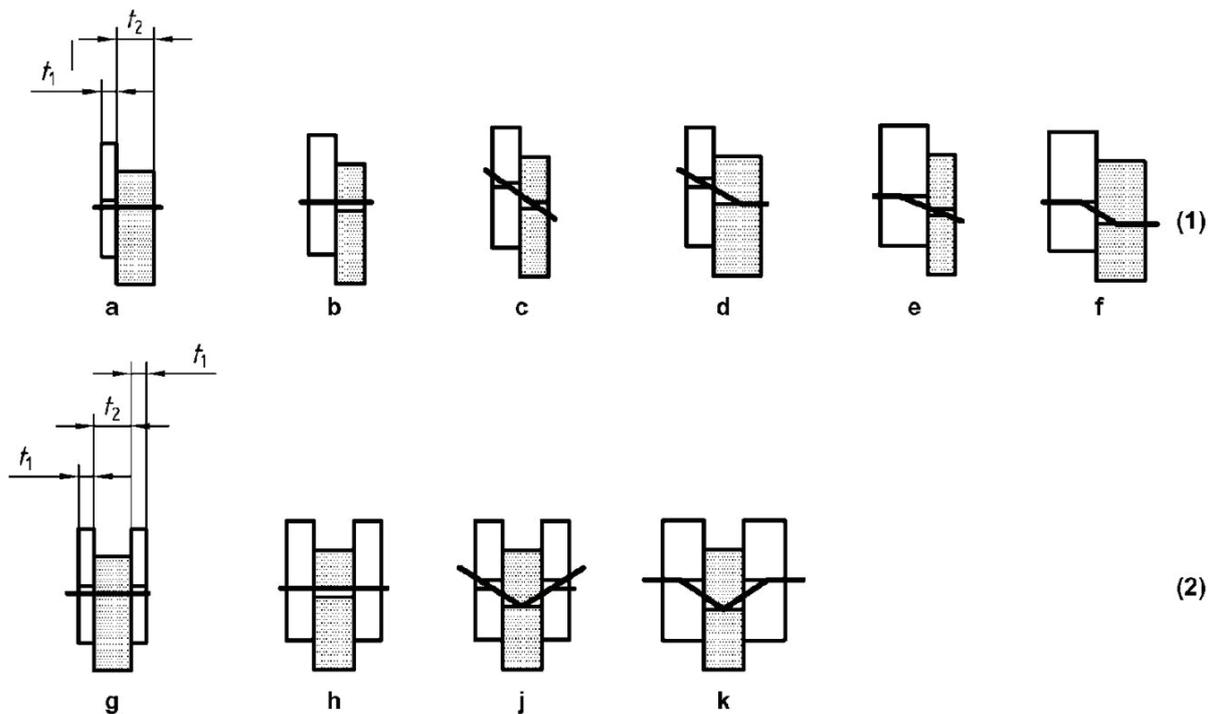
du bois. Parmi ces travaux, on peut citer l'approche dite « Local Deformation Behaviour » développée par Rold (1973), Werner (1993), l'approche dite « System Modelling » par Rowlands et al. (1982), Rahman et al. (1991), Patton-Mallory et al. (1997), Coffey et al. (1999), Moses et Prion (2003), Dias (2005), Bickerdicke et Quenneville (2006), Sawata et Yusumura (2003). L'approche dite « Plasticity Laws and Failure Surfaces » par Hemmer (1985), Eberhardsteiner (2002), Tsai et Wu (1971). Une autre approche basée sur le modèle microscopique et utilisant les techniques d'homogénéisations a été également présentée par Stupnicki (1968), Person (2000) et Hofstetter et al. (2005). Cette approche considère le bois comme un matériau cellulaire dont la forme des cellules est hexagonale. D'une part, ces approches sont généralement limitées aux situations bidimensionnelles et ignorent la distribution 3D des champs de contraintes et de déformations. D'autre part, au regard de la bibliographie existante sur le sujet les modèles développés, à ce jour, n'ont apporté que des solutions partielles au problème du comportement plastique du bois. En effet, lorsque la contrainte dépasse un certain seuil, les fibres de bois s'effondrent plastiquement ce qui résulte en un long plateau quasi-horizontale. La déformation se localise sous forme de strates tandis que le reste du matériau reste intact. Une déformation plastique plus importante produit une densification de fibres effondrées ce qui déformation. Cette phase de densification est très importante dans le comportement du bois et doit situations pratiques, notamment le bois précontraint où la densification par compression fait intrinsèquement partie du problème. Le développement d'une loi constitutive, prédictive, spécifique au bois est un axe de recherche qui représente donc un jeu bien identifié.

Pour concevoir un assemblage par tourillon soudé, il sera nécessaire de s'inspirer de ce qui a été fait dans d'autres domaines, comme notamment celui de l'étude des tiges métalliques. Dans un premier temps, il sera nécessaire par le biais des Eurocodes 5, de savoir comment travaillent les organes de type tige métalliques sollicités en cisaillement, afin de pouvoir comparer notre modèle numérique aux formules existantes, et d'en détecter les paramètres géométriques les plus influents. En étudiant ce qui a été fait dans les tiges collées sollicitées axialement, il sera possible de se rapprocher au plus du phénomène de soudage du bois (résistance à la traction). Le fait d'étudier ces deux types de sollicitations permettra de prendre en compte les deux sens de sollicitations principaux du tourillon soudé : le cisaillement et la sollicitation axiale (qui fait intervenir le soudage à proprement parler). Nous pourrons de ce fait confronter le modèle avec les formules Eurocodes en ce qui concerne la variation des paramètres qui nous aurons paru les plus influents.

2.4.1. Tiges sollicitées en cisaillement.

2.4.1.1. Eurocodes (2005).

En ce qui concerne les assemblages bois sur bois par tiges métalliques, les Eurocodes 5 proposent une étude plutôt complète. Ne se limitant pas à une seule valeur de rupture de l'assemblage, les Eurocodes 5 associent plusieurs modes rupture et une valeur de rupture différente pour chacun de ces modes. La variation des paramètres géométriques comme le diamètre des tiges, les écarts par rapport au bord, la longueur d'ancrage, influent sur le mode de rupture, et donc sur la valeur de rupture. Figure 37 sont présentés les différents modes de rupture et les formules de calcul de la valeur caractéristique de la capacité résistante d'une tige par plan de cisaillement et par organe. Ces capacités résistantes sont valables pour les pointes, agrafes, boulons, broches et tirefonds :



Clé :

- (1) Simple cisaillement
- (2) Double cisaillement

NOTE Les lettres correspondent aux références des équations (8.7) et (8.8).

Figure 37: Les différents modes de rupture des tiges métalliques.

Pour les organes en simple cisaillement :

$$F_{v,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} t_1 d \quad (a) \\ f_{h,2,k} t_2 d \quad (b) \\ \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{1 + \beta} \left[\sqrt{\beta + 2\beta^2 \left[1 + \frac{t_2}{t_1} + \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right]} + \beta^3 \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 - \beta \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) \right] \quad (c) \\ 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{2 + \beta} \left[\sqrt{2\beta(1 + \beta) \frac{4\beta(2 + \beta) M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_1^2} - \beta} \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (d) \\ 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_2 d}{1 + 2\beta} \left[\sqrt{2\beta^2(1 + \beta) + \frac{4\beta(1 + 2\beta) M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_2^2} - \beta} \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (e) \\ 1,15 \sqrt{\frac{2\beta}{1 + \beta}} \sqrt{2 M_{y,Rk} f_{h,1,k} d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (f) \end{array} \right.$$

Pour les organes en double cisaillement :

$$v_{,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} t_1 d \quad (g) \\ 0,5 f_{h,2,k} t_2 d \quad (h) \\ 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{2 + \beta} \left[\sqrt{2\beta(1 + \beta) + \frac{4\beta(2 + \beta) M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_1^2} - \beta} \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (j) \\ 1,15 \sqrt{\frac{2\beta}{1 + \beta}} \sqrt{2 M_{y,Rk} f_{h,1,k} d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (k) \end{array} \right.$$

avec :

$$\beta = \frac{f_{h,2,k}}{f_{h,1,k}}$$

Avec :

$F_{v,Rk}$ est la valeur caractéristique de la capacité résistante par plan de cisaillement et par organe.

t_i est l'épaisseur du bois ou du panneau ou la hauteur de pénétration

$f_{h,i,k}$ est la valeur caractéristique de la portance locale de l'élément en bois i (en N/mm²).

d est le diamètre de la tige.

$M_{y,Rk}$ est la valeur caractéristique du moment d'écoulement plastique de l'organe.

est un rapport entre les portances locales des éléments.

$F_{ax,Rk}$ est la valeur caractéristique de la capacité à l'arrachement axial de l'organe.

Nb : Dans ces formules d'assemblages aux Eurocodes 5, il est sous-entendu que la mise en œuvre de l'assemblage est faite suivant les règles de l'art, et respecte les valeurs de pinces minimales. Cette mise en place des organes sera abordée dans une autre partie.

D'après les différentes allures des modes de rupture, et d'après nos valeurs de résistance des tourillons en cisaillement issues des travaux de recherche énoncés précédemment, il sera possible de modéliser numériquement un assemblage avec tourillons soudés et de faire varier ses paramètres pour optimiser la résistance mécanique de l'assemblage.

2.4.1.2. DIN 1052 (Normes de calcul allemand).

La DIN 1052, Norme allemande de calcul des structures en bois, nous donne une valeur de rupture des tourillons en bois par simple cisaillement :

$$V_{moy,rupture} = 9.5 \times d^2$$

Avec d le diamètre du tourillon.

V est l'effort tranchant dans le tourillon.

Ainsi, pour un tourillon de 8 mm, par exemple $V = 9.5 \times 8^2 = 608$ Newtons.

Comme le cisaillement maximal en section circulaire est au centre de la section, il est alors

égal à : $= \frac{4}{3} \times \frac{V}{A}$, avec V effort tranchant (Newtons) et A la section (mm²)

$$\text{Alors : } = \frac{4}{3} \times \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \times \frac{608}{\times 4^2} = 16 \text{ Mpa}$$

Il est même possible de retrouver cette valeur de 16 Mpa quelle que soit la section du tourillon :

$$= \frac{4}{3} \times \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \times \frac{9.5 \times d^2}{\left(\frac{d}{2}\right)^2} = \frac{152}{3 \times} = 16 \text{ Mpa}$$

Cela est fortement intéressant pour notre étude à venir : La valeur de rupture par cisaillement du bois dans le sens transversal, et plus particulièrement des tiges cisillées, est de 16 Mpa.

2.4.1.3. Tiges collées sollicitées axialement :

Plusieurs formules ont été réalisées concernant les tiges collées sollicitées axialement en traction : (Formules issues du rapport Analyse d'un assemblage par tiges collées de Master recherche sciences du bois et des fibres par Pascal Toussaint.). Toutes les formules présentées ici ont pour unité par défaut :

Masses volumiques : kg.m-3. Longueurs : mm

Efforts : Newton (N)

Angles : degrés

2.4.1.4. Rieberhold (1988).

$$R_{ax,moy,rupture} = f_{ws} \times k \times d \times \sqrt{I_a} \quad \text{si } l_a \geq 200 \text{ mm}$$

$$R_{ax,moy,rupture} = f_{wl} \times k \times d \times I_a \quad \text{si } l_a < 200 \text{ mm}$$

Avec : L_a longueur d'ancrage de la tige.

f_{ws} , f_{wl} facteurs de résistance de la colle.

Colle polyuréthane bi composants : $f_{ws} = 0.784$ et $f_{wl} = 0.046$

Colles fragiles : $f_{ws} = 0.627$ et $f_{wl} = 0.037$

- k Masse volumique caractéristique du bois.

Limites de la formule : Diamètre des broches compris entre 12 et 20 mm, longueur de collage supérieure à 15 fois le diamètre des broches.

Dans cette formule, les deux paramètres géométriques principaux sont le diamètre de la tige et la longueur de collage.

2.4.1.5. Buchanan (1997).

$$R_{ax,moy,rupture} = 10940 \times K_{tige} \times K_{colle} \times K_{humidité} \times \left(\frac{l_a}{d}\right)^{0.86} \times \left(\frac{d}{20}\right)^{1.62} \times \left(\frac{D}{d}\right)^{0.5} \times \left(\frac{a_2}{d}\right)^{0.5}$$

Avec : K_{tige} : facteur dépendant du type de broche :

$$K_{tige} = 1 \text{ en tige filetée.}$$

$$K_{tige} = 0.8 \text{ en tige filetée.}$$

K_{colle} : facteur de colle :

$$K_{colle} = 0.086 \text{ pour les colles fragiles.}$$

$$K_{colle} = 1.213 \text{ pour les colles ductiles.}$$

$K_{humidité}$: facteur d'humidité :

$$K_{humidité} = 1 \text{ si humidité } < \text{ à } 14 \text{ \%.}$$

$$K_{humidité} = 0.9 \text{ si humidité } 14\% < H < 18\%.$$

$$K_{humidité} = 0.75 \text{ si humidité } 18\% < H < 22\%.$$

D : Diamètre de perçage (compris entre 1.15 d et 1.4 d).

a_2 : Distance entre la tige et le bord.

Ici, les paramètres géométriques influents sont la pince de bord (a_2), et le diamètre de perçage (D).

2.4.1.6. Townsend (1990).

Intéressant pour notre étude, Townsend propose une formule qui ne prend pas en compte le type de colle ni le type de broche, seules comptent les pinces de bord, les diamètres de perçage et de broche.

$$R_{ax,moy,rupture} = 9.2 \times d \times l_a \times r_d^2 \times r_e^{0.5}$$

Avec : r_d : ratio entre le diamètre de perçage et le diamètre de la tige

r_e : ratio entre la distance au bord et le diamètre de la tige

Limite de la formule : diamètres de la tige compris entre 12 et 20 mm.

2.4.1.7. Eurocodes (1996).

Seule la version 1996 des Eurocodes propose une formule pour les assemblages par tiges collées. Elle détermine une valeur caractéristique de résistance axiale :

$$R_{ax,k} = \eta \times d_{equ} \times l_a \times f_{v,\alpha,k}$$

Avec : d_{equ} : min (diamètre du trou ; 1.25 diamètre de la tige)

$$f_{v,\alpha,k} = \frac{f_{v,90,k}}{\sin^2 \alpha + 1.5 \times \cos^2 \alpha}$$

$$f_{v,90,k} = 1.2 \times 10^{-3} \times d^{0.2} \times \rho_k^{1.5}$$

Avec : $f_{v,90,k}$: valeur de résistance caractéristique du bois au cisaillement dans le sens perpendiculaire au fil.

$f_{v,\alpha,k}$: Valeur de résistance caractéristique du bois au cisaillement sous l'effort d'angle α .

α : Angle formé par la tige et le fil du bois.

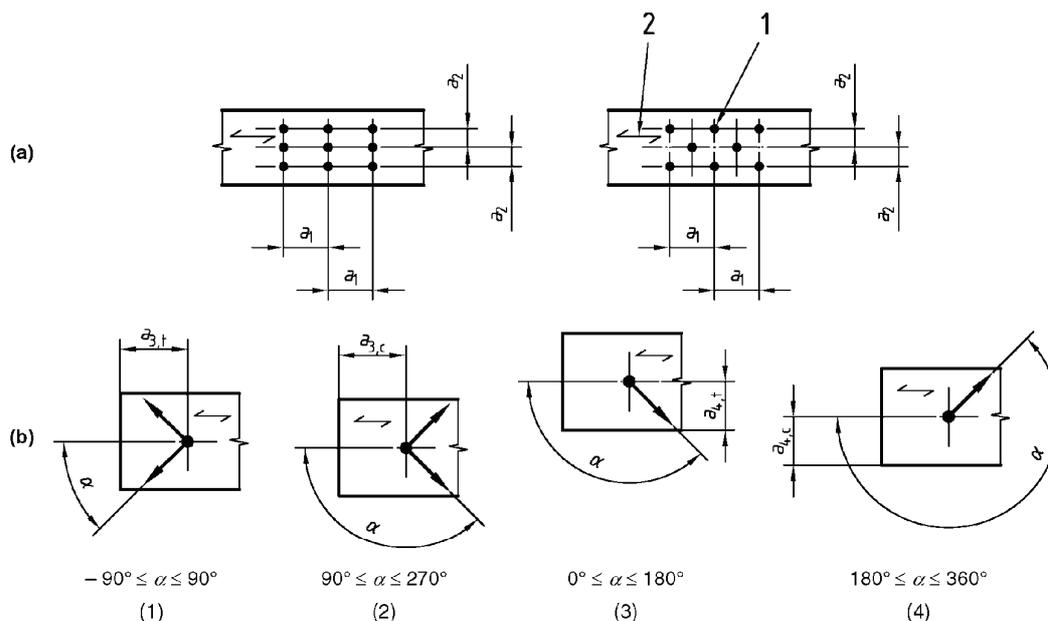
2.4.2. Influence des distances entre organes d'assemblage.

Les Eurocodes définissent des valeurs à respecter dans la disposition des organes d'assemblage entre eux. Ces distances entre organes ont une influence sur la résistance globale de l'assemblage. Il sera utile de s'inspirer de ces valeurs pour concevoir un assemblage par tourillons soudés en accord avec la réglementation actuelle.

Il sera de plus nécessaire de différencier si l'organe d'assemblage est de diamètre plutôt petit, auquel cas les normes de pince concernant les pointes seront appliquées, ou de diamètre plutôt important, auquel cas sera appliqué la norme de pince concernant les boulons.

2.4.2.1. Distances minimales à respecter pour les assemblages bois/bois par pointes.

Ces distances sont fonctions du diamètre de la tige, de la masse volumique du bois, mais aussi de l'angle entre l'effort et le fil du bois :



Clé :

- | | |
|---------------------------|-----------------------|
| (1) Extrémité chargée | 1 Organe d'assemblage |
| (2) Extrémité non chargée | 2 Direction du fil |
| (3) Rive chargée | |
| (4) Rive non chargée | |

Figure 38 : distances sont fonctions du diamètre de la tige.

2.4.2.2. Distances minimales à respecter pour les assemblages bois/bois par boulons.

Tableau 3 : Distances minimales, sans pré-perçage et avec pré-perçage partie a).

Espacements et distances (voir Figure 38)	Angle	Distance minimum		
		Sans pré-perçage		Avec pré-perçage
		$\rho_k \leq 420 \text{ kg/m}^3$	$420 \text{ kg/m}^3 < \rho_k \leq 500 \text{ kg/m}^3$	
a_1 (parallèle au fil)	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$d < 5 \text{ mm} : (5 + 5 \cos \alpha) d$ $d \geq 5 \text{ mm} : (5 + 7 \cos \alpha) d$	$(7 + 8 \cos \alpha) d$	$(4 + \cos \alpha) d$
a_2 (perpendiculaire au fil)	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$5 d$	$7 d$	$(3 + \sin \alpha) d$
$a_{3,t}$ (distance d'extrémité chargée)	$-90^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$(10 + 5 \cos \alpha) d$	$(15 + 5 \cos \alpha) d$	$(7 + 5 \cos \alpha) d$
$a_{3,c}$ (distance d'extrémité non chargée)	$90^\circ \leq \alpha \leq 270^\circ$	$10 d$	$15 d$	$7 d$
$a_{4,t}$ (distance de rive chargée)	$0^\circ \leq \alpha \leq 180^\circ$	$d < 5 \text{ mm} : (5 + 2 \sin \alpha) d$ $d \geq 5 \text{ mm} : (5 + 5 \sin \alpha) d$	$d < 5 \text{ mm} : (7 + 2 \sin \alpha) d$ $d \geq 5 \text{ mm} : (7 + 5 \sin \alpha) d$	$d < 5 \text{ mm} : (3 + 2 \sin \alpha) d$ $d \geq 5 \text{ mm} : (3 + 4 \sin \alpha) d$
$a_{4,c}$ (distance de rive non chargée)	$180^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$5 d$	$7 d$	$3 d$

En ce qui concerne les boulons, les pinces sont fonctions des mêmes paramètres géométriques.

Tableau 4: Distances minimales, sans pré-perçage et avec pré-perçage partie b).

Espacement et distance (voir Figure 38)	Angle	Distance minimum
a_1 (parallèle au fil)	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$(4 + \cos \alpha) d$
a_2 (perpendiculaire au fil)	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$4 d$
$a_{3,t}$ (distance d'extrémité chargée)	$-90^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$\max (7 d ; 80 \text{ mm})$
$a_{3,c}$ (distance d'extrémité non chargée)	$90^\circ \leq \alpha < 150^\circ$	$\max [(1 + 6 \sin \alpha) d ; 4d]$
	$150^\circ \leq \alpha < 210^\circ$	$4 d$
	$210^\circ \leq \alpha \leq 270^\circ$	$\max [(1 + 6 \sin \alpha) d ; 4d]$
$a_{4,t}$ (distance de rive chargée)	$0^\circ \leq \alpha \leq 180^\circ$	$\max [(2 + 2 \sin \alpha) d ; 3d]$
$a_{4,c}$ (distance de rive non chargée)	$180^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$3 d$

2.5. Frettage du bois.

2.5.1. Définition.

Le frettage est un assemblage mettant en œuvre deux pièces dilatées/rétractées. Une pièce « femelle » appelée frette et une « male », qui est la pièce frettée. Le frettage est aussi utilisé pour reprendre des efforts ou pré-contraindre une pièce.

L'assemblage par frettage consiste à rendre solidaires deux pièces, la dimension intérieure de la frette étant légèrement plus petite que la dimension extérieure de la pièce frettée. La différence entre ces deux quantités s'appelle le serrage. Suivant l'application du frettage, ce serrage peut être compris entre un dix millième et quelques millièmes. Pour assembler les deux pièces, trois techniques peuvent être employées séparément ou conjointement, à savoir :

Rentrer à force la pièce male dans la frette au moyen d'une presse.

Dilater la frette par chauffage au four ou dans un bain d'huile chaude.

Rétracter la pièce male par refroidissement à l'air liquide ou à l'azote liquide.

2.5.1.1. L'état de l'Art applique au métal.

L'assemblage métal fretté est réalisé avec des tolérances d'usinage qui interdisent son montage à la main voire même à la presse. Cette technique est essentiellement utilisée pour des assemblages cylindriques type arbre-alésage (Figure 39). Le procédé consiste à chauffer la frette (par exemple, un pignon assemblé sur un axe) pour la dilater avant de l'enfiler sur l'élément qu'il faut fretter. La chauffe des aciers provoque à partir d'une certaine température (autour de 900°) une modification de leur structure cristalline (de cubique centrée à cubique face-centrée), qui a pour conséquence d'augmenter le volume de l'acier, phénomène ayant les mêmes conséquences géométriques que la dilatation thermique.

On peut à l'inverse refroidir l'élément intérieur à l'azote liquide ou à la glace carbonique pour le contracter, mais cette solution est plus chère. Dans certains cas, par exemple pour des outils de frittage ou de forgeage, il est obligatoire de pratiquer en même temps la dilatation de la frette et la contraction de l'élément fretté.

Il arrive assez souvent, en particulier dans les outillages de fabrication lorsque les conditions de fonctionnement sont très sévères, que des assemblages frettés soient eux-mêmes enfermés

dans une ou plusieurs autres frettes. On compte parfois jusqu'à 4 ou 5 frettes successives, de plus en plus grosses.

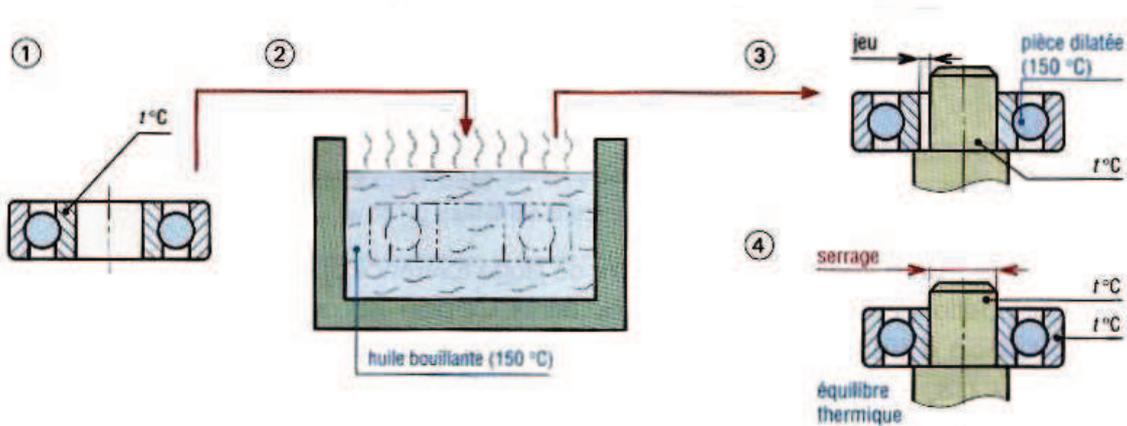


Figure 39 : Réalisation d'un assemblage fretté.

2.5.1.2. Exemple : le frettage d'outil en usinage métal.

Les mandrins Celsio de SCHUNK et la machine à fretter Redomatic de ZOLLER. Pour satisfaire aux conditions d'usinage de plus en plus exigeantes, l'assemblage outil-mandrin par frettage présente plusieurs avantages : (Mandrin Celsio de SCHUNK).

Couple transmissible à l'outil élevé : 600 N.m minimum pour un outil de 32 mm de diamètre.

Bonne concentricité : 0.003 mm.

Bon équilibrage autorisant des vitesses de rotation jusqu'à 50.000 Tr/min

La machine à fretter utilise en tant que principe de fonctionnement une bobine d'induction appelée également inducteur. L'inducteur est une bobine traversée par un courant générant un champ magnétique alternatif. Le mandrin de frettage, placé à l'intérieur de cette bobine est soumis aux champs magnétiques qui génèrent localement des courants de Foucault à l'intérieur de la masse métallique, provoquant l'échauffement du mandrin principalement sur sa périphérie (le même phénomène est mis en œuvre dans une plaque de cuisine à induction) laissant le centre du mandrin (et l'outil) froid. Le mandrin se dilate et l'outil est alors libre pour être monté ou démonté. 35 secondes suffisent au montage d'un outil (avec refroidissement).

Ces machines comportent généralement une unité de mesure pour vérifier la mise en place de l'outil et pour mesurer ses jauges outils (mesures permettant à la machine d'usinage de connaître la géométrie de l'outil et de le piloter en conséquence), (Figure 40a,b)



Figure 40a : Banc de réglage, de mesure et de frettage ZOLLER REDOMATIC.

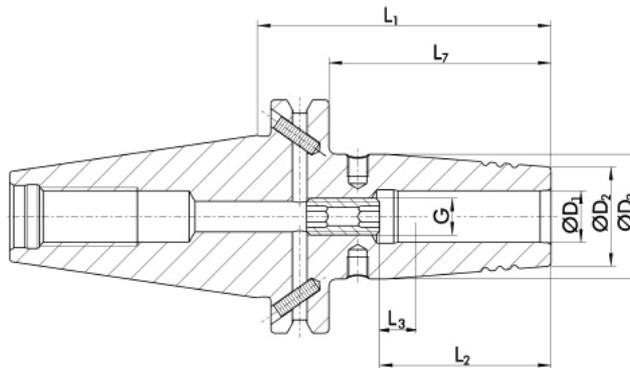


Figure 40b : Vue en coupe d'un mandrin de frettage (Celsio de la marque SCHUNK).

2.5.1.3. Exemple : montage des roulements (source SKF).

L'utilisation de bains d'huile pour chauffer des roulements avant montage est une pratique courante. Cette méthode, peu sécurisée, est susceptible de contaminer le roulement et ne permet pas un chauffage correctement contrôlé (Figure 41). Il en résulte une mauvaise position du roulement sur sa portée et une contamination qui peuvent entraîner une avarie

prématurée. De nos jours, le chauffage par induction est la technique la plus répandue pour chauffer les roulements, frettes ou pignons car elle procure un niveau élevé de contrôle, d'efficacité et de sécurité.



Figure 41 : Appareil de chauffe : SKF TIH 100m.

Note : ce type d'appareil peut aussi être utilisé pour le frettage de toute autre pièce ayant la même géométrie (pignon etc..).

2.5.1.4. Avantages et inconvénients.

Avantage :

Mode d'assemblage ne nécessitant pas l'ajout d'élément auxiliaire (colle ou élément mécanique).

Permet des reprises d'efforts et des précontraintes.

Inconvénient :

Présence de contraintes internes.

Mise en œuvre pouvant être complexe pour des pièces de fortes dimensions.

2.5.2. État de l'art appliqué au bois.

Le frettage est utilisé depuis très longtemps. Les bons charpentiers avaient l'habitude de stocker certaines pièces dans « un coin sec de l'atelier » comme le tenon bâtard ci-dessous (pièce en chêne de section carrée rapportée) assemblé dans un poteau simplement ressuyé (~25% d'humidité), (Figure 42).



Figure 42 : Tenon bâtard de charpentier.

Sur les roues de charrette, des cerclages métalliques étaient utilisés pour maintenir et consolider la partie bois. Le charron réalisait les cerclages et les chauffait au feu juste avant de les monter sur la roue (bande de roulement et moyeux), ils étaient alors tout de suite refroidis à l'eau pour éviter de carboniser le bois en contact avec le métal chaud. C'est donc la méthode par thermo dilatation qui est utilisée (ceci uniquement sur le cerclage), (Figure 43).



Figure 43 : Frettage d'un cerclage de roue de charrette.

Le frettage appliqué aux bois est resté très artisanal et n'a quasiment jamais été industrialisé. Il n'existe que très peu d'assemblages mettant en œuvre une frette en bois.

Les travaux de recherche sur le frettage du bois se résument au projet d'Hélène DECROIX et Thomas Dalpiaz. Leurs essais avaient été menés sur des assemblages rainure-languette. Ils

s'étaient appuyés sur les propriétés de viscosité en chauffant des pièces saturées d'eau à l'aide d'un four à micro-ondes et en les comprimant à l'aide d'un étau avant de les assembler. Les résistances à l'arrachement de leurs essais ne dépassaient pas 0.1 KN. Leur projet s'était fortement orienté anatomie du bois et démontrait la possibilité de fretter le bois en s'appuyant sur les propriétés macromoléculaires. Ils avaient également montré le caractère viscoélastique du bois en réalisant des cœurs de Cupidon (Figure 44).



Figure 44 : Cœur de Cupidon.

2.5.2.1. Application aux assemblages bois/bois.

Le frettage par thermo dilatation utilisé dans le domaine du métal n'est pas applicable au bois. Il y a plusieurs raisons à cela :

Le ratio entre coefficient de dilatation thermique et module d'élasticité est défavorable au bois :

Coefficient de dilatation de l'acier : $12,25 \cdot 10^{-6}$ (mm par mètre par °C)

Coefficient de dilatation de l'aluminium : $23 \cdot 10^{-6}$ (mm par mètre par °C)

Coefficient de dilatation du bois de sapin : $7,76 \cdot 10^{-6}$ (mm par mètre par °C)

Par ailleurs, le bois est fortement sujet aux variations dimensionnelles dues aux phénomènes hygroscopiques importants :

Pour du bois de hêtre, une variation d'humidité de 1% d'humidité peut faire varier ses dimensions de 2mm/m, pour donner un ordre d'idée, l'équilibre hygroscopique d'une pièce de bois dans une habitation chauffée peut varier entre 8 et 13 % entre l'été et l'hiver.

Or, toute variation d'humidité engendre dans le bois une variation dimensionnelle (voir plus loin le chapitre 3 sur l'anatomie du bois) qui sera largement plus importante que la dilatation thermique.

De plus, si l'on chauffe le bois pour le dilater, il aura tendance à perdre de l'eau (l'air à température ambiante s'échauffe au contact du bois chaud, son humidité relative baisse, il aura donc tendance à sécher le bois). Cette perte d'eau engendrera un retrait qui sera plus important que la dilatation thermique, la pièce sera donc de plus faible dimension.

2.5.2.2. Assemblage bois/bois.

Un assemblage bois massif permet la liaison mécanique de deux pièces de bois. Il se doit de répondre à un cahier des charges notamment en termes d'encombrement, de tenue mécanique, de coût, et parfois d'esthétisme. Le bois étant un matériau hygroscopique, un assemblage bois massif se doit aussi d'être pérenne dans une certaine plage d'humidité des pièces mises en œuvre.

Il existe une multitude d'assemblages bois massif. Voici quelques exemples de techniques d'assemblages bois parmi les plus courantes (Figure 45-48).

Tous ces assemblages sont, de part leur géométrie, potentiellement fretttables. En effet, la modification dimensionnelle d'une des pièces de ces assemblages pourrait permettre de les réaliser sans apport de colle ou de pièce métallique.

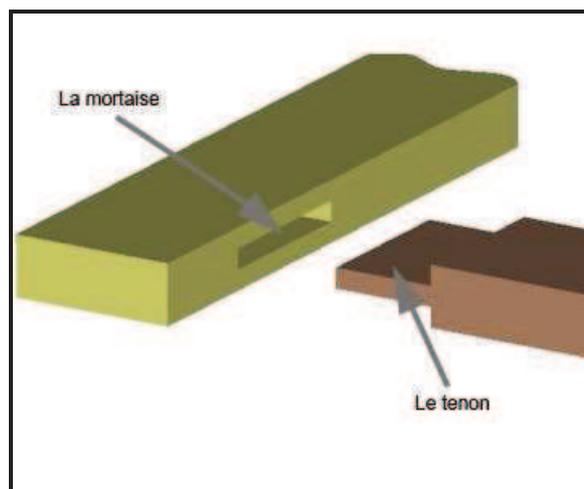


Figure 45 : Assemblages de type tenon-mortaise.

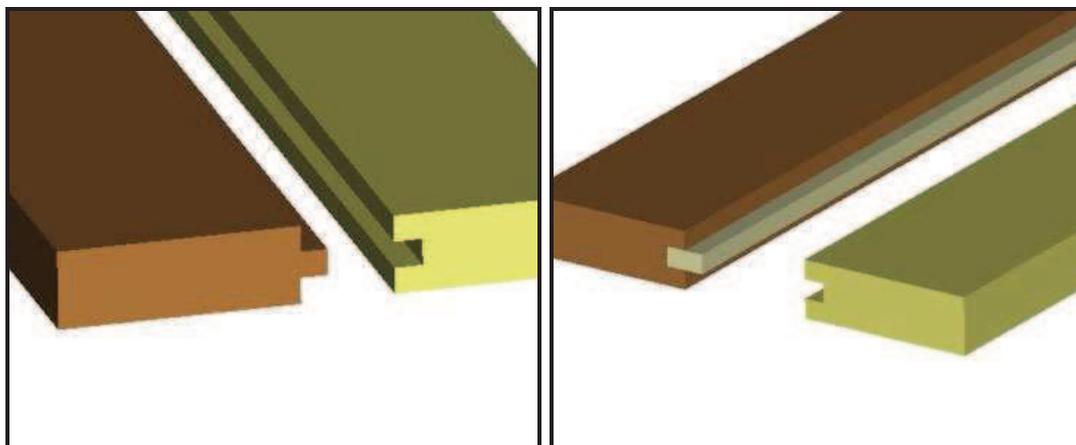


Figure 46 : Assemblage de type rainure-languette et rainure-fausse languette.

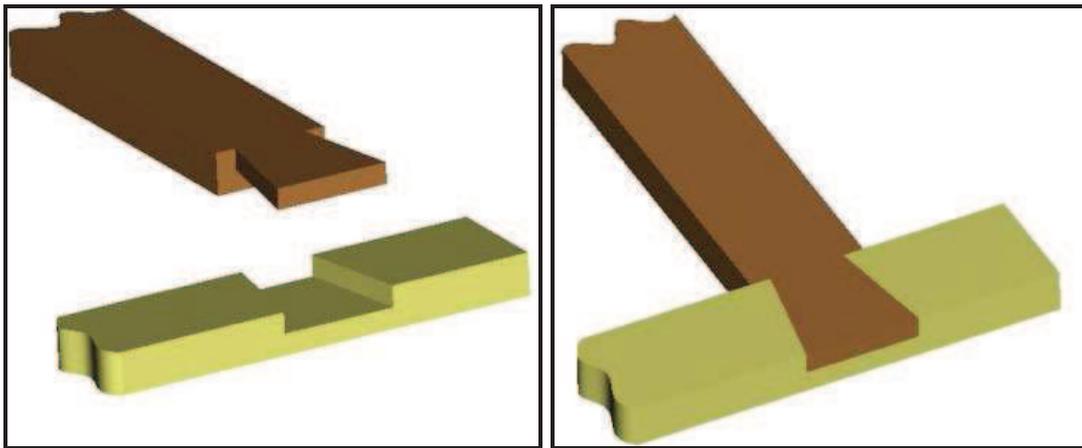


Figure 47 : Assemblage de type queue d'aronde.

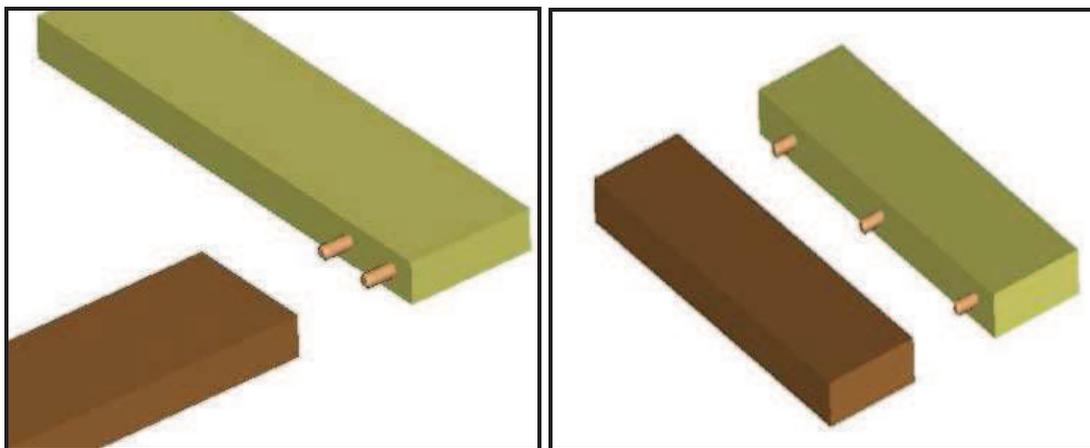


Figure 48 : Assemblage par tourillons :

L'utilisation de colle a permis, par le passé, de simplifier grandement les usinages et d'augmenter leurs capacités mécaniques mais a induit un temps minimum de maintien en position avant que l'assemblage ne soit manipulable (séchage de la colle).

2.5.2.3. Ce que peut apporter le frettage

Un assemblage en bois fretté ne mettrait que du bois en œuvre. En s'affranchissant de colle, clou ou tout autre élément d'assemblage, le recyclage sera facilité. En effet l'assemblage peut alors être broyé puis incinéré dans une chaudière sans devoir être démonté pour retirer les éléments métalliques ni prendre de mesures particulières quand aux polluants émis par la combustion de la colle.

L'absence de colle dispense également du pressage et donc du temps de pressage de l'assemblage, supprimant aussi le temps d'attente avant manipulation de l'assemblage. En effet nous verrons plus tard que notre méthode de frettage permet une tenue minimale immédiate.

L'absence de vis, clou ou de tourillon simplifie grandement le processus en supprimant notamment l'étape de pose de ces composants.

Le mode de rupture est non destructif pour les pièces assemblées, c'est-à-dire que l'arrachement de l'assemblage consiste en un glissement de la pièce frettée dans la frette. Une légère dégradation sur les surfaces de l'assemblage sera à prendre en compte lors du déchaussement, mais dans l'ensemble, ce type d'assemblage serait facile à réparer. Il suffira en fait de simplement réassembler en abaissant à nouveau le taux d'humidité de la pièce male pour la rendre à nouveau montage.

3

Présentations des publications.

3. Présentations des publications.

3.1 Etude des paramètres influant sur le soudage rotatif.

1.- Accélération vs vitesse d'insertion constante dans le soudage rotatif.

« *Accelerating vs. Constant Rate of Insertion in Wood Dowel Welding* »

3.2.- Etude des paramètres influant sur la résistance d'assemblages du bois par soudage rotatif.

1.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages parallèles à la fibre.

« *Performance of Dowel-Welded Wood Furniture Linear Joints* »

2.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages perpendiculaire à la fibre type T.

« *Performance of Dowel-Welded T-Joints for Wood Furniture* »

3.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages perpendiculaire à la fibre type L.

« *Performance of Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture* »

4.- Performances des assemblages par soudage rotatif. - Panneautage.

3.3.- Modélisation numérique pour les assemblages par soudage rotatif.

1.- Application de la modélisation numérique pour les assemblages par tourillons soudés.

« *Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints* »

2.- Étude paramétrique d'un assemblage du bois type L par tourillons soudés.

« *Parametric study of wood joints by Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture* »

3.4.- Différent types d'assemblages sans colle.

1.- Frettage et soudage du bois dans les assemblages Tenon-Mortaise.

« *Shrink Fitting and Dowel Welding in Mortise and Tenon Structural Wood Joints* »

3.1. Étude des paramètres influant sur le soudage rotatif.

Le soudage du bois par rotation de tourillons à grande vitesse sans utilisation d'adhésif conduit à des assemblages en bois présentant une résistance considérable (Pizzi et al 2004, Pizzi et al 2006, Kanazawa et al 2005, Ganne-Chedeville et al 2005). Les meilleurs résultats ont été obtenus pour des vitesses de 1200-1600 tours par minute, en particulier à 1500-1600 t/mn (Pizzi et al 2004, Kanazawa et al 2005, Ganne-Chedeville et al 2005). Le résultat publié pour Omrani 2008 montre que la résistance à la traction dépend de la vitesse de rotation pendant l'insertion. Ainsi, à environ 1500 t/mn, la force est à son maximum, dans la gamme de 1840-2150 N. Des vitesses de rotation plus rapides diminuent la résistance mécanique du joint, au début dans la gamme 1400-1500N à 4000 jusqu'à 4500 /mn et finalement dans la fourchette 1200-1300 N à 6500 t/mn. L'une des raisons d'une telle diminution est l'endommagement croissant à l'interface par un frottement trop important pendant l'insertion.

L'effet de l'augmentation de la vitesse de rotation du tourillon pendant l'insertion sur la force mécanique de la soudure a été étudié en utilisant un matériel adapté qui permet de contrôler les paramètres (vitesse et insertion).

Cependant, une controverse persiste en ce qui concerne la meilleure force atteinte selon la manière avec laquelle le tourillon est insérée dans le substrat : par une accélération ou une vitesse constante d'insertion. La plupart des travaux récents sur le soudage rotatif font référence à l'utilisation d'une machine manuelle avec une accélération d'insertion non nulle et les résultats semblent indiquer que le soudage de cette manière est plus résistant que celui par insertion du tourillon à une vitesse constante. Cette impression a été renforcée par le fait que, vers la fin de l'opération, pour une accélération maximale d'insertion, le tourillon atteint très souvent la rupture en dehors du support, ce qui traduit bien le fait que l'interface soudée présente une résistance plus importante que le matériau du tourillon en lui-même.

Finalement, l'augmentation très localisée de la température induite par le frottement entraîne une carbonisation de la matière à l'interface. Pour résoudre ce problème, les expériences ont été effectuées d'une part avec une perceuse manuelle (par friction rotative) équipée d'un dispositif pour mesurer l'accélération pendant l'insertion et d'autre part avec un prototype de soudage par friction rotative automatisé avec différentes valeurs de vitesses d'insertion (constantes).

3.1.1. Accélération vs vitesse d'insertion constante dans le soudage rotatif.

« *Accelerating vs. Constant Rate of Insertion in Wood Dowel Welding* »

S.Auchet, C.Segovia, H.R.Mansouri, P.-J.Meausoone, A.Pizzi* and P.Omrani

Journal of Adhesion Science and Technology 23 (2009) 1293–1301

Reçu finale le 26 février 2009

Résumé

La vitesse d'insertion du tourillon (constante ou avec accélération) est le paramètre influent pour la résistance à la traction des assemblages par soudage rotatif. L'insertion du tourillon avec une accélération jusqu'à 4-7 m/s² semble donner les meilleurs résultats avec une vitesse d'insertion inférieure, caractéristique du soudage avec la perceuse. Les résultats de résistances mécaniques obtenues ont atteint 2700 N pour une profondeur de soudage de 24 mm. Pour les vitesses d'insertion constantes les meilleurs résultats apparaissent lorsque la vitesse d'insertion est beaucoup plus importante et peut être mieux contrôlée, comme c'est le cas pour une machine de soudage par friction rotative commandée par ordinateur. Les résultats de résistances mécaniques obtenus ont été jusqu'à 4700 N pour des vitesses d'insertion de 18-20 mm/s et un temps de soudage de 1.2s. Les résultats indiquent que pour des vitesses d'insertion faibles, les meilleurs résultats obtenus sont pour une accélération plus grande. Pour des vitesses d'insertion plus élevées l'accélération n'a que peu d'effet. Le facteur prédominant se résume finalement en un temps de soudage plus court pour l'obtention d'un assemblage plus résistant.



Figure 49 : Echantillons utilisé pour accélération et vitesse constante (gauche) ; essai mécanique de traction - INSTRON 4467 (droite).

Accelerating vs Constant Rate of Insertion in Wood Dowel Welding

S. Auchet, C. Segovia, H. R. Mansouri, P.-J. Meausoone, A. Pizzi* and P. Omrani

ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, 88051 Epinal, France

Received in final form 19 November 2009

Abstract

Dowel insertion rates whether accelerating or constant are determining parameters for the tensile strength of welded dowel joints. Dowel insertion at acceleration up to $4\text{--}7\text{ m/s}^2$ appears to yield the best results at the lower dowel insertion speed, characteristic of welding by manual drills. Strength results for dowel welded joints of 24 mm depths of up to 2700 N/mm^2 have been obtained. Constant dowel insertion rates appear instead to yield best results when the insertion rate is much higher and can be better controlled, as it is the case for a computer controlled dowel insertion equipment. Strength results for dowel welded joints of 24 mm depths of up to 4700 N/mm^2 have been obtained for insertion rates of $18\text{--}20\text{ mm/s}$ and welding time as short as 1.2 s. The results indicate that at low to medium insertion rates, the greater is the acceleration the better are the results. At fast insertion rates the acceleration has only little effect. The predominant effect is that a short welding time yields a high strength joint.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2010

Keywords

Wood welding, dowels, strength, accelerating insertion, constant insertion, welding time, insertion rate

1. Introduction

High speed rotation-induced wood dowel friction welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1–4]. However, a controversy persists as regards the best strength reached depending on the way the dowel is inserted in the substrate: by an accelerating or a constant rate of insertion. Most of the early and recent work on dowel welding using manual drills used some level of accelerating rate of insertion, and the results appear to indicate that welding in this manner yielded better weld strengths than inserting the dowel at a constant rate [1–13]. This impression was reinforced by the fact that towards the end of the insertion, at the maximum rate of insertion reached by acceleration,

* To whom correspondence should be addressed. Tel.: (+33) 329296117; e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

the dowel still outside the substrate often broke inferring that the welded interphase was stronger than the material resistance of the dowel itself. However, there was no way, at that time, to determine what rate of acceleration was used, how it varied from joint to joint, and how such a subjective impression correlated with the effective weld strength.

A synchronous motor automatic insertion equipment was specifically developed for rotary dowel welding. This inserts dowels at constant rates of insertion. While the joint strength results were good, the possibility of using an accelerating rate of dowel insertion with these machines waned and comparison of the two types of insertion rates under comparable conditions could not be made.

To resolve this controversy, experiments were carried out with both a manual fixed-base drill to which was fitted an accelerometer to measure the acceleration during insertion as well with a constant rate of insertion equipment, at different rates of insertion. In the case of the manual fixed-base drill, experiments at constant rate of insertion were also carried out.

2. Experimental

2.1. Preparation of Dowel Joints and Their Test Results

Commercial wood fluted dowels, 10 mm in diameter and 8 cm in length, both with rough and smooth surfaces, were inserted using a high speed fixed-base, manually-operated drill (Syderic SH 32, Syderic-Vernier-Cato, France) in pieces of wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter and 24 mm depth. Beech (*Fagus sylvatica*), a hardwood, was used as both substrate material and for the dowels. The dowel was welded to the surfaces of the hole in the substrate to form a bonded joint by a fast rotational movement at 1600 revolutions per minute (rpm). When the fusion and bonding was achieved, the rotation of the dowel was either suddenly stopped (inertia caused the rotation to continue for 0.5 s to 1 s after the drill was switched off) or the pressure maintained only for a brief period. An accelerometer (Fig. 1) was fixed to both the drill-bit clamp and the base plate of the manual fixed-base drill (Fig. 2) so as to record the acceleration manually imparted to the dowel. Based on the acceleration profile each experiment then was assigned to one of the three cases described below and shown in Figs 3–5. The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% RH) before testing. The samples were tested in tension (by pulling the dowel out of the substrate where it had been welded) with an Instron universal testing machine at a rate of 2 mm/min. Insertion of dowels at constant rate was carried out using a synchronous motor drill specially developed for this purpose (Mecasonic MCRI 72, Annemasse, France). The constant insertion rates chosen are indicated in Table 1.

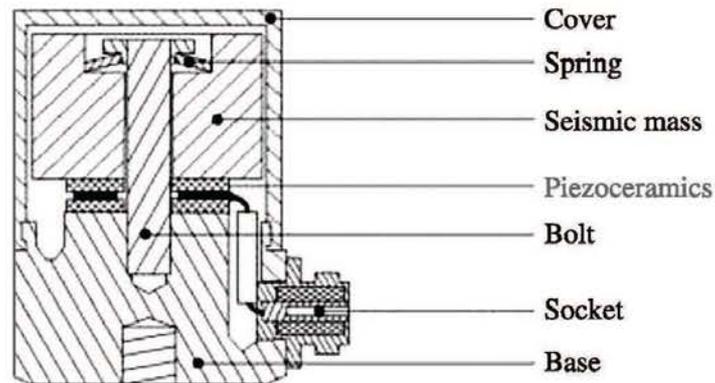


Figure 1. Design of accelerometer based on compression system.

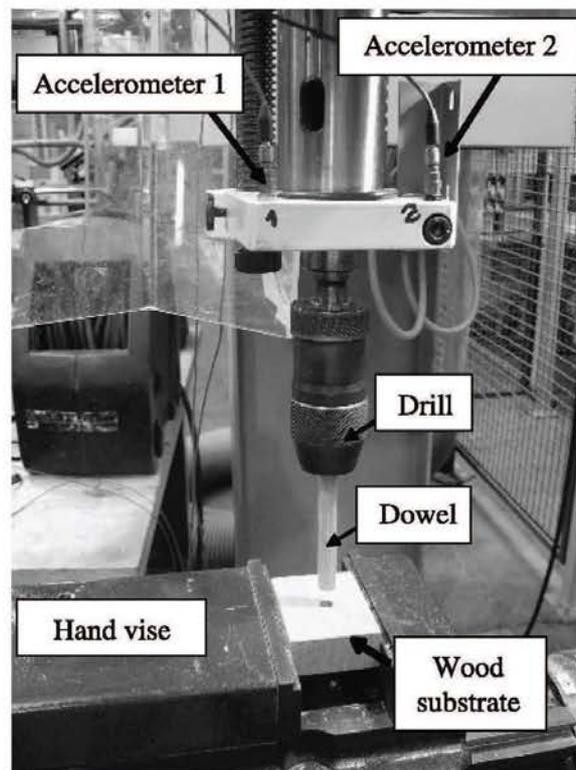


Figure 2. Drill with the positions of the accelerometers that measure the dowel insertion acceleration into the substrate.

2.2. Measurement of Acceleration During Dowel Insertion

Two accelerometers of PCB Piezotronics (Buffalo, New York) model 352B18 were used for experiments. Design of these accelerometers that measure acceleration along their axis is shown in Fig. 1.

The bolt is embedded in the base, so both are excited when a vibration is applied to the base. When the bolt is under vibration, the spring–mass system is excited

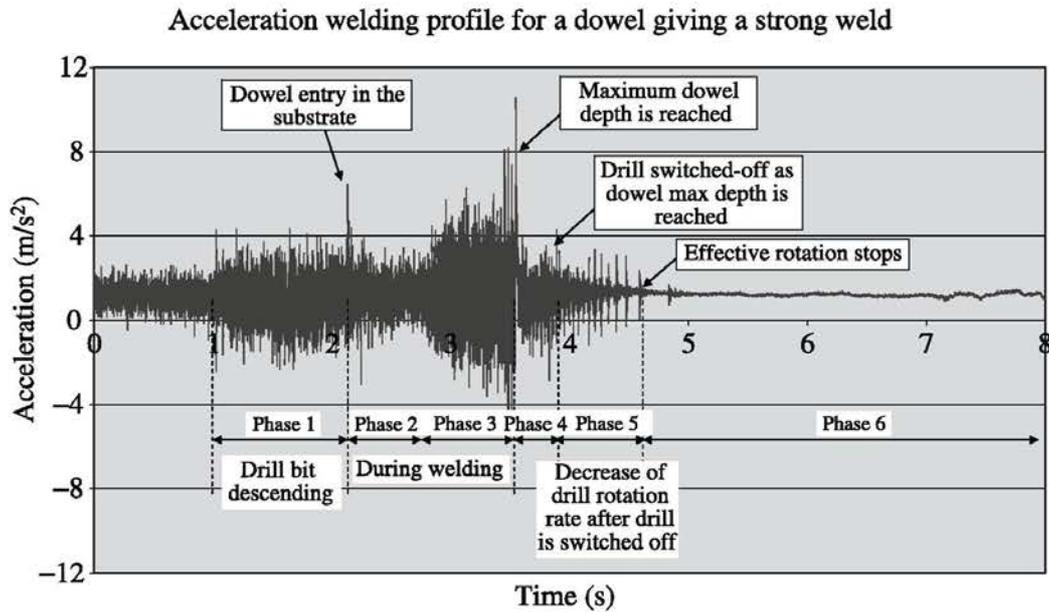


Figure 3. Characteristic shape of acceleration profile as a function of dowel insertion time for joints giving good tensile strengths (Type 1 joints).

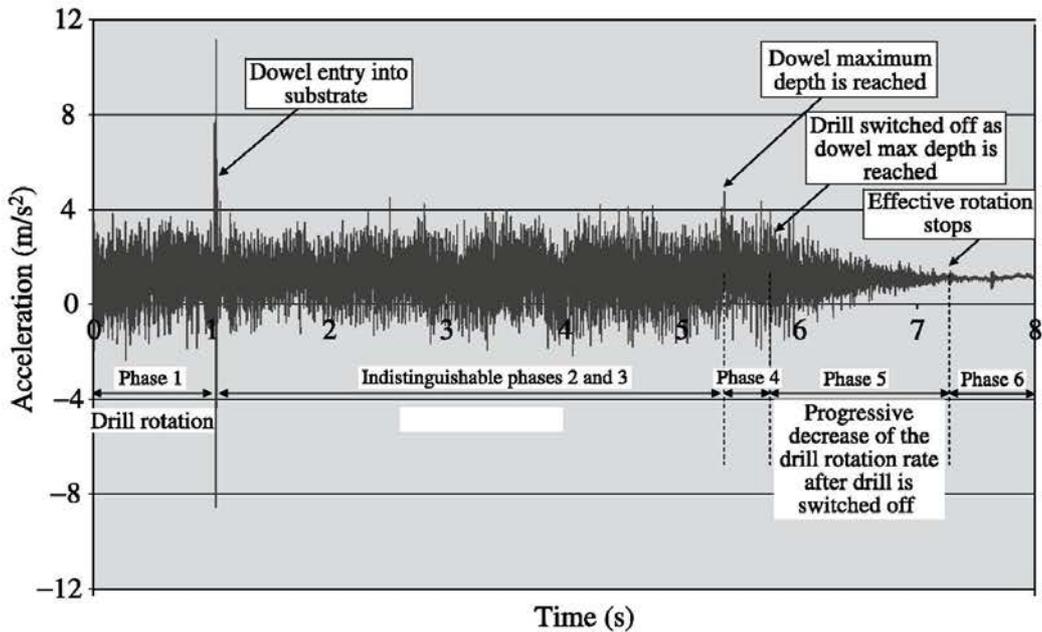


Figure 4. Characteristic shape of acceleration profile as a function of dowel insertion time for joints giving poor tensile strengths (Type 2 joints).

and the seismic mass applies forces on the force sensor. The acceleration $g(t)$ is obtained from the force applied on the sensor $F(t)$ when knowing precisely the weight of the seismic mass M as derived from fundamental dynamics principles:

$$F(t) = M\gamma(t). \quad (1)$$

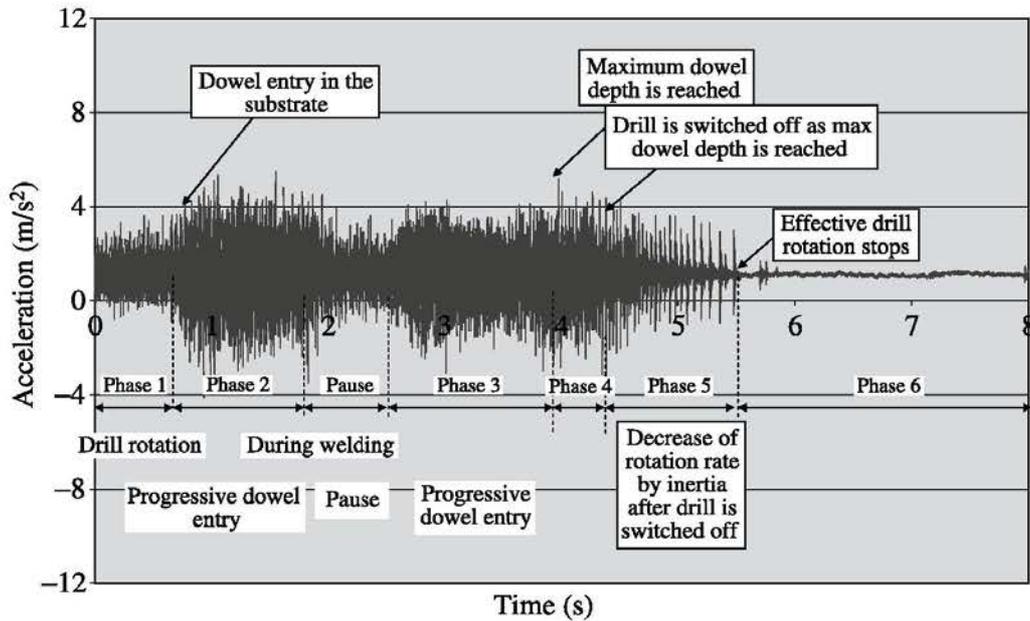


Figure 5. Characteristic shape of acceleration profile as a function of dowel insertion time for joints giving intermediate tensile strengths (Type 3 joints).

Table 1.

Tensile strength results for dowels welded at different constant insertion rates and different welding times

Insertion rate (mm/s)	Welding time (s)	Tensile strength (kN/mm ²)
4	6	1 ± 0.26
6	4	1.5 ± 0.32
8	3	1.9 ± 0.47
10	2.4	2.7 ± 0.43
12	2	3.2 ± 0.54
14	1.7	4.1 ± 0.52
16	1.5	4.3 ± 0.57
18	1.3	4.6 ± 0.71
20	1.2	4.7 ± 0.54
22	1.1	3.9 ± 0.49

The National Instrument USB-9233 data acquisition device enables to measure the acceleration signal with a computer. It provides four channels of 24-bit analog inputs with integrated signal conditioning. NI Labview software enables to configure the USB 9233 device and to trigger the acquisition of the acceleration.

In Fig. 2 are shown the positions of the accelerometers 1 and 2 used to measure the acceleration along the direction of insertion of the dowel.

3. Results and Discussion

In Figs 3–5 are shown the three typical insertion acceleration profiles called respectively Types 1, 2 and 3, that are measured for rotational wood welding during dowel insertion in a substrate. Measuring accelerometers are AC-coupled devices because they use piezoelectric elements. With AC-coupled devices, there is often a zero offset because the transducer output is decoupled from the reading instrument by a series capacitor [14]. Each type of acceleration profile corresponds to a different tensile strength performance of the joint. In Fig. 3 is shown the insertion acceleration profile of a Type 1 welded joint and giving high tensile strength values. In Fig. 4 the profile of a welded joint of poor strength is shown. Finally Fig. 5 shows a profile intermediate between the two. Different phases of acceleration can be distinguished in Fig. 3. After an initial phase during which the dowel is outside the substrate but descending towards the receiving hole (phase 1, Fig. 3), a sharp very brief spike in the acceleration, reaching 5 m/s^2 , indicates the start of dowel insertion in the substrate. During phase 2 (Fig. 3) acceleration is very low at around 1 m/s^2 inducing a phase of dowel insertion at constant speed for less than 1 s. This is followed by phase 3 for a duration of almost 1 s in which the acceleration increases from $1\text{--}2 \text{ m/s}^2$ to around 7 m/s^2 . The acceleration profile ends with the dowel reaching the bottom of the pre-drilled hole in the substrate. As the dowel reaches this stage it takes 1/3rd of one second for the operator to switch off the drill (phase 4), with the friction decreasing down to zero. At this point the drill is switched off but the dowel continues to rotate decelerating to $1\text{--}2 \text{ m/s}^2$ at the entrance of phase 5. Phase 5, approximately 0.6 s, corresponds to the deceleration down to 0 m/s^2 , hence to the stopping of the dowel rotation and to zero insertion rate. It is of interest to note that the inertia of the drill causes the dowel to continue rotating, but for a very brief period, even after the drill has been switched off. Equally interesting to note is that in phase 5 the accelerometer records a series of successive, alternating, very brief acceleration spikes as the molten material in the joint successively alternates between cavitation and cooling.

Comparing the acceleration profile of a good joint in Fig. 3 with that of a poorly welded joint in Fig. 4, some marked differences can be noticed. In Fig. 4, phases 2 and 3 are indistinguishable, their combined length of time being a rather long 4.5 s. The acceleration during this combined phase, less than 1 m/s^2 , indicates that this insertion was practically done at an almost constant insertion rate. Phase 5 is also longer in Fig. 4 than in Fig. 3. Figure 5 reports the acceleration profile of a case intermediate between the first two, to which also corresponds an intermediate strength value of the joint. The case in Fig. 5 shows also a lengthy insertion at an acceleration of approximately 2 m/s^2 . Phase 5, Fig. 5, although 1.1 s longer than in Fig. 3, also presents a series of successive, alternating, very brief acceleration spikes as the molten material in the joint successively alternates between cavitation and cooling. The effect could also be due to the screw effect of the alternating earlywood and latewood growth rings of the substrate. However, the latter is not

likely to be the case because the effect does occur also when the wood growth rings are not in the correct configuration.

It is of interest to correlate the joint strength corresponding to joints prepared using one of these three types of acceleration profiles with the tensile strength of the dowel joint. These results are presented in a different manner in Figs 6 and 7.

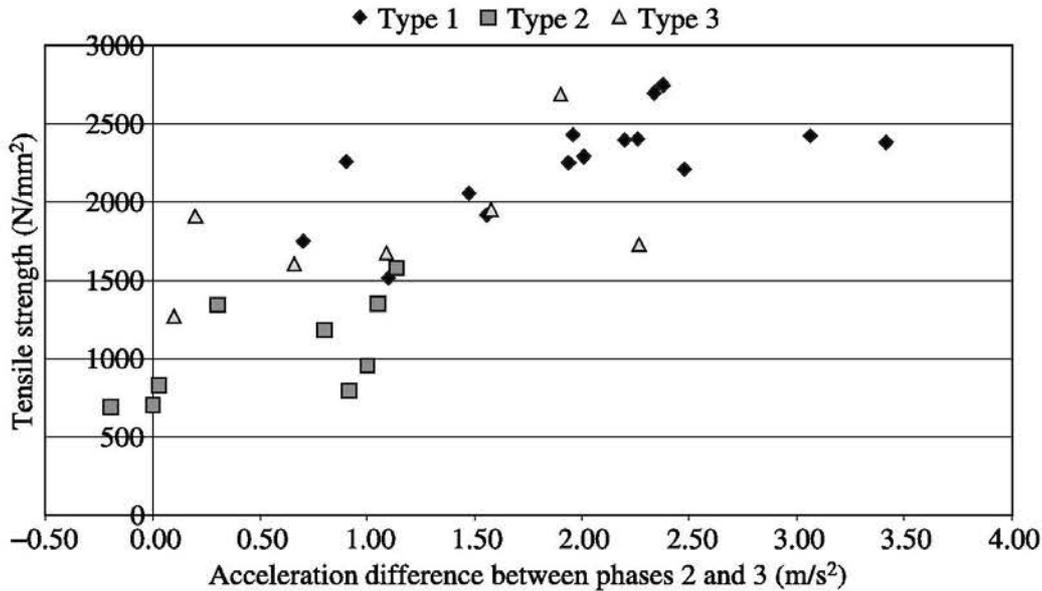


Figure 6. Tensile strength as a function of difference in acceleration between phases 2 and 3.

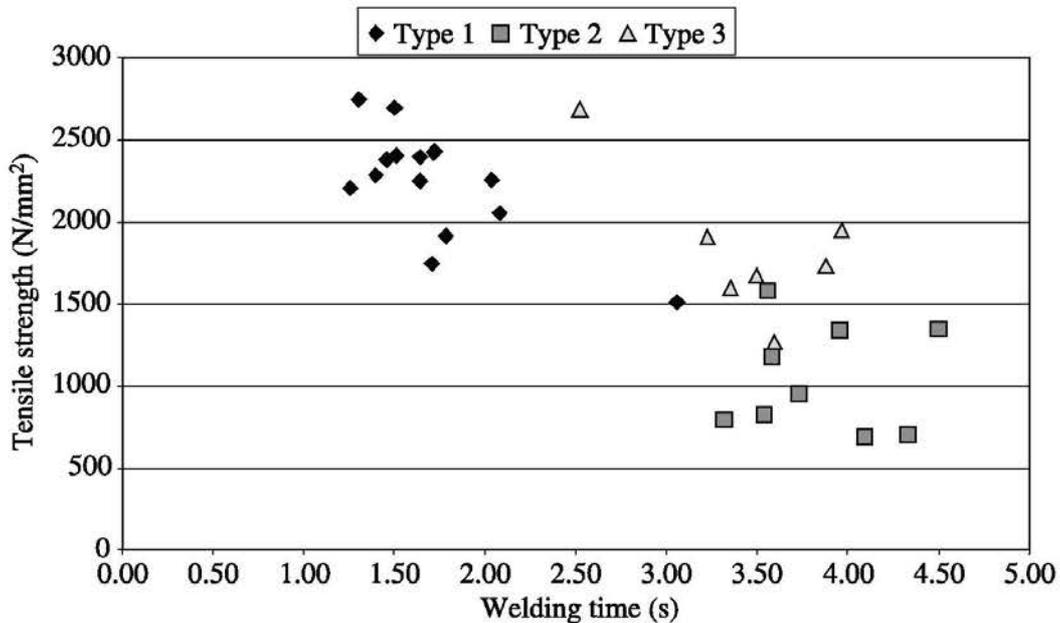


Figure 7. Tensile strength as a function of welding time for Types 1, 2 and 3 accelerometer profiles. The accelerations between phases 2 and 3 of the three types of profiles differ.

Thus, Fig. 6 reports joint tensile strength as a function of the acceleration difference between phases 2 and 3. Figure 4 clearly indicates that the higher is the acceleration difference between phases 2 and 3, hence the greater is the insertion acceleration, the higher is the strength value of the joint. The correlation does not appear to be strictly linear as the increase in tensile strength appears to be lower at the higher acceleration differences between phases 2 and 3. Thus, in Fig. 6, the joints in which the characteristics of the accelerometer profile are approximately of Type 1 (Fig. 3) show tensile strength values in the 1500 to 2700 N/mm² range, with the majority of the results in the 2300–2700 N/mm² range for the acceleration difference of 2–4 m/s². The joints in which the characteristics of the accelerometer profile are approximately of Type 2 show tensile strength values in the 700 to 1500 N/mm² range (Fig. 6), hence considerably lower, for the acceleration differences of 0–1 m/s². The joints in which the characteristics of the accelerometer profile are intermediate, hence approximately of Type 3 (Fig. 7), show tensile strength in between the previous two with values in the 1200 to 2000 N/mm² range, for the acceleration differences of 0.25–2 m/s². Thus, at higher insertion acceleration differences, the welded dowel gives higher tensile strengths.

Interpreting the same tensile strength results as a function of welding time (the higher the acceleration the shorter is the welding time; welding time can be defined as the time from the start of phase 2 and the end of phase 5), the differences between types of welding cycles become even more noticeable (Fig. 7). Thus, the joints of Type 1 (Fig. 3) show tensile strength values in the 2300–2700 N/mm² range for the narrow welding time range of 1.25–2.10 s. The joints of Type 2 (Fig. 4) show tensile strength values in the 700 to 1500 N/mm² range (Fig. 7), for a 3.5–4.10 s welding time range. The joints in which the characteristics of the accelerometer profile are intermediate, hence approximately of Type 3 (Fig. 5), show in-between tensile strength of 1200 to 2000 N/mm² range, for a 3.25–4 s welding time range. The results in Fig. 7 show that both the welding time and the acceleration rate of insertion appear to be determining parameters in rotational dowel joint strength.

While the influence of the acceleration rate is relatively well expressed by the results in Figs 6, 7 is not enough to define the influence of welding time when this is independent of the acceleration rate. In Table 1 and Fig. 8 are reported the dowel joint strengths when the dowel is inserted in the substrate at a constant rate but at progressively shorter times of insertion and welding. These show that the tensile strength of the joint increases as the rate of insertion increases up to a maximum at 18–20 mm/s. Thus, in the experiments done the strength of the joint increases as the welding time decreases to 1.3–1.2 s. The joint strength starts decreasing afterwards. Figure 8 and Table 1 show that the joint strength improvement is not a linear function of the rate of dowel insertion or welding time. The strength improvement increases at welding times shorter than 3 s (Table 1). It is interesting to note that comparing the best results obtained by an accelerating rate of insertion, around 2700 N/mm², this corresponds to the values obtained by a constant rate of insertion of 10–12 mm/s and a welding time of approximately 2 s. Table 1 also clearly shows

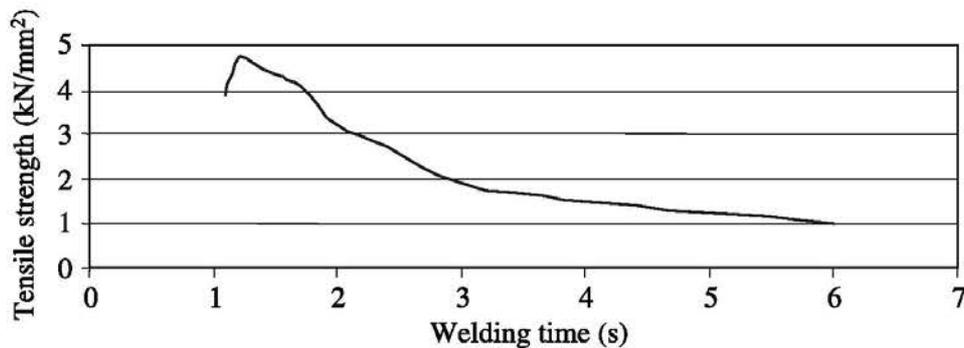


Figure 8. Tensile strength as a function of welding time at constant dowel insertion rate.

that even better strength results at 4600–4700 N/mm² can be obtained at constant dowel insertion rate but at high speed of insertion.

4. Conclusion

Both accelerating and constant dowel insertion rates are determining parameters for the tensile strength of welded dowel joints. Accelerating dowel insertion rates appear to yield the best results at the low dowel insertion rate characteristic of welding by manual drills. Constant dowel insertion rates appear instead to yield best results when the insertion rate is much higher and can be better controlled as is the case in a computer controlled dowel insertion equipment. Thus, a short welding time, obtained either by using a high but constant insertion rate or a low but accelerating insertion rate, appears to yield a high joint strength.

Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge the financial support of the CPER 2007-2013 “Structuration du Pôle de Compétitivité Fibres Grand’Est” (Competitiveness Fibre Cluster), through local (Conseil Général des Vosges), regional (Région Lorraine), national (DRRT and FNADT) and European (FEDER) funds.

References

1. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
2. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
3. C. Ganne-Chedeville, A. Pizzi, A. Thomas, J.-F. Leban, J.-F. Bocquet, A. Despres and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1157–1174 (2005).
4. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
5. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 1727–1739 (2006).

1328 S. Auchet et al. / *Journal of Adhesion Science and Technology* 24 (2010) 1319–1328

6. J. F. Bocquet, A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, L. Resch, D. Michel and F. Letort, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 301–317 (2007).
7. A. Zoulalian and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 97–108 (2007).
8. P. Omrani, J.-F. Bocquet, A. Pizzi, J.-M. Leban and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 923–933 (2007).
9. H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 63–70 (2009).
10. C. Segovia and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 1293–1301 (2009).
11. M. Oudjene, M. Khalifa, C. Segovia and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.*, in press (2009).
12. G. Rodriguez, P. N. Diouf, P. Blanchet and T. Stevanovic, *J. Adhesion Sci. Technol.*, submitted (2009).
13. Y. Sun, M. Royer, P. N. Diouf and T. Stevanovic, *J. Adhesion Sci. Technol.*, submitted (2009).
14. A. S. Chu, *SAE Trans.* **114**, 702–706 (2005).

3.2. Étude des paramètres influant sur la résistance des assemblages bois - Soudage rotatif.

Les techniques de soudage par friction qui sont employées couramment dans l'industrie du plastique et de l'automobile ont été appliquées également au bois, sans utilisation d'adhésif. L'insertion d'une tourillon dans le bois massif a été utilisée pendant des siècles pour la réalisation de meubles.

Le soudage du bois par rotation de tourillons à grande vitesse a permis d'obtenir rapidement des assemblages de résistance très importante. Récemment, cette technologie simple a été améliorée. Le diamètre du tourillon, celui du perçage dans la pièce de support et le temps de soudage sont des paramètres qui conduisent à des différences de résistance significatives. Des applications du soudage dans le domaine de la construction pour la fabrication d'éléments structurels à grande échelle (assemblage d'éléments pour constituer des planchers, des parois, ou encore des poutres) ont déjà été étudiées voire publiées. On s'intéresse ici à son application pour la fabrication de meubles. Une grande variété d'assemblages est utilisée dans cette industrie. C'est pour cette raison que leur performance qui dépend des connecteurs soudés doit être évaluée pour chaque type d'assemblages de meubles et comparée à la performance des mêmes joints quand ils sont cloués ou collés. Parmi cette multitude d'assemblages, on peut distinguer deux catégories principales : parallèles à la fibre ou perpendiculaires à la fibre.

D'autre part, il y a un intérêt considérable à utiliser les techniques de soudage du bois dans les industries de panneaux, le type de panneau qui peut être fabriqué est appelé « lamellé-soudé ». Cet assemblage existe déjà aujourd'hui avec les panneaux « lamellés-collés », avec l'utilisation de colles PVAc, pour former un panneau de bois stratifié souvent de dimensions considérables. Largement répandue aujourd'hui, cette technologie présente cependant quelques problèmes de pollution directe (lors de la fabrication en elle-même) ou indirecte (émanation de composés des éléments mis en œuvre). Par ailleurs, des problèmes subsistent dans les entreprises et se font ressentir dans les conditions de travail avec notamment un nettoyage des machines difficiles et coûteux. Une alternative tant sur les points de vue économique, qu'écologique que social serait donc d'outrepasser ces problèmes en remplaçant la colle par les tourillons soudés.

Des poutres en bois stratifiés ont déjà été fabriquées en utilisant la technique de soudage linéaire mais deux inconvénients majeurs apparaissent l'un concernant la longueur limitée de

la poutre ainsi conçues, l'autre à propos du coût de l'équipement nécessaire qui reste relativement élevé. Ces contraintes ne se retrouvent pas avec l'utilisation du soudage rotatif.

Cette phase de travail présente une partie des résultats qui concernent les assemblages parallèles à la fibre à travers trois types d'assemblage : le biseau, le mi-bois et le tenon-mortaise, en comparaison avec les assemblages cloués et collés. Les assemblages perpendiculaires de type T sont évalués après le soudage et leurs performances comparées à celles des mêmes assemblages par connecteurs collés. Les assemblages perpendiculaires de type L ont été étudiés pour comparer leur performance. Ces derniers ont été évalués selon la procédure CTBA L-161 (2000) de la Norme française NF P 20-501. Dans le projet de panneaux, nous allons montrer les résultats des performances des assemblages lamellés-soudés sans colle.

3.2.1. Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages parallèles à la fibre.

« *Performance of Dowel-Welded Wood Furniture Linear Joints* »

Journal of Adhesion Science and Technology 23 (2009) 1293–1301

C. Segovia and A. Pizzi

ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

Reçu finale le 26 février 2009

Résumé

La comparaison de trois types d'assemblage de meubles comme le biseau, le mi-bois et le tenon-mortaise avec un ou deux tourillons soudés, des tourillons collés et des clous en acier a montré que les premiers donnaient toujours de meilleures résistances et rigidités par rapport aux clous. L'application de la technique de soudage dans les assemblages est limitée au nombre de connecteurs du fait de l'espace étroit dans lequel ils peuvent être appliqués, comme dans les meubles, peut donner des résultats comparables avec ceux obtenus en collant les mêmes connecteurs.

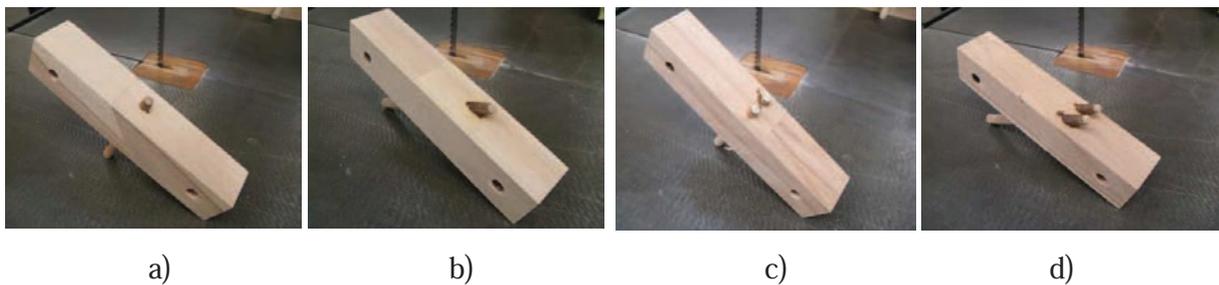


Figure 50 : Des assemblages biseau avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillon, 45° d'inclinaison ; c) Deux tourillons, 90° d'inclinaison ; d) Deux tourillons, 45° d'inclinaison.

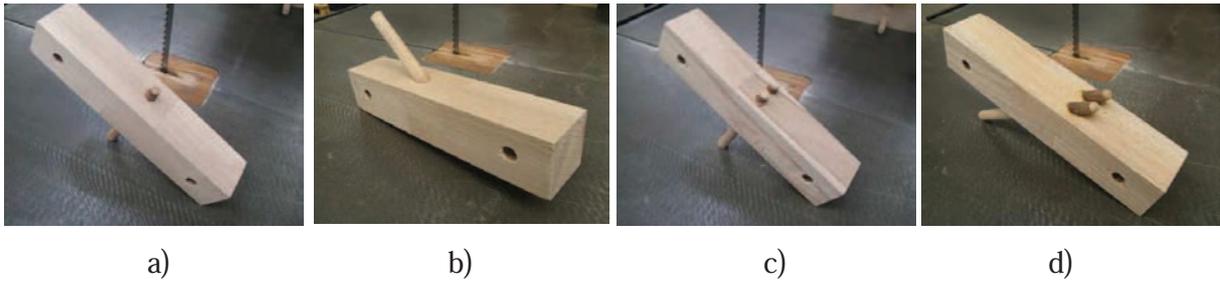


Figure 51 : Des assemblages Mi-bois avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillon, 45° d'inclinaison ; c) Deux tourillons, 90° d'inclinaison ; d) Deux tourillons, 45° de inclinaison.

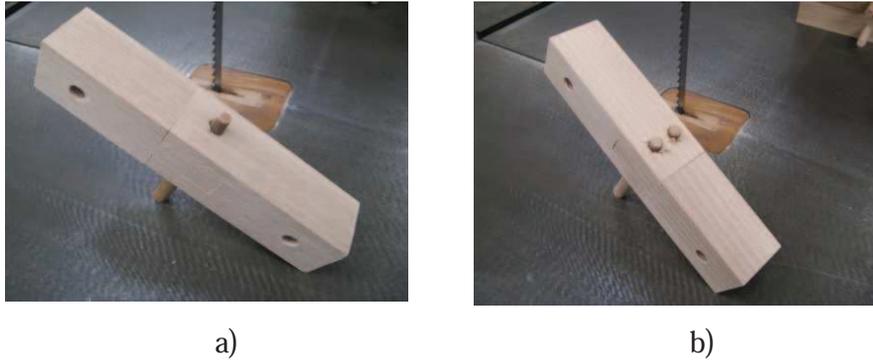


Figure 52 : Des assemblages Tenon-Mortaise avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillons, 45° de inclinaison.



Figure 53 : Dispositif de l'essai mécanique.

Performance of Dowel-Welded Wood Furniture Linear Joints

C. Segovia and A. Pizzi*

ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France

Received in final form 26 February 2009

Abstract

Comparison of three types of furniture joints such as scarf joints, step butt joints and dovetail joints held together either by one or two welded dowels, glued dowels and steel nails showed that the dowels always gave better shear strength and greater stiffness than the steel nails. The results of welded dowels and glued dowel joints were found to be comparable. The application of the welded joint technique to joints where the number of dowels is limited by the narrow space in which they can be applied, such as in furniture, can give results comparable to those obtained by gluing the same dowels.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Wood welding, furniture joints, scarf joints, butt joints, dovetail joints, stiffness, shear strength

1. Introduction

Mechanically-induced friction welding techniques which are widely used in the plastic and automotive industries have recently been applied also to joining wood, without the use of any adhesive [1–3]. Of the two welding techniques available, high speed rotation-induced wood dowel welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [3–9]. It has been used for binding two wood surfaces across an interface, namely to make a butt joint. The mechanical performance of the joint was found to be good [3–6].

While application of this welding technique to structural assemblies like suspended floors and house walls has been reported [10, 11], its main target application is for interior furniture manufacture. A great variety of joint types are used for furniture. It is for this reason that the performance of joints held together by welded dowels needs to be evaluated for each type of furniture joint and compared to the

* To whom correspondence should be addressed. Tel.: (+33)329296117; Fax: (+33)329296138; e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

equivalent performance of the same joints when nailed or glued. Furniture joints exist in many varieties, but can be distinguished into two main classes: linear joints and angle joints.

In this paper the three main types of linear joints for furniture are tested after dowel welding, and their performance compared to that of the same joints when either nailed or glued.

2. Experimental

The three most common types of linear wood joints for furniture were used for this research work, namely scarf joints (type 1), step butt joints (type 2) and dovetail joints (type 3). The manners in which the scarf joints were held together in different ways by rotationally welded dowels, by gluing, or by steel nails are shown in Fig. 1. Both dowel-welded and nailed joints were assembled by using either one dowel/one nail, or two dowels/two nails. Furthermore, the dowels and nails were introduced either at 90° to the surface of the wood (Fig. 1(a, c)) or at an angle of 45° (Fig. 1(b, d)). The use of a 45° dowel angle has been shown before to yield better shear strength results [12], but the situation is different in furniture making. The same types of joint assemblies were also achieved for step butt joints (Fig. 2) and for dovetail joints (Fig. 3). For these two types of joints too the dowels and nails were introduced either at 90° to the surface of the wood (Fig. 2(a, c) for step butt joints and Fig. 3(a, b) for dovetail joints) or at an angle of 45° (Fig. 2(b, d) for step butt joints).

Commercial beech wood fluted dowels, dried to 2% moisture content, 10 mm in diameter and 8 cm in length, were inserted using a high speed fixed-base, manually-operated drill (Syderic SH 32, Syderic-Vernier-Cato, France) into pieces of beech wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter. Three types of joints, shown in Figs 1–3, were held together by (i) single or double steel nail insertion by hammer, (ii) rotational dowel welding of one or two dowels across the joint inserted at either 45° or 90° to the surface of the sample to be welded, and (iii) gluing of the same dowels into the substrate holes by a commercial poly(vinyl acetate) (PVAc) adhesive. The results of these were compared to control joints glued with PVAc over all the interface. The dowels were welded to the surfaces of the holes in the substrate to form a bonded joint by a fast rotational movement at 1600 revolutions per minute (rpm). When the fusion and bonding were achieved, this was achieved in 2–3 s, the rotation of the dowel was stopped. A hand clamp was used to hold the two pieces of wood together to achieve the maximum strength. Ten joint specimens were tested for each case shown in Tables 1–4. The samples dimensions were $290 \times 38 \times 38$ mm.

Shear strength was taken as the maximum force achievable (kN) in testing the specimen in shear mode related to the joint area. Stiffness (kN/mm) is the slope of the initial linear section of the force–elongation curve obtained during the shear test.

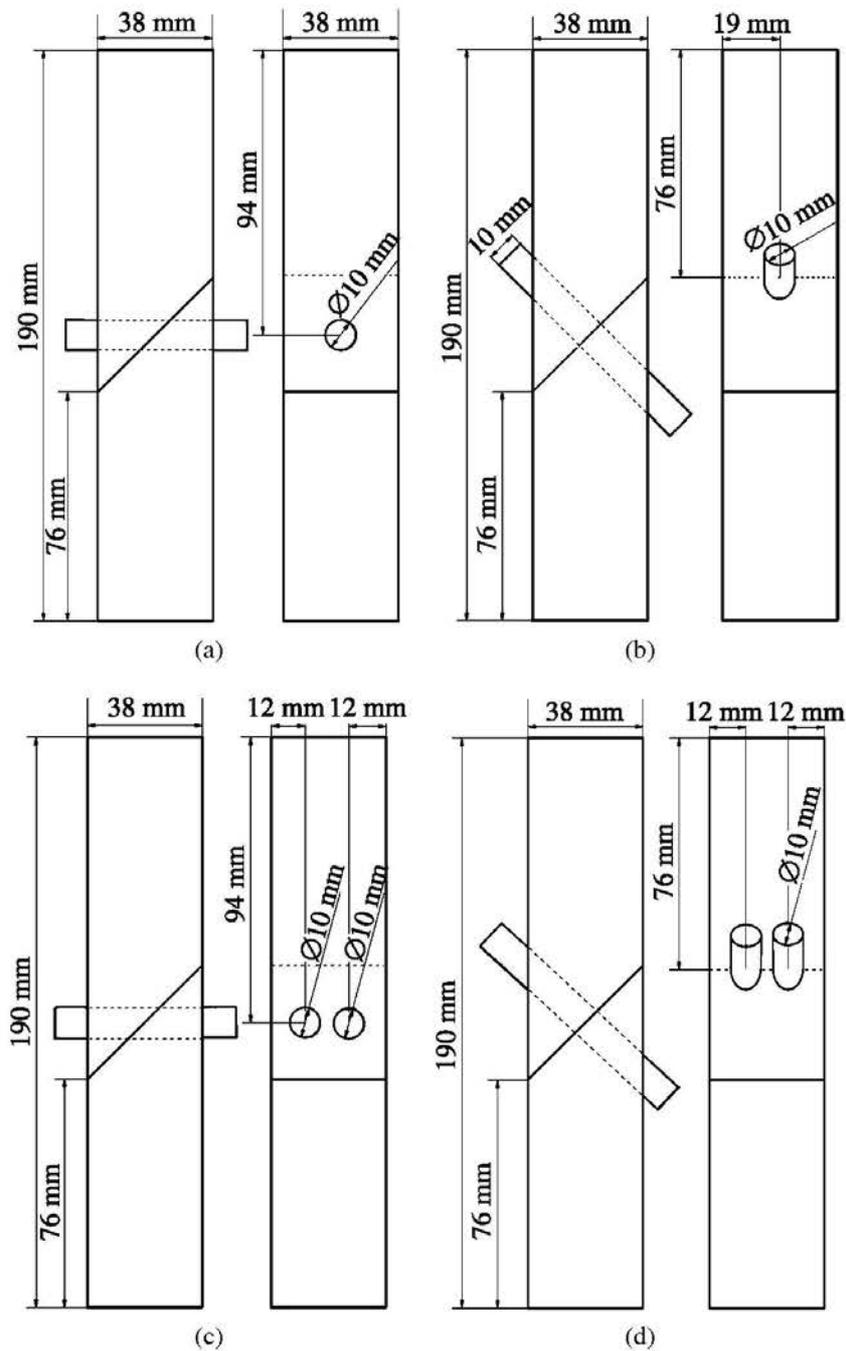


Figure 1. Scarf joints (type 1) held together by (a) one welded dowel or one steel nail inserted at 90° to the sample surface, (b) one welded dowel or one steel nail inserted at 45° to the sample surface, (c) two welded dowels or two steel nails inserted at 90° to the sample surface and (d) two welded dowels or two steel nails inserted at 45° to the sample surface.

2.1. Equivalence Between Dowels and Metal Nails

Comparative studies with wood have shown that when a dowel is inserted at 45° and either glued or welded [10], it can resist a force of approximately 0.3 kN, with

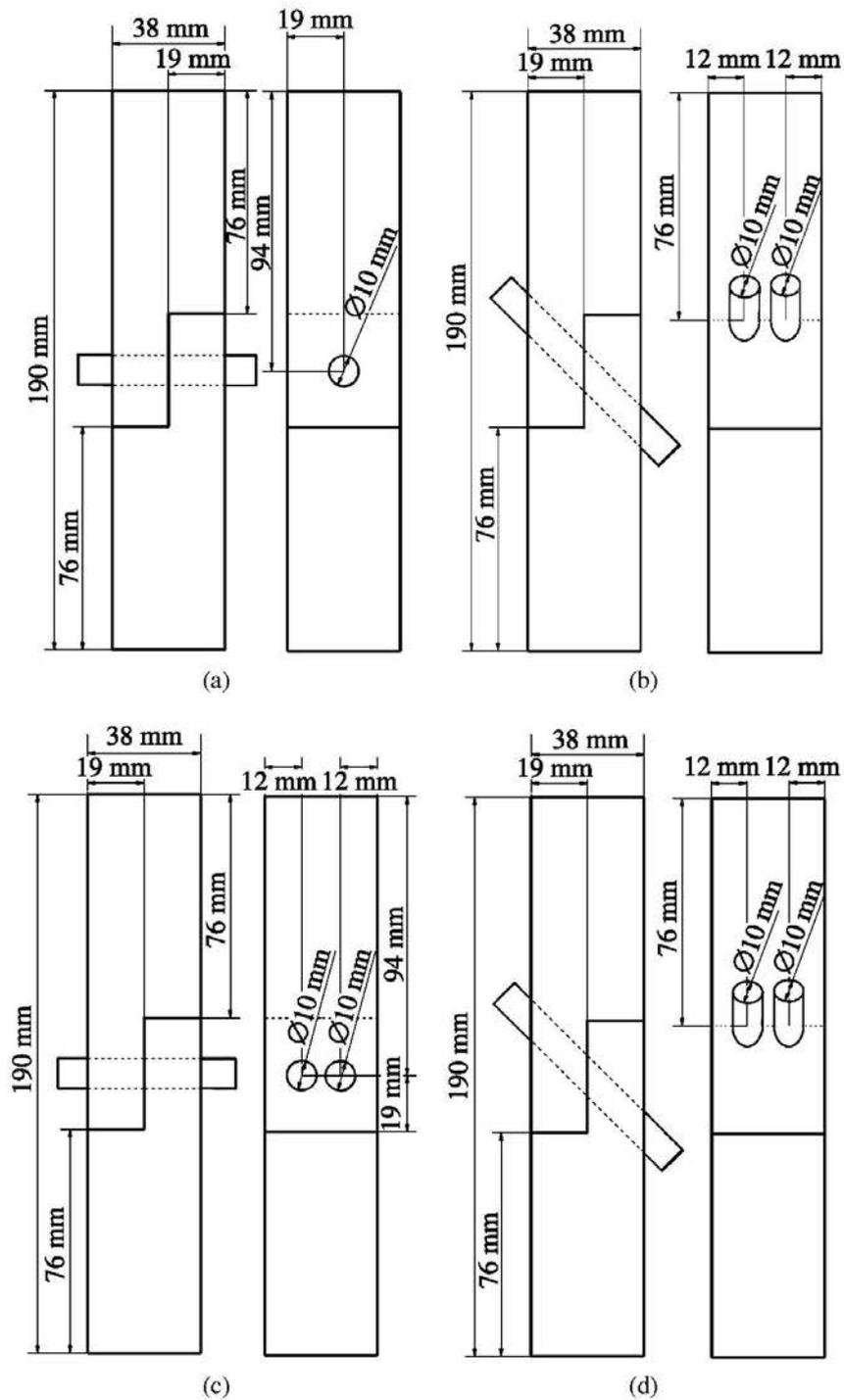


Figure 2. Step butt joints (type 2) held together by (a) one welded dowel or one steel nail inserted at 90° to the sample surface, (b) one welded dowel or one steel nail inserted at 45° to the sample surface, (c) two welded dowels or two steel nails inserted at 90° to the sample surface and (d) two welded dowels or two steel nails inserted at 45° to the sample surface.

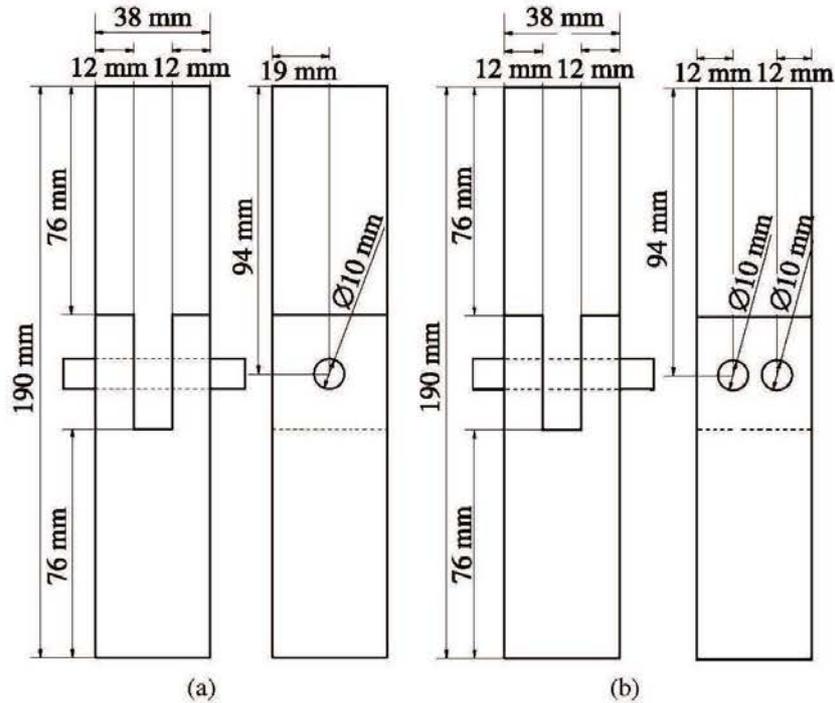


Figure 3. Dovetail joints (type 3) held together by (a) one welded dowel or one steel nail inserted at 90° to the sample surface and (b) two welded dowels or two steel nails inserted at 90° to the sample surface.

Table 1.

Average shear strength results (in kN) and standard deviations for three types of beech wood joints held together by one steel nail, one welded dowel, or one glued dowel

Insertion angle (°)	1 steel nail	1 welded dowel	1 glued dowel
Type 1 joints			
45	0.85 ± 0.10	2.70 ± 0.48	3.21 ± 0.27
90	0.68 ± 0.25	1.12 ± 0.07	1.13 ± 0.14
Type 2 joints			
45	0.52 ± 0.09	3.08 ± 1.08	6.65 ± 0.68
90	1.06 ± 0.17	2.89 ± 0.26	3.06 ± 0.98
Type 3 joints			
90	1.62 ± 0.16	4.45 ± 0.35	5.10 ± 0.44

a stiffness of 2 kN/mm. European Norm 1380 and Eurocode 5 [13–15] define the stiffness for metal nails according to the following equation:

$$K_S = \rho^{1.5} \times d/23,$$

where K_S = stiffness (N/mm), ρ = wood density (kg/m^3), d = nail diameter (3.1 mm).

Table 2.

Average shear strength results (in kN) and standard deviations for three types of beech wood joints held together by two steel nails, two welded dowels, or two glued dowels

Insertion angle (°)	2 steel nails	2 welded dowels	2 glued dowels
Type 1 joints			
45	1.87 ± 1.04	5.26 ± 0.45	5.76 ± 0.21
90	1.32 ± 0.27	2.21 ± 0.17	2.31 ± 0.17
Type 2 joints			
45	0.95 ± 0.12	7.09 ± 0.40	10.15 ± 2.08
90	1.98 ± 0.31	5.49 ± 0.36	5.22 ± 1.98
Type 3 joints			
90	3.69 ± 0.59	7.88 ± 0.15	7.74 ± 0.66

Table 3.

Average stiffness results (in kN/mm) and standard deviations for three types of beech wood joints held together by one steel nail, one welded dowel, or one glued dowel

Insertion angle (°)	1 steel nail	1 welded dowel	1 glued dowel
Type 1 joints			
45	1.25 ± 0.44	2.80 ± 0.95	7.36 ± 0.24
90	0.83 ± 0.15	1.88 ± 0.80	2.13 ± 0.66
Type 2 joints			
45	1.76 ± 2.04	7.91 ± 1.24	13.92 ± 2.87
90	1.18 ± 0.77	2.78 ± 0.92	2.00 ± 1.09
Type 3 joints			
90	3.65 ± 1.38	15.38 ± 1.74	7.64 ± 3.04

Taking the dimensions of a standard nail as 3.1×70 mm, and the density of wood as 380 kg/m^3 , one can calculate its stiffness as:

$$K_S = 380^{1.5} \times 3.1/23, \quad K_S = 1 \text{ kN/mm.}$$

This indicates that two 3.1×70 mm nails are necessary to obtain the same stiffness (2 kN/mm) as can be obtained with one dowel. Tests with nails [13] have confirmed this value of a nail's stiffness given in Eurocode 5 [13].

3. Results and Discussion

The results in Table 1 indicate that for type 1 and type 3 joints there is no significant difference between welded and glued dowel joint strengths. However, both welded

Table 4.

Average stiffness results (in kN/mm) and standard deviations for three types of beech wood joints held together by two steel nails, two welded dowels, or two glued dowels

Insertion angle (°)	2 steel nails	2 welded dowels	2 glued dowels
Type 1 joints			
45	4.09 ± 2.18	12.73 ± 1.23	12.46 ± 1.43
90	0.38 ± 0.18	6.00 ± 1.16	7.53 ± 1.09
Type 2 joints			
45	6.07 ± 2.39	8.26 ± 0.15	12.37 ± 2.91
90	1.41 ± 0.46	6.39 ± 1.44	6.48 ± 2.19
Type 3 joints			
90	10.69 ± 3.05	17.24 ± 1.66	19.34 ± 2.2

and glued dowels give joints of better strength than steel nails. Conversely, when the whole area of the joint interface is glued the mechanical resistance of the joint is greater than both welded and glued dowel joints when only a single dowel is used to fix the joint. This is true also for type 2 joints. Furthermore, for type 2 joints while there is no difference between welded and glued dowel joints at 90° insertion, the glued dowel joints perform much better at a 45° insertion angle.

The strength of the doweled joints increases considerably, in general approximately doubles or in some cases even more than doubles, when two dowels are inserted in the joint. The trends are the same as for the one dowel joints, for all three joint types. Again the doweled joints present lower strength than joints in which the whole interface is glued. Also the nailed joints are by far the weakest. Because the greater is the number of dowels inserted the higher is the joint strength, the results obtained are expected as for a furniture joint where the number of dowels that can be inserted in the small area available is limited. However, what is notable is that also in two-welded-dowel furniture joints the mechanical resistance of the joint is acceptable for furniture making. This is based on long term empirical experience rather than on codified requirements for furniture joints mechanical resistance.

The simple mechanical resistance of the joints is, however, not the only parameter to be taken into consideration to evaluate the performance of the different types of joint fastening. Thus, the stiffness of a joint is equally important for evaluating the performance of the joints. Average joint stiffnesses for the different joint assemblies are reported in Tables 3 and 4. The 45° welded dowel joints of types 1 and 2 always present greater stiffness than the 90° joints. This is valid for both one-dowel and two-dowel joints.

In general, both dowels and metallic nails are subjected to both shear and tension forces when testing a joint. The presence of tension forces tends to withdraw them from the wood. Usually dowels are inserted in wood at a 90° angle to the surface of

the wood. However, different configurations can be envisioned to bind together two pieces of timber with a dowel. In principle, three main cases present themselves, as was shown in previous work on structural applications [10, 12]. The dowel can then be subjected to shear only, or to shear and tension or to shear and compression. Furthermore, in the cases in which the angle of insertion of the dowel is lower or higher, the relative proportions of shear and tension will vary with the angle of insertion of the dowel. Examples of this are the results previously obtained in blocks linked by dowels inserted at 90° and 45° [10, 12]. The dowels inserted at 90° become clearly deformed by shear [10, 12]. The dowels inserted at 45° instead were found to be hardly deformed [10, 12] as their insertion angle assures that during testing they are subjected to both shear and tension, hence to much lower shear forces. This is the case also for the different types of furniture joints reported here.

The doweled joints always present greater stiffness than the steel nailed joints. In recognition of the equivalence described earlier in the Experimental Section (i.e., two nails are necessary to obtain the same stiffness that can be obtained with one dowel) the main comparison of results shown in Tables 1–4 should be between single-doweled joints and double-row nailed joints. Thus, two-welded-dowel joints always present stiffer assemblies than two-steel nailed joints. Comparison between welded dowel and glued dowel joints shows that in the case of one-dowel joints the glued dowel joints are stiffer than welded dowel joints for joints of type 1 and 2 (Table 3). The reverse is true for joints of type 3 (Table 3). A possible explanation is that a particular difference between types 1 and 2 in relation to type 3 exists. This is because in types 1 and 2 some bending moment can occur due to the unsymmetrical behaviour of the specimen under load, whereas type 3 remains without bending moment due to its symmetrical shape. Comparison between two-welded-dowel and two-glued-dowel joints shows that all these present, in a general, a comparable stiffness for all three types of joints (Table 4).

The conclusion that can be drawn from all these results is that the application of the welded joint technique to joints where the number of dowels is limited by the space in which they can be inserted, such as in some types of furniture, can give results comparable to those obtained by gluing the same dowels. Where a greater number of dowels can be inserted, such as in structural joints, the results are further improved [10, 12].

4. Conclusion

Comparison of three types of furniture joints such as scarf joints (type 1), step butt joints (type 2) and dovetail joints (type 3) held together either by one or two welded dowels, glued dowels and steel nails showed that the dowels always gave better shear strength and greater stiffness than the steel nails. The results of welded dowels and glued dowel joints were found to be comparable. The 45° welded dowel

joints of types 1 and 2 always presented greater stiffness than the 90° joints. This is so because the dowels inserted at 90° become deformed by shear while the dowels inserted at 45° are hardly deformed as their insertion angle assures they are subjected to both shear and tension, hence to much lower shear forces. The application of the welded joint technique to joints where the number of dowels is limited by the limited space in which they can be applied, such as in furniture, can give results comparable to those obtained by gluing the same dowels.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1573–1590 (2003).
2. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 673–685 (2004).
3. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 169–179 (2008).
4. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
5. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
6. C. Ganne-Chedeville, A. Pizzi, A. Thomas, J.-F. Leban, J.-F. Bocquet, A. Despres and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1157–1174 (2005).
7. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
8. P. Omrani, J.-F. Bocquet, A. Pizzi, J.-M. Leban and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 923–933 (2007).
9. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *Holz Roh Werkstoff* **66**, 161–162 (2008).
10. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 1727–1739 (2006).
11. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *Holz Roh Werkstoff* **65**, 149–156 (2007).
12. J. F. Bocquet, A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, L. Resch, D. Michel and F. Letort, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 301–317 (2007).
13. Eurocode 5, Design of timber structures: general rules and rules for building, DD ENV 1995-1-1 (1995).
14. Eurocode 5, Conception and design of timber structures, EN 1995-2 (2005).
15. European Norm (EN), Timber structures, test methods: load-bearing nailed joints, EN 1380 (1999).

3.2.2. Performances des assemblages par soudage rotatif. - Cas des assemblages parallèles à la fibre de type T.

« *Performance of Dowel-Welded T-Joints for Wood Furniture* »

Journal of Adhesion Science and Technology 23 (2009) 2073–2084

C. Segovia and A. Pizzi

ENSTIB-LERMAB, Nancy Université, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

Réception finale le 31 août 2009

Résumé

La comparaison de deux types d'assemblage de meubles, le mi-bois et le tenon-mortaise et l'union par un ou deux connecteurs soudés ou collés soit à 45° soit à 90° d'inclinaison ont montré que les résultats d'effort maximal entre les connecteurs soudés et les assemblages collés étaient comparables. Pour le tenon-mortaise il y a, en général, peu de différences si le connecteur est inséré avec un angle de 45° ou 90° degrés. Aussi il n'y a aucune différence significative entre les valeurs de rigidité entre les connecteurs soudés et collés aussi bien dans les assemblages type T, que pour le mi-bois que dans le tenon-mortaise pour une même géométrie. Pour l'assemblage mi-bois, les connecteurs collés et soudés se comportent totalement différemment que dans les assemblages linéaires. La force de rupture maximale et la rigidité augmentent en fonction du nombre de connecteurs (un ou deux). L'application de la technique de soudage rotatif aux assemblages avec un nombre de connecteurs est limitée par l'espace dans lequel ils peuvent être insérés, comme dans les meubles, mais peut donner des résultats de résistance comparables avec ceux obtenus en collant les mêmes connecteurs. C'est particulièrement le cas pour le tenon-mortaise dans des assemblages perpendiculaires.



Figure 54 : Dispositif de l'essai mécanique pour les assemblages type T.

Performance of Dowel-Welded T-Joints for Wood Furniture

C. Segovia and A. Pizzi*

ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France

Received in final form 31 August 2009

Abstract

Comparison of two types of furniture joints namely step butt T-joints and mortise and tenon T-joints held together either by one or two welded or glued dowels showed that the shear strength results of welded dowel and glued dowel joints were comparable. For mortise and tenon T-joints there is, in general, no difference if the dowel is inserted at a 45° or 90° angle. Also there is no significant difference between welded and glued dowel joints stiffness values in both step butt and mortise and tenon T-joints of the same geometry. Also, there is no significant difference between dowels inserted at 45° or 90° for mortise and tenon T-joints. Glued dowel and welded dowel step butt T-joints behave quite differently from linear joints. Thus, in step butt T-joints a higher shear strength is obtained if a single dowel is inserted at 45° for both glued and welded dowels. Both shear strength and stiffness increase as the number of dowels increases, namely from one to two. The application of the welded joint technique to joints where the number of dowels is limited by the limited space in which they can be inserted, such as in furniture, can give shear strength results comparable to those obtained by gluing the same dowels. This is particularly the case for mortise and tenon T-joints.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Wood welding, furniture joints, butt T-joints, mortise and tenon T-joints, stiffness, shear strength

1. Introduction

Mechanically-induced friction welding techniques which are widely used in the plastic and automotive industries have recently been applied also to joining wood, without the use of any adhesive [1–5]. Of the two welding techniques available, high speed rotation-induced wood dowel welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [6–11]. It has been used for binding two wood surfaces, namely to make a butt T-joint. The mechanical performance of the joint was found to be good [6–11].

* To whom correspondence should be addressed. Tel.: (+33)329296117; Fax: (+33)329296138; e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

While application of this welding technique to structural assemblies like suspended floors and house walls has been reported [12–14], its main target application is for interior furniture manufacture.

A great variety of joint types are used for furniture. It is for this reason that the performance of joints held together by welded dowels needs to be evaluated for each type of furniture joint and compared to the performance of the same joints when nailed or glued. Furniture joints exist in many varieties, but can be distinguished into two main classes: linear joints and angular joints. In a recent paper the performance of linear joints for furniture was tested after dowel welding, and their performance compared to that of the same joints when either nailed or glued [15].

In this paper, the types of angular joints, namely the two main types of T-joints for furniture, are tested after dowel welding, and their performance compared to that of the same joints when either nailed or joined by glued dowels.

2. Experimental

The two most common types of T-joints for wood furniture were used in this research, namely step butt T-joints (type 1), and mortise and tenon T-joints (type 2). The manners in which the step butt T-joints were held together, by rotationally welded dowels and glued dowels, are shown in Figs 1–4. Both welded dowel and glued dowel joints were assembled using either one dowel, or two dowels. Furthermore, the dowels were introduced either at 90° to the surface of the wood (Figs 1(a, b) and 3(a, b)) or at an angle of 45° (Figs 2(a, b) and 4(a, b)). The use of a 45° dowel angle had been shown before to yield better shear strength results for both linear furniture joints [15] and structural joints [14]. The situation is different in T-joints, hence the necessity to test them. The same types of joint assemblies were also achieved for mortise and tenon T-joints: welded dowel and glued dowel joints were assembled using only one dowel (Figs 5 and 6). For these type of joints too the dowels were introduced either at 90° to the surface of the wood (Figs 5(a) and 6(a)) or at an angle of 45° (Figs 5(b) and 6(b)).

Commercial beech wood fluted dowels, dried to 2% moisture content, 10 mm in diameter and 8 cm in length, were inserted into pieces of beech wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter using a high speed, fixed-base, computer-controlled synchronous motor operated drill developed especially for wood dowel welding at controlled constant insertion rate. Two types of joints, shown in Figs 1–6, were held together by (i) rotational dowel welding of one or two dowels across the joint inserted at either 45° or 90° to the surface of the sample to be welded and (ii) gluing of the same dowels into the substrate holes by a commercial poly(vinyl acetate) (PVAc) adhesive. The results of these were compared to control joints glued with PVAc over the entire interface. The dowels were welded to the surfaces of the holes in the substrate to form a bonded joint by a fast rotational movement at 1700 revolutions per minute (rpm). When the fusion and binding was achieved (this was

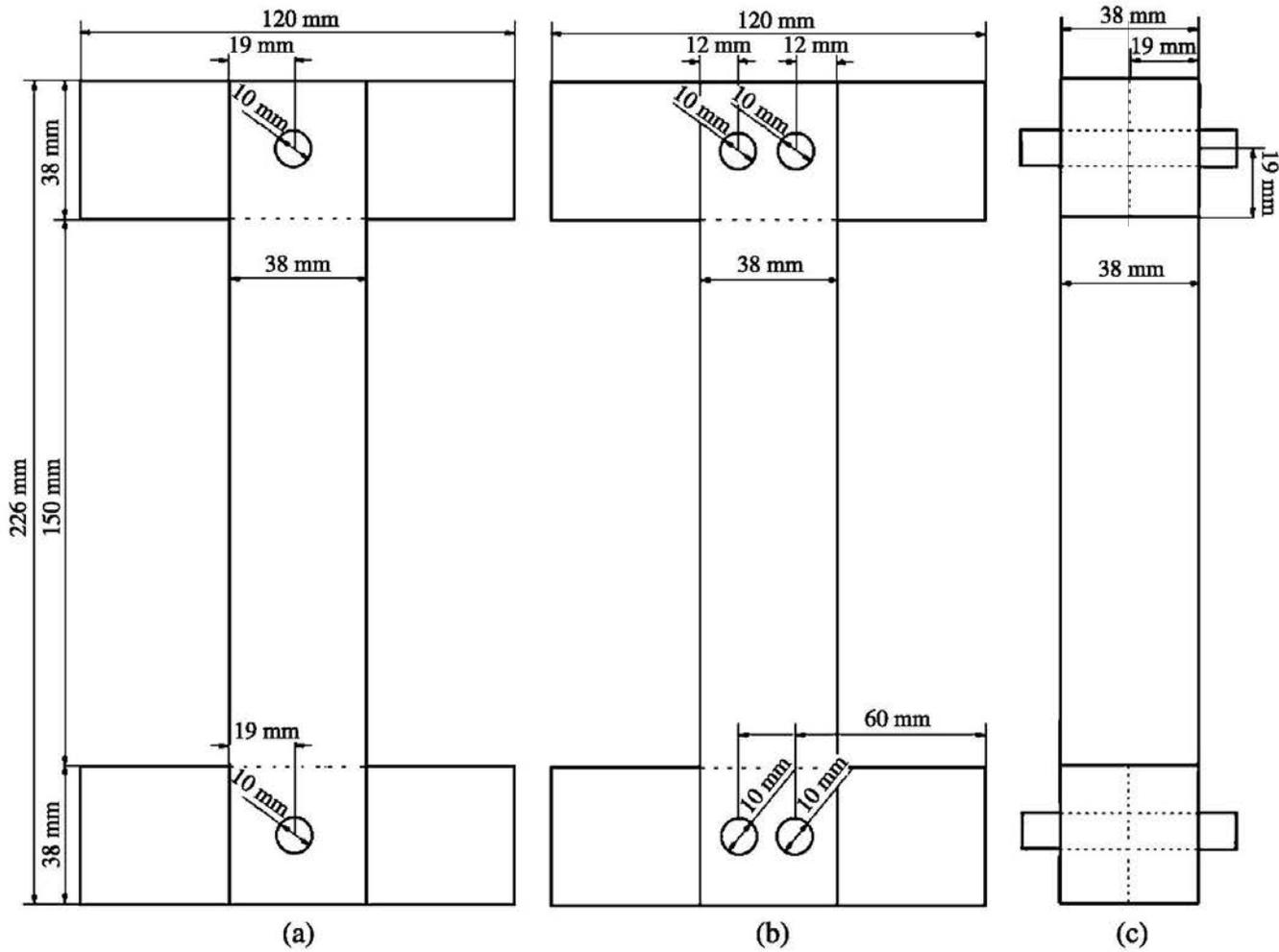


Figure 1. Step butt T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 90° to the sample surface. (b) Two welded dowels or two glued dowels inserted at 90° to the sample surface. (c) Side view of joints in (a) and (b). Cross-section $120 \times 38 \times 38$ mm, vertical section $226 \times 38 \times 38$.

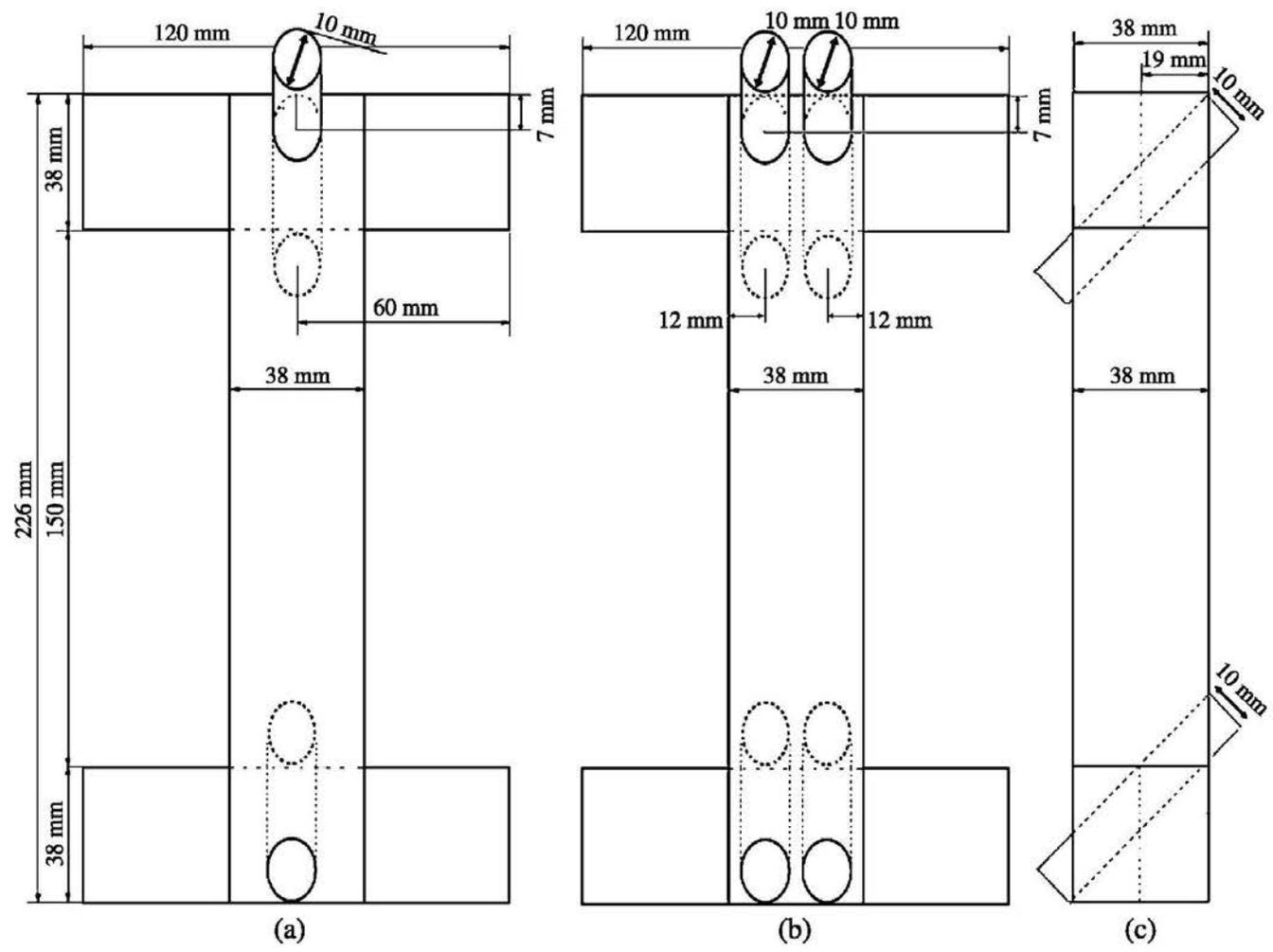


Figure 2. Step butt T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 45° to the sample surface. (b) Two welded dowels or two glued dowels inserted at 45° to the sample surface. (c) Side view of joints in (a) and (b). Cross-section 120 × 38 × 38 mm, vertical section 226 × 38 × 38.

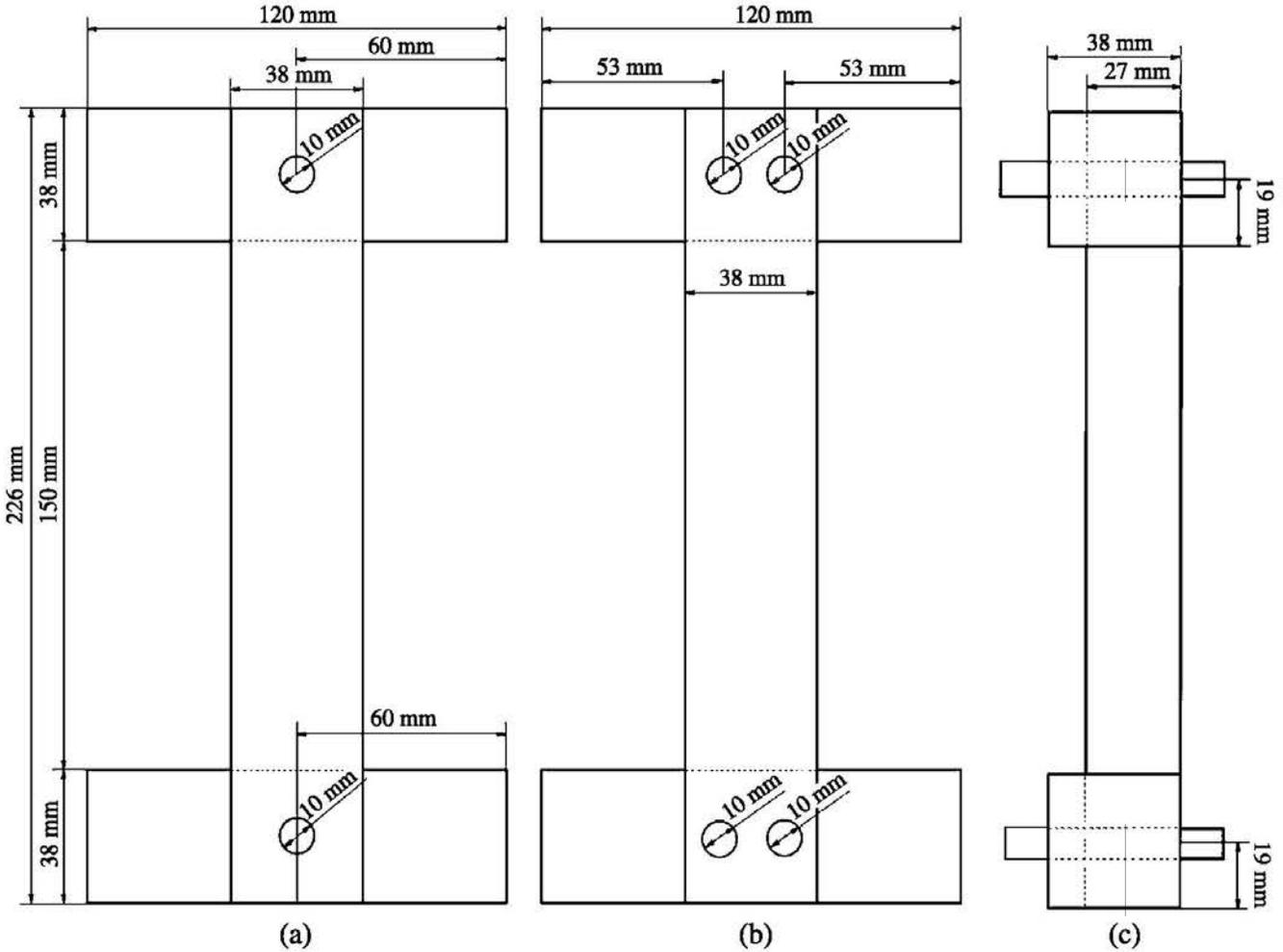


Figure 3. Step butt T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 90° to the sample surface. (b) Two welded dowels or two glued dowels inserted at 90° to the sample surface. (c) Side view of joints in (a) and (b). Cross-section 120 × 38 × 38 mm, vertical section 290 × 27 × 38.

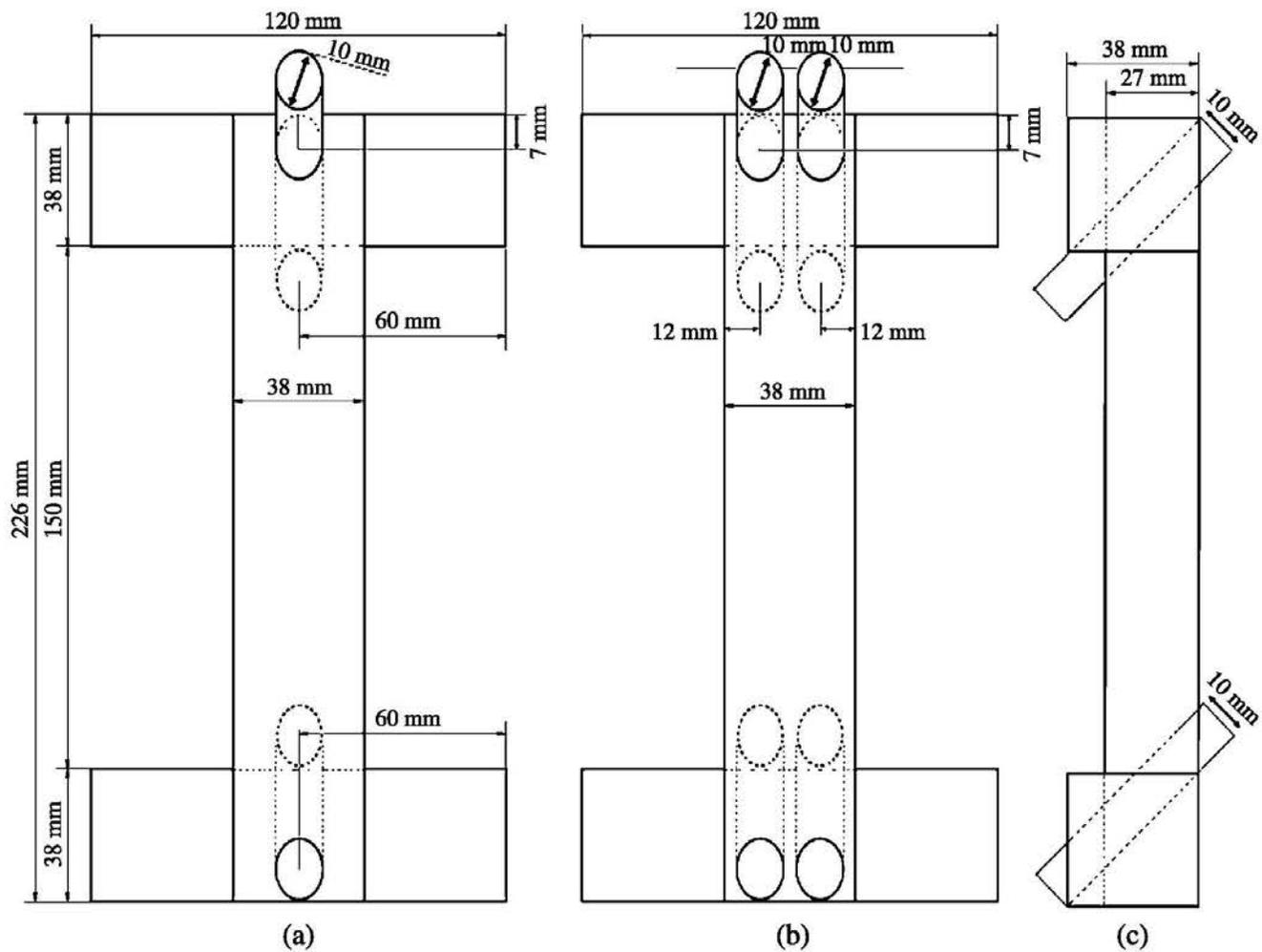


Figure 4. Step butt T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 45° to the sample surface. (b) Two welded dowels or two glued dowels inserted at 45° to the sample surface. (c) Side view of joints in (a) and (b). Cross-section 120 × 38 × 38 mm, vertical section 290 × 27 × 38.

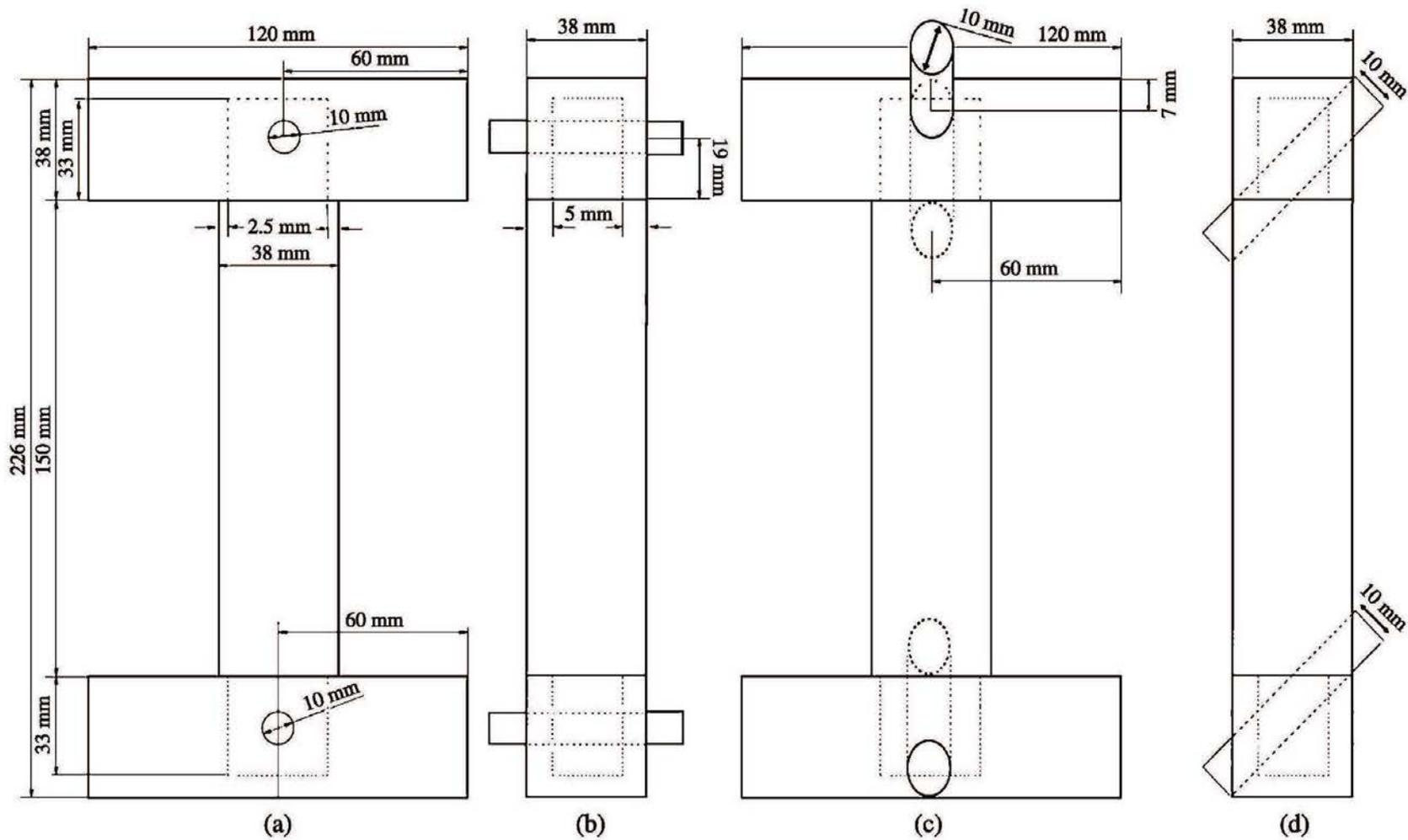


Figure 5. Mortise and tennon T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 90° to the sample surface. (b) Side view of joint in (a). (c) One welded dowel or one glued dowel inserted at 45° to the sample surface. (d) Side view of joint in (c). Cross-section $120 \times 38 \times 38$ mm, vertical section $226 \times 38 \times 38$.

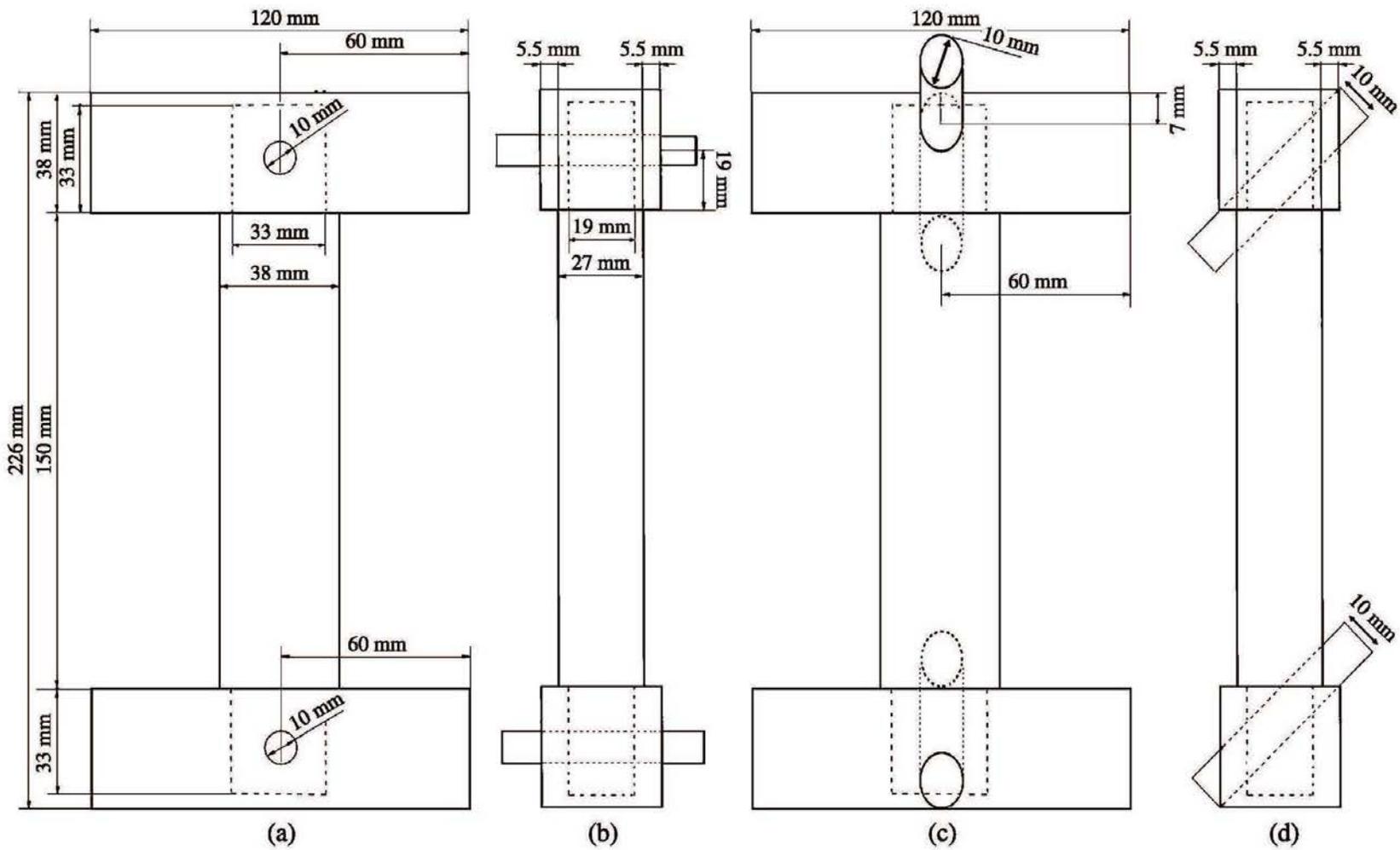


Figure 6. Mortise and tennon T-joints held together by (a) one welded dowel or one glued dowel inserted at 90° to the sample surface. (b) Side view of joint in (a). (c) One welded dowel or one glued dowel inserted at 45° to the sample surface. (d) Side view of joint in (c). Cross-section $120 \times 38 \times 38$ mm, vertical section $290 \times 27 \times 38$.

Table 1.

Average shear strength results (in kN) and standard deviations for two types of beech wood T-joints held together by one welded dowel or one glued dowel

Insertion angle (°)	1 welded dowel	1 glued dowel
Step butt T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	3.17 ± 0.17	4.30 ± 0.75
90	2.58 ± 0.43	2.00 ± 0.63
38 mm × 27 mm		
45	3.40 ± 0.49	4.57 ± 0.41
90	1.96 ± 0.12	1.66 ± 0.25
Mortise and tenon T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	2.20 ± 0.58	2.27 ± 0.20
90	3.15 ± 0.33	2.56 ± 0.08
38 mm × 27 mm		
45	4.13 ± 0.41	4.80 ± 0.37
90	4.63 ± 0.49	4.49 ± 0.20

Table 2.

Average shear strength results (in kN) and standard deviations for step butt beech wood T-joints held together by two welded dowels or two glued dowels

Insertion angle (°)	2 welded dowels	2 glued dowels
Step butt T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	4.18 ± 0.77	6.35 ± 0.34
90	5.50 ± 0.54	3.52 ± 0.58
38 mm × 27 mm		
45	3.61 ± 0.67	6.58 ± 0.01
90	4.59 ± 0.18	2.85 ± 0.07

achieved in 2–3 s), the rotation of the dowel was stopped. A hand clamp was used to hold the two pieces of wood together to achieve the maximum strength. Ten joint specimens were tested for each case shown in Tables 1–4.

The samples dimensions for both types of T-joints were cross-section 120 × 38 × 38 mm, vertical section 226 × 38 × 38 (Figs 1, 2 and 5) and cross-section 120 × 38 × 38 mm, vertical section 290 × 27 × 38 (Figs 3, 4 and 6).

Stiffness (kN/mm) is the slope of the initial linear section of the force–elongation curve obtained during the shear test.

Table 3.

Average stiffness (in kN/mm²) and standard deviations for two types of beech wood T-joints held together by one welded dowel or one glued dowel

Insertion angle (°)	1 welded dowel	1 glued dowel
Step butt T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	7.70 ± 4.91	10.65 ± 1.65
90	5.30 ± 0.88	5.09 ± 0.07
38 mm × 27 mm		
45	8.27 ± 1.30	8.77 ± 1.33
90	3.29 ± 0.93	2.58 ± 0.58
Mortise and tennon T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	22.97 ± 7.65	27.22 ± 6.89
90	34.34 ± 8.48	17.99 ± 5.21
38 mm × 27 mm		
45	5.62 ± 3.02	9.76 ± 5.07
90	11.96 ± 5.93	8.06 ± 4.14

Table 4.

Average stiffness results (in kN/mm²) and standard deviations for step butt beech wood T-joints held together by two welded dowels or two glued dowels

Insertion angle (°)	2 welded dowels	2 glued dowels
Step butt T-joints		
38 mm × 38 mm		
45	6.28 ± 2.93	6.53 ± 0.60
90	9.37 ± 1.71	7.15 ± 2.14
38 mm × 27 mm		
45	8.36 ± 2.47	9.04 ± 1.94
90	4.97 ± 0.47	4.57 ± 0.17

3. Results and Discussion

The results in Table 1 show that the glued dowel and welded dowel T-joints behave quite differently, and even more remarkable is that the behaviour of these joints is different from that of linear joints [15]. Thus, in step butt T-joints, a better strength is obtained if a single dowel is inserted at 45° for both glued and welded dowels. These results are in line with those obtained before for structural construction joints of different geometries [14]. Furthermore, for step butt T-joints insertion of a single dowel at 45° yields better strength with a glued dowel joint for both 38 × 38 mm and 38 × 27 mm timber joints (Table 1). Insertion at 90° instead gives a markedly

lower strength of the joints, for both timber thicknesses, due to the deformation of the dowel induced by the shear force applied on it [14]. In this latter case there is no significant difference between the results of glued and welded dowel joints.

Mortise and tenon T-joints are among the most used in furniture making. The results shown in Table 1 are different for mortise and tenon T-joints welded with a single dowel than those found for step butt T-joints. In general, there is no significant difference between the shear strengths of glued and welded dowel joints. This is a particularly significant result as the mortise and tenon T-joints used here are rather small and, consequently, there was only enough space to join them by a single dowel. For larger size joints, the addition of a second or even a third dowel will give for these joints too a cumulative increase of strength as already observed in other cases [14, 15]. Equally, there is no significant difference between dowels inserted at 45° or 90°, which is remarkable. For some unknown reason the 38 mm × 27 mm joints gave better overall average strength for the mortise and tenon T-joints (Table 1).

In Table 2 are reported the results of step butt T-joints joined by two dowels either glued or welded. The first remarkable result is that for 90° inserted dowels the welded dowel T-joints always have a significantly better strength than the equivalent glued dowel joints. On the contrary, the 45° glued dowel T-joints always give significantly better strength than the welded dowel joints. Finally, 45° glued dowel T-joints have strength comparable to 90° welded dowel T-joints. Thus, for T-joints it is better to use welded dowels at an insertion angle of 90°.

In Tables 3 and 4 are reported the average stiffness values of single dowel and two dowels welded and glued joints. The average stiffness results and, in particular, the standard deviations in Table 3 show that there does not appear to be a significant difference between welded and glued dowel joints stiffness values in both step butt and mortise and tenon T-joints of the same geometry. The only exception appears to be the 90° insertion mortise and tenon T-joint for the 38 × 38 mm timber where the difference is significant and in favour of the welded dowel joint. In Table 3 the pattern observed is similar to that observed for shear strength. Thus, in step butt T-joints a dowel inserted at 45° angle always gives a higher stiffness value than a dowel inserted at 90°, such a difference being more marked for the thinner timber (38 × 27 mm). The trend instead is different in the mortise and tenon type of T-joint (Table 3). Thus, for both timber thicknesses used the stiffness values and the standard deviations obtained show that there is no difference between a 45° or a 90° angle of insertion. This is an advantage as mortise and tenon T-joints are one of the most common furniture joints and a 90° insertion angle is always more convenient to handle than a 45° one. As regards joint stiffness the results in Table 3 also indicate that, in general, joint stiffness is much greater for mortise and tenon T-joints than for step butt T-joints.

In Table 4 are shown the average stiffness values and standard deviations of step butt T-joints held together by two dowels either glued or welded. There is no

significant difference between the stiffness of the joints when two dowels either welded or glued are used to hold the joints together. For the thicker wood pieces (38 × 38 mm) there is also no statistically significant difference between 45° and 90° dowel insertion angles. For the thinner timber (38 × 27 mm), however, the 45° insertion angle gives statistically significant higher stiffness values for both two dowel welded or glued joints (Table 4).

4. Conclusions

Step butt T-joints and mortise and tenon T-joints bonded by two welded dowels yielded results comparable to those of glued dowels. Dowels inserted at a 45° or 90° angle in mortise and tenon T-joints do not show any difference in the performance of joints. Stiffness values for both step butt and mortise and tenon T-joints of the same geometry show no significant difference between welded and glued dowels. Glued dowel and welded dowel step butt T-joints behave differently from linear joints as a better strength is obtained if a single dowel is inserted at 45° for both glued and welded dowels. Both joint strength and stiffness increase as the number of dowels increases.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1573–1590 (2003).
2. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 673–685 (2004).
3. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 169–179 (2008).
4. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 313–320 (2005).
5. B. Stamm, E. Windeisen, J. Natterer and G. Wegener, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 388–389 (2005).
6. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
7. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
8. C. Ganne-Chedeville, A. Pizzi, A. Thomas, J.-F. Leban, J.-F. Bocquet, A. Despres and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1157–1174 (2005).
9. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
10. P. Omrani, J.-F. Bocquet, A. Pizzi, J.-M. Leban and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 923–933 (2007).
11. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *Holz Roh Werkstoff* **66**, 161–162 (2008).
12. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 1727–1739 (2006).
13. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *Holz Roh Werkstoff* **65**, 149–156 (2007).
14. J. F. Bocquet, A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, L. Resch, D. Michel and F. Letort, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 301–317 (2007).
15. C. Segovia and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 1293–1301 (2009).

3.2.3. Performances des assemblages par tourillon soude - Cas des assemblages perpendiculaire à la fibre de type L.

« Performance of Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture »

Journal of Adhesion Science and Technology. (Publication soumise)

C. Segovia, A. Renaud and A. Pizzi.

ENSTIB-LERMAB, Nancy Université, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

Résumé

Des tourillons pour le soudage rotatif ont été utilisés pour assurer les assemblages de type L, tenon mortaise et mi-bois pour comparer avec des Normes européennes pour ces types d'assemblages. Une expérience factorielle dans laquelle (1) ces deux types d'assemblage ont été évalués, (2) 4 ou 6 tourillons ont été utilisés, (3) les tourillons ont été insérés à 45 ° ou à 90 ° par rapport à la surface du bois, (4) deux essences de bois ont été utilisées, du chêne et du hêtre européens et (5) deux types de tests ont été effectués, compression et traction.

Les résultats ont révélé quels étaient les paramètres plus importants et les interactions entre chaque facteur. Ces résultats étaient supérieurs au standard des assemblages en L utilisés dans le domaine de la menuiserie (pour des fenêtres en bois par exemple).



Figure 55 : Dispositif d'essai mécanique pour les assemblages type L en traction sous différents angles.

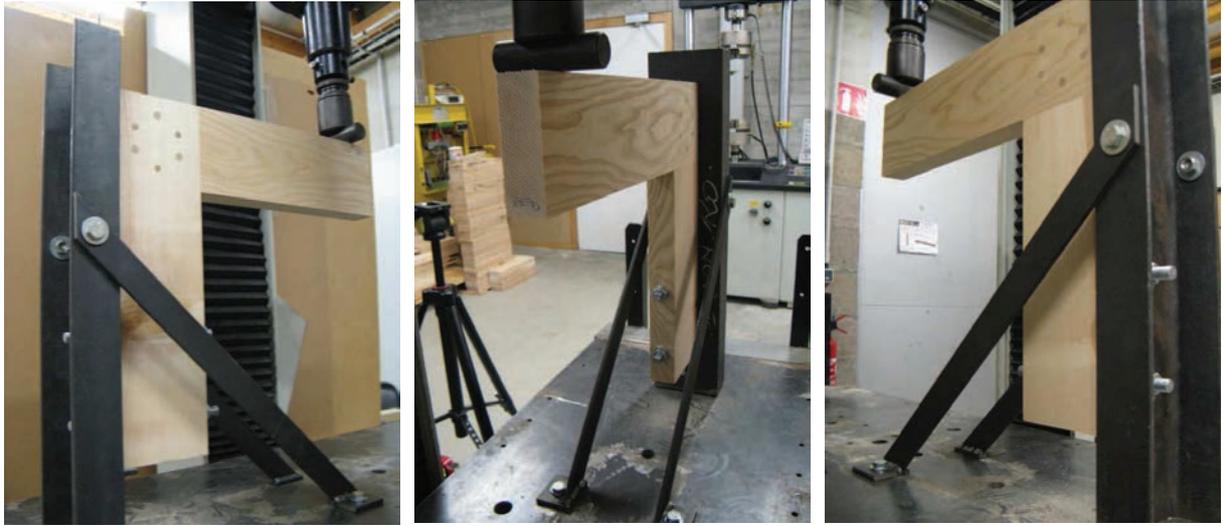


Figure 56 : Dispositif d'essai mécanique pour les assemblages type L en compression sous différents angles.

Journal of ADHESION SCIENCE and TECHNOLOGY

Editor-in-Chief

K.L. Mittal
1983 Route 52, Suite C
P.O. Box 1280
Hopewell Junction, NY
12533-1280, USA
Tel: (845) 897-1654
Fax: (845) 897-2361
E-mail: klm@mstconf.com

Co-editors

Hyun-Joong Kim
Lab. of Adhesion &
Bio-Composites
Major in Environmental
Materials Science
Seoul National University
Seoul 151-921, S. KOREA

Tel: (82) (2) 8804784
Fax: (82) (2) 8732318
E-mail: hjokim@snu.ac.kr

Jose Miguel Martin-Martinez
Adhesion and Adhesives
Laboratory
University of Alicante
E-03080 Alicante, SPAIN

Tel: (34) (96) 5903977
Fax: (34) (96) 5903454
E-mail: JM.Martin@ua.es

Editorial Advisory Board

M.K. Apalak, Turkey
I. Benedek, Germany
J.C. Berg, USA
A.K. Bhowmick, India
A. Carré, France
C. Cetinkaya, USA
M.K. Chaudhury, USA
E. Chibowski, Poland
A.D. Crocombe, UK
L. F.M. da Silva, Portugal
G. D. Davis, USA
E. Delgado-Fornue, Mexico
C. Della Volpe, Italy
K.L. DeVries, USA
H. Dodiuk, Israel
J. Drelich, USA
L.T. Drzal, USA
P. Dubois, Belgium
F.M. Etzler, USA
M.M. Feldstein, Russia
J.F. Friedrich, Germany
D. J. Gardner, USA
W. (Voytek) S. Gutowski, Australia
R.F. Hamade, Lebanon
P. Herrmann, Jr., Brazil
K. Johansson, Sweden
E.T. Kang, Singapore
V. Kovacevic, Croatia
H.-C. Langowski, Germany
D.G. Lee, Korea
B. Love, USA
J. W.G. Mahy, The Netherlands
J. Matinlinna, Hong Kong, SAR, P.R. China
J.G. Matisons, Australia
W. (Marshall) Ming, USA
M. Nardin, France
A.N. Netravali, USA
M. Ochi, Japan
R.A. Pethrick, UK
A. Pizzi, France
A.V. Pocius, USA
Y. Qui, P.R. China
D.S. Rimal, USA
E. Sancaktar, USA
F. Simon, Germany
J.K. Spelt, Canada
W.J. van Ooij, USA
C.P. Wong, USA
J. Zhang, P.R. China
Y.-P. Zhao, P.R. China

May 29, 2010

Dr. Antonio Pizzi
ENSTIB-LERMAB
University of Nancy 1
BP 1041
F-88051 Epinal Cedex 9, FRANCE

Dear Dr. Pizzi:

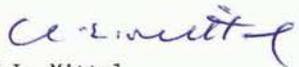
I am writing this letter regarding your manuscript " Performance of Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture " by C. Segovia, A. Renaud and A. Pizzi (MS # M2080) submitted for publication in the Journal of Adhesion Science and Technology(JAST).

Your manuscript has now been reviewed and I am pleased to inform you that it is acceptable for publication in JAST. However, CONSIDERABLE REVISION IS DEFINITELY NEEDED. Enclosed are comments from two of the reviewers (# 1 and # 3). By the way, the comments of Reviewer # 3 are marked in the text (see copy enclosed). I certainly hope you will find their comments useful in suitably revising your manuscript. If you should disagree with these reviewers I will appreciate a letter of rebuttal. Also during the revision stage the General Comments attached at the back of p. 1 in the enclosed Author's Copy should be considered.

Once the manuscript has been suitably revised please send it to me as soon as you can (with good quality figures) for further processing. Also I will appreciate receiving a DETAILED covering letter delineating as to what changes have you made in the revised version.

Thanks again for your interest in this Journal and I am looking forward to receiving your suitably revised manuscript (hardcopy as well as corresponding CD). Also may I urge you to please READ your revised manuscript VERY CAREFULLY to make sure everything is O.K.

With kind regards,


K.L. Mittal
Editor-in-Chief

as well as your response to the General Comments

Performance of Dowel-Welded L-Joints for Wood Furniture

C.Segovia, A.Renaud, A.Pizzi*.

ENSTIB-LERMAB, University Henri Poincaré – Nancy 1, 27 rue du Merle Blanc, BP 1041, 88051 Epinal, France.

ABSTRACT

Rotationally welded dowels were used to hold together step butt and mortise and tenon L-joints and these joints were tested against European Norms for these types of joints. A factorial experiment was carried out in which (1) these two types of joints were tested, (2) 4 or 6 dowels per joint were used, (3) the dowels were inserted at either 45° or 90° to the surface of the wood, (4) two types of wood were used, beech and European ash, and (5) two types of tests were carried out, namely compression and tension tests.

The strength results were used to find out which of these were the most important individual parameters and their interactions, namely type of joint, number of dowels and type of test. The strength results were well in excess of the relevant L-joints standard specifications for wooden windows.

Keywords: wood welding, furniture joints, butt L-joints, mortise and tennon L-joints, tension strength, compression strength

1. INTRODUCTION

High speed rotation-induced wood dowel friction welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1-6]. While application of this welding technique to structural assemblies such as suspended floors and house walls has been reported [5] its main target application is for interior furniture manufacture [7-9].

A great variety of joint types are used in furniture. It is for this reason that the performance of joints held together by welded dowels needs to be evaluated for each type of furniture joint and compared to the performance of the same joints when nailed or glued or to relevant standards when these do exist. Welded dowels linear joints and T-joints for which relevant standards do not exist have already been evaluated [7,8]. In this paper L-joints for which definite standards and procedures for testing exist have been tested to compare their performances. They were tested according to the procedure CTBA L- 161 (2000) of the French Norm NF P 20-501 [10].

2. EXPERIMENTAL

L-joints are very used both in furniture and in joinery such as window frames. A factorial experiment taking into account 5 parameters was used to test L-joints held together by welded dowels and to compare the results with relevant standards. Thus, (1) two types of joints were tested, namely the two most common type joints for wood furniture: step butt joints, and mortise and tenon joints (Fig. 1). (2) The number of welded dowels used for each joint was 4 and 6 (Fig. 1). (3) Welded dowel joints were assembled by introducing the dowels either at 90° to the surface of the wood or at an angle of 45° (Fig. 1). The use of a 45° dowel angle had been shown before to yield better shear strength results for both linear furniture joints [7,9] and structural joints [5], but as the results were different in T-joints [8], it was necessary to test L-joints too according to this parameter also. (4) Two types of wood were used for the joints, beech (*Fagus sylvatica*) and European ash (*Fraxinus excelsior*). Finally, (5) two types of tests according to the CTBA L-161 (2000) standard specification were carried out, namely compression and tension tests with the relevant forces applied according to the relevant CTBA L-161 (2000) method.

Commercial beech wood fluted dowels, dried to 2% moisture content, 10 mm in diameter and 8 cm in length, were inserted into pieces of beech wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter using a high speed, fixed-base, computer-controlled synchronous motor operated drill developed especially for wood dowel welding at a controlled constant insertion rate. The dowels were welded to the surfaces of the holes in the substrate to form a bonded joint by a fast rotational movement at 1700 revolutions per minute (rpm) at an insertion rate of 22 mm/s. When the fusion and bonding was achieved (this was achieved in 2 to 3 seconds), the rotation of the dowel was stopped. A mechanical clamp was used to hold the two pieces of wood together to achieve the maximum strength. Six joint specimens were tested for each case shown in Table 1. The sample dimensions for both types of L-joints are shown in in Fig.2. The testing of the L-joints was done according to the procedure CTBA L- 161 (2000) of the French Norm NF P 20-501, the requirements of which are shown in Table 3. According to this standard the coupling T_d , the index "d" meaning "deformation", is the coupling needed to have a 1° angular deformation of the joint and is calculated as

$$T_{di} = F_{di} \times D_f \quad (1)$$

F_{di} : force in N

D_f : leverage in m

T_{di} : the coupling is in N.m.

The breaking coupling T_r , the index "r" meaning "rupture" is calculated as

$$T_{ri} = F_{ri} \times D_f \quad (2)$$

F_{ri} : force in N

D_f : leverage in m

T_{ri} : the coupling is in N.m.

3. RESULTS AND DISCUSSION

In Table 1 the average results and the standard deviations of the 5-parameter factorial experiment for L-joints are reported. The table shows in the case of the tension test joint strengths from 2.67 kN to 5.19 kN, and in the case of the compression tests average joint strength results from 3.01 kN to 7.37 kN. In general mortise and tenon L-joints give average strength that is higher both in tension and more so in compression than butt L-joints. Only in mortise and tenon L-joints there is a considerable difference between tension and compression test results on the same L-joint, with such joints yielding higher strength in compression than in tension. There is little or no difference between tension and compression test values for the butt L-joints which are weaker than the mortise and tenon ones. The differences in joint strengths presented in Table 1 are shown for an easier comparison in Fig. 3. Based just on the standard deviations in Table 1 there are significant differences between the angle of insertion of the dowels only in one case: the mortise and tenon L-joints, for ash and only when tested in compression. For ash a 90° dowel insertion angle gives a better average joint strength in compression than dowels inserted at 45°.

An ANOVA statistical evaluation of the results obtained in the factorial experiment yields the weight of each factor and their combinations as shown in Table 2, with the 5 parameters used being: A = the type of joint, B = number of dowels, C = dowel insertion angle, D = wood species, and E = type of test (Fig. 1). In Table 2 the type of joints has by far the most significant effect on the strength of the joints, with mortise and tenon L-joints yielding by far the best results (Table 2 and Fig. 4). The importance of the other individual factors on L-joint strength being the type of test to which the joint has been subjected to (testing in compression yielding much better results, see Table 1 and Fig. 3), and the number of welded dowels inserted with 6 welded dowels giving better joint strength than 4 welded dowels. The combination effects that matters are the combination of type of joint and type of test (AE, Table 2), and at almost equal level the combination of type of joints with number of dowels (AB, Table 2, 6 dowels always better than 4 dowels) and the combination of dowel insertion angle with the type of test (CE, Table 2).

The results obtained and shown in Table 3 compared very favourably with glued L-joint results as required by the French Norm NF P 20-501 tested according to the procedure CTBA L-161 (2000) [10]. In fact all the results based on welded dowels were much higher than that required by the standard (Table 3).

4. CONCLUSIONS

Mortise and tenon L-joints satisfying the relevant European norm for compression and tension strengths can be prepared without any adhesive by just joining two pieces of timber by an appropriate number of rotationally welded dowels.

REFERENCES

- [1] A.Pizzi, J.-M.Leban, F.Kanazawa, M.Properzi and F.Pichelin, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 18, 1263-1278 (2004)
- [2] F.Kanazawa, A.Pizzi, M.Properzi, L.Delmotte and F.Pichelin, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 19, 1025-1038 (2005)
- [3] C.Ganne-Chedeville, A.Pizzi, A.Thomas, J.-F.Leban, J.-F.Bocquet, A.Despres and H.R.Mansouri, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 19, 1157-1174 (2005)
- [4] A.Pizzi, A.Despres, H.R.Mansouri, J.-M.Leban and S.Rigolet, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 20, 427-436 (2006)
- [5] J.F.Bocquet, A.Pizzi, A.Despres H.R.Mansouri, L.Resch, D.Michel and F.Letort, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 21, 301-317 (2007)
- [6] S.Auchet, C.Segovia, H.R.Mansouri, P.-J.Meausoone, A.Pizzi, P.Omrani, *J.Adhesion Sci.Technol.*, in press (2010)
- [7] C.Segovia and A.Pizzi, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 23, 1293-1301 (2009).
- [8] C.Segovia and A.Pizzi, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 23, 2073 - 2084 (2009).
- [9] M.Oudjene, M.Khalifa, C.Segovia, A.Pizzi, *J.Adhesion Sci.Technol.*, 24, 359-370 (2010)
- [10] French Norm NF P 20-501 for window joints, procedure CTBA [Centre Technique de Bois de l'Ameublement]-L-161, pp 24-42 (2000)

Table 1: Average shear strength results (in kN) and standard deviations for woods joints.

Specimens type	Type of Joint	Number of dowels	Inclination of dowel	Wood species	Type of test.	Average strength (kN)	Standard deviation (kN)
1	Step butt	6	45	Beech	Compression	3.95	0.45
2		6	90	Beech	Tension	3.75	0.18
3		4	90	Beech	Compression	3.25	0.53
4		6	90	Ash	Compression	4.63	0.52
5		6	45	Ash	Tension	3.78	0.78
6		4	45	Ash	Compression	3.01	0.52
7		4	45	Beech	Tension	2.80	0.35
8		4	90	Ash	Tension	2.67	0.28
9	Mortise and Tennon	6	90	Ash	Tension	5.00	0.21
10		4	90	Beech	Tension	4.47	0.55
11		6	45	Beech	Tension	5.19	0.72
12		6	45	Ash	Compression	6.54	0.43
13		4	90	Ash	Compression	7.37	0.35
14		4	45	Ash	Tension	4.97	0.50
15		6	90	Beech	Compression	7.28	1.19
16		4	45	Beech	Compression	6.38	0.26

Table 2: Percentage of contribution in the statistical model.

Term	Effect	Sum Squares	Contribution (%)
A	2.42	23.38	66.02
B	0.65	1.68	4.74
C	0.23	0.20	0.57
D	0.11	0.05	0.14
E	-1.22	5.98	16.88
AB	-0.45	0.80	2.26
AC	0.04	0.00	0.01
AD	0.03	0.00	0.01
AE	-0.76	2.33	6.57
BC	0.07	0.02	0.06
BD	-0.17	0.12	0.33
BE	0.05	0.01	0.03
CD	0.12	0.06	0.16
CE	-0.44	0.77	2.19
DE	-0.06	0.01	0.04

Table 3: Requirements according to NF P 20-501, procedure CTBA L - 161 (2000) and welded dowels results.

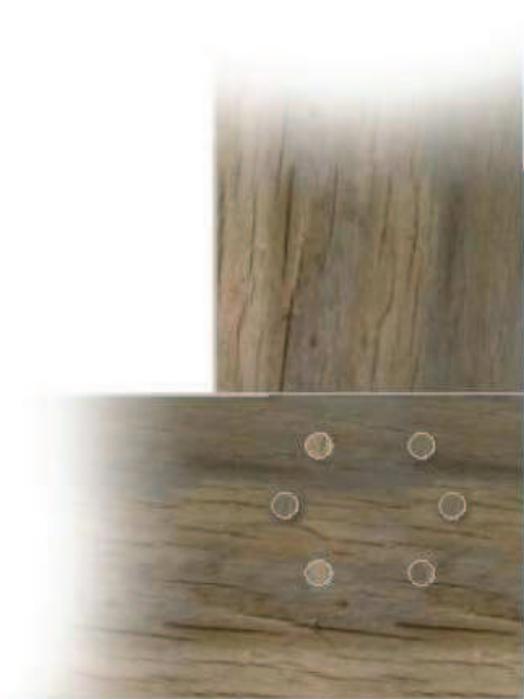
Paramètres	Coupling at 1° (Nm)	Breaking Coupling (Nm)
Glued L-joints	$T_{di} \geq 80$	$T_{dr} \geq 100$
With glued dowels	$T_{di} \geq 40$	$T_{dr} \geq 100$
Nail-joined	$T_{di} \geq 15$	$T_{dr} \geq 90$
Step butt with welded dowels	$T_{di} \geq 240$	$T_{dr} \geq 800$
Mortise and Tennon with welded dowels	$T_{di} \geq 320$	$T_{dr} \geq 1300$



Parameter A: Types of Joints: step butt and mortise and tenon.

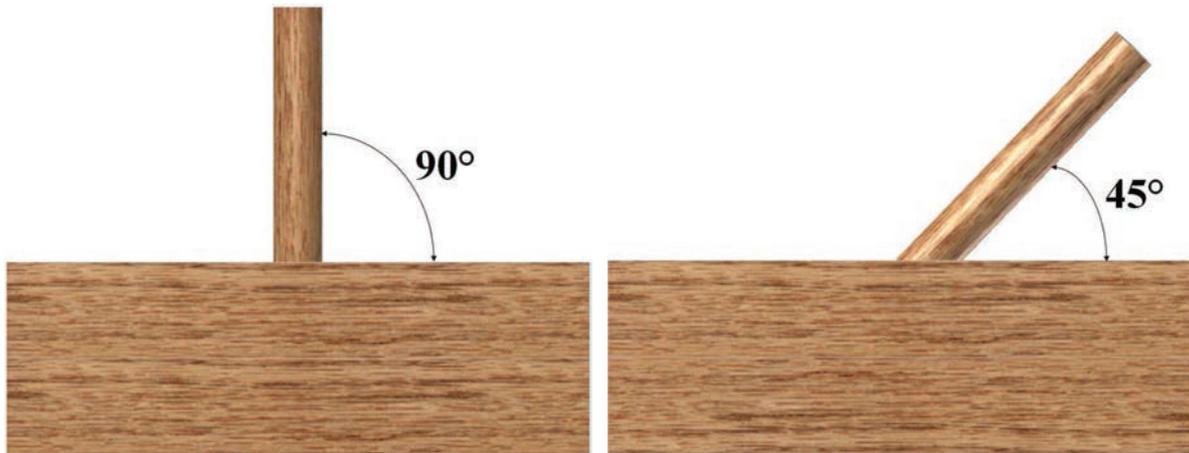


Four welded dowels

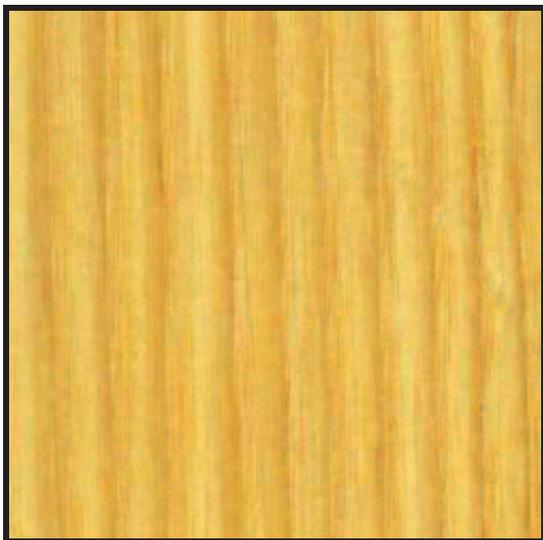


Six welded dowels

Parameter B: Number of connector.



Parameter C: Dowels insertion angle.

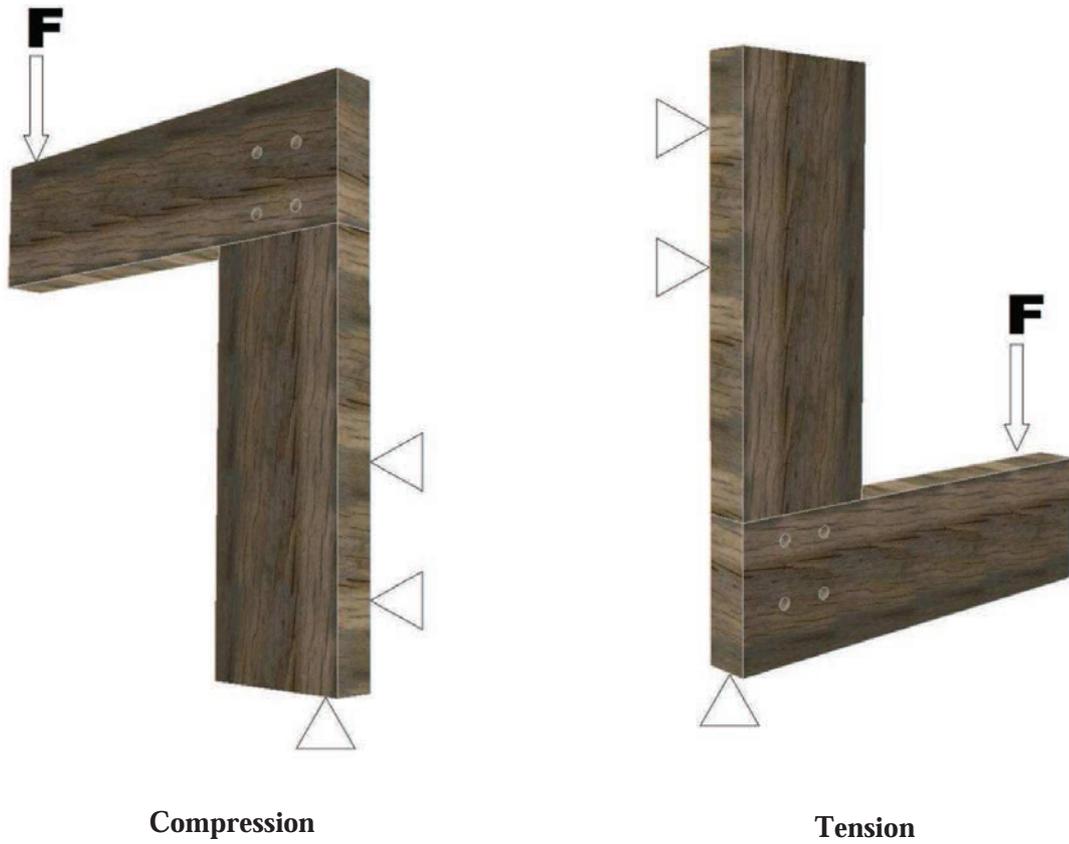


Ash



Beech

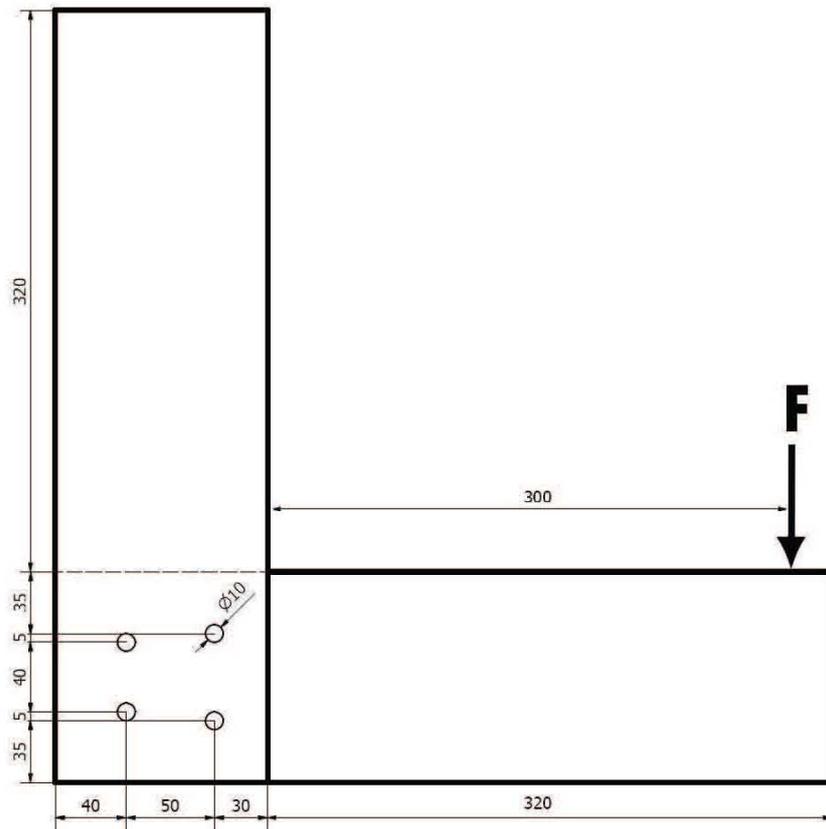
Parameter D: Wood species



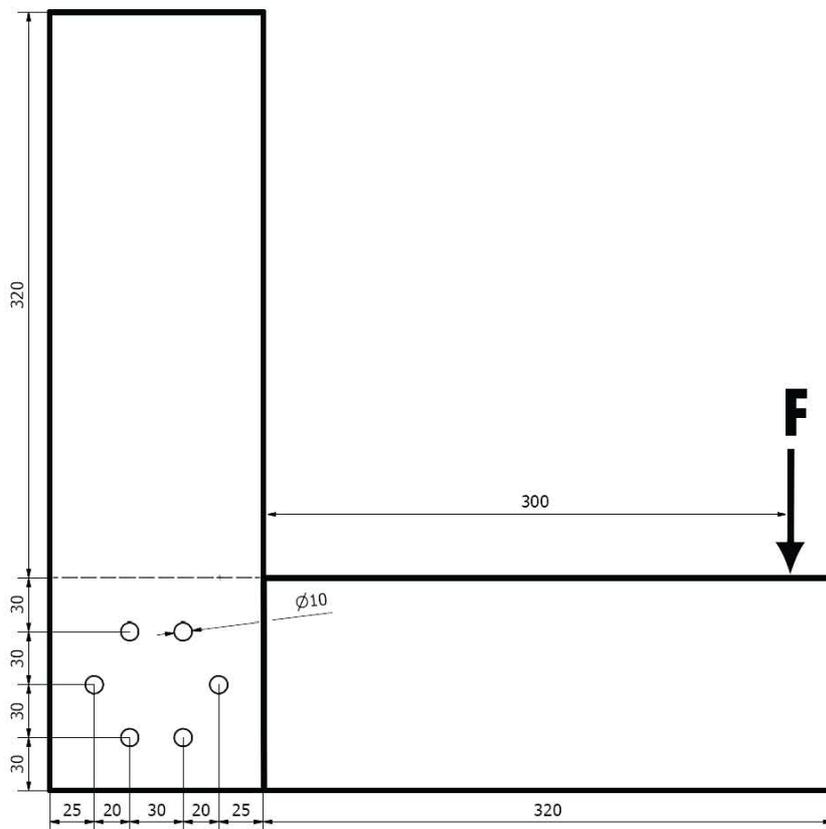
Parameter E: Type of test

Fig.1

Segovia et al.

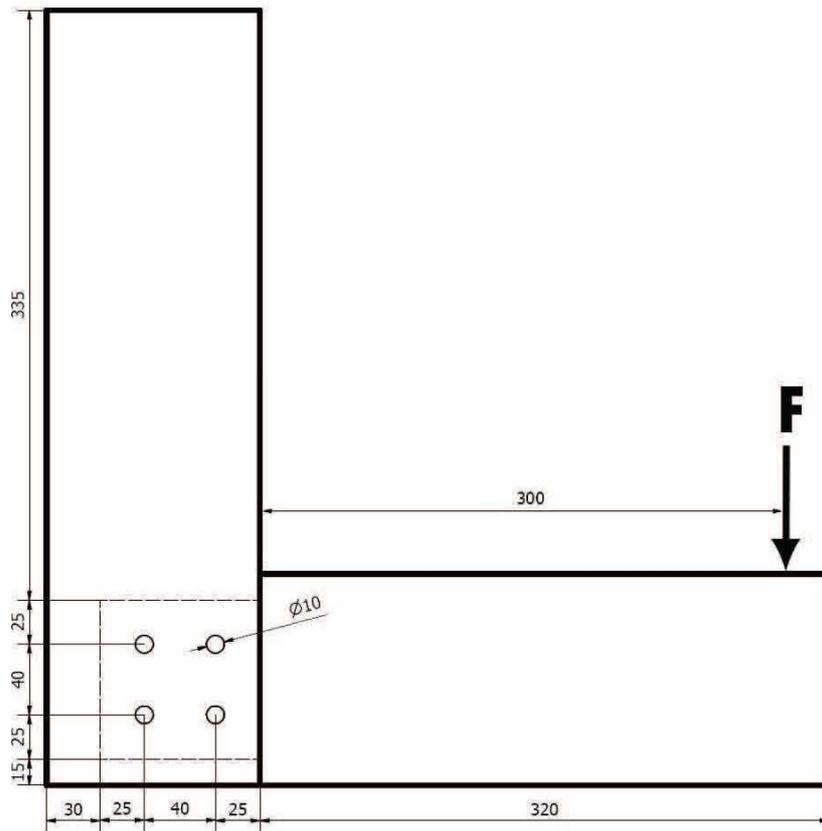


a)

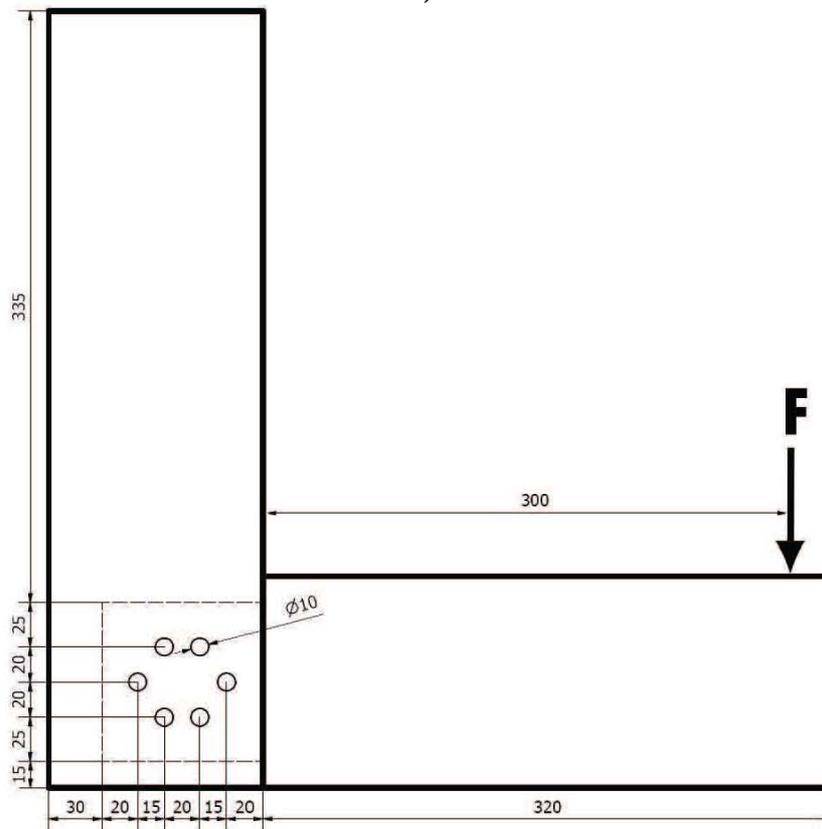


b)

Fig.2
Segovia et al.



c)



d)

Fig.2
Segovia et al.

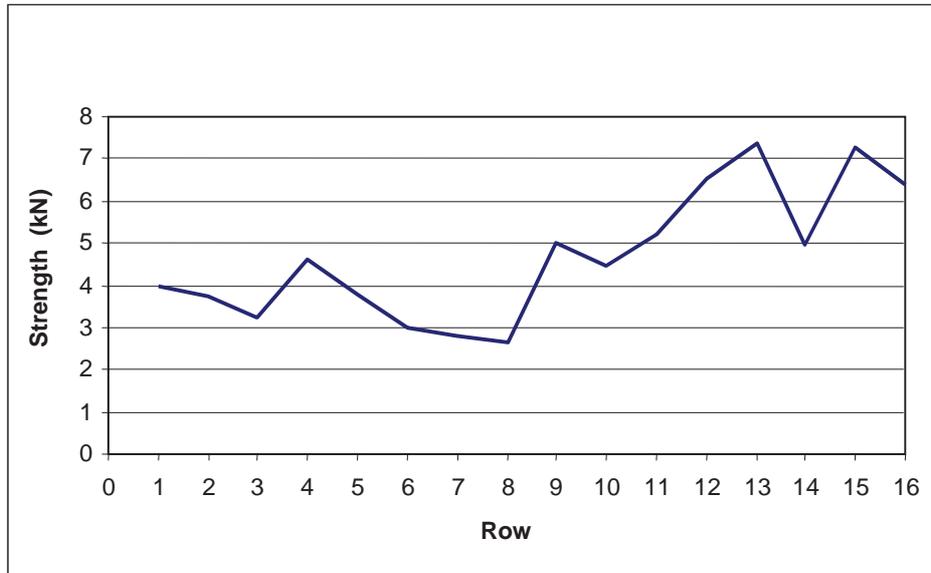


Fig.3

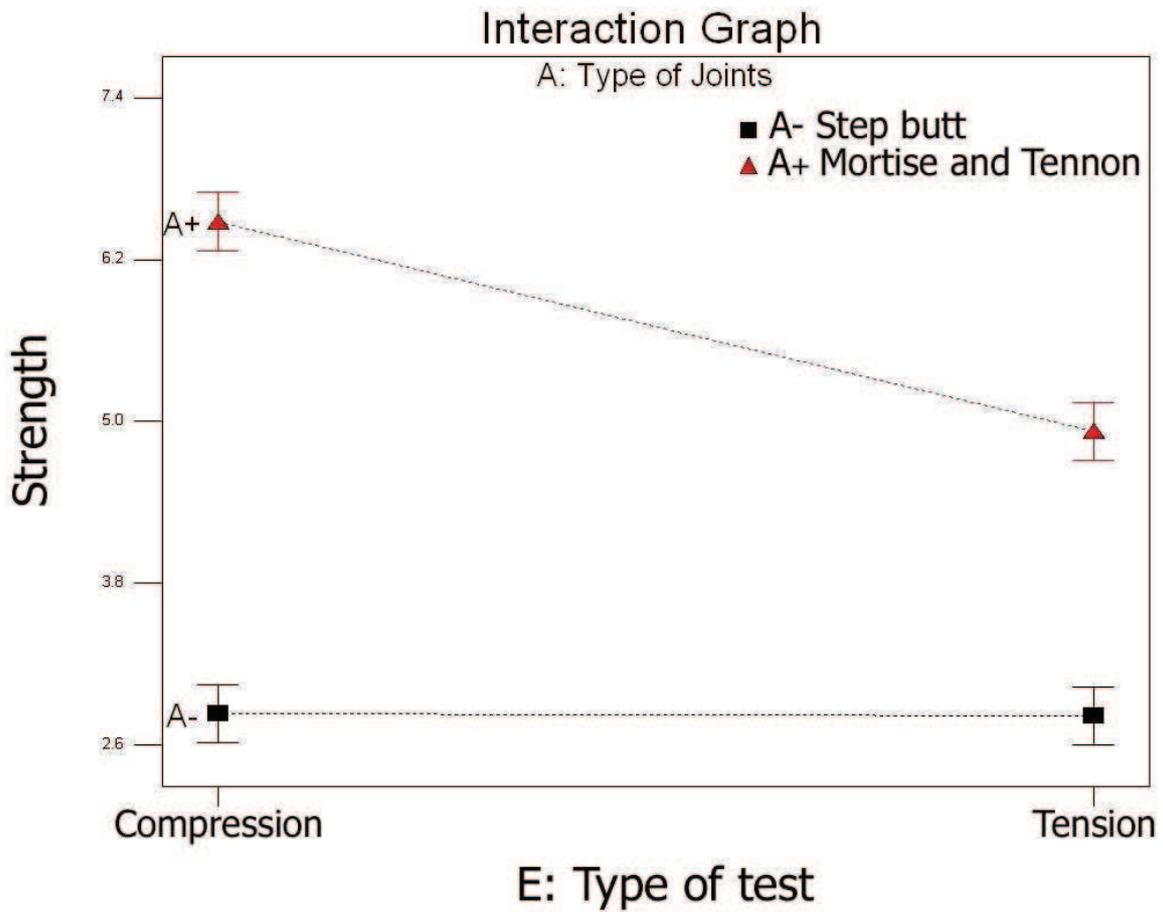


Fig.4

Segovia et al.

FIGURE LEGENDS

Fig.1. Parameters used in factorial experiment for L-joints

Fig.2. Dimension of L-Joints tested: a) Step butt L-joints four welded dowels; b) Step butt L-joints with six welded dowels; c) Mortise and tennon L-joints with four welded dowels; d) Mortise and tennon L-joints with six welded dowels. (mm).

Fig.3. Average shear strength results (Table 1).

Fig.4. Joint type and type of test (AE) interaction graph.

3.2.4.- Performances des assemblages par tourillon soudé. « Lamellés-soudés ».

« *Wood Blockboards by Rotational Dowel Welding* »

Journal of Adhesion Science and Technology.

B.Belleville¹, C.Segovia², A.Pizzi^{2*}, T.Stevanovic¹

ENSTIB-LERMAB, Nancy Université, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

Résumé

Les assemblages lamellés-soudés avec la technique de soudage rotatif sans colle peuvent réduire les coûts de conception en éliminant l'utilisation d'adhésifs synthétiques et les émanations volatiles nocives qui leur sont associés, conférant aux produits un aspect écologique fort appréciable. Nous avons montré que l'union de pièces en bois par l'insertion des tourillons soudés peut être utilisée pour faire des panneaux lamellés-soudés. La moyenne des résultats pour l'effort maximal avec les tests de flexion indiquent qu'un angle d'insertion de 20° (par rapport à la normale à la surface d'insertion) du tourillon est préférable que des angles d'insertion de 0 ou 10°. Le même phénomène est observé en ce qui concerne la rigidité.

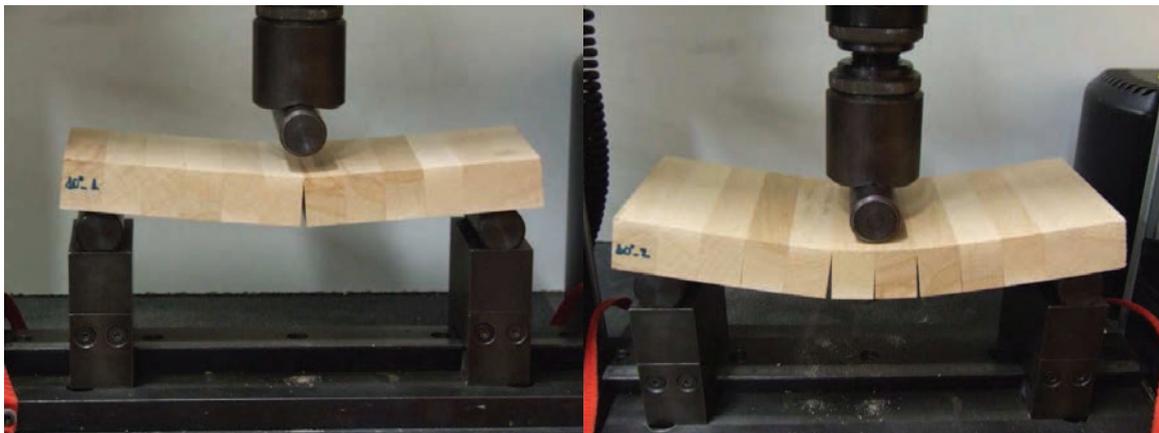


Figure 57 : Dispositif d'essai mécanique pour les panneaux en flexion. (Deux exemples de rupture)



Figure 58: Dispositif de l'essai mécanique en traction pour lamellé-soudés.



Figure 59 : Panneaux soudés avec trois angles d'inclinaison par rapport à la normale à la surface d'insertion (de gauche à droite : 0°, 10° et 20°).

WOOD BLOCKBOARDS BY ROTATIONAL DOWEL WELDING

B.Belleville¹, C.Segovia², A.Pizzi^{2*}, T.Stevanovic¹, A.Cloutier¹

¹Dept. of Wood and Forest Science, Pavillon Gene H.Kruger, Université Laval, Québec, Canada G1K 7P4

²ENSTIB-LERMAB, University Henri Poincare – Nancy 1, 27 rue du Merle Blanc, BP 1041, 88051 Epinal, France

ABSTRACT

Holding wood pieces together by rotationally welded dowels can be used to make blockboard panels with the dowels inserted in the side of the wood substrate slats. The average results for both tensile and three-point bending tests indicate that a 20° dowel insertion angle yields strength results better than 10° and 0° insertion angles. Deformation as a function of force applied in the two types of test showed that blockboard panel stiffness was greater for the panels at 20° dowel insertion angle.

Keywords: blockboard, wood panels, wood welding, dowel welding, rotational welding, dowel insertion angle.

1. INTRODUCTION

Recently, high speed rotation-induced wood dowels welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1-5]. Wood species, relative diameter differences between the dowel and the receiving hole, and pressing time were shown to be parameters yielding significant strength differences [1-4, 6]. The structural applicability of wood welding is in scaling up the technique to manufacture a large scale structural element, such as a suspended wood floor assembly [7] or beams joined by welded dowels [8] has already been demonstrated.

There is considerable interest in manufacturing panels using wood welding techniques, the type of panel that can be manufactured being blockboard. Blockboard is an assembly of wood pieces bonded together, often using PVAc adhesive, to form a flat panel of laminated wood often of considerable dimension. Their use is for shuttering boards, for railway coaches, caravan flooring and others. While laminated wood beams have already been manufactured by using vibrational linear welding this technique severely limits the length of the beam that can be manufactured and the equipment needed is expensive. Rotational dowel welding instead is not limited by such constraints either of equipment cost or dimension of the pieces that can be joined together by welded dowels. Blockboard preparation by gluing is a valid technical alternative, extensively used to-day, that, however, presents some problems of real, potential or perceived pollution, at times bad working conditions, problems of deposits on the glue-applicators and of cleaning etc. and which is relatively costly. In this respect a novel approach would be to use wooden dowels to replace it, and to replace the traditional PVAc-adhesive by high speed dowel rotation welding. dowel-welded structural joints than what obtained to-day by nailing or by dowel bonding with PVAc.

This paper deals with the preparation by rotational dowel welding of blockboard panels and of the testing of them to evaluate their performance.

2.EXPERIMENTAL

The welding conditions were as follows. Commercial beech wood fluted dowels, dried to 2% moisture content, 10 mm in diameter and 8 cm in length were inserted using a high speed fixed base drill particularly developed for wood dowel welding along the edge of the pieces of wood to be welded (Fig. 1). The dowel was welded by insertion through neighbouring wood pieces to hold them together as shown in Fig. 1. The next wood piece was then added and other dowels were used to fix this to the preceding wood slats with this second series of dowels being shifted in relation to the preceding series of dowels used, each dowel of the second series being inserted half way between the dowels of him preceding series of dowels. In this manner blockboard flat panels of between 12 wood slats bound together by dowel welding were obtained (Fig. 2). The dimensions of the finished panels were 30x360x650mm. Beech (*Fagus sylvatica*) was the wood used for the blockboard. The dowel rotation and insertion rates were 1600 rpm and 23 mm/s respectively. Dowel insertion angles to the flat surface of the panel were tested at 0°, 10° and 20°. The welding times obtained with these angles were respectively of 1.95s for 0°, and 2.17s for the 10° and 20° insertion angles.

The factorial experiment took into account the dowel insertion angle, using 0°, 10° and 20°. The specimens tested were cut into pieces and tested in tension and in three-point bending. In Fig. 3 are shown the disposition of the dowels holding together two pieces of wood when the insertion angle of the dowels was 0°, 10° and 20°. In the case of the 10° and 20° the dowels alternate the direction of insertion in relation to the plain of the panel, but the insertion angle is always of the same magnitude.

After manufacturing the panel the specimens were cut to dimensions 30x60x120mm for tension testing, and 30x120x350mm for the bending test. The tension test specimens were composed of two wood pieces held together by 4 welded dowels. The bending test specimens were composed of 12 wood slats and were held together by 22 dowels. For the tension test the pieces were bonded to the metallic test rig with an epoxy resin. For both force vs deformation diagrams were obtained and the maximum strength of the piece at break obtained.

The first bending sample of the series was tested in three-point bending at a constant rate of 2 mm min⁻¹ with a universal testing machine Instron 4467 30KN (England, UK) according to the ASTM-D-1037 standard. This was done to determine the maximum load applicable to the sample. The other samples were tested at the same rate but according to a programme according to which, once reached

40% of the predetermined maximum load, the load was decreased to 10% of the maximum force for 30 seconds, then the load was again increased until the sample broke (according to European Norm EN 26891). The load is applied to the center of the panel with the distance between the two supports being of 27.5 cm. The test had to be adapted from the the ASTM-D-1037 standard due to the great thickness of the panel and to the type of equipment available for its manufacture.

The estimated maximum load, F_{est} , for the type of joint to be tested is determined on the basis of experience, calculation or preliminary tests (BS EN 26891), In this case this was done by preliminary testing. The stiffness was determined according to BS NE 26891 as follows.

$$k = 0.4F_{est} / V \quad (1)$$

- k : stiffness (kN/mm²)
 F_{est} : estimated maximum load (N).
 V : $v_j - v_i$ deformation (mm).
 v_i : initial v_j deformation to $0.1F_{est}$.
 v_j : deformation to $0.4F_{est}$.
 F_{max} : maximum load (N) = F_{est} .

3. RESULTS AND DISCUSSION

Fig. 1 shows the industrial welding equipment used to prepare the blockboard panels and fig. 2 a complete blockboard panel showing the position of the dowels holding together the first two slats of wood. In Table 1 are reported the average results of tensile strength tests of specimens held together by 4 dowels disposed at different angles as shown in Figs. 3a,b,c. The results indicate that at 20° dowel insertion angle the samples show a statistically significant improvement in tensile strength over the 10° and 0° insertion angle cases. This was expected for tensile strength from previous work [7]. However, in panels, bending strength is the most important parameter to be considered as the panel needs to support a weight. The results for bending strength of the panels in Table 2 indicate that also for bending strength at 20° dowel insertion angle the samples show a statistically significant improvement over the 10° and 0° insertion angle cases. There is no statistically significant improvement passing from 0° to a 10° dowel insertion angle and for both types of test. The upward trend in strength passing from 0° to 10° and 20° dowel insertion angle confirms these conclusions. In Fig; 1 it is shown the specially conceived drill for dowel welding while manufacturing the panels to be tested. In Fig. 4 is shown an example of a panel been tested to Tension. In Fig. 5 is shown an example of a panel been tested to breakage in three-point bending.

During the tests in three-point bending two types of failure have been observed (Figs. 4 and 5): either breakage occurred in the centre of the panel (Fig. 4) or in the welded interfaces next to the centre of

the panel (Fig. 5). In the first case the stress is then distributed on only two welded dowels (Fig. 4) while in the second type of failure the stress is distributed on 6 welded dowels (two of the central interface, and two each for each of interfaces next to the central one) (Fig. 5). In all cases breakage occurred in the dowels and not in welded interphase dowel/substrate and no slippage of the dowel along the welded interphase has been observed.

Typical deformation values as a function of the tensile force applied and as a function of a bending force applied to the panel (Fig. 6) indicated that for tensile strength the 0°, 10° and 20° dowel insertion angles gave panels of similar stiffness for the 10° and 20° specimens and lower for the 0°. In Fig. 6 for the more important three-point bending strength the relative slope and position of the curves for the 0°, 10° and 20° dowel insertion angles indicate similar stiffness for the 10° and 0° specimens. As stiffness in bending is calculated from the reloading point the calculated stiffness for the 20° case was higher, as shown in Table 3, indicating that this panel can better support loads in bending.

4. CONCLUSION

In conclusion wood blockboard that can be used for several applications such as flooring can be prepared by rotational dowel welding, with the dowels inserted in the side of the wood substrate slats, either inserted at 0° to the plane of the panel or with a different insertion angle, 20° having yielded the best results. Both tensile and in particular bending strength can be improved by using a 20° dowel insertion angle. The 20° dowel insertion angle also allowed the preparation of panels of greater stiffness.

REFERENCES

1. A.Pizzi, J.-M.Leban, F.Kanazawa, M.Properzi and F.Pichelin, *J.Adhesion Sci.Technol.* 18, 1263-1278 (2004)
2. F.Kanazawa, A.Pizzi, M.Properzi, L.Delmotte and F.Pichelin, *J.Adhesion Sci.Technol.* 19, 1025-1038 (2005)
3. C.Ganne-Chedeville, A.Pizzi, A.Thomas, J.-M.Leban, J.-F.Bocquet and A.Despres, H.R.Mansouri, *J.Adhesion Sci.Technol.* 19, 1157-1174 (2005)
4. L.Resch, A.Despres, A.Pizzi, J.-F.Bocquet, J.-M.Leban *Holz Roh Werkst.* 64, 423 - 425 (2006)
5. A.Pizzi, A.Despres, H.R.Mansouri, J.M-Leban, S.Rigolet, *J.Adhesion Sci.Technol.* 20, 427-436 (2006)
6. B.Stamm, J.Natterer, P.Navi, *Holz Roh Werkst.* 63, 313-320 (2005).
7. J.-F.Bocquet, A.Pizzi, L.Resch, *J.Adhesion Sci.Technol.* 20, 1727-1739 (2006)
8. J.-F.Bocquet, A.Pizzi, A.Despres, H.R.Mansouri, L.Resch, D.Michel, F.Letort, *J.Adhesion Sci.Technol.* 20, 1727-1739 (2006)
9. European Norm BS NE 26891. Timber structures — Joints made with mechanical fasteners — General principles for the determination of strength and deformation characteristics (1995)
10. ASTM D1037 - 06a. Standard Test Methods for Evaluating Properties of Wood-Base Fiber and Particle Panel Materials

Table 1. Tension strength of welded dowel test pieces.

Insertion angle (°)	Average (kN)	Standard deviation (kN)
0	7.92	0.47
10	8.61	0.38
20	9.60	0.51

Table 2. Bending strength of welded dowel test pieces.

Insertion angle (°)	Average (kN)	Standard deviation (kN)
0	0.98	0.09
10	1.05	0.05
20	1.23	0.07

Table 3. Stiffness of blocboard panels bonded by welded dowels

Insertion angle (°)	Average (kN/mm²)	Standard deviation (kN)
0	6.98	0.12
10	6.18	0.08
20	8.99	0.11



Fig1



Fig 2

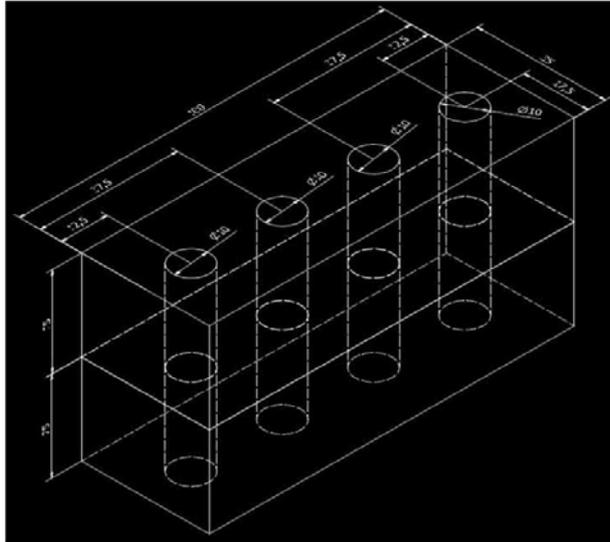


Fig. 3a

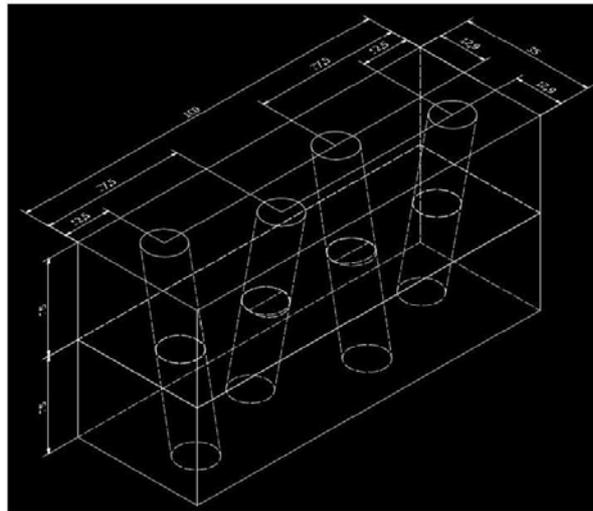


Fig. 3b

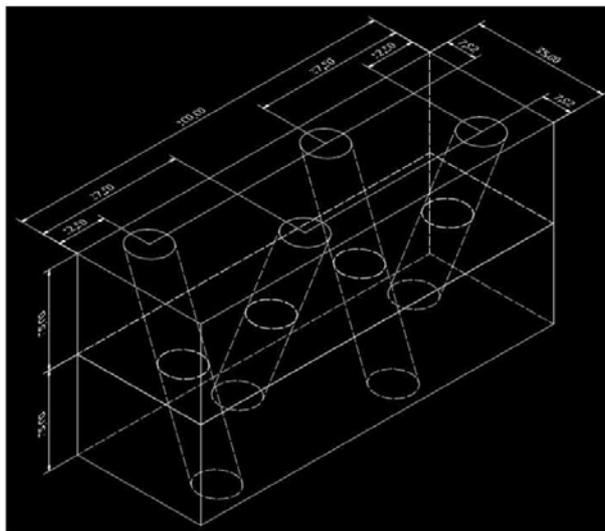


Fig. 3c

Fig3

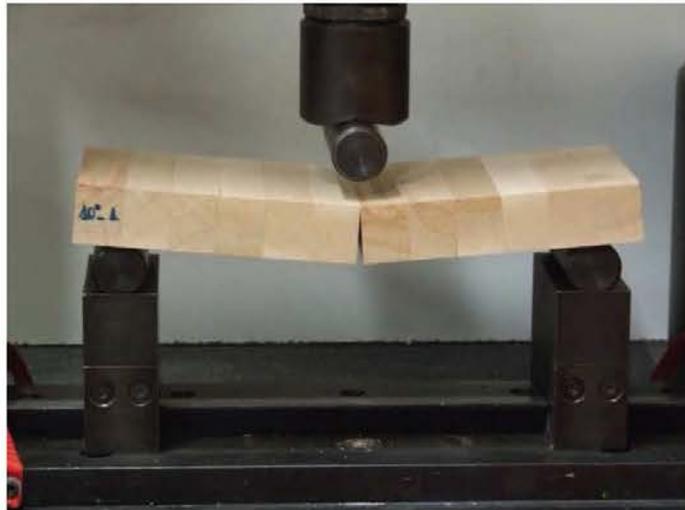


Fig4



Fig5

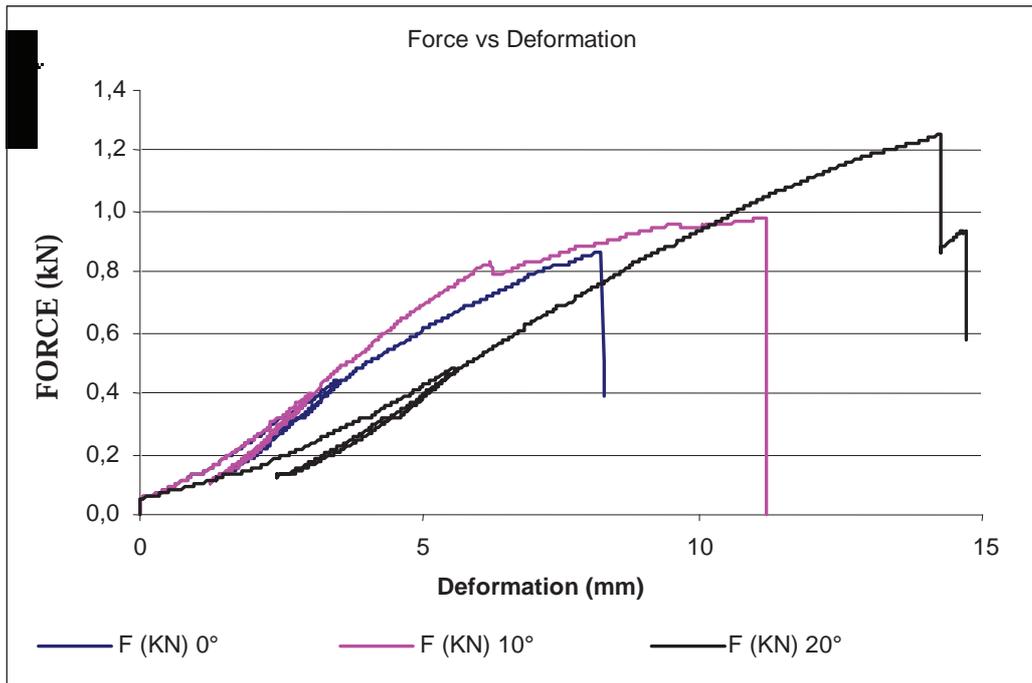


Fig 6

FIGURE LEGENDS

- Fig. 1. Drilling equipment conceived and built for dowel welding showed during the preparation of blockboard panels with 20° dowel insertion angle.
- Fig. 2. A dowel welded blockboard panel showing the position of the dowels holding together the first two wood slats of the panel.
- Fig. 3. Schematic representation of the pattern of dowel insertion (a) at 0° insertion angle, (b) at 10° insertion angle and (c) at 20° insertion angle. The panel surfaces are the vertical faces in the figure.
- Fig. 4. Three-point bending test. Failure mode: central interface of the panel.
- Fig. 5. Three-point bending test. Failure mode: the two interfaces next to the centre one.
- Fig. 6. Typical force vs deformation diagram for three-point bending test of panels at 0°, 10° and 20° dowel insertion angle.

3.3. Modélisation numérique pour les assemblages par soudage rotatif.

Il est important de mentionner que le modelage constitutif de connexions en bois avec des modèles d'éléments finis 3D existe, mais toujours très simple dans la littérature, qui fait de ce travail une contribution importante. Depuis quelques années, on assiste à l'utilisation de plus en plus croissante des assemblages de bois par soudage, notamment celle des assemblages, s'avère de plus en plus cruciale. En effet, dans la majorité de cas la ruine des structures bois est causée principalement par la défaillance des assemblages.

Actuellement, l'Eurocode 5 ne permet pas une modélisation complète des assemblages rencontrés dans la construction, notamment dans des assemblages par tourillons soudés. La simulation numérique par éléments finis permet de comprendre les mécanismes de rupture mis en jeu et d'optimiser les paramètres gouvernant le comportement non-linéaire des assemblages bois. Cependant, on voit très peu de modélisation tridimensionnelles et d'applications sur des problèmes industriels. Ces axes de recherche demeurent donc importants et le recours à la modélisation numérique 3D est indispensable si l'on souhaite comprendre les mécanismes de rupture des assemblages et améliorer ainsi la prédictivité des modèles de calcul existants. Dans le contexte plusieurs auteurs ont proposé de modèles 3D basés pour la prédiction du comportement non-linéaire des assemblages bois. Ce domaine de recherche représente donc un enjeu important pour l'industrie de la construction en bois, dans un contexte d'utilisation de plus en plus intensive de la simulation numérique. Le résultat numérique est en bonne adéquation avec l'expérience et démontre bien la capacité d'une telle modélisation à reproduire fidèlement le comportement non-linéaire des assemblages.

Dans cette partie nous présenterons quelques applications en utilisant le modèle via ABAQUS, à l'aide d'éléments finis hexaédriques, linéaires en déplacement et à l'intégration réduite. On s'intéresse à la réponse globale de l'assemblage (effort / déplacement).

3.3.1. Application de la modélisation numérique pour les assemblages par tourillons soude.

« *Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints* »

Journal of Adhesion Science and Technology 23 (2009) 2073–2084

M. Oudjene, M. Khelifa, C. Segovia and A. Pizzi

ENSTIB-LERMAB, Nancy Université, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

Reçu finale le 14 September 2009

Résumé

Cette étude a été menée pour développer les outils numériques pour reproduire en juste proportion les essais effectués sur un assemblage bois soudé réel. Les résultats expérimentaux ont été publiés par Segovia et Pizzi « *Performance of Dowel-Welded Wood Furniture Linear Joints* ». D'abord, les auteurs présentent brièvement le contexte général des modèles développés, et proposent alors l'application numérique dans laquelle les résultats de simulation sont comparés aux expériences afin de fournir un outil de conception prédictif.

Des modèles numériques utilisant une méthode d'analyse d'éléments finis 3-D et le comportement des assemblages en bois soudés sont présentés. Une loi élasto-plastique avec une prise en compte de la présence du matériau densifié (sans distinction entre les propriétés tangentielles et celles radiales) a été utilisée pour modéliser le comportement du bois. La bonne cohérence entre les résultats et la réalité montre clairement la capacité du modèle développé pour simuler précisément le comportement non linéaire de l'assemblage par tourillon soudé jusqu'à la rupture.

Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints

M. Oudjene, M. Khelifa, C. Segovia and A. Pizzi*

ENSTIB–LERMAB, Nancy University, 27 rue du Merle Blanc, B.P 1041, 88051 Epinal, France

Received in final form 14 September 2009

Abstract

Numerical models using a 3-D finite element analysis method and the behaviour of dowel-welded wood joints are presented. Simulation results for step butt wood joints with two welded wood dowels under shear are analyzed and a good agreement with the experimental results is shown. Anisotropic elasto-plastic constitutive law with hardening associated with material densification, without distinction between radial and tangential properties, was used for the compressive behaviour of wood. The good coherence of the results obtained demonstrates clearly the capability of the model developed to simulate accurately the non-linear behaviour of dowel-welded wood joints to failure.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2010

Keywords

Wood welding, dowel joints, finite element modelling, constitutive law, simulation

1. Introduction

In recent years, high speed rotational dowel welding of wood has been developed into a new branch of wood joining technology and intense research activity has occurred in this area. Among mechanical joining techniques, this process is particularly promising. Owing to its advantage of joining without any adhesive, this joining technique has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1–4].

Generally, the collapse of timber structures is mainly due to the failure of joints which represent the weakest locations. The dowel should be strong enough to transmit shear loads developed in the structure and be sufficiently stiff to limit slippage between the assembled members. However, dowel stiffness has a significant effect not only on the joint premature failure but also on the behaviour and overall

* To whom correspondence should be addressed. Tel.: (+33) 329296117; Fax: (+33) 329296138; e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

instability of the global structure. Therefore, there is a need to adequately design dowel-welded joints, particularly their stiffness which plays a crucial role in the strength of structures.

Several laboratory tests were carried out in recent years to study the behaviour modes of wood dowel-welded joints. Application of this welding technique to structural assemblies like suspended floors and house walls has been reported [5, 6]. Weather exposure durability of dowel-welded joints has also been reported [7]. Experimental tests have continued until today to provide load carrying capacity data for nailed, glued-dowel and welded-dowel joints [8]. Tests were carried out on different types of joints and the results showed that the welded wood dowels always gave better shear strength and higher stiffness than the steel nails. A comprehensive review of the experimental work is given in [8, 9]. Furthermore, the connections in wooden structures have already been studied by many authors [10–15], among others. Thus, it can be concluded that this joining technique should find extensive applications by complementing or even replacing the traditional mechanical joining techniques using nailed or screwed joints. However, these studies are not exhaustive and a number of parameters still need to be studied more deeply. In addition to experimental procedures, the most promising way to explore and to predict the basic mechanisms of these joints is the numerical simulation using the finite element method. This virtual processing methodology may also avoid trial-and-error procedures and help engineers to better understand joining techniques and optimize the design of joints before expensive product manufacturing.

This study was aimed to develop numerical tools to reproduce adequately the tests carried out on real wood dowel-welded joint specimens. The experimental results published by Segovia and Pizzi were exploited for this purpose [8]. First, the authors discuss briefly the general framework of the models developed, and then present the numerical application in which simulation results are compared with experiments in order to come up with a predictive design tool.

2. Experimental

A comprehensive review of the experimental work was given in [8]. In these studies, three types of linear wood joints were tested. In general, tests include comparisons between different types of joints obtained by rotationally welded dowels, or by glued dowels, or by steel nails. The present study focuses only on step butt joints assembled by two rotationally welded dowels. Each joint consists of two dowels which were introduced either at 90° to the surface of the wood pieces to be joined (Fig. 1(a)) or at an angle of 45° (Fig. 1(b)).

The two wood pieces were made of beech wood, with pre-drilled holes of 8 mm diameter and dimensions of $190 \times 38 \times 38$ (mm). They were assembled using commercial beech wood fluted dowels, 8 cm long and 10 mm in diameter. Ten joints were tested in tension on an Instron[®] 4467 testing machine at a crosshead speed of 5 mm/min.

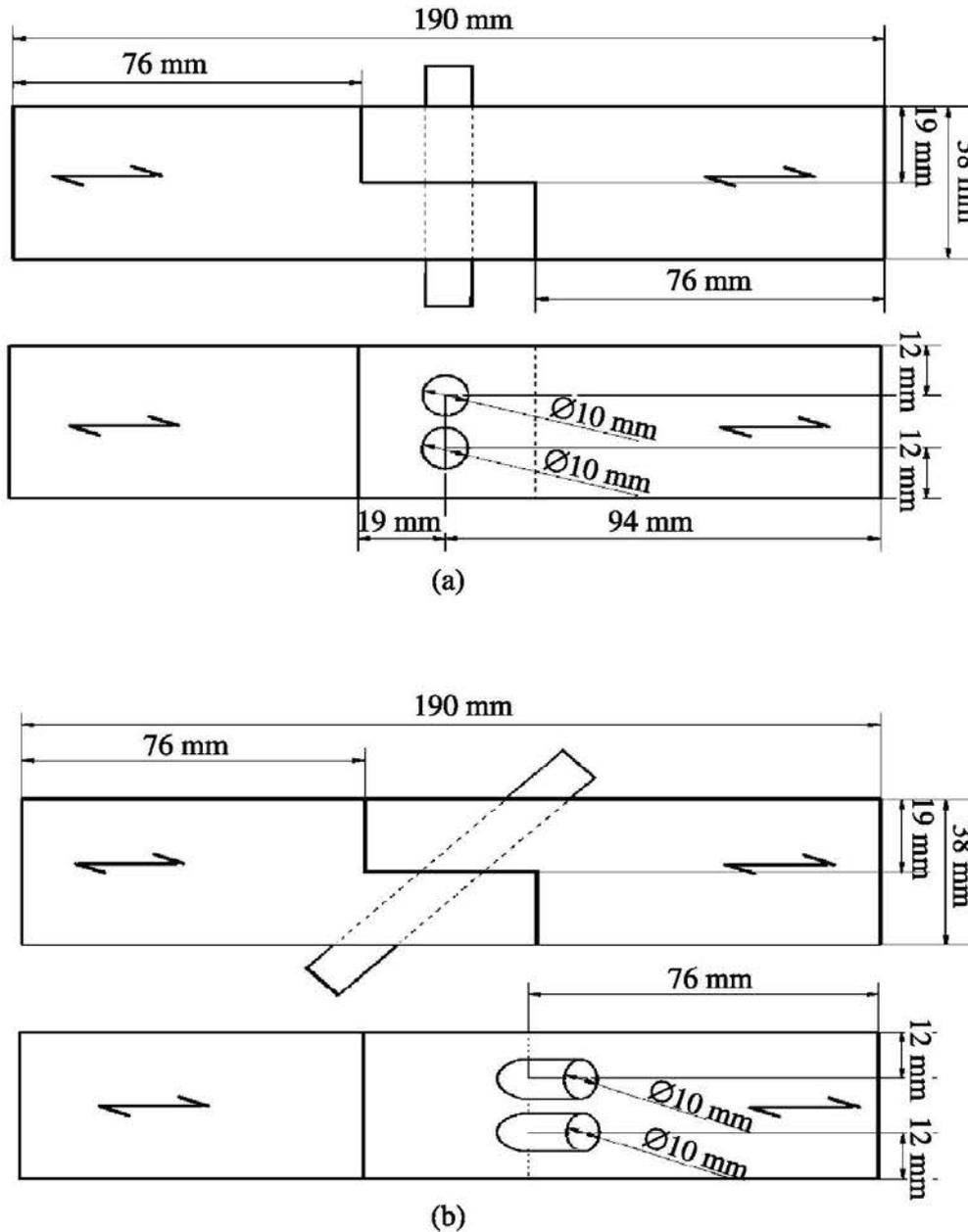


Figure 1. Schematic illustration of the studied dowel-welded wood joints: (a) joint at 90° insertion angle, (b) joint at 45° insertion angle.

3. Numerical Modelling

3.1. Modelling Approaches

In this section, numerical models using the finite element method were developed that allowed for the analysis of wood dowel-welded joints. Finite element method has long been recognized as an efficient and powerful tool for numerical computations in various fields of computational mechanics. The use of the finite element method requires, among others, the discretization (meshing) of the domain of the

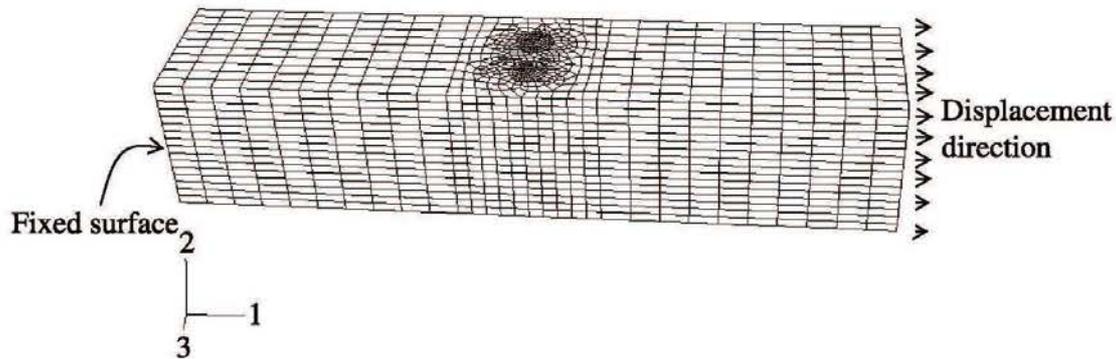


Figure 2. F.E. model and boundary conditions for a joint with two dowels for the joint at 90° insertion angle.

studied structure (body) into a certain number of finite elements. It is well known that the mesh quality (finite element size) affects greatly the simulation result as well as the computational time. It is then of importance to insure a sufficient geometrical quality to the mesh while avoiding a long computational time, when using the finite element method. In this study, the commercial ABAQUS [16] finite element software (from ABAQUS France SAS) was used for numerical computations.

Figure 1 is a schematic illustration of the wood dowel-welded joint studied. The simulation was carried out by imposing a displacement at the right-side end of the joint while the other end side remained fixed (Fig. 2).

The discretization of both the wood pieces and the dowels consists of 8-node hexahedral finite elements (element C3D8R of ABAQUS). In order to obtain an accurate solution, the mesh in both the dowels and in the vicinity of the holes of the wood pieces was relatively refined (Fig. 2).

In such joints, the contact conditions at the interface of the assembled wood pieces and at the hole/dowel interface should be considered in addition to the high anisotropic behaviour of wood.

The numerical simulation of the contact conditions with friction is a non-linear problem and requires an appropriate method for the contact treatment. Different numerical approaches can be used for the simulation of such problems. In this study, the contact formulation for the interfaces of the assembled wood pieces is based on the master-slave contact approach supported in ABAQUS finite element software [16]. The Coulomb friction model was adopted with a frictional ratio $\mu = 0.1$ and the interaction between the surfaces is formulated using the finite sliding approach, which allows separation of the two surfaces during sliding. However, while the welding between holes and dowels was not modelled in detail, each hole/dowel interfacial area is clearly identified in the 3-D F.E. model. As a first assumption for this study, the interfaces are considered as fully welded with no gap leading, in fact, to a continuous interphase. Such assumption has already been used to good effect [17, 18] in the context of glued steel layers and to model the glued glass

fibre reinforced plastic (GFRP) to glulam beam [19]. The pre-stresses induced in the holes by the welding operation were also not considered in the model.

3.2. Wood Constitutive Law

Concerning the wood modelling, different constitutive models, among others, were used to simulate the wood non-linear behaviour [20–23]. When modelling the wood behaviour, two important issues have to be considered:

- The choice of an appropriate constitutive law which accounts for hardening associated with material densification at large deformations in compression;
- The prediction of failure modes in tension perpendicular and parallel to the grain.

In this paper, wood was modelled using orthotropic elasticity and anisotropic elasto-plasticity with hardening associated with material densification on compression perpendicular to the grain as recently developed [24, 25]. To explore the mechanisms of dowel-welded wood joints, the model developed was implemented into the commercial ABAQUS software, *via* a Fortran Vumat user-subroutine [16]. Here, the model will be briefly discussed from only the theoretical point of view. For further reading about the numerical aspects and the implementation procedure of the model developed into the ABAQUS finite element code, the reader is referred to [24–27].

3.2.1. Constitutive Equations

The constitutive equations are given hereafter as follows [24, 25]:

$$\hat{\underline{\sigma}} = (1 - k)\underline{\sigma} = (1 - k)\underline{\underline{\underline{\Lambda}}}: \underline{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e, \quad (1)$$

$$R = Qr, \quad (2)$$

$$Y = \frac{1}{2} \underline{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e : \underline{\underline{\underline{\Lambda}}}: \underline{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e, \quad (3)$$

where $\hat{\underline{\sigma}}$ is the second-order effective stress tensor, $(\underline{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e, \underline{\underline{\underline{\sigma}}})$ represents the second-order tensors of elastic strain and Cauchy stress, respectively, (r, R) represents the isotropic hardening and its associated variable, (k, Y) represents the ductile densification and its associated variable, Q is the isotropic hardening parameter, $\underline{\underline{\underline{\Lambda}}}$ is the fourth-order orthotropic elastic matrix which is given as follows:

$$\underline{\underline{\underline{\Lambda}}} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}. \quad (4)$$

The mechanical dissipation is described using the theory which considers only one potential dissipation force $F(\hat{\underline{\sigma}}, R; k)$. It controls both the plastic flow $f(\hat{\underline{\sigma}}, R; k)$

364 M. Oudjene et al. / Journal of Adhesion Science and Technology 24 (2010) 359–370

and the evolution of the ductile densification k , with only one plastic multiplier $\dot{\lambda}$ [28–30].

$$f(\underline{\hat{\sigma}}, R; k) = \|\underline{\hat{\sigma}}_{\text{eq}}\| - R - \sigma_c = 0, \quad (5)$$

where $\|\underline{\hat{\sigma}}_{\text{eq}}\| = \sqrt{\underline{\hat{\sigma}} : \underline{H} : \underline{\hat{\sigma}}}$

$$F(\underline{\hat{\sigma}}, R; k) = f + \frac{1}{2} \frac{b}{Q} R^2 + \frac{S}{(s+1)} \left(\frac{Y}{S}\right)^{s+1}. \quad (6)$$

$\|\underline{\hat{\sigma}}_{\text{eq}}\|$ and σ_c are the equivalent stress and the yield compressive stress, respectively, Q and b are the material parameters which characterize the isotropic hardening, S and s characterise the ductile densification evolution, \underline{H} defines the Hill's fourth-order plastic anisotropy [29, 30] as a function of the six parameters (equation (8)): F, G, H, L, M and N , which should be determined by tests on the material in different orientations.

$$\underline{H} = \begin{bmatrix} G+H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & H+F & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2L \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Based on the normality rule, the following relationships can be derived:

$$\underline{\dot{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\hat{\sigma}}} = \dot{\lambda} \frac{\underline{H} : \underline{\hat{\sigma}}}{\|\underline{\hat{\sigma}}_{\text{eq}}\|} = \dot{\lambda} \underline{n}, \quad (8)$$

$$\dot{r} = \dot{\lambda} [1 - br] \quad (9)$$

$$\dot{k} = \dot{\lambda} \left[\frac{Y}{S} \right]^s, \quad (10)$$

where $\underline{\varepsilon}^p$ is the plastic strain rate tensor, $\dot{\lambda}$ is the plastic multiplier which is obtained from the consistency condition ($f = \dot{f} = 0$), \underline{n} is the outward normal to the yield surface with densification effect defined in the stress space, \dot{r} is the isotropic hardening strain rate, \dot{k} is the ductile densification rate and b is a numerical coefficient.

3.2.2. Brittle Failure Prediction

An attempt was made to predict failure by means of an option in the user-subroutine to decrease to zero the stresses in the element once the failure criterion was satisfied. The failure is assumed to be of brittle nature.

The user-subroutine implemented allows to automatically assess whether a particular element in the mesh is in tension or in compression, and whether the failure criterion has been reached.

The procedure for the brittle failure prediction is given as follows: for tension perpendicular and parallel to the grain, the principal stresses (σ_1, σ_2) in the elements

in high stress areas are checked at every iteration against the critical tensile stresses ($f_{t\ 0^\circ}$, $f_{t\ 90^\circ}$), which are activated individually for the two directions.

4. Results and Discussion

The comparison between experimental and numerical final geometries for the joint at 90° insertion angle is shown in Fig. 3. The computation showed that the relative displacement of the wood pieces at failure (3.5 mm) was in good agreement with the measured experimental value (3.6 mm). A similar result was found for the joint at 45° insertion angle. However, the relative displacement for the joint at 90° insertion angle is higher than that exhibited by the joint at 45° insertion angle (2.9 mm). It can be concluded that the joint at 45° is stiffer than the joint at 90° .

Experimental observations showed, however, that when loaded to failure dowel-welded joints often fail by dowel fracture due to shearing. The deformed shape of the wood dowel obtained by simulation is also similar to that obtained in the experimental test (Fig. 4). It can be seen that the dowels are deformed by shearing due to the opposite movements of the assembled wood pieces. In the joints at 45° insertion angle, instead, the dowels are subjected to both shear and tension.

Figures 5 and 6 present, respectively, the distributions of the equivalent stresses, before failure, for the joint at 90° and the joint at 45° insertion angle. For the joint at 90° , it can be seen that for the wood piece the maximum equivalent stress is localized around the holes with a maximum value of 43 MPa. While for the dowel, the stress is localized in its center due to the shearing, with a maximum computed value of 53 MPa. Such a high stress value occurring in the dowel is in line with

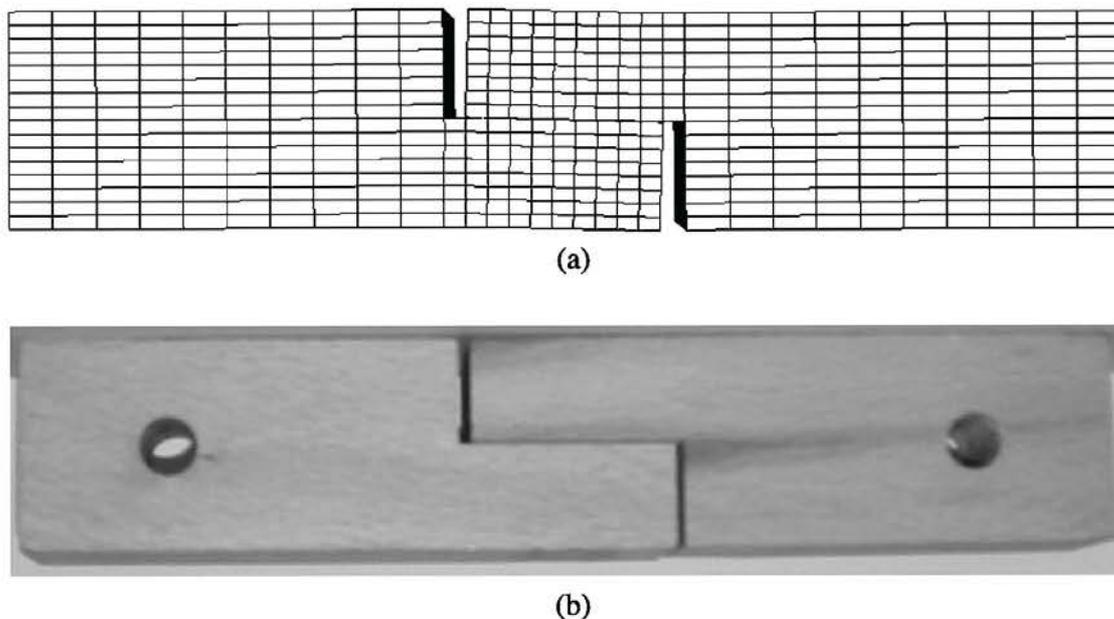


Figure 3. Deformed joints at failure (dowels at 90° insertion angle): (a) simulation, (b) experiment.

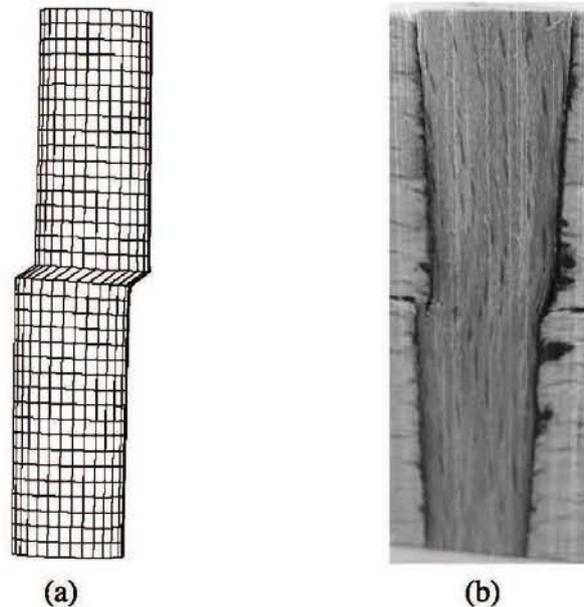


Figure 4. Shear deformation of the dowels (90° insertion angle): (a) simulation, (b) experiment.

experimental observations, where the dowels failed prematurely by shearing before the wood pieces reached their ultimate strength. Furthermore, the distributions of the equivalent stresses are almost identical in both cases (Figs 5 and 6).

The computed load–displacement curves for both joints at 90° and 45° insertion angles show good agreement with the experimental values (Figs 7 and 8). Nevertheless, some difference between predicted and experimental curves is observed: the computed curves do not exhibit a slow load decrease after their maximum. The reason is that in the model developed, the failure of the wood is assumed to be brittle. It is worth noting that even if the slow load decrease after maximum load is not predicted by the model, both the ultimate load and the ultimate displacement at failure are accurately predicted in both cases (Table 1). The results show that the joint at 45° insertion angle is stiffer and stronger than the joint at 90° . Thus, it is necessary to determine the optimum insertion angle to achieve the required strength of dowel-welded joints. Furthermore, there is a need for optimizing the insertion angle in order to improve joint strength; this can be achieved using the model developed.

The good correlation between simulation and experimental results demonstrates the appropriateness of the wood model developed here to accurately simulate wooden structures. The use of anisotropic plasticity with hardening to describe the wood behaviour in compression seems to give more satisfactory prediction of behaviour than the simplified models which use a simple bi-linear (or tri-linear) stress–strain curve for the wood plasticity. Another advantage of the model is the coupling between the anisotropic plasticity and the ductile densification which makes the model capable of simulating the wood behavior at very large deformations.

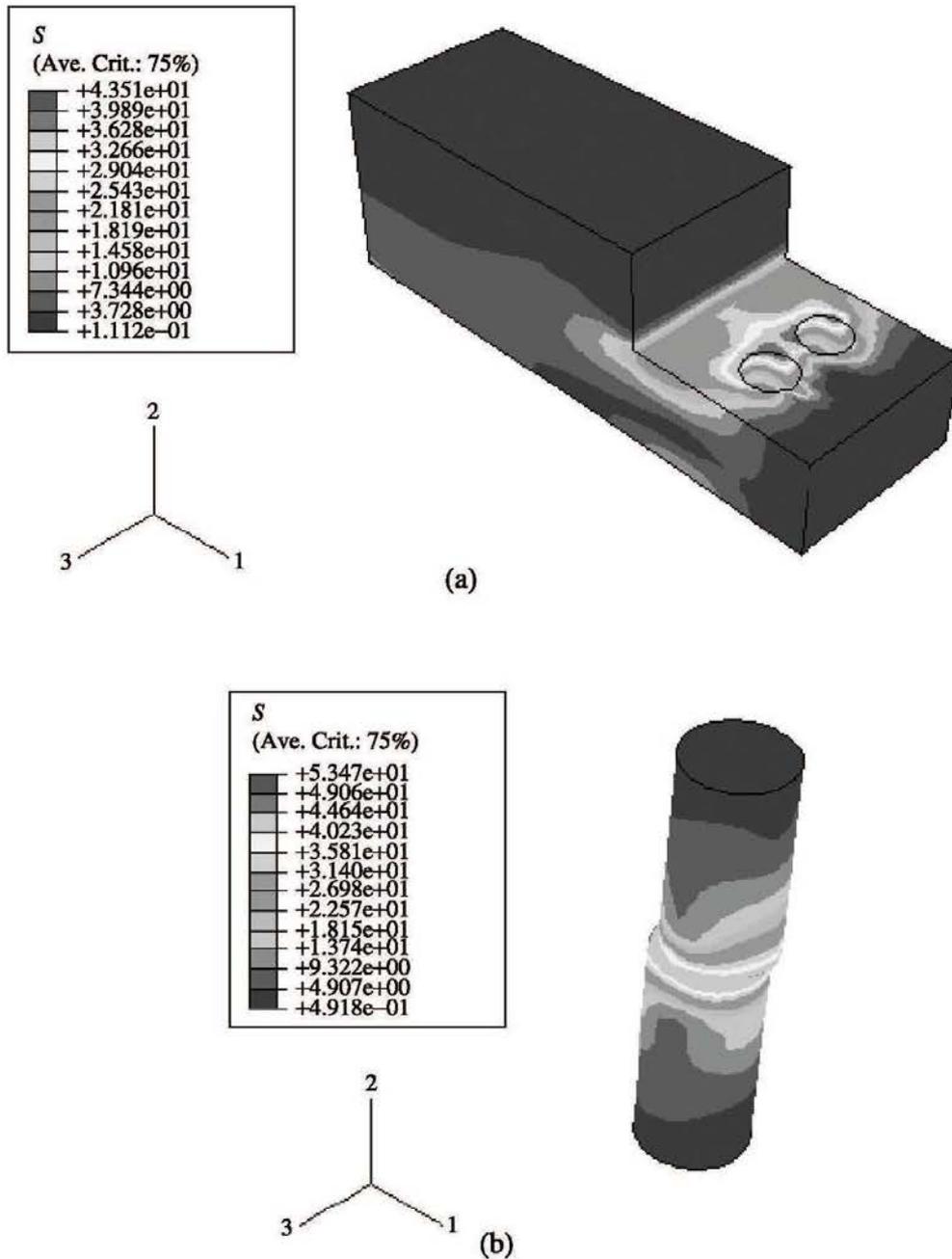


Figure 5. Isovalues of the equivalent stresses for the joint at 90° insertion angle: (a) in the wood pieces, (b) in the dowels.

5. Conclusion

The numerical simulation of the behaviour of dowel-welded joints using the finite element method appears to be a fast and efficient numerical methodology to thoroughly study and design dowel-welded joints and to predict their behaviour. We have shown the necessity and suitability of the wood plasticity model developed in

Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints

M. Oudjene, M. Khelifa, C. Segovia and A. Pizzi*

ENSTIB–LERMAB, Nancy University, 27 rue du Merle Blanc, B.P 1041, 88051 Epinal, France

Received in final form 14 September 2009

Abstract

Numerical models using a 3-D finite element analysis method and the behaviour of dowel-welded wood joints are presented. Simulation results for step butt wood joints with two welded wood dowels under shear are analyzed and a good agreement with the experimental results is shown. Anisotropic elasto-plastic constitutive law with hardening associated with material densification, without distinction between radial and tangential properties, was used for the compressive behaviour of wood. The good coherence of the results obtained demonstrates clearly the capability of the model developed to simulate accurately the non-linear behaviour of dowel-welded wood joints to failure.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2010

Keywords

Wood welding, dowel joints, finite element modelling, constitutive law, simulation

1. Introduction

In recent years, high speed rotational dowel welding of wood has been developed into a new branch of wood joining technology and intense research activity has occurred in this area. Among mechanical joining techniques, this process is particularly promising. Owing to its advantage of joining without any adhesive, this joining technique has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1–4].

Generally, the collapse of timber structures is mainly due to the failure of joints which represent the weakest locations. The dowel should be strong enough to transmit shear loads developed in the structure and be sufficiently stiff to limit slippage between the assembled members. However, dowel stiffness has a significant effect not only on the joint premature failure but also on the behaviour and overall

* To whom correspondence should be addressed. Tel.: (+33) 329296117; Fax: (+33) 329296138; e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

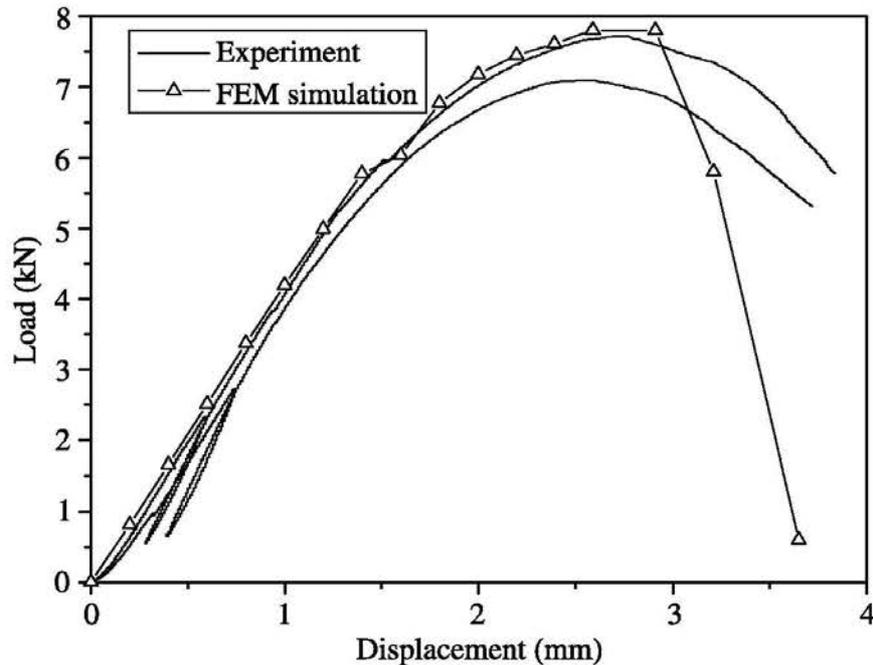


Figure 8. Load–displacement curves: comparison between simulation and experiments (joint at 45° insertion angle).

Table 1.

Ultimate load and displacement values at joint failure. Comparison of experimental values and values predicted by FEM simulation

	Dowels at 90° insertion angle		Dowels at 45° insertion angle	
	Failure loads	Displacements	Failure loads	Displacements
FEM simulation	6 kN	3.5 mm	7.85 kN	2.90 mm
Experiments	5.9 kN	3.6 mm	7.70 kN	2.73 mm
Error	1.7%	2.7%	2%	6.2%

welded joints. The strength of the dowels is the main factor that determines the failure of the joints and, thus, their mechanical strength.

It was also found that the choice of the insertion angle is crucial since the strength of the dowel-welded joints is closely related to the insertion angle. However, the model developed is suitable for further studies on the influence of geometrical parameters, such as the dowel diameter and the dowel insertion angle, on the strength of joints and to optimize their strength. Thus, a parametrical study on dowel-welded joints should be carried out in future research work.

References

1. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).

- 370 M. Oudjene et al. / *Journal of Adhesion Science and Technology* 24 (2010) 359–370
2. A. Pizzi, A. Despres, J.-M. Leban, H. R. Mansouri and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
 3. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
 4. C. Ganne-Chedeville, A. Pizzi, A. Thomas, J.-M. Leban, J.-F. Bocquet, A. Despres and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1157–1174 (2005).
 5. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 1727–1739 (2006).
 6. J.-F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *Holz Roh Werkstoff* **65**, 149–156 (2007).
 7. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *Holz Roh Werkstoff* **66**, 161–162 (2008).
 8. C. Segovia and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 1293–1301 (2009).
 9. J. F. Bocquet, A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, L. Resch, D. Michel and F. Letort, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 301–317 (2007).
 10. B. Folz and R. O. Foschi, *J. Structural Eng.* **115**, 1666–1680 (1989).
 11. C. L. O. Santana and N. T. Mascia, *Structural Eng. Mech.* **31**, 315–331 (2009).
 12. N. Nishiyama and N. Ando, *J. Wood Sci.* **49**, 505–512 (2003).
 13. K. Hwang and K. Komatsu, *J. Wood Sci.* **48**, 295–301 (2002).
 14. D. M. Moses and H. G. L. Prion, *Canadian J. Civil Eng.* **30**, 555–567 (2003).
 15. J. D. Barrett, *Wood Fiber* **6**, 126–143 (1974).
 16. ABAQUS Theory Manual, Version 6.2, Hibbit, Karson & Sorensen, Inc. (2000).
 17. M. Oudjene, J.-L. Batoz, L. Penazzi and F. Mercier, *J. Mater. Proc. Technol.* **189**, 334–343 (2007).
 18. M. Oudjene, L. Penazzi and J.-L. Batoz, *Finite Elements in Analysis and Design* **43**, 611–619 (2007).
 19. Z. W. Guan, P. D. Rodd and D. J. Pope, *Computers & Structures* **83**, 2476–2487 (2005).
 20. P. Mackenzie-Helnwein, J. Eberhardsteiner and H. A. Mang, *Computational Mechanics* **31**, 204–218 (2003).
 21. Z. W. Guan and E. C. Zhu, *Engineering Structures* **31**, 394–403 (2009).
 22. N. Kharouf, G. McClure and I. Smith, *Computers & Structures* **81**, 747–754 (2003).
 23. J. Schmidt and M. Kaliske, *Engineering Structures* **31**, 571–579 (2009).
 24. M. Oudjene and M. Khelifa, *J. Mater. Design* **30**, 4081–4087 (2009).
 25. M. Oudjene and M. Khelifa, *Constr. Build. Mater.* **23**, 3359–3366 (2009).
 26. M. Khelifa, M. Oudjene and A. Khennane, *Computers & Structures* **85**, 205–212 (2007).
 27. M. Khelifa and M. Oudjene, *J. Mater. Proc. Technol.* **200**, 71–76 (2008).
 28. J. Lemaitre, *J. Eng. Mater. Technol.* **107**, 83–89 (1985).
 29. J. Lemaitre, *A Course on Damage Mechanics*. Springer Verlag, Wien-New York (1996).
 30. J.-L. Chaboche and G. Gailletaud, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **133**, 125–155 (1996).

3.3.2. Étude paramétrique d'un assemblage bois par tourillons soudés.

« *Parametric study of Wood Joints by Dowel- Welded* »

Rapport de projet de fin d'études – 2010

ENSTIB, Nancy-UHP Université, 27 Rue du Merle Blanc, BP 1041, F-88051 Epinal, France.

César SEGOVIA / Tristan MENARD / Sylvestre FOURNIER

Résumé

Les découvertes récentes concernant les tourillons soudés nous amène à nous poser des questions sur le dimensionnement des assemblages. Plusieurs études montrent que la résistance des assemblages par tourillons soudés dépend des paramètres géométriques.

Cependant, elles ne sont pas exhaustives et un grand nombre de paramètres restent à étudier. Cette étude porte donc sur l'optimisation géométrique de la raideur et de la résistance d'un assemblage par soudage rotatif.

Après la recherche des paramètres géométriques influents de l'assemblage choisi –par le biais de l'état de l'art sur la résistance des tiges sollicitées axialement et transversalement- sera effectuée la mise en place d'un plan d'expérience réduit de type Taguchi pour effectuer les essais de rupture.

Ces essais sont effectués par modélisation numérique sur un logiciel calculant aux éléments finis. Les quatre paramètres étudiés sont l'épaisseur de l'assemblage, le diamètre des tourillons ainsi que les pinces verticales et horizontales entre organes d'assemblage. De plus, sera effectuée l'étude des effets moyens de chaque facteur sur le résultat. Par combinaison des effets de chaque facteur sera effectuée l'optimisation de l'assemblage en fonction des résultats souhaités.

Après extraction et analyse des résultats de raideur et de résistance, les valeurs sont comparées à un essai réel de rupture.

Mots-clés : Tourillons, optimisation, soudage du bois, Taguchi, plan d'expérience, éléments finis.

**Rapport de projet de fin
d'études -
2010**

**Étude paramétrique d'un assemblage bois
par tourillons soudés**

**César Segovia / Tristan MENARD / Sylvestre FOURNIER
2009 / 2010**

Enseignant responsable : Marc OUDJENE

Co-encadrants : César SEGOVIA / Antonio PIZZI / Mourad KHELIFA

Abstract

Recent discoveries about welded dowels make us doing some soul-searching about finding the good sections in joints. Many studies show that joints strength by welded dowels depends on geometric parameters.

However, these parameters are not exhaustive and many of them had to be studied. This study is about the geometric optimization of the rigidity and strength of a joint done by welded dowels.

After the research of the significant geometrical parameters of the joint - done by what exist in the literature regarding axial and radial resistance of bites- a reduced Taguchi experience plan will be done to set up the breaking tests.

These tests are done with a finite element modeling software. The four studied parameters are the thickness of the joint, the dowels diameters and the horizontal and vertical distance between each dowel. Moreover will be studied the average effect of each parameters on the final result. By the effect combination of each factor will be done the optimization of the wanted result.

After results extraction and analysis, a comparison test with real breaking experiences is effectuated.

Keywords: Dowels, optimization, wood welding, Taguchi, experience plan, finite elements.

Sommaire

Introduction

1. État de l'art : phénoménologie du soudage du bois, caractéristiques mécaniques.
 - 1.1. Partie tourillons soudés (interactions mécaniques, chimiques)

2. Modélisation numérique de l'assemblage
 - 2.1. Choix de l'assemblage
 - 2.2. Modèle expérimental, essais préliminaires
 - 2.2.1. Le modèle
 - 2.2.2. Résultats de l'essai préalable
 - 2.3. Définition et limites des paramètres géométriques propres à l'assemblage
 - 2.4. Choix du plan d'expérience
 - 2.5. Mise en place de la méthode Taguchi
 - 2.6. Définition du modèle aux éléments finis
 - 2.6.1. Définition de la matrice de rigidité du bois
 - 2.6.2. Définition des interactions entre les différentes pièces
 - 2.6.3. Définition du maillage
 - 2.6.4. Définition du chargement dans le modèle numérique

3. Premiers résultats et calage du modèle numérique
 - 3.1. Modèle sans frottement
 - 3.2. Modèle prenant en compte le frottement

4. Résultats et interprétation
 - 4.1. Raideurs d'assemblages
 - 4.1.1. Étude des effets de chaque facteur
 - 4.1.2. Essai de confirmation : Maximisation de la raideur de l'assemblage
 - 4.2. Étude de la rupture par cisaillement du tourillon le plus sollicité
 - 4.2.1. Le cisaillement, une rupture fragile
 - 4.3. La nécessité d'affiner le maillage
 - 4.4. Résultats obtenus en cisaillement
 - 4.5. Étude des effets de chaque facteur

- 4.6. Essai de confirmation : Maximisation de la valeur d'entrée en zone plastique

- 5. Vérification des valeurs numériques par essai réel.
 - 5.1. Les résultats attendus
 - 5.2. Les résultats attendus, vérification par calcul statique
 - 5.3. Résultats de l'essai de vérification
 - 5.4. Conclusion sur les essais de confirmation :

Conclusion

Bibliographie

Table des figures

Introduction

Le soudage du bois, malgré les études et recherches effectuées, reste aujourd'hui une nouvelle technologie à appliquer au niveau industriel. Le soudage par rotation peut être aisément mis en place dans de nombreux domaines, comme en menuiserie industrielle, ou dans le mobilier, et principalement dans la conception des assemblages, se substituant ainsi aux assemblages collés, émetteurs pour la plupart de nombreux composés volatils toxiques. On sait que la résistance des tourillons soudés dépend de paramètres géométriques dont l'étude est, aujourd'hui, non exhaustive.

Le but de notre projet sera donc, pour un assemblage usuel de l'industrie du bois, de remplacer le collage par un assemblage par tourillons soudés, d'en définir les paramètres géométriques les plus influents, dans un but d'optimisation de ce type d'assemblages. Afin de mener à bien cette étude, nous procéderons par étapes successives.

Dans un premier temps, il sera nécessaire d'effectuer un état de l'art de ce qui existe dans d'autres études menées aussi bien dans le domaine du bois que dans celui des tiges métalliques, sollicitées transversalement et axialement; ce qui permettra de comprendre quels sont les paramètres géométriques influents de ce type d'assembleurs. Il sera aussi nécessaire pendant cet état de l'art, d'avoir une valeur de rupture des tourillons soudés afin de mener notre étude.

Dans un second temps nous effectuerons la modélisation numérique de l'assemblage étudié. Il sera important dans cette modélisation de pouvoir "copier" au mieux la réaction du bois face aux efforts qui lui sont appliqués, le bois étant un matériau orthotrope.

Enfin, l'optimisation de l'assemblage sera effectuée, au niveau de sa raideur et de la charge à rupture maximale. Cette optimisation sera menée par le biais de la modélisation numérique, puis seront réalisés des essais réels de confirmation de nos essais numériques.

1.1.- État de l'art : phénoménologie du soudage du bois, caractéristiques mécaniques.

Partie tourillons soudés (interactions mécaniques, chimiques)

Pour bien modéliser l'assemblage avec tourillons soudés, il est nécessaire que nous comprenions bien la structure du joint de soudage et les moyens pour le réaliser au mieux.

La soudure par tourillon est la création d'une interface de milieu intercellulaire (surtout de la lignine) qui a subi, avec élévation de température, une fonte puis un refroidissement.

Pour réaliser cela on introduit un tourillon en rotation dans un pré-perçage un peu plus étroit. L'accumulation de cette matière à cette interface crée une densification du bois.

A l'interface, les fibres des tourillons et celles du support s'entrecroisent et créent une matrice de fibre et de matériau

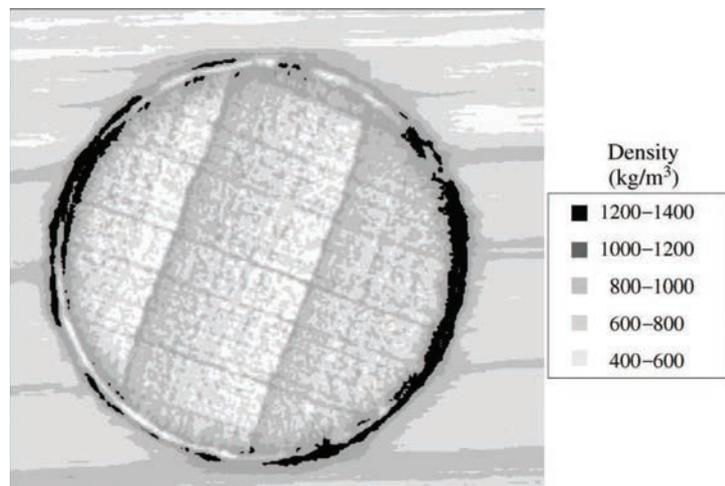


Figure 1 : Densification de la matière après soudage
1.

fondu. Cette matrice, d'après les premières études qui ont été faites, permet une résistance en cohésion du tourillon avec son support, équivalente à celle d'une colle PVAc.

Il est possible de jouer sur beaucoup de paramètres pour influencer la résistance du tourillon soudé mais voici ceux qui ont une influence majeure :

- Type de bois utilisé
- Diamètre du pré-perçage et du tourillon
- Temps de pénétration
- Angle d'insertion du tourillon

Voici les conditions optimales qui ont été caractérisées lors des études :

- Bois de Hêtre
- Tourillon de 8 mm dans un trou de 6mm
- Rotation de 1200 tours par minute

- Pénétration dans la face longitudinale d'une coupe tangentielle.
- Vitesse d'avance de 400 mm par minute
- Importance de serrer les deux plaques de bois de l'assemblage avant soudage.



Figure 2: Enchevêtrement des fibres dans l'interface de soudage
2.

Des études ont été faites pour comparer la résistance des tourillons soudés par rapport à d'autres moyens d'assemblage. Ces études ont suivi la partie des Eurocodes qui traite des assemblages et des pinces. Les tests ont été faits sur des tourillons de 6mm et cela a permis de les caractériser.

En cisaillement double, un tourillon de 6 mm soudé a été caractérisé ainsi :

Force moyenne à rupture: $F_{mean} = 1.22 \pm 0.07$ kN

Rigidité: $K_{mean} = 322 \pm 25$ N/mm

Moment Plastique : $M_{mean} = 3434 \pm 88$ N/mm

Ces études montrent qu'il pourrait être intéressant d'utiliser des tourillons soudés au niveau des structures, comme remplacement de clous ou de colle, pour diminuer les coûts notamment.

L'angle d'insertion des tourillons permet d'augmenter fortement la résistance de l'assemblage. On a de meilleurs résultats pour un angle d'insertion égal à 30 ou 45°. Le

tourillon ne travaille alors plus seulement en cisaillement mais répartie aussi des efforts en traction.

2.- Modélisation numérique de l'assemblage.

2.1.- Choix de l'assemblage.

L'assemblage retenu pour notre étude est un assemblage de menuiserie, déjà en cours d'étude par C. Segovia, chercheur doctorant à l'ENSTIB. Le fait de choisir cet assemblage nous permettra de pouvoir faire correspondre la modélisation numérique que nous effectuerons avec des résultats réels d'expérience, de réelles courbes de contraintes, et ainsi de calibrer notre modèle. L'assemblage choisi est un assemblage en "T" à mi-bois, la liaison étant effectuée avec quatre tourillons soudés.



Figure 3: L'assemblage étudié

Les dimensions de l'assemblage original sont :

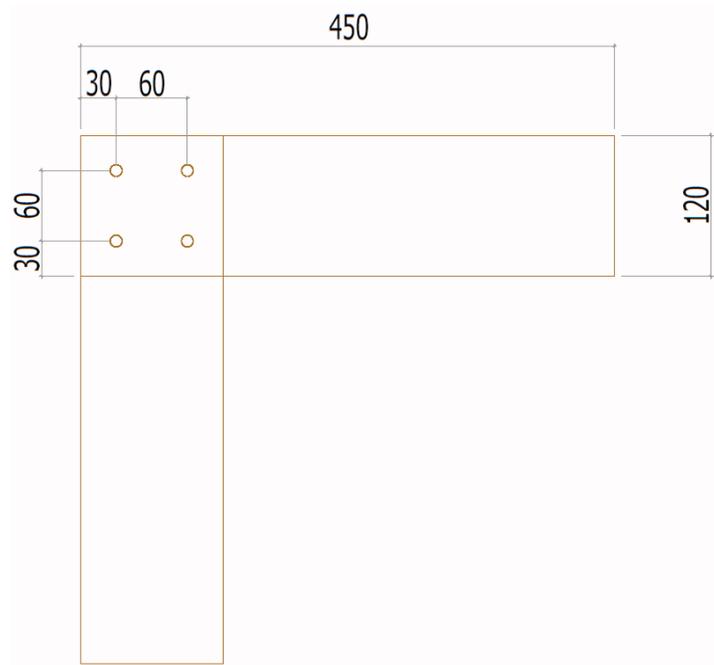


Figure 4: Dimensions de l'assemblage

2.2.- Modèle expérimental, essais préliminaires

2.2.1. Le modèle

Toute notre étude va reposer sur le modèle expérimental effectué, puisqu'elle sera calée à partir de ces essais préalables. Nous avons donc effectué un essai de rupture de l'assemblage afin de pouvoir estimer la rigidité de l'assemblage, et la limite de rupture plastique. Ainsi, la procédure d'essai, les charges et appuis seront copiés dans notre modèle aux éléments finis, comme ci-dessous :

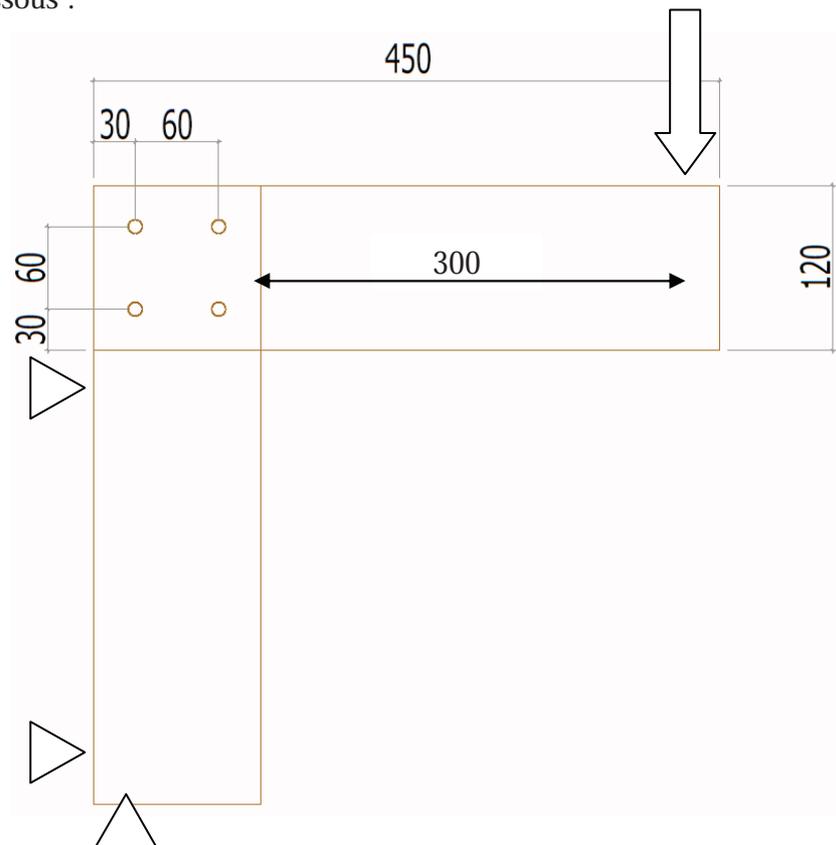


Figure 5: Les conditions de l'essai de rupture réel

L'assemblage est donc maintenu sur toute la longueur du montant. La force est toujours appliquée à la même distance : 300 mm par rapport à l'arase.



Figure 6: L'essai réel de rupture en laboratoire.

Selon les normes d'essai de rupture nous devons appliquer la force suivant un cycle de chargement défini :

Montée progressive en charge jusqu'à 40% de la force de rupture estimée (dans notre cas nous avons estimée la rupture à 2 kN, et donc effectué le palier à 0.8 kN). Palier de 30 secondes. Décharge progressive jusqu'à 0, ce cycle de charge et décharge servant à éliminer les jeux d'assemblages ainsi que les "bruits" créés par la machine en début de cycle. Palier de 30 secondes. Montée progressive jusqu'à rupture. Cela donne l'allure de chargement comme définie ci-dessous :

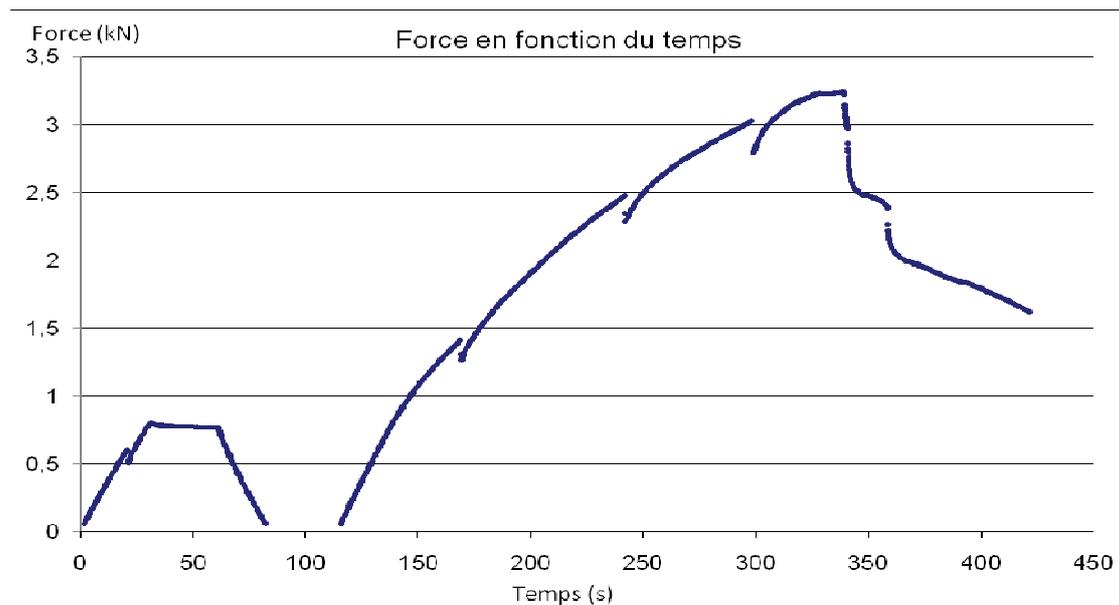


Figure 7: L'application de la charge suivant la norme durant l'essai réel

2.2.2.- Résultats de l'essai préalable

De ces essais nous avons tirés plusieurs résultats :

- L'allure générale de la courbe donnant la force en fonction du déplacement :

De l'allure de cette courbe nous pouvons observer plusieurs zones :

- Une zone élastique, de 0 à 4 mm de déplacement
- Une zone de plastification de 4 à 18mm de déplacement
- Une zone de rupture à 18 mm, avec une force appliquée de 3.3 kN

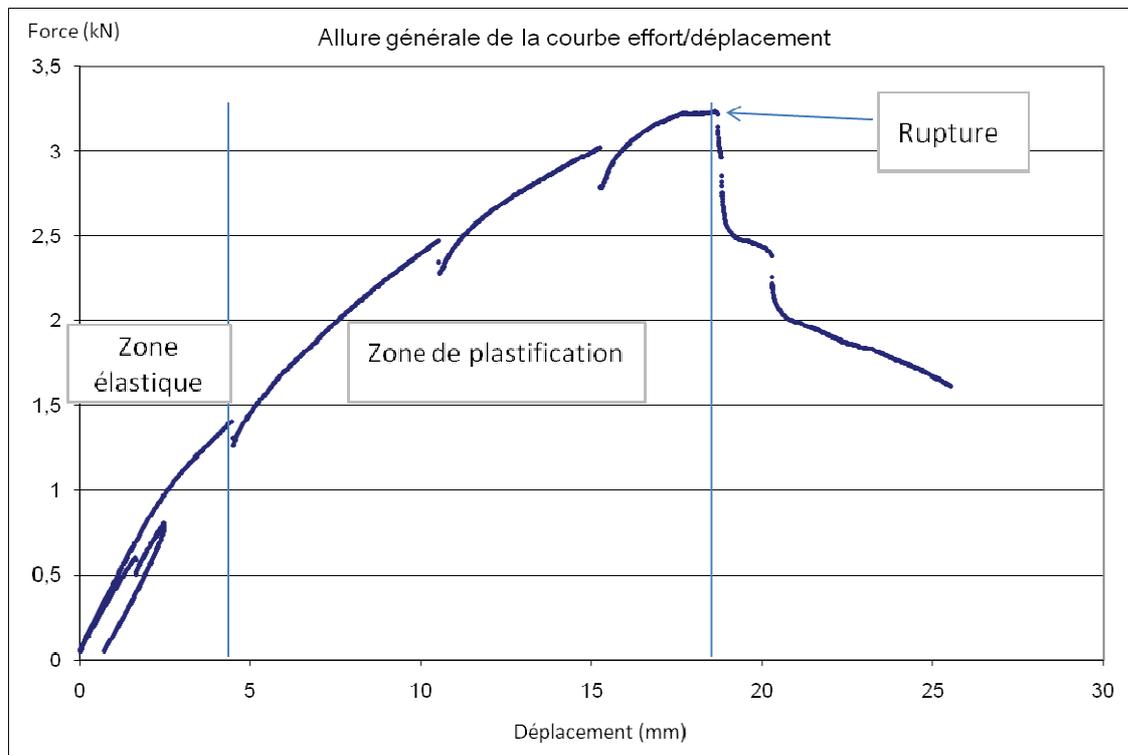


Figure 8: Les zones élastiques, plastiques, et de rupture durant l'essai réel 3.

Nous pouvons, pour étudier la raideur de l'assemblage, extraire la partie de courbe de la zone élastique (donc entre 0 mm et 4 mm) :

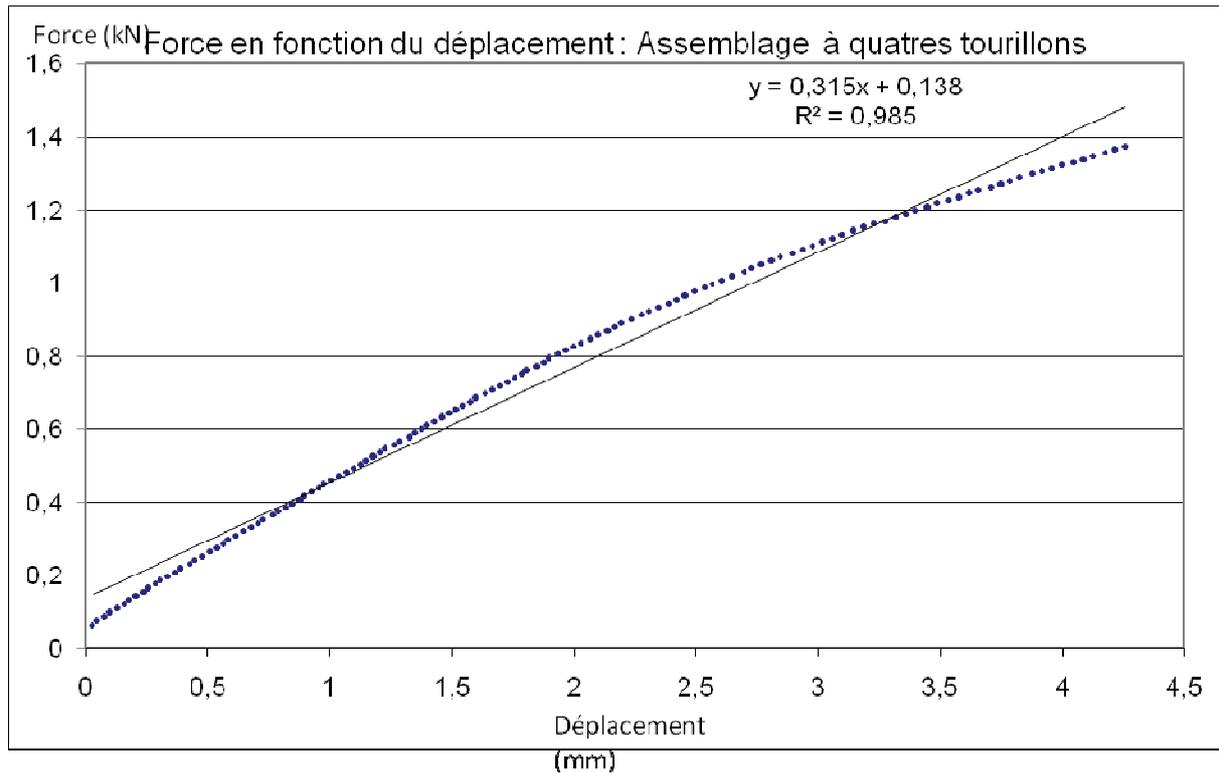


Figure 9 : La raideur de l'assemblage testé

La pente de la droite de régression représente la raideur de l'assemblage : 0.315 kN/mm, ce qui équivaut, étant donnée la géométrie de l'assemblage, à une raideur rotationnelle de 1.98 kN/deg (en restant dans l'hypothèse des petits déplacements). Nous pouvons maintenant effectuer la modélisation et "caler" le modèle sur les données de l'essai.

2.3.- Définition et limites des paramètres géométriques propres à l'assemblage

Comme, à priori, la variation de tel ou tel paramètre n'aura pas une influence linéaire sur la résistance à rupture de l'assemblage, nous choisirons un minimum de trois valeurs variables par paramètre, afin de détecter cette non-linéarité.

Étant donnée la géométrie de l'assemblage, les limites possibles de fabrication, et étant donnée la réalité industrielle, nous avons choisi comme paramètres géométriques variables :

- Le diamètre des tourillons : nous pourrions choisir entre des diamètres de 8, 10, ou 12 mm.
- L'épaisseur de l'assemblage, ce qui équivaut à la profondeur d'insertion du tourillon, variant entre 20, 40, ou 60 mm. Cette limite de 60 mm est imposée par le procédé du soudage rotatif : au dessus de 60 mm la réduction de son diamètre pendant la pose est trop importante pour pouvoir avoir un soudage correct sur toute la longueur.

- La **distance verticale entre les tourillons**, choisie en s'inspirant des normes Eurocodes sur les pinces entre boulons, égales à 5 fois le diamètre. Ces pinces varieront donc entre 40, 50, et 60 mm.

(Il faut noter que les pinces entre le tourillon et le bord ne pourront être respectées dans notre assemblage, à cause de la largeur limitée de la pièce (120mm). Sachant qu'il est demandé aux Eurocodes de respecter une distance au bord de 7 fois le diamètre, cela équivaldrait au minimum à une largeur de pièce de 152 mm pour un tourillon de 8 mm)

- La **distance horizontale entre les tourillons**, ce qui nous permettra de comparer l'influence de l'écartement des tourillons sur la résistance, dans un sens ou dans un autre.

Il faut noter que le paramètre "diamètre de perçage" n'a pas été retenu, du fait que celui-ci est dépendant du diamètre du tourillon dans le procédé de soudage rotatif, soit le diamètre du tourillon moins 2 mm.

De même le paramètre "angle d'insertion du tourillon" ne sera pas étudié, ceci permettant de simplifier le plan Taguchi en réduisant de 27 à 9 le nombre d'expériences à effectuer

2.4.- Choix du plan d'expérience

Nous avons donc au final quatre paramètres géométriques avec trois valeurs fixées par paramètre. Si nous devions faire la liste exhaustive des expériences à réaliser, cela équivaldrait à effectuer 34 soit 81 expériences...

Il est alors nécessaire de mettre en place un plan d'expérience réduit qui, sans perdre d'information, nous permettra d'effectuer beaucoup moins d'essais numériques.

La méthode Taguchi sera alors choisie pour mettre en place les essais.

2.5.- Mise en place de la méthode Taguchi

Les différentes étapes à suivre pour la mise en place de ce plan sont les suivantes :

- Choix et définition du nombre de paramètres et de leurs modalités : Dans notre cas quatre paramètres à trois modalités.

- Définition des interactions entre les paramètres, c'est-à-dire savoir si le niveau d'un paramètre a de l'influence sur l'effet d'un autre paramètre. Nous procéderons en deux étapes :

Dans un premier temps nous considèrerons que les influences sont nulles entre les paramètres, ce qui équivaudra à n'étudier que l'influence propre de chaque paramètre.

Par la suite, nous garderons les paramètres ayant eus le plus d'influence sur la résistance ainsi que leurs interactions. Ainsi, notre méthode consistera à effectuer l'étude de deux plans d'expérience simples à la suite plutôt que celle d'un unique plan d'expérience beaucoup trop complexe.

- Classement des paramètres par difficultés de modification : nous positionnerons en premier les paramètres les plus difficiles à modifier au cours de l'étude. Ainsi, deux groupes sont créés :

Groupe 1 : difficiles à modifier

Épaisseur de l'assemblage (car ceci équivaut à changer les sections des pièces étudiées)

Groupe 2 : simples à modifier

Diamètre des tourillons

Distance verticale entre les tourillons

Distance horizontale entre les tourillons

- Création du plan d'expérience : Le plan Taguchi $L_9(3^4)$ convient à notre étude, c'est-à-dire un plan mettant en place 9 expériences comprenant jusqu'à 4 paramètres à trois modalités.

Après remplissage de la table, nous avons :

Plan d'expérience réduit Taguchi				
	Epaisseur assemblage	Diamètre tourillon	Pince verticale tourillon	Pince horizontale tourillon
Expérience	A (20, 40, 60)	B (8, 10, 12)	C (40, 50, 60)	D (40, 50, 60)
1	20	8	40	40
2	20	10	50	50
3	20	12	60	60
4	40	8	50	60
5	40	10	60	40
6	40	12	40	50
7	60	8	60	50
8	60	10	40	60
9	60	12	50	40

Figure 10 : Plan d'expérience Taguchi mis en place dans notre étude

2.6.- Définition du modèle aux éléments finis

2.6.1.- Définition de la matrice de rigidité du bois

Afin de pouvoir modéliser numériquement le comportement anisotrope du bois et, dans notre cas précis, du hêtre, il a été nécessaire de se référer aux travaux de D.Guitard, qui définissent la matrice de complaisance élastique (qui est l'inverse de la matrice de rigidité) de la plupart des bois.

Ainsi la matrice de complaisance élastique du bois utilisée sera définie comme ci-dessous dans la modélisation aux éléments finis : (d'après D.Guitard)

$$\begin{bmatrix} \epsilon_{rr} \\ \epsilon_{\theta\theta} \\ \gamma_{zz} \\ \gamma_{\theta z} \\ \gamma_{rz} \\ \gamma_{r\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{rz} \\ \sigma_{r\theta} \end{bmatrix}$$

La matrice des complaisances élastiques, transcrite ici avec une contraction d'indices conventionnelle (GUITARD, 1987), est une matrice en théorie symétrique. Cette propriété résulte nécessairement de l'hypothèse d'existence d'un potentiel élastique forme quadratique définie positive des composantes des tenseurs des contraintes.

Par tradition, l'ingénieur utilise 12 grandeurs techniques pour caractériser le comportement élastique du bois, qui sont liées aux neuf complaisances élastiques par les relations suivantes :

- Trois modules d'Young :

$$E_R = S_{11}^{-1} ; E_T = S_{22}^{-1} ; E_L = S_{33}^{-1}$$

- Trois modules de cisaillement :

$$G_{TL} = S_{44}^{-1} ; G_{LR} = S_{55}^{-1} ; G_{RT} = S_{66}^{-1}$$

- Six coefficients de Poisson :

$$\nu_{RT}, \nu_{TR}, \nu_{TL}, \nu_{LT}, \nu_{LR}, \nu_{RL}$$

qui satisfont aux relations de symétrie suivantes :

$$S_{12} = S_{21} = -\frac{\nu_{RT}}{E_R} = -\frac{\nu_{TR}}{E_T} ; S_{23} = S_{32} = -\frac{\nu_{TL}}{E_T} = -\frac{\nu_{LT}}{E_L} ;$$

$$S_{31} = S_{13} = -\frac{\nu_{LR}}{E_L} = -\frac{\nu_{RL}}{E_R}$$

Ce qui donne, dans le cas du hêtre :

Matrice de complaisance élastique du bois de hêtre

0,00048	-0,0003	-3E-05	0	0	0
-0,0003	0,00116	-3E-05	0	0	0
		7,6E-			
-3E-05	-3E-05	05	0	0	0
0	0	0	0,00051	0	0
0	0	0	0	0,00027	0
0	0	0	0	0	0,001

Figure 11 : Matrice de complaisance élastique du bois de Hêtre

Après inversion de la matrice de complaisance, nous obtenons la matrice de rigidité de la forme :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} D_{1111} & D_{1122} & D_{1133} & D_{1112} & D_{1113} & D_{1123} \\ & D_{2222} & D_{2233} & D_{2212} & D_{2213} & D_{2223} \\ & & D_{3333} & D_{3312} & D_{3313} & D_{3323} \\ & & & D_{1212} & D_{1213} & D_{1223} \\ & sym & & & D_{1313} & D_{1323} \\ & & & & & D_{2323} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{pmatrix} = [D^{el}] \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{pmatrix}.$$

Ce qui donne, dans le cas du hêtre :

Matrice d'élasticité du bois de hêtre

2761,2	835,0	1264,5	0	0	0
835,0	1121,1	721,1	0	0	0
1264,5	721,1	13911,2	0	0	0
0	0	0	1960	0	0
0	0	0	0	3700	0
0	0	0	0	0	1000

Figure 12 : Matrice d'élasticité du bois de Hêtre

La détermination de cette matrice nous permet de considérer le bois comme un réel matériau anisotrope et ainsi nous permettra d'affiner notre étude.

Nous tenterons d'utiliser, pour effectuer les ruptures des échantillons, un modèle en code FORTRAN, utilisé à l'ENSTIB, prenant non seulement en compte cette matrice de rigidité (valable dans le domaine élastique) mais aussi reproduisant le comportement du bois dans le domaine plastique.

Ainsi, nous pourrions effectuer les tests sur les éprouvettes jusqu'à rupture, ce qui enrichira grandement les résultats de notre étude.

2.6.2.- Définition des interactions entre les différentes pièces

Les interactions et contacts sont définis ci-dessous : En rouge les interactions de contact glissant, en vert les interactions type "collage".

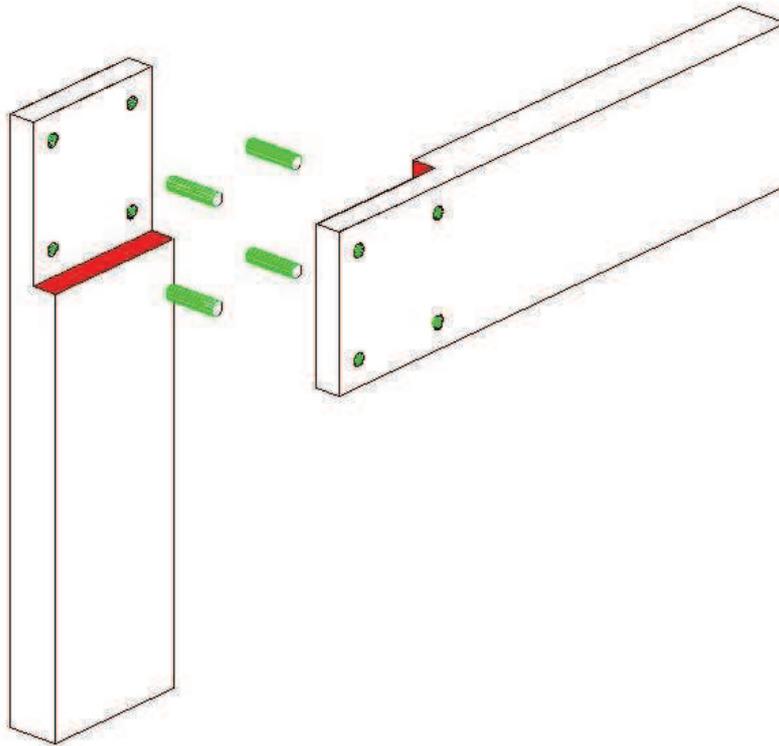


Figure 13 : Définition des interactions dans l'assemblage

2.6.3.- Définition du maillage

Pour avoir les résultats de raideurs d'assemblages, le maillage n'est pas nécessairement trop fin, car nous n'étudions pas des caractéristiques au sein du maillage, mais seulement sur un point : le point d'application de la force. De plus, dans le maillage que nous avons effectué pour les raideurs, nous pouvons observer, comme le montrent les deux photos page suivante, un maillage beaucoup plus fin dans les zones tourillonnées, réalisés par défaut dans le logiciel ABAQUS.

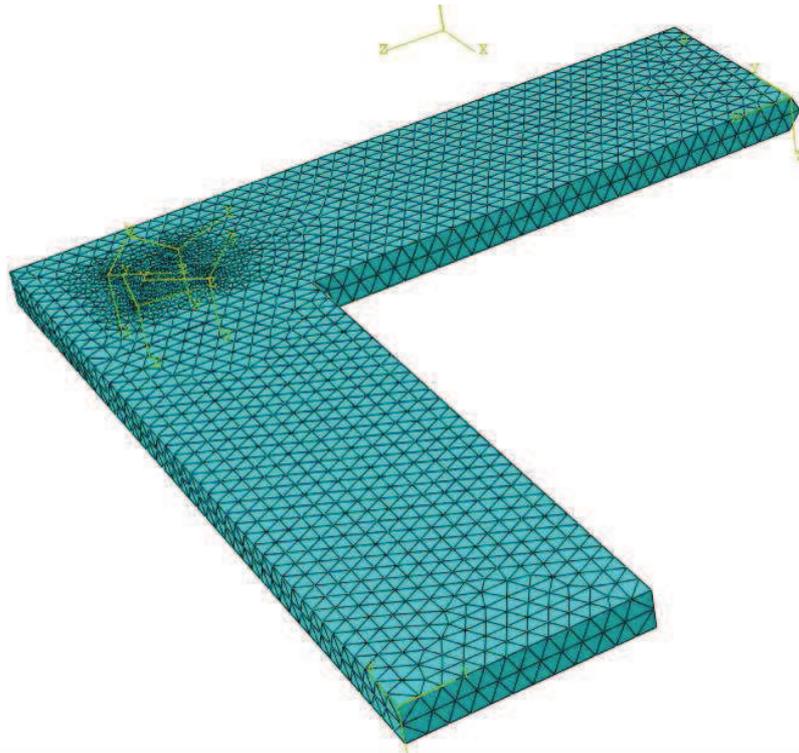


Figure 14 : Maillage général de l'assemblage pour calcul de raideurs

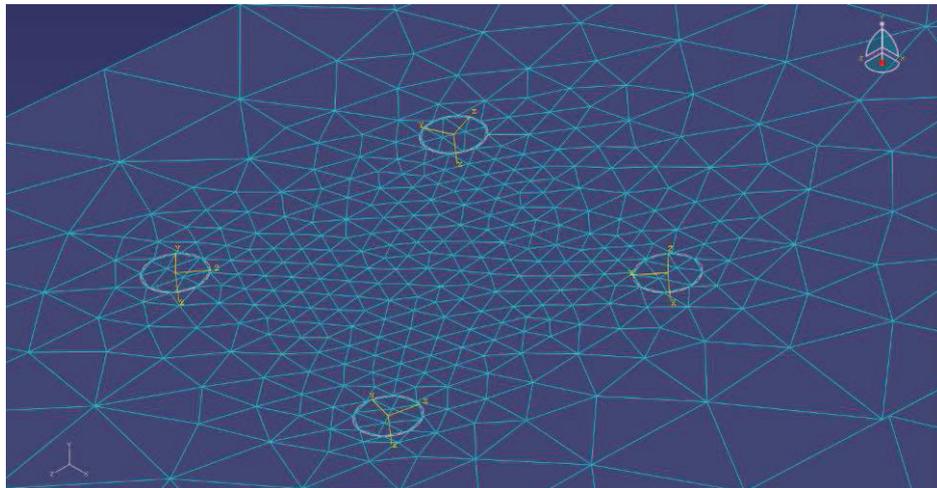


Figure 15 : Maillage plus fin dans les zones tourillonnées

Nous pouvons de plus noter que le maillage pour le calcul de raideur est effectué avec des tétraèdres, ce qui raccourcie grandement les temps de calcul tout en restant proches de la réalité comme nous le verrons par la suite.

2.6.4.- Définition du chargement dans le modèle numérique

Étant donné qu'en modèle numérique toutes les pièces sont en contact, il n'est donc pas nécessaire d'effectuer une phase de chargement pour pallier aux jeux d'assemblages. La phase de chargement en modèle numérique a donc été définie par une charge variant de 0 à 5000 Newtons en 100 secondes. Au niveau des appuis, nous avons encasturé le montant sur toute sa surface d'appui, en prenant soin de laisser libre la traverse pour qu'elle puisse tourner et ainsi cisailer les tourillons.

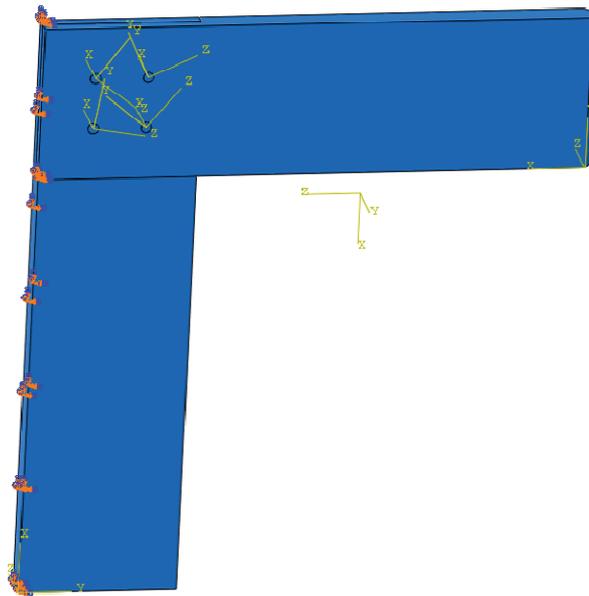


Figure 16 : Conditions aux limites et de chargement du modèle numérique

La figure ci-dessus montre l'encastrement sur la partie gauche de l'assemblage, et la force ponctuelle variable sur la partie droite.

3.- Premiers résultats et calage du modèle numérique

3.1.- Modèle sans frottement

Les interactions que nous avons définies dans le premier modèle numérique sont les suivantes :

- Entre les surfaces tourillonnées et les perçages : contact collant (aucun glissement)
- Entre les autres surfaces : contact glissant (aucun frottement)

Nous en tirons les résultats suivants :

Raideur de l'assemblage : 291 N/mm, soit une différence avec l'essai réel de 7 %
(Essai réel : raideur de 315 N/mm)

3.2.- Modèle prenant en compte le frottement

Nous allons alors maintenant considérer les frottements entre les surfaces non tourillonnées, en prenant comme valeur un coefficient de frottement bois / bois égal à 0.5 (soit un angle de frottement de 26°)

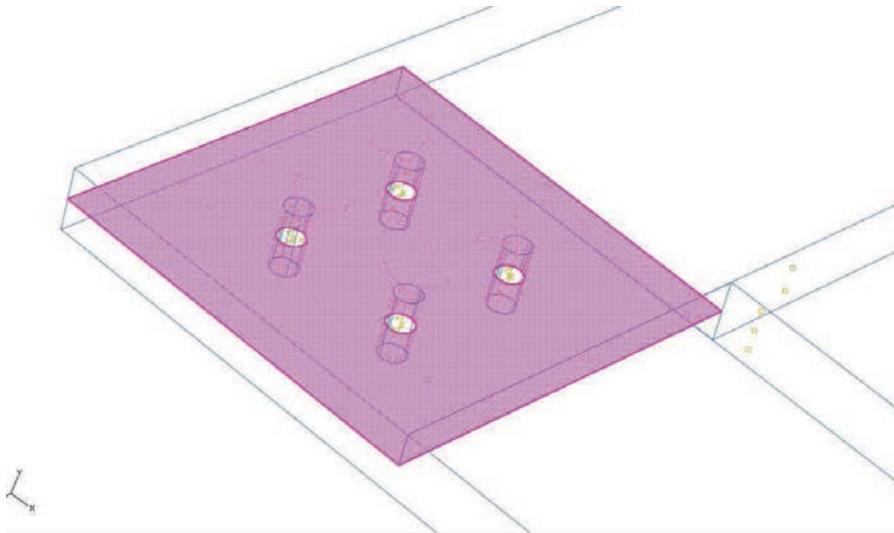


Figure 17 : Surface soumise au frottement bois / bois

Nous garderons comme hypothèse que les tourillons sont assemblés serrés, ceux-ci ne travaillant qu'en cisaillement simple.

Nous en tirons les résultats suivants :

Raideur de l'assemblage : 302.6 N/mm, soit une différence avec l'essai réel de 4 % (Essai réel : raideur de 315 N/mm). Nous garderons donc l'hypothèse de frottement entre les surfaces pour être plus proche du modèle réel.

Le fait que le modèle réel et le modèle numérique concordent rend crédible les résultats numériques : nous pourrions nous baser sur les résultats numériques pour l'étude car ceux-ci copient bien la réalité.

4.- Résultats et interprétation

4.1.- Raideurs d'assemblages

Après modélisation et essai numériques, nous obtenons différentes raideurs d'assemblages :

Plan d'expérience réduit Taguchi					Resultat
	Epaisseur assemblage	Diametre tourillon	Pince verticale tourillon	Pince horizontale tourillon	
<i>Expérience</i>	A (20, 40, 60)	C (8, 10, 12)	D (40, 50, 60)	E (40, 50, 60)	
1	20 mm	8 mm	40 mm	40 mm	274,8 N/mm
2	20 mm	10 mm	50 mm	50 mm	302,6 N/mm
3	20 mm	12 mm	60 mm	60 mm	293,7 N/mm
4	40 mm	8 mm	50 mm	60 mm	556,0 N/mm
5	40 mm	10 mm	60 mm	40 mm	553,0 N/mm
6	40 mm	12 mm	40 mm	50 mm	562,6 N/mm
7	60 mm	8 mm	60 mm	50 mm	1057,0 N/mm
8	60 mm	10 mm	40 mm	60 mm	1074,0 N/mm
9	60 mm	12 mm	50 mm	40 mm	1059,0 N/mm
					637,0 N/mm <i>moyenne generale</i>

Effet du facteur au niveau 1	-346,6 N/mm	-7,7 N/mm	0,2 N/mm	-8,0 N/mm
Effet du facteur au niveau 2	-79,8 N/mm	6,2 N/mm	2,2 N/mm	3,8 N/mm
Effet du facteur au niveau 3	426,4 N/mm	1,5 N/mm	-2,4 N/mm	4,3 N/mm

Figure 18: Résultat de raideur du plan d'expérience Taguchi

Dans la colonne de droite nous pouvons voir les résultats de raideurs issus de nos essais. Nous pouvons noter la grande différence de raideur entre les essais, nous allons essayer par le biais de l'étude de chaque facteur, voir leurs influences propres sur la raideur.

4.1.1.- Étude des effets de chaque facteur

Après avoir fait la moyenne générale de tous les essais, il est possible de calculer l'effet de chaque facteur à chaque niveau, pour voir son influence sur le résultat obtenu.

Ainsi, nous pouvons voir l'effet qu'aura, sur la raideur, le choix d'un diamètre de tourillon, et de même pour tous les autres facteurs.

De ces résultats numériques nous tirons les courbes suivantes qui nous permettront de mieux les étudier :

Du tableau et des courbes nous pouvons d'abord observer que le facteur "épaisseur de l'assemblage" est prépondérant sur la raideur de l'ensemble : plus l'épaisseur augmente, plus la raideur ne sera grande. Nous pouvons alors nous attendre, avec une épaisseur de 60 mm, à avoir un effet positif sur la raideur de l'assemblage de 426 N/mm. Cependant, en industrie,

l'épaisseur des bois utilisés en menuiserie (portes, fenêtres...) est limitée par l'esthétique, la conception et le coût. L'étude des autres facteurs reste donc intéressante si l'épaisseur des bois est fixe.

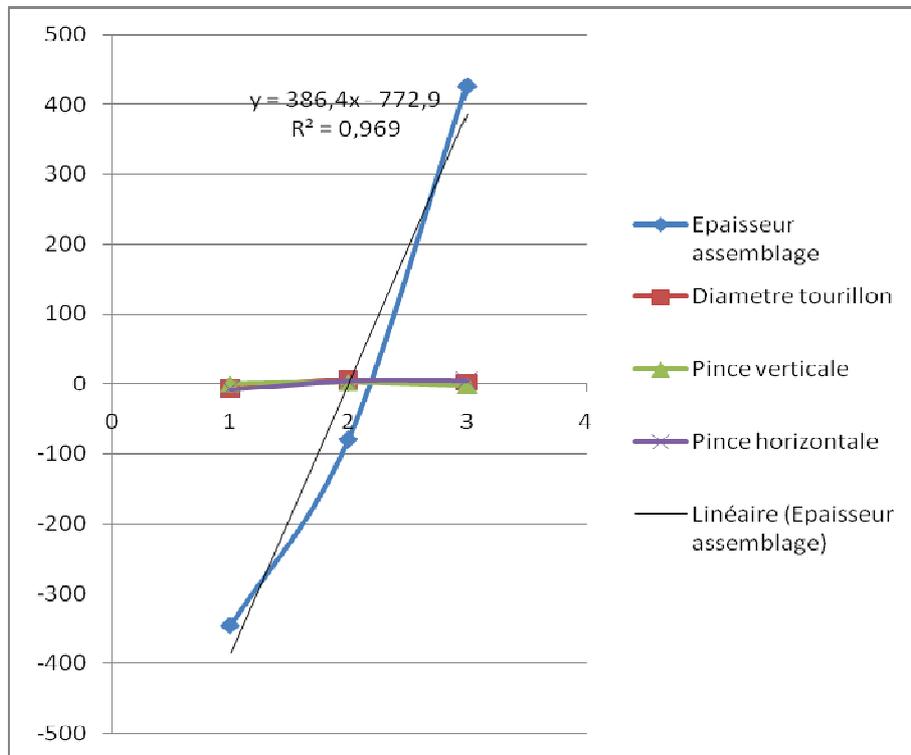


Figure 19: Effet de chaque facteur sur la raideur de l'assemblage

L'effet des autres facteurs, hors épaisseur, est donc :

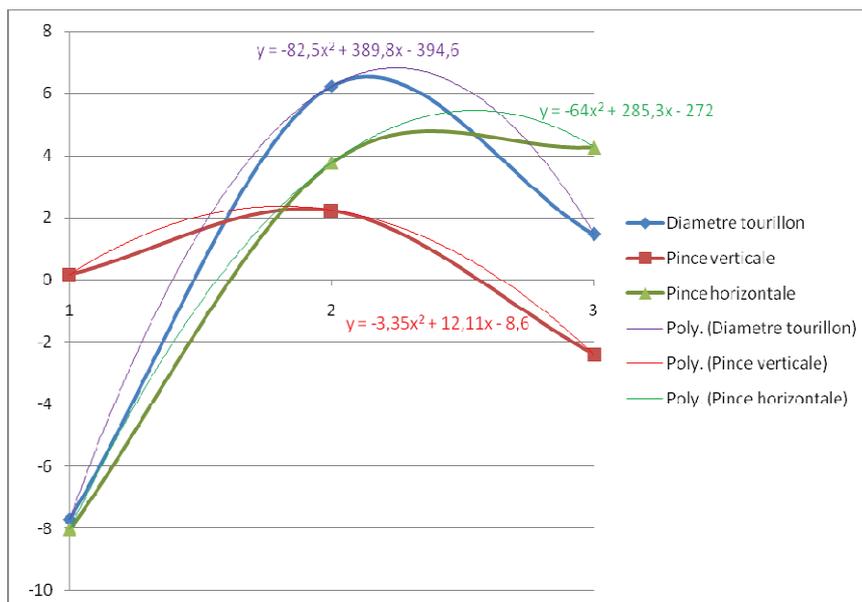


Figure 20: Effet des facteurs sur la raideur, hors "épaisseur de pièce"

Le facteur "diamètre des tourillons" est donc le second facteur influent sur la raideur. Cependant, cet effet n'est pas linéaire : la raideur est maximale pour une valeur de 10.7 mm (effet favorable de 6.6 N/mm), mais la pratique fait que nous utiliserons un diamètre de 10mm, qui engendrera un effet favorable de 6.2 N/mm. Au dessus ou en dessous de cette valeur, l'effet est moins favorable à la raideur. Les pinces horizontales ont elles aussi un effet non linéaire : la raideur sera maximale pour une pince horizontale de l'ordre de 50 mm, et augmentera la raideur de l'assemblage de 4.3 N/mm. Il en est de même pour l'effet des pinces verticales : il présente un pic maximal autour de 50 mm, produisant une raideur positive de 2.2 N/mm.

4.1.2.- Essai de confirmation : Maximisation de la raideur de l'assemblage

De l'étude des facteurs nous pouvons optimiser la raideur de l'assemblage, en réglant les niveaux des différents facteurs :

- Épaisseur de l'assemblage à 60 mm : effet positif de 426 N/mm
- Diamètre tourillon à 10 mm : effet positif de 6.2 N/mm
- Pince verticale à 40 mm : effet positif de 2.2 N/mm
- Pince horizontale à 50 mm : effet positif de 4.3 N/mm

Nous pouvons alors nous attendre à avoir, après essai de confirmation, une raideur de : $637 + 426 + 6.2 + 2.2 + 4.3 = 1076$ N/mm.

Après essai de confirmation numérique, nous obtenons une raideur d'assemblage de 1055 N/mm, ce qui coïncide bien avec les résultats attendus.

La différence entre ce que prévoit la méthode Taguchi et l'essai de confirmation est de 21 N/mm, soit 1.9% d'écart, ce qui est parfaitement acceptable.

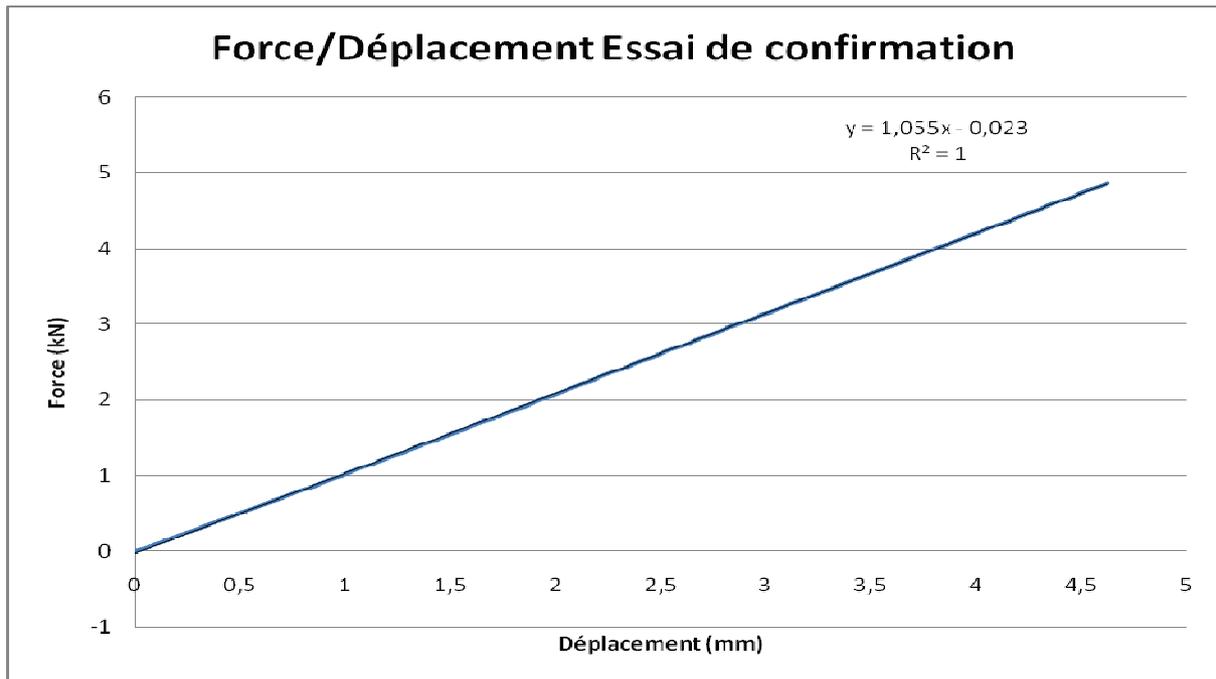


Figure 21 : Courbe de résultat de l'essai de confirmation

4.2.- Étude de la rupture par cisaillement du tourillon le plus sollicité

4.2.1.- Le cisaillement, une rupture fragile

Le mode de rupture des tourillons dans cet assemblage est une rupture en cisaillement. Le cisaillement est ce qu'on appelle une rupture fragile, c'est-à-dire que la rupture s'effectue dès l'entrée dans la zone plastique.

Cette particularité nous permet de pouvoir faciliter grandement les calculs dans notre étude : pour effectuer un réel essai de rupture par modélisation numérique, il faut connaître de nombreux paramètres du matériau étudiés. Comme nous l'avons dit précédemment, un code en FORTRAN a été mis en place à l'ENSTIB pour pouvoir "copier" le comportement du bois dans la zone plastique, et cela jusqu'à la rupture.

Nous avons tenté de mettre en place un tel code sur le logiciel, mais la grande complexité de l'algorithme et la difficulté de résolution amenait un temps de calcul phénoménal : de l'ordre de quarante heures par essai...

Nous avons alors imaginé un moyen permettant de pouvoir connaître la force à rupture de notre assemblage, tout en utilisant notre modèle qui est valable en zone élastique.

Du fait que la rupture par cisaillement soit une rupture fragile, nous savons que celle-ci pourra être calculée à partir des valeurs de la zone élastique, et que celle-ci, d'après la DIN 1052, s'effectuera à 16 Mpa. De plus, nous avons observé lors des essais numériques et lors des essais réels effectués préalablement, que le tourillon le plus sollicité était toujours le même du fait du talonnement du bois dans le coin de l'assemblage (cf. figure ci-dessous). Le tourillon le plus sollicité est ainsi celui le plus éloigné de la zone de talonnement.

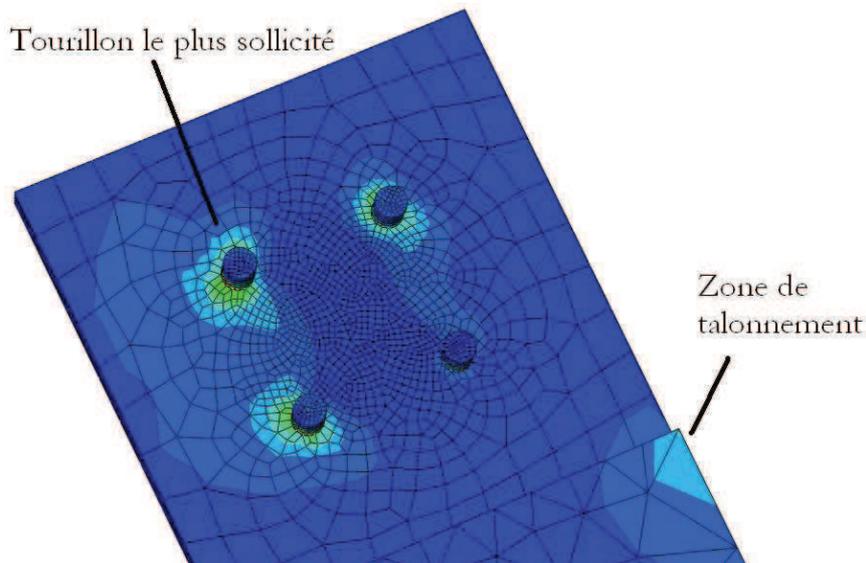


Figure 22: Allure des contraintes dans l'assemblage chargé

Ainsi, dans tous les essais effectués nous avons étudié le point central du tourillon le plus sollicité et observé pour quelle valeur de force appliquée en bout du bras de levier nous avons atteint la contrainte de cisaillement de 16 Mpa en ce point.

Cette contrainte de cisaillement principale est calculée à partir des deux contraintes élémentaires de cisaillement S_{12} et S_{13} que nous pouvons extraire du logiciel.

Pour la calculer :

$$d = \sqrt{{y,d}^2 + {z,d}^2}$$

D'où, dans notre étude, en utilisant les notations de la figure 24 ci-dessous :

$$S_{principale} = \sqrt{S_{12}^2 + S_{13}^2}$$

De ce fait, en étudiant toujours le même point et les mêmes contraintes de cisaillement, nos résultats seront comparables entre eux : nous pouvons appliquer le plan Taguchi précédemment utilisé pour effectuer l'optimisation de la force à rupture de l'assemblage.

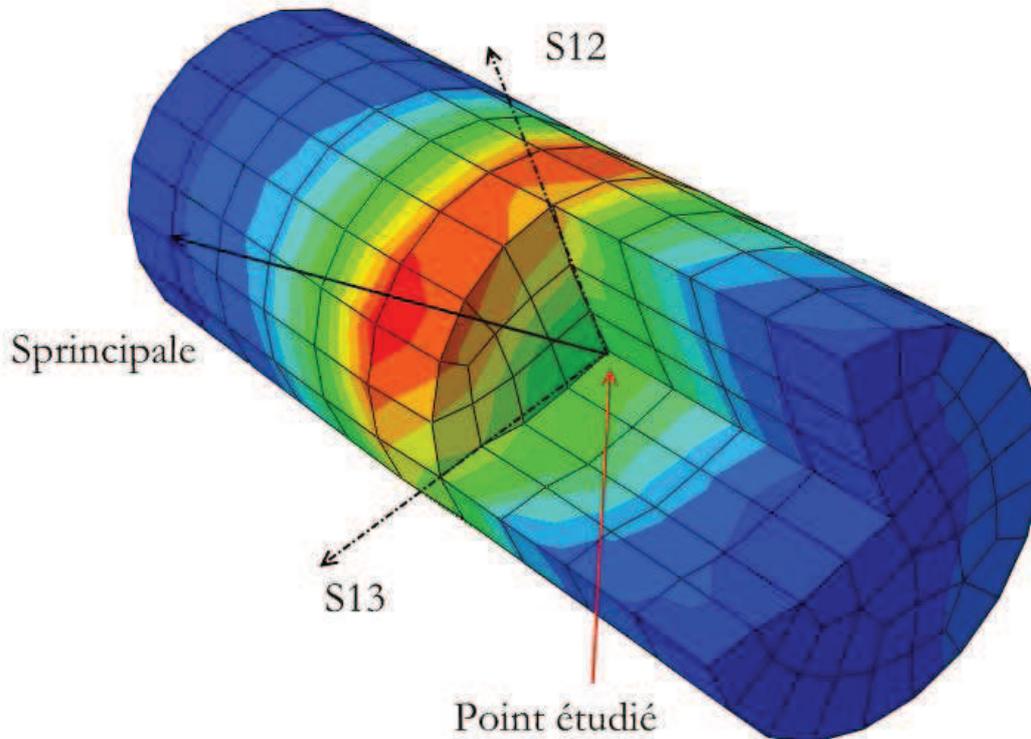


Figure 23 : Les deux contraintes de cisaillement dans le tourillon

4.3.- La nécessité d'affiner le maillage

Avant de procéder aux essais il est bien sûr nécessaire de savoir si le maillage permet d'avoir des résultats corrects.

Ainsi, nous avons effectué un maillage différent pour avoir une plus grande précision de résultat dans les zones souhaitées :

Dans les zones tourillonnées, nous avons maillé par hexaèdres, comme le montre la figure 25 ci-dessous. Ceci permet d'avoir une meilleure perception de ce qui se passe au niveau de l'interface cisailée. De plus, ce maillage permet d'avoir un point central, toujours le même, qui servira de point référent pour tout nos essais, permettant ainsi une comparaison des résultats.

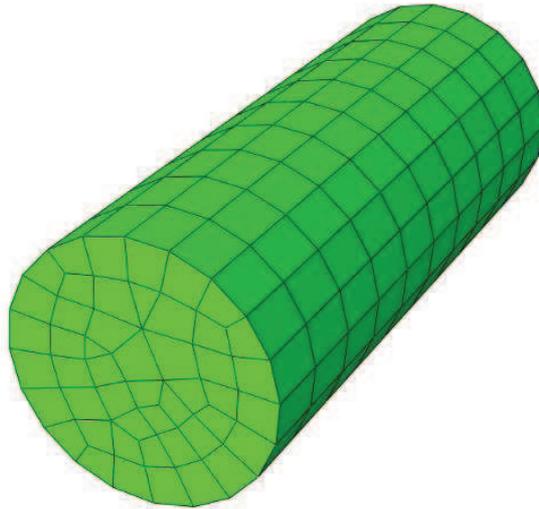


Figure 24: Maillage par hexaèdre pour les essais de rupture dans les tourillons

Dans le montant, le maillage reste effectué par des tétraèdres, pour limiter le temps de calcul, il est assez grossier car le résultat de calcul ne dépend pas de cette pièce. La zone en mi-bois du montant a cependant un maillage hexaédrique plus fin (cf. figure26 ci-dessous).

Dans la traverse, il est aussi effectué par des tétraèdres, tout en restant assez fin, car les efforts transitent principalement dans cette barre. De même le maillage reste fin et hexaédrique dans la partie en mi-bois. (cf. figure26 ci-dessous)

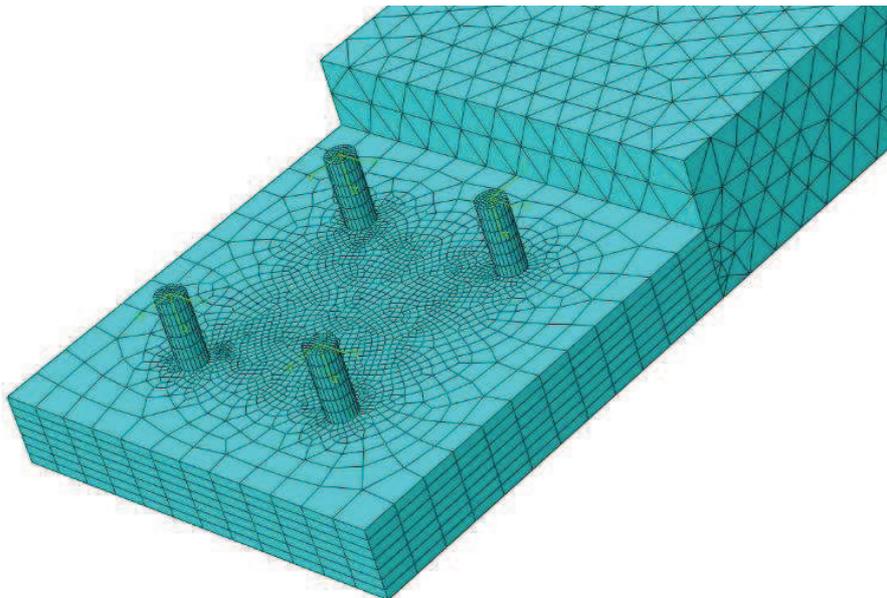


Figure 25: Détail du maillage hexaédrique dans la partie en mi-bois

4.4.- Résultats obtenus en cisaillement

Ci-dessous sont récapitulées les différentes forces à rupture atteintes dans chacun de nos assemblages :

Plan d'expérience réduit Taguchi					Resultat
	Epaisseur assemblage	Diametre tourillon	Pince verticale tourillon	Pince horizontale tourillon	
<i>Expérience</i>	A (20, 40, 60)	C (8, 10, 12)	D (40, 50, 60)	E (40, 50, 60)	
1	20 mm	8 mm	40 mm	40 mm	1395 N
2	20 mm	10 mm	50 mm	50 mm	2197 N
3	20 mm	12 mm	60 mm	60 mm	2901 N
4	40 mm	8 mm	50 mm	60 mm	1435 N
5	40 mm	10 mm	60 mm	40 mm	2170 N
6	40 mm	12 mm	40 mm	50 mm	2964 N
7	60 mm	8 mm	60 mm	50 mm	3092 N
8	60 mm	10 mm	40 mm	60 mm	4501 N
9	60 mm	12 mm	50 mm	40 mm	5383 N
					2893 N <i>moyenne generale</i>

Effet du facteur au niveau 1	-728,8 N	-919,1 N	60,2 N	89,6 N
Effet du facteur au niveau 2	-703,4 N	62,9 N	111,9 N	-142,1 N
Effet du facteur au niveau 3	1432,2 N	856,2 N	-172,1 N	52,6 N

Figure 26 : Résultat des forces à rupture du plan d'expérience

Dans la colonne de droite nous pouvons voir les résultats de force à rupture du tourillon issus de nos essais. Cette force est la force à rupture minimale nécessaire pour faire rompre le tourillon en cisaillement.

Dors et déjà, nous pouvons observer la grande différence de force à rupture du tourillon en cisaillement : de 1395 N à 5383 N, soit près de quatre fois plus.

Ainsi, en étudiant l'influence de chaque facteur sur les résultats; nous allons pouvoir comprendre d'où vient cette grande différence de résultats entre essais.

4.5.- Étude des effets de chaque facteur

Ci-dessous sont présentées les influences de chaque facteur sur la force à rupture :

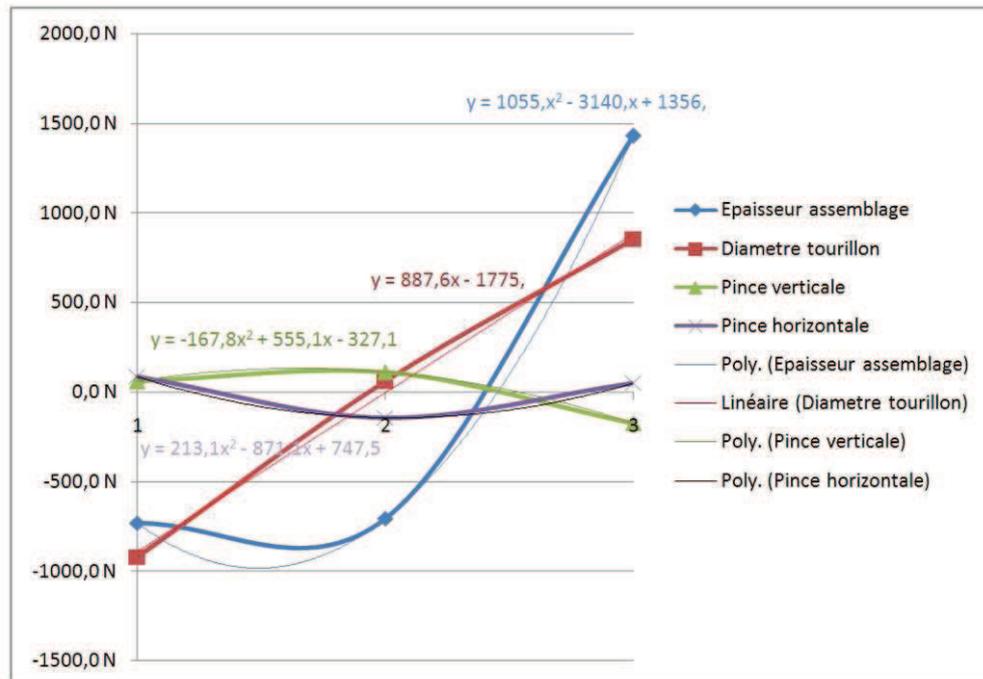


Figure 27 : Étude des effets de chaque facteur pour la force à rupture

Nous pouvons observer que l'influence de l'épaisseur est moindre que dans le cas de l'étude sur la raideur de l'assemblage. Cependant, il reste le facteur le plus influent sur la force à rupture. L'influence de l'épaisseur sur le résultat n'est pas linéaire : entre 20 et 49 mm, il reste défavorable; au-dessus de cette valeur, il est favorable au résultat.

Le deuxième facteur influent est le diamètre du tourillon et son influence est linéaire de manière croissante. Les deux autres paramètres sont beaucoup moins influents, et agissent de manière contraire.

4.6.- Essai de confirmation : Maximisation de la valeur d'entrée en zone plastique.

Ainsi, si nous voulons maximiser la force à rupture de l'assemblage, il faut régler les niveaux des paramètres à :

- Épaisseur de l'assemblage à 60 mm : effet positif de 1432 N
- Diamètre tourillon à 12 mm : effet positif de 856 N
- Pince verticale à 50 mm : effet positif de 112 N
- Pince horizontale à 40 mm : effet positif de 89 N

Cet essai a déjà été réalisé au cours du plan Taguchi, il s'agit de l'essai numéro 9. Nous obtenons ainsi, en fonction des réglages, une force à rupture de 5383 N, valeur maximale que nous puissions atteindre, en restant dans les limites géométriques fixées dans notre assemblage. Il reste maintenant à vérifier par un essai réel, la rupture par cisaillement du tourillon le plus sollicité de notre assemblage.

5.- Vérification des valeurs numériques par essai réel.

5.1.- Les résultats attendus

Nous allons mettre en place un essai de vérification pour confirmer les résultats obtenus.

L'essai que nous allons vérifier est l'essai numéro 9. Nous allons vérifier la force à rupture, car l'essai numéro 9 est celui ayant atteint la plus grande force à rupture.

Ainsi, nous devrions obtenir :

- Rupture du premier tourillon en cisaillement : 5383 N (d'après le modèle Abaqus)

Par une série de six tests, nous allons pouvoir vérifier ces valeurs et avoir une valeur d'écart type des forces à rupture.

5.2.- Les résultats attendus, vérification par calcul statique

Valeurs différentes peut-être du au fait que le tourillon soudé a une résistance au cisaillement plus grande, du fait de la densification de l'interface.

Si nous gardons la formule de calcul de la DIN 1052 et que nous nous basons sur les valeurs réelles de rupture données dans la littérature, en posant :

Valeur réelle de rupture en cisaillement pour un tourillon de 6 mm = 1220 N

Alors :

$$= \frac{4}{3} \times \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \times \frac{610}{\times 3^2} = 28.8 \text{ Mpa}$$

Nous pouvons alors nous demander si réellement, la valeur de 16 Mpa est bien conforme à la réalité, car la différence entre ces deux contraintes de rupture est significative.

Nous pouvons retrouver cette valeur de 28.8 Mpa par un calcul statique :

Voici le modèle de l'essai numéro 9 que nous avons choisi comme étant le plus résistant :

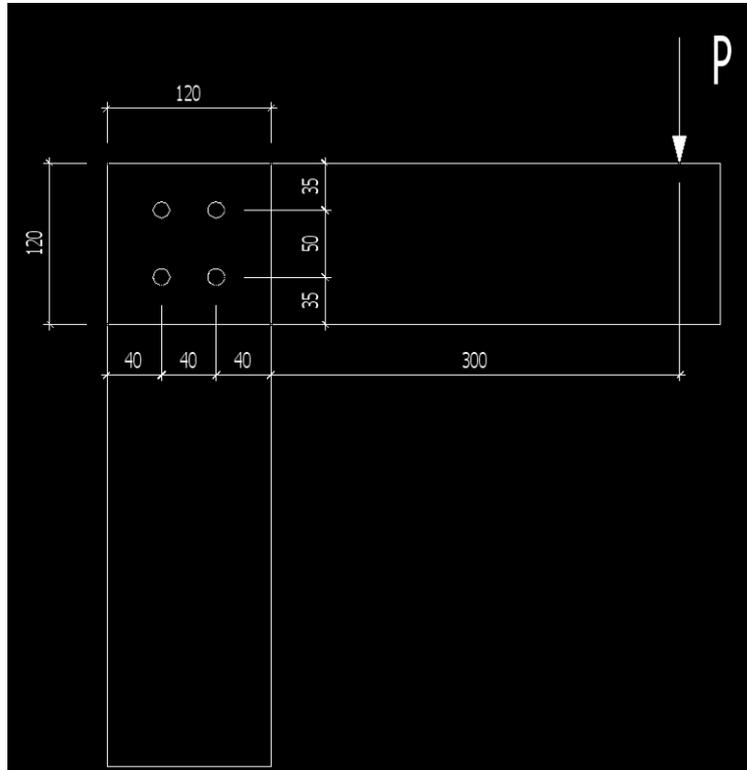


Figure 28 : Dimensions de l'assemblage 9 et force appliquée pour calcul statique

En considérant que la zone de talonnement est le centre de rotation de l'assemblage, nous pouvons modéliser le montant par :

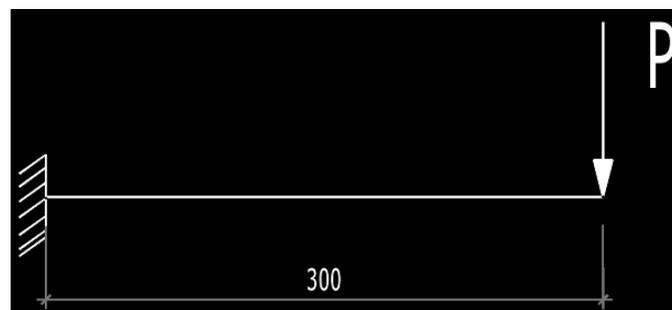


Figure 29 : Modèle statique de l'assemblage

Sans même écrire les équations du principe fondamental de la statique, il paraît évident que la solution est :



Figure 30 : Résolution du modèle statique

Ainsi, l'assemblage crée par les quatre tourillons devra reprendre un moment de 300 P. La force de P sera, quand à elle, dissipée dans le montant.

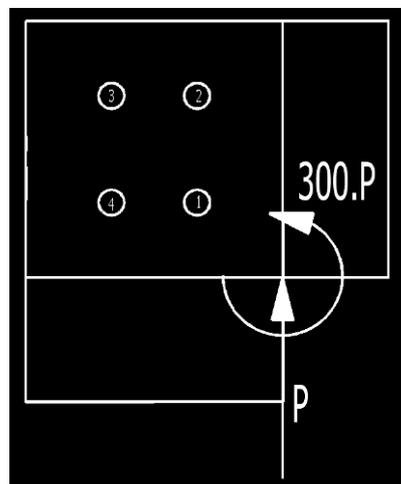


Figure 31 : Moment appliqué aux tourillons

Pour connaître la répartition des forces dans les assemblages, il faut calculer l'inertie polaire de cet assemblage, avec pour centre de rotation la zone de talonnement :

$$\text{Soit : } I_p = \sum_{i=1}^n d_i^2$$

Avec n le nombre d'organes d'assemblage, et d la distance entre l'organe et le centre de rotation.

Après calcul des différentes distances, nous avons :

$$d_1 = \sqrt{35^2 + 40^2} = 53.15 \text{ mm}$$

De même : $d_2=93.94 \text{ mm}$, $d_3=116.73 \text{ mm}$, et $d_4=87.32 \text{ mm}$

$$\text{Ainsi : } I_p = 53.15^2 + 93.94^2 + 116.73^2 + 87.32^2 = 32900 \text{ mm}^2$$

Ainsi, chaque tourillons reprendra une force amenée par le moment égale à :

$$F_{\text{moment}} = \frac{\text{Moment}}{\frac{I_p}{d_i}}$$

Ainsi, le tourillon 3, le plus sollicité, reprendra :

$$F_{i3} = \frac{300 \times P}{32900} = 1.064 \times P$$

Ainsi, le tourillon n° 3 est soumis à :



Figure 32 : Répartition du moment dans le tourillon le plus sollicité

Enfin, la contrainte de cisaillement sera :

$$= \frac{4}{3} \times \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \times \frac{1.064 p_{\text{bout}}}{\times 6^2} = 0.0125 p_{\text{bout}}$$

Ou bien, en inversant la formule :

$$p_{\text{bout}} = \frac{3 \times A \times}{4 \times 1.064} = \frac{3 \times \times 6^2 \times}{4 \times 1.064} = 79.693 \times$$

Ainsi :

- Si nous pensons que la contrainte de rupture en cisaillement du tourillon est de 16 Mpa, comme le donne la DIN 1052, la force en bout devrait être de : $p = 79.693 \times 16 = 1275 N$
- Si nous pensons que la contrainte est plutôt de 28.8 Mpa, comme le montrent les essais de la littérature sur les tourillons soudés, la force appliquée en bout du bras de levier doit être de : $p = 79.693 \times 28.8 = 2295 N$

Cette valeur est plus proche de la valeur de rupture de notre essai réalisé avec Abaqus, il serait alors logique de penser que la réelle contrainte à rupture des tourillons serait plutôt de 28.8 Mpa plutôt que de 16 Mpa.. Il faut cependant noter que cette étude statique ne prend pas en compte l'épaisseur de l'assemblage, qui, pendant les essais réels et au cours des essais numériques, ont eu une grande influence sur le résultat de rupture.

5.3.- Résultats de l'essai de vérification.

Nous avons donc effectué six essais permettant de comparer les modélisations sur Abaqus et les résultats par calcul statique.

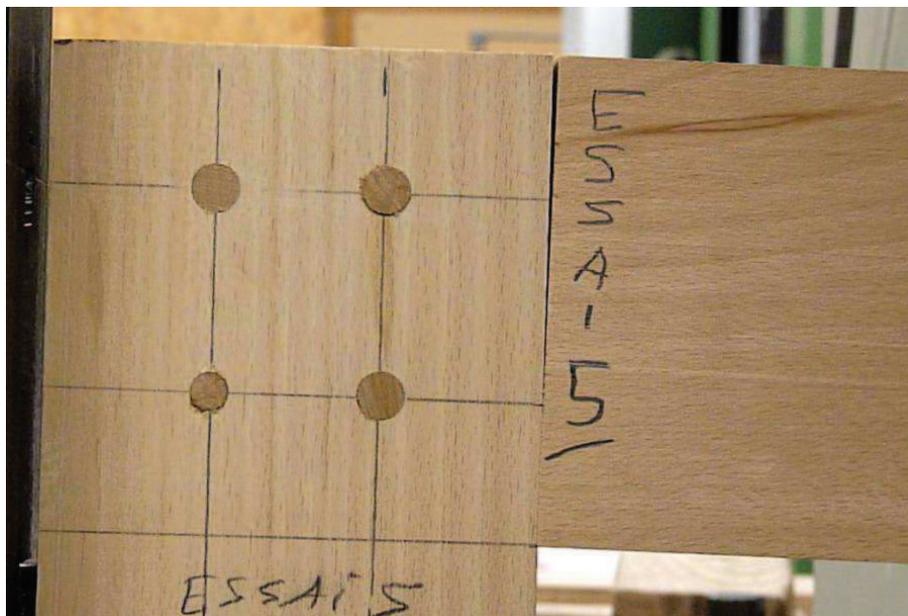


Figure 33 : Eprouvette numéro 5 au cours de l'essai de confirmation

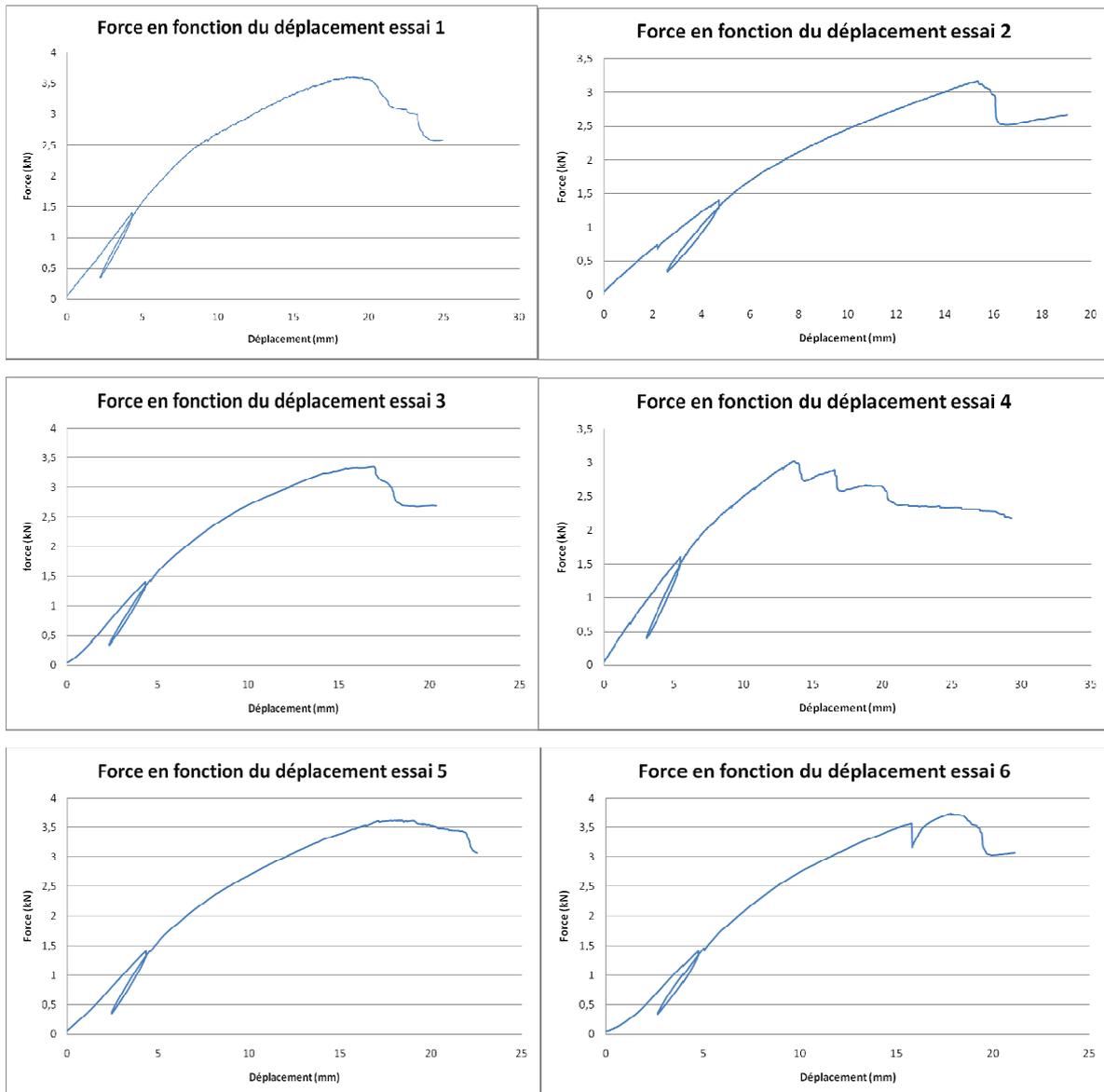


Figure 34 : Les courbes de rupture des six essais réels de confirmation

En notant quelles sont les forces à rupture dans l'assemblage, nous pouvons retrouver, par le biais des calculs statiques la force et la contrainte dans le tourillon le plus sollicité, avec les valeurs données ci-avant, soit :

Force dans le tourillon :

2

Contrainte dans le tourillon :

$$= \frac{4}{3} \times \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \times \frac{1.064 p_{bout}}{\times 6^2} = 0.0125 p_{bout}$$

Avec p , la force appliquée en bout du bras de levier.

Nous tirons des essais les six courbes suivantes, donnant la force en fonction du déplacement :

Nous pouvons ainsi analyser les forces à rupture des six essais :

Récapitulatif des essais			
	Force à rupture (en bout du bras de levier)	Force estimée dans tourillon par calcul statique	Contrainte estimée dans tourillon par calcul statique
Essai 1	3588,0 N	3817,6 N	45,0 Mpa
Essai 2	3096,0 N	3294,1 N	38,8 Mpa
Essai 3	3418,0 N	3636,8 N	42,9 Mpa
Essai 4	3056,0 N	3251,6 N	38,3 Mpa
Essai 5	3622,0 N	3853,8 N	45,4 Mpa
Essai 6	3546,0 N	3772,9 N	44,5 Mpa
Moyenne :	3387,7 N	3604,5 N	42,5 Mpa
Ecart type	229,53		

Figure 35 : Forces à rupture des 6 essais, forces et contraintes dans le tourillon 3

5.4 Conclusion sur les essais de confirmation :

Ainsi, la contrainte à rupture moyenne du tourillon le plus sollicité est de 42.5 Mpa, valeur assez éloignée de ce que nous donne l'étude effectuée sur les tourillons soudés en double cisaillement, qui nous donnait 28.8 Mpa à rupture, même si nous considérons que l'étendue des contraintes des six essais est de 7.1 Mpa, avec une valeur minimale à 38.3 Mpa.

Nos essais d'assemblages ont des résultats bien meilleurs en rupture que ceux attendus par le calcul statique.

Cette différence de valeurs pourrait provenir :

- De l'essence utilisée dans l'assemblage, qui peut être plus résistante que la normale.
- De la non prise en compte de l'épaisseur de l'assemblage dans les calculs en statique, qui a une influence sur la résistance globale de l'assemblage.

- Du fait que nous avons considéré, en calcul statique, que le centre de rotation de l'assemblage est bien dans la zone de talonnement, et en un seul point, alors que nous pouvons observer de l'écrasement du bois dans cette zone pendant l'essai réel, ce qui doit modifier la position de ce centre, et ainsi modifier la répartition des forces dans les quatre tourillons.

D'autre part, les valeurs obtenues dans le logiciel Abaqus (5383 N à rupture) sont, quand à elles, très éloignées de ce que nous avons obtenu (3388 N).

La différence de force à rupture que nous pouvons observer entre l'essai réel et les valeurs obtenues sur Abaqus est due au fait que nous avons observé la contrainte de cisaillement en un seul point central du tourillon.

Cela a eu pour effet de diminuer fortement les contraintes observées dans le tourillon, car la contrainte maximale n'est pas forcément au centre du tourillon, ce qui entraîne que la force à appliquer en bout du bras de levier devra être de ce fait beaucoup plus importante.

Cependant, cela ne remet pas en cause les résultats obtenus pour l'optimisation, le point étudié ayant toujours été le même.

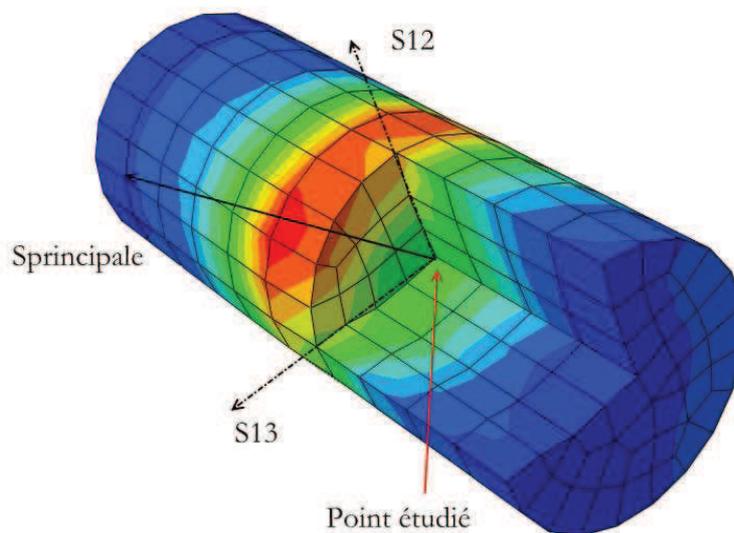


Figure 36 : Différence de contraintes entre le cœur et la surface du tourillon

6.- Conclusion

Les deux plans d'expérience que nous avons réalisés sur Abaqus nous ont permis de mieux caractériser l'assemblage mi-bois par tourillons soudés. Si nous voulons augmenter la raideur de cet assemblage, nous savons maintenant qu'il faut augmenter l'épaisseur de cet assemblage. Si nous voulons augmenter la résistance à rupture au niveau des tourillons, il faudra alors augmenter l'épaisseur de l'assemblage et le diamètre des tourillons.

Dans les deux cas, les pinces entre les tourillons ont un effet négligeable devant les deux paramètres cités précédemment.

Le calcul statique nous a permis d'estimer une résistance à rupture du tourillon, la répartition des forces dans l'assemblage, et de connaître les contraintes appliquées sur chaque tourillon.

Lors de l'essai réel, nous avons pu voir que la contrainte à rupture du tourillon était mal appréciée sur Abaqus, et ce à cause du principe même de notre étude (étude du point central plutôt que de toute la surface du tourillon).

Les écarts entre l'essai réel et le calcul statique sont dus à la réalité physique du bois, c'est-à-dire au matage du bois au point de rotation, à la dispersion des caractéristiques au sein d'une même essence, et de la non prise en compte de l'épaisseur.

Le fait de mener à bien un réel travail de recherche et d'optimisation, avec ses difficultés, nous a vraiment apporté, nous avons ainsi appris l'utilisation des plans d'expériences réduits Taguchi.

De plus, nous avons pu apprendre à modéliser par éléments finis, grâce au Logiciel Abaqus. Il a été dommage de n'avoir pas eu le temps de modéliser l'assemblage dans toutes les zones, notamment dans la zone plastique pour avoir la réelle force de rupture de notre assemblage.

Finalement, en trouvant un moyen pour comparer les essais entre eux, malgré les difficultés rencontrées, nous avons appris à nous adapter dans ce travail de recherche. Ainsi cette étude nous a permis d'appréhender plusieurs concepts, méthodes et outils nécessaires, selon nous, à tout travail de recherche de solution, aussi bien au niveau industriel qu'en laboratoire de recherche.

7.- Bibliographie

Pour les modes et forces à rupture des assemblages par tiges :

EUROCODES 5 / Conception et calcul des structures en bois. Section 8 assemblages par organes métalliques.

RIEBERHOLT / Glued bolts in glulam . Part 2, série R, n°228 – Department of Structural Engineering Technical University of Denmark, Kgs. Lyngby, 1998.

BUCHANAN / Strength of epoxy bonded steel connections in glue laminated timber, Civil Engineering Research Report 97/4, University of Canterbury – Christchurch, New Zealand, 1997.

TOWNSEND / Steel Dowels epoxy bonded in glue laminated timber Research Report 90/1, Department of Civil Engineering University of Canterbury – Christchurch, New Zealand, 1990.

DIN 1052 : Structural use of timber : Mechanically fastened joints (part 2). 4 October 1969. page 159.

Pour la mise en place de la méthode TAGUCHI :

J.ALEXIS / Pratique industrielle de la méthode Taguchi. Les plans d'expérience. Ed. AFNOR ; 1995.

P.SCHIMMERLING, J-C. SISSON, A. ZAIDI / Pratique des plans d'expériences Ed. LAVOISIER ; 1998.

M.OUDJENE, L. BEN-AYED / On the parametrical study of clinch joining of metallic sheets using the Taguchi method. ENSTIB, ISIC. 29 October 2007

M.OUDJENE, L. BEN-AYED, A.DELAMEZIERE, J.-L. BATOZ / Shape optimization of clinching tools using the response surface methodology with Moving Least-Square approximation. ENSTIB, ISIC, UTC . 3 February 2008

Pour la modélisation du matériau bois par sa matrice de rigidité :

D.GUITARD, M.FOURNIER / Eléments de mécanique des solides déformables en vue d'une application à la mécanique de l'arbre sur pied. Ref. D6 GUI E Bibliothèque de l'ENSTIB

D.GUITARD, F. EL AMRI / Modèles prévisionnels de comportements élastique tridimensionnel pour les bois feuillus et les bois résineux.

I.N.P.L. Laboratoire d'Energétique et de Mécanique théorique et appliquée. Ann. Sci. For. 1987

Pour la compréhension du soudage du bois :

F.KANAZAWA , A.PIZZI, M.PROPERZI, L.DELMOTTE,F.PICHELIN /Parameters influencing wood-dowel welding by high speed rotation ENSTIB-LERMAB, HSB, ENSCMu 27 June 2005

J.-F. BOCQUET, A. PIZZI, A. DESPRES, H. R. MANSOURI, L. RESCH, D. MICHEL and F. LETORT / Wood joints and laminated wood beams assembled by mechanically-welded wood dowels ENSTIB-LERMAB. 11 juin 2007

C. GANNE-CHEDEVILLE, G. DUCHANOIS, A. PIZZI, F. PICHELIN, M. PROPERZI and J.-M. LEBAN / Wood welded connections: Energy release rate measurement. ENSTIB-LERMAB, ENSAN, INRA. 30 December 2007

P. OMRANI, H. R. MANSOURI, G. DUCHANOIS and A. PIZZI / Fracture mechanics of linearly welded wood joints: Effect of wood species and grain orientation. ENSTIB-LERMAB, ENSAN. 31 August 2009.

A. PIZZI, J.-M. LEBAN, F. KANAZAWA, M. PROPERZI and F. PICHELIN / Wood dowel bonding by high-speed rotation welding. ENSTIB-LERMAB, INRA, HSB. 21 June 2004.

Pour la mise en place des essais :

NF EN 26 891 ISO 6891 Indice de classement : P21-310. Assemblages réalisés avec des éléments mécaniques de fixation. Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation.

8.- Table des figures

Figure 1 : Densification de la matière après soudage

Figure 2: Enchevêtrement des fibres dans l'interface de soudage

Figure 3: Les différents modes de rupture des tiges métalliques

Figure 4: L'assemblage étudié

Figure 5: Dimensions de l'assemblage

Figure 6: Les conditions de l'essai de rupture réel

Figure 7: L'essai réel de rupture en laboratoire.

Figure 8: L'application de la charge suivant la norme durant l'essai réel

Figure 9: Les zones élastiques, plastiques, et de rupture durant l'essai réel

Figure 10 : La raideur de l'assemblage testé

Figure 11 : Plan d'expérience Taguchi mis en place dans notre étude

Figure 12 : Matrice de complaisance élastique du bois de Hêtre

Figure 13 : Matrice d'élasticité du bois de Hêtre

Figure 14 : Définition des interactions dans l'assemblage

Figure 15 : Maillage général de l'assemblage pour calcul de raideurs

Figure 16 : Maillage plus fin dans les zones tourillonnées

Figure 17 : Conditions aux limites et de chargement du modèle numérique

Figure 18 : Surface soumise au frottement bois / bois

Figure 19: Résultat de raideur du plan d'expérience Taguchi

Figure 20: Effet de chaque facteur sur la raideur de l'assemblage

Figure 21: Effet des facteurs sur la raideur, hors "épaisseur de pièce"

Figure 22 : Courbe de résultat de l'essai de confirmation

Figure 23: Allure des contraintes dans l'assemblage chargé

Figure 24 : Les deux contraintes de cisaillement dans le tourillon

Figure 25: Maillage par hexaèdre pour les essais de rupture dans les tourillons

Figure 26: Détail du maillage hexaédrique dans la partie en mi-bois

Figure 27 : Résultat des forces à rupture du plan d'expérience

Figure 28 : Étude des effets de chaque facteur pour la force à rupture

Figure 29 : Dimensions de l'assemblage et force appliquée pour calcul statique

Figure 30 : Modèle statique de l'assemblage

Figure 31 : Résolution du modèle statique

Figure 32 : Moment appliqué aux tourillons

Figure 33 : Répartition du moment dans le tourillon le plus sollicité

Figure 34 : Eprouvette numéro 5 au cours de l'essai de confirmation

Figure 35 : Les courbes de rupture des six essais réels de confirmation

Figure 36 : Forces à rupture des 6 essais, forces et contraintes dans le tourillon

Figure 37 : Différence de contraintes entre le cœur et la surface du tourillon

3.4. Étude de Différentes types d'assemblages sans aucune adhésive.

Le frettage est une technique d'assemblage bien connue et largement utilisée dans les assemblages métalliques. C'est une méthode pour connecter deux pièces de métal, dont une est dilatée par la chaleur et l'autre est rétrécie par refroidissement. Le frettage est un assemblage mettant en œuvre deux pièces dilatées/rétractées. Une pièce « femelle » appelée frette et une « mâle », qui est la pièce frettée, le périmètre de section de la première étant légèrement inférieur à celui de la seconde. La différence entre les deux s'appelle le serrage. Selon le type d'application cette proportion de serrage peut être de l'ordre du dixième de millimètre. Le frettage est aussi utilisé pour reprendre des efforts ou pré-contraindre une pièce.

Le frettage peut être appliqué dans trois techniques employées séparément ou conjointement: (i) rentrer à force la pièce mâle dans la frette au moyen d'une presse, (ii) Dilater la frette par chauffage au four ou dans un bain d'huile chaude et (iii) Rétracter la pièce mâle par refroidissement à l'air liquide ou à l'azote liquide.

Le frettage a été appliqué au bois dans le passé, par exemple, frettage d'un anneau métallique étendu par la chaleur sur le périmètre extérieur d'une roue de chariot en bois suivie par le rafraîchissement avec de l'eau, pour rendre la roue de chariot en bois plus durable. Cependant, dans le bois, l'utilisation du frettage n'a jamais été industrialisée. Très peu d'assemblages en bois obtenus par l'utilisation d'une telle technique existent aujourd'hui. La technique est cependant répertoriée dans la littérature.

La plupart des assemblages bois-bois actuels sont collés ou vissés. Les principaux inconvénients des assemblages collés résident dans leur mise en œuvre et leur temps de séchage. De plus, avec le développement durable les aspects écologique et recyclable occupent une place importante dans la conception de nouveaux produits. Le soudage du bois est une bonne alternative à toutes ces contraintes.

Cette étude a pour but de vérifier la viabilité et la faisabilité du frettage bois, qui permettrait de faire des assemblages sans colle et sans élément mécanique d'une manière plus simple et moins coûteuse que le soudage et améliorer cette technique avec l'application du soudage rotatif dans les assemblages tenon mortaise.

3.4.1. Frettage et soudage du bois dans les assemblages Tenon-Mortaise.

« *Shrink Fitting and Dowel Welding in Mortise and Tenon Structural Wood Joints* »

Journal of Adhesion Science and Technology 2010.

E.Mougel¹, C.Segovia¹, A.Pizzi^{1*} and A.Thomas²

¹ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, 88000 Epinal, France

²ENSTIB-CRAN, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, 88000 Epinal, France

Reçu finale

Résumé

Le frettage, technique d'assemblage couramment utilisée dans le domaine du métal, a été mis en œuvre pour les assemblages tenon mortaise. Ces assemblages offrent une résistance intéressante. Le frettage permet d'obtenir des efforts globaux comparables à ceux obtenus en utilisant plusieurs tourillons soudés. L'augmentation du nombre de tourillons soudés a cependant abouti à des efforts plus élevés que ceux obtenus par frettage. Un assemblage par soudage rotatif et frettage permet d'obtenir un effort global supérieur à celui donné par les techniques individuelles seules et permettant dans un même temps de diminuer le nombre de tourillons soudés.



Figure 59 : Dispositif de l'essai mécanique (compression).

Shrink-Fitting and Dowel Welding in Mortise and Tenon Structural Wood Joints

E. Mougel^a, C. Segovia^a, A. Pizzi^{a,*} and A. Thomas^b

^a ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, 88000 Epinal, France

^b ENSTIB-CRAN, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, 88000 Epinal, France

Received in final form 1 April 2010

Abstract

Shrink-fitting, a common bonding technique in metal assemblies, was used for mortise and tenon wood joints. The joints had considerable strength. Shrink-fitting yielded joint strengths comparable to those obtained by using several welded dowels. Increasing the number of welded dowels, however, produced joints of higher strength than those bonded just by shrink-fitting. Combining in the same joint both dowel welding and shrink-fitting yielded joint strengths higher than those obtained by the individual techniques alone, and at the same time allowing decreasing the number of welded dowels needed.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2010

Keywords

Shrink-fitting, wood welding, mortise and tenon joint, dowel welding, joint strength

1. Introduction

Shrink-fitting is a well-known and widely used bonding technique in assembling metallic joints. It is a method for fitting together two pieces of metal, one of which is heat-dilated and the other is shrunk by cooling it. These assemblies consist of a female and a male part, the former having a slightly smaller inner section perimeter and the latter a slightly larger outer section perimeter. The difference between these two section perimeters is called the tightening ratio. Depending on the type of shrink-fitting application, this tightening ratio can be between one tenth of a millimetre to some thousandths of a millimetre. Shrink-fitting can be applied in three distinct manners: (i) by forcing the male piece into the female one by using a press, (ii) by dilating the female piece by heating it, and (iii) by shrinking the male piece by cooling it, generally in liquid air or liquid nitrogen [1-3].

* To whom correspondence should be addressed. E-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

Metal shrink-fitting is done with such tight machining tolerances to generally prohibit its mounting either by hand or even by pressing. It is generally applied by using method (ii) above, up to 900°C, or method (iii) above, or even by a combination of the two. Fitting of ball bearings and of car axles is generally done by this technique.

Shrink-fitting has been applied to wood since ancient times, for example, shrink-fitting of a heat-expanded metallic ring on the outer perimeter of a wooden cart wheel followed by water cooling has been done, to render the wooden cart wheel more durable. However, in wood, the use of shrink-fitting has almost never been industrialised. Very few and rare wood assemblies prepared using such a technique exist today. The technique is, however, well recorded in research publications and books [4–8].

Mechanically-induced friction welding techniques which are widely used in the plastic and automotive industries have recently been applied also to joining wood, without the use of any adhesive [9–13]. These techniques work by melting some wood components and forming at the interface between the two wood surfaces to be joined a high density composite of entangled wood fibres drowned into a matrix of molten wood intercellular material, such as lignin and hemicelluloses [9, 14]. Rotational dowel welding, a wood welding technique, has been shown to yield joints of considerable strength [15–18].

This paper deals with the application of shrink-fitting (a) alone for its application to mortise and tenon structural joints, and (b) coupling shrink-fitting with wood dowel welding to further improve the strength of mortise and tenon structural joints.

2. Experimental

2.1. Shrink-Fitting

Mortise and tenon joints in which the tenon was 20 mm thick, 50 mm wide and 300 mm deep (see Fig. 1) and the mortise was 20 mm thick, 50 mm wide and 50 mm deep (see Fig. 1) were prepared using beech wood (*Fagus sylvatica*). The tenons were dried to 0% moisture content in an oven at 103°C before being machined to the final dimensions needed for each experiment. The mortise was conditioned for three weeks in a climatic chamber at 60% relative humidity and 21°C.

Three types of shrink-fitted joints were prepared:

Type 1:

- (a) Tenon before drying: 23 ± 0.02 mm thickness, 50 ± 0.02 mm width;
- (b) Tenon, dried: machined down to 20.4 ± 0.02 mm thickness, 48.5 ± 0.02 mm width;
- (c) Mortise: 20.2 ± 0.05 mm thickness, 50 ± 0.02 mm width.

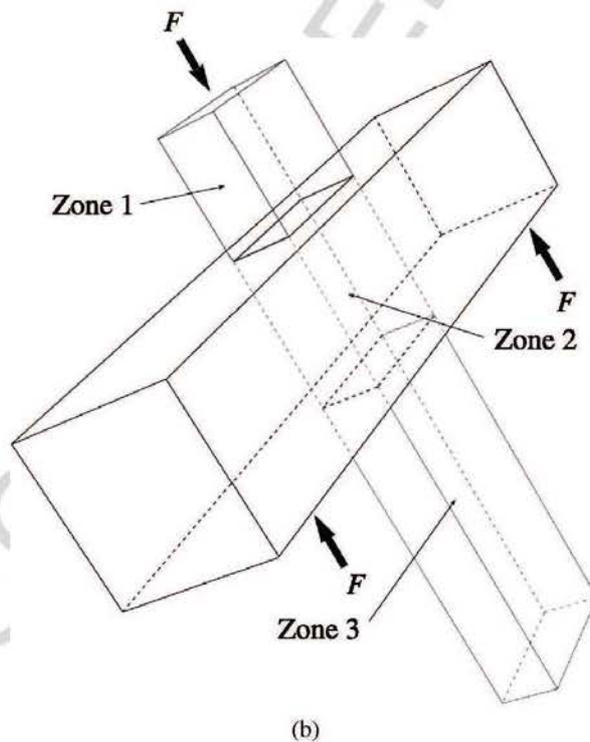
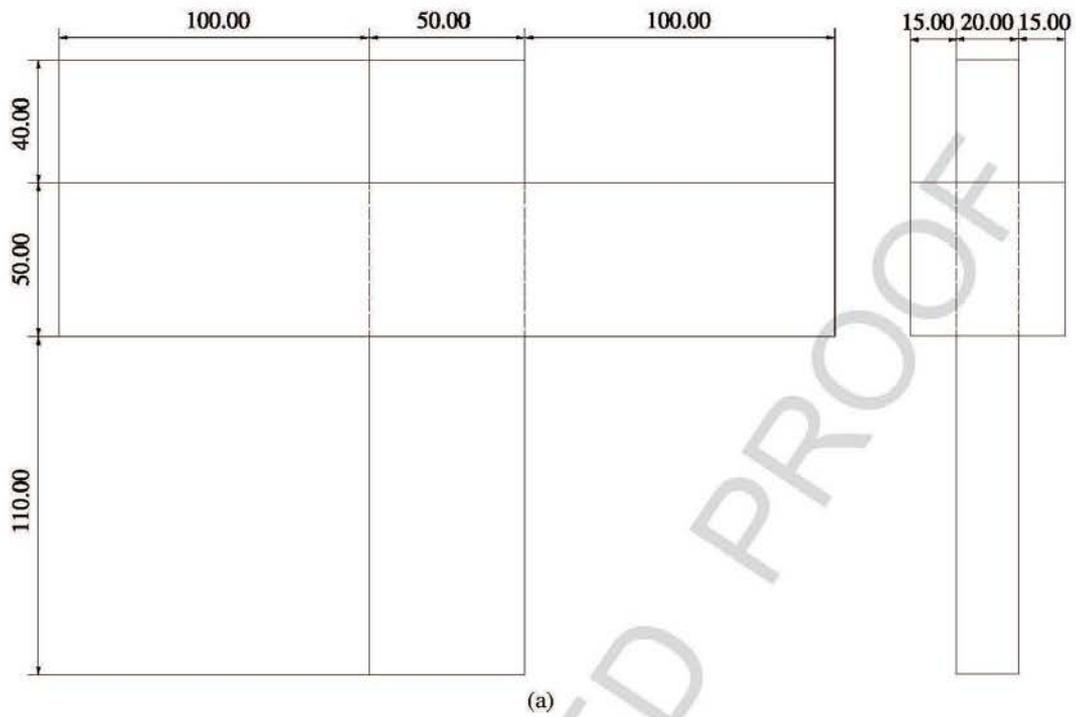


Figure 1. Mortise and tenon structural joint tested for shrink-fitting and shrink-fitting plus dowel welding. The three zones presenting different moisture contents (Table 1) are indicated. (a) Projection drawing and joint dimensions. (b) Perspective of the joint showing the direction of the force F applied on the joint specimen during the compression test.

Type 2:

- (a) Tenon before drying: 23 ± 0.02 mm thickness, 53 ± 0.02 mm width;
- (b) Tenon, dried: machined down to 20.4 ± 0.02 mm thickness, 49 ± 0.02 mm width;
- (c) Mortise: 20.2 ± 0.05 mm thickness, 50 ± 0.02 mm width.

Type 3:

- (a) Tenon before drying: 23 ± 0.02 mm thickness, 53 ± 0.02 mm width;
- (b) Tenon, dried: machined down to 20.4 ± 0.02 mm thickness, 50 ± 0.02 mm width;
- (c) Mortise: 20.2 ± 0.05 mm thickness, 50 ± 0.02 mm width.

To determine if the wood moisture content in the different zones of the shrink-fitted joint was the determining factor in the final strength of the joint, it was measured after shrink-fitting of the joint in the three zones shown in Fig. 1.

2.2. Dowel Welding

Mortise and tenon of the same dimensions as used in shrink-fitting, i.e., tenons 20 mm thick, 50 mm wide and 300 mm deep (see Fig. 1) and mortise 20 mm thick, 50 mm wide and 50 mm deep (see Fig. 1) were assembled taking care that no shrink-fitting occurred and that the tenon was quite free to slide in and out of the mortise. The mortise and tenon were then held together by a series of beech wood fluted dowels welded through the tenon and mortise at 90° to the surface of the joint. Thus, joints held together exclusively by 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 and 8 welded dowels arranged according to the patterns shown in Fig. 2 were prepared and tested. The dowel welding conditions were: dowel length 80 mm, dowel diameter 10 mm, substrate hole diameter 8 mm, rate of rotation 1750 rpm, and dowel insertion rate 18 m/min.

2.3. Shrink-Fitting Followed by Dowel Welding

Mortise and tenon joints of type 3 (see Section 2.1) were shrink-fitted. The shrink-fitted joints were then dowel welded according to the same patterns and procedures described in Section 2.2.

2.4. Strength Testing

The shear strength of the mortise and tenon joints was tested in compression on an Instron universal testing machine by applying the force in the manner indicated in Fig. 1 at a displacement rate of 2 mm/min.

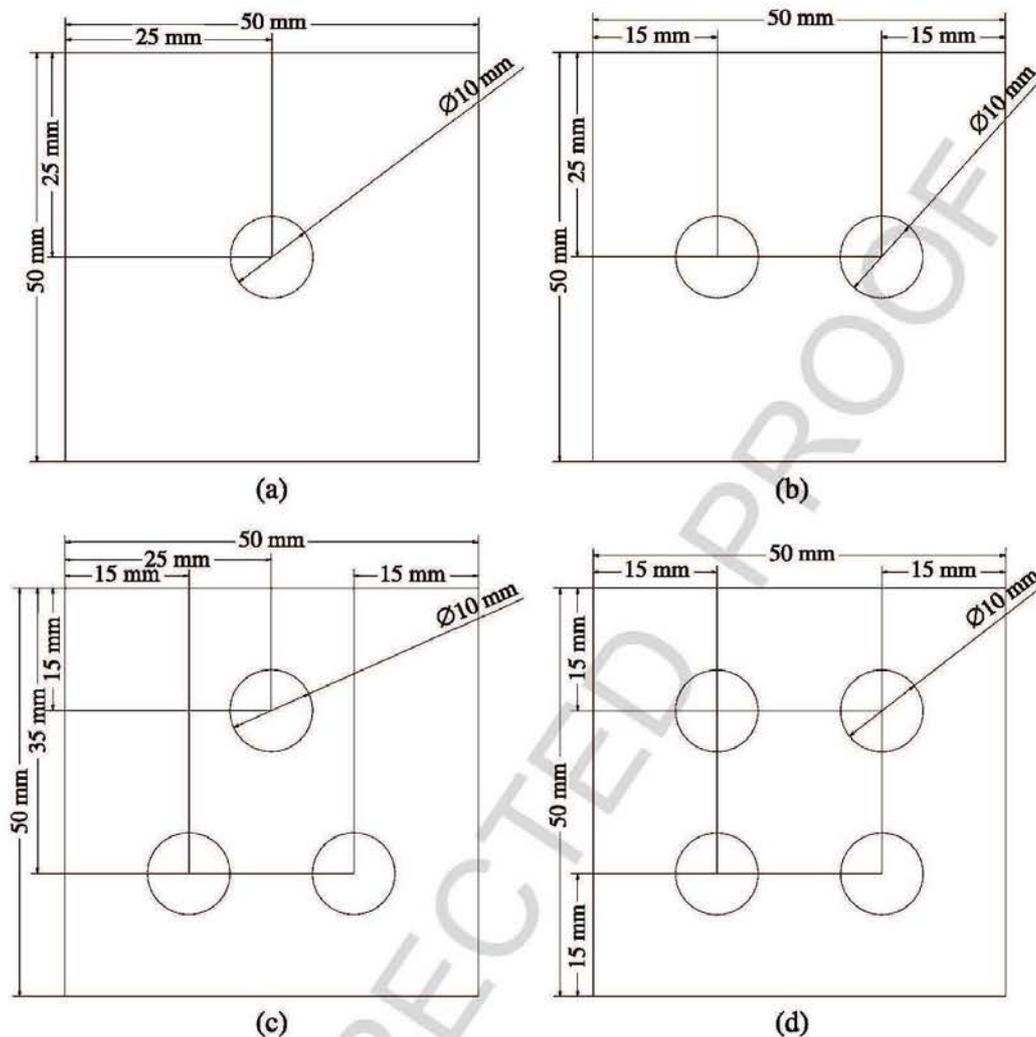


Figure 2. Patterns of dowels insertion in zone 2 of the joint shown in Fig. (1a). (a) One dowel, (b) two dowels, (c) three dowels, (d) four dowels, (e) five dowels, (f) six dowels, (g) seven dowels and (h) eight dowels.

3. Results and Discussion

The results in Table 1 indicate that as shrink-fitting becomes tighter in mortise and tenon wood joints the strength of the joint increases to considerable strength. The strength results of type 3 joints are particularly noteworthy. It must be borne in mind that to extend to excess the dimensions of mortise and tenons in shrink-fitting may well lead to wood cracking with consequent loss of strength. Thus, the excellent strength results obtained in Table 1, type 3 joints, are fine when using beech wood but less extreme dimensional variation of mortise and tenon may have to be used for joints assembled from weaker softwood species.

The results of dowel welding of the same mortise and tenon joints, in which the mortise and tenon are not at all shrink-fitted, are shown in Table 2. The strength

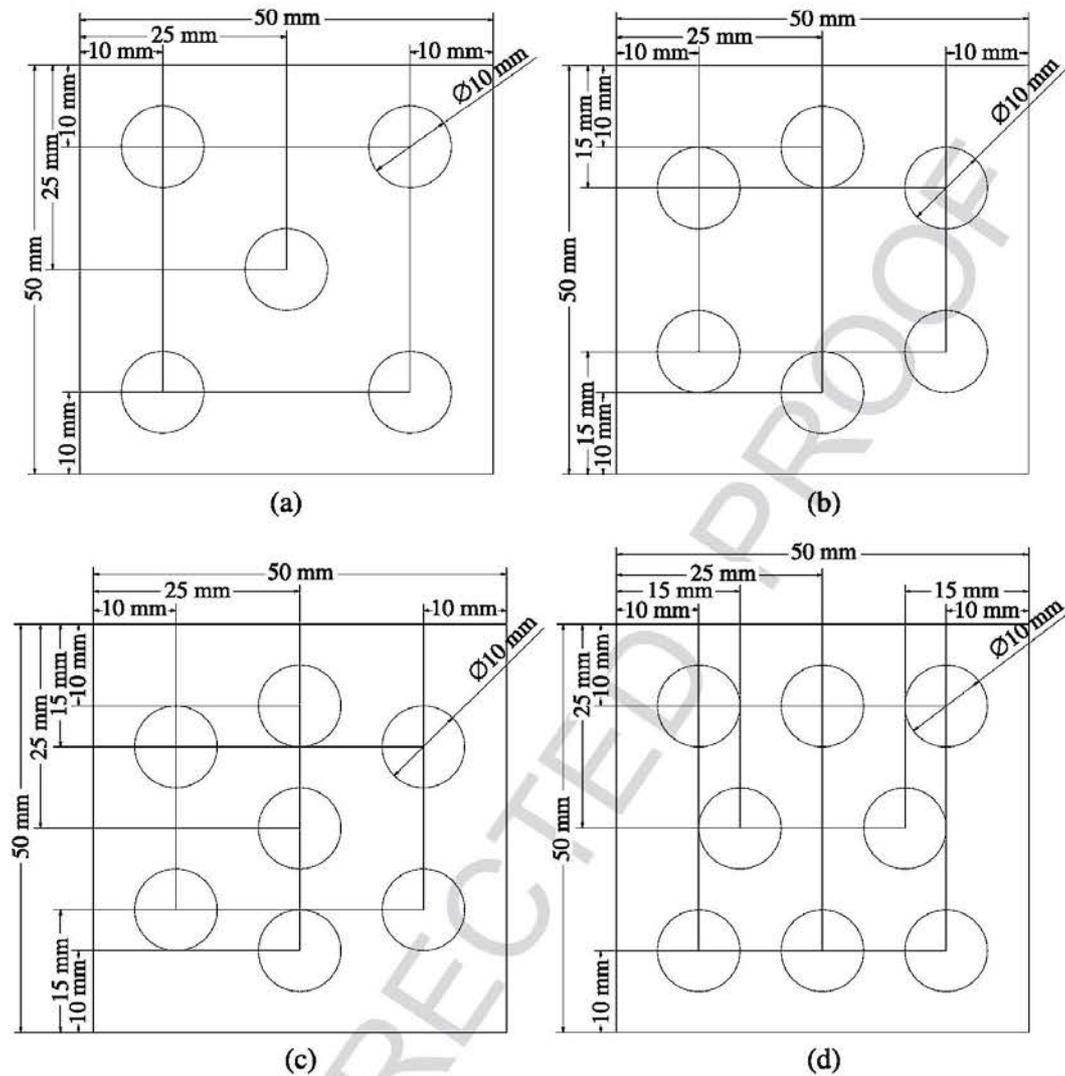


Figure 2. (Continued.)

Table 1.

Strength results on joints assembled by shrink-fitting only and moisture content (M.C.) in the three zones detailed in Fig. 1

Type of assembly	Compression strength (kN)	M.C. Zone 1 (%)	M.C. Zone 2 (%)	M.C. Zone 3 (%)
Type 1	9.4 ± 1.03	6.5 ± 0.24	7.4 ± 0.37	6.4 ± 0.42
Type 2	15.4 ± 1.34	6.4 ± 0.21	8.2 ± 0.87	6.5 ± 0.38
Type 3	23.6 ± 1.37	5.7 ± 0.31	7.2 ± 0.59	5.8 ± 0.55

results in Table 2 are due only to the dowels welded through the joint to keep the joint together. First of all, the large dimensions of the joint have allowed the use

Table 2.
Strength results on joints assembled by
wood dowel welding only

Number of dowels	Joint compression strength (kN)
1	7.1 ± 0.97
2	11.6 ± 0.77
3	14.6 ± 1.39
4	19.5 ± 2.41
5	22.5 ± 1.76
6	24.9 ± 2.59
7	28.1 ± 3.71
8	27.7 ± 3.70

of up to 8 welded dowels (Fig. 2). Second, the shear strength increases linearly up to 7 welded dowels and then stabilizes after this. This is the consequence of the limited area available to insert more than 7 dowels for the dimensions of the joint used. The distance between dowels and joint edges decreases and it is in the area of the substrate between the dowels, now smaller, where the joint is more prone to fail. Thus, there is a maximum number of dowels to yield maximum strength, this depends on the area of the joint in which dowels can be inserted, beyond which no benefit, or even lower results would be obtained. Third, 5 welded dowels would yield approximately the same result as the best shrink-fitted joint.

Advantages and disadvantages of the two joining methods must, however, be considered. Shrink fitting and dowel welding are both environment-friendly processes, bonding being accomplished without the use of any adhesive for both of them. However, shrink-fitting is a slow process, due to the considerable time needed to condition the wood to the wanted moisture content necessary for this technique. Dowel welding is a much faster process. A disadvantage of shrink-fitting in wood is the likely variation in joint tightness, thus in strength, the joint may undergo with variation in humidity in the environment. This would be of little consequence in interior joints, but could be rather serious under exterior conditions. From this point of view dowel welding will definitely yield a joint markedly more stable to humidity variations.

Shrink-fitting could, however, be used if coupled to dowel welding of the joint and would contribute to the strength of the joint. Table 3 shows the results obtained by coupling the two joining techniques. Thus, a joint held together by shrink-fitting of type 3 plus 4 welded dowels has strength comparable to that of a joint held together by 7 welded dowels without shrink-fitting. Interesting are, however two main trends. Firstly, combination of the two techniques improves the joint strength when 4 or more welded dowels are used. Shrink-fitting alone is capable of holding together a joint of type 3, of the dimensions under study, with a strength that

Table 3.

Joint strengths when using shrink-fitting and welded dowels together

Joint type	Joint compression strength (kN)
Shrink-fitted type 3 +1 welded dowel	7.1 ± 0.97
Shrink-fitted type 3 +2 welded dowels	11.6 ± 0.7
Shrink-fitted type 3 +3 welded dowels	14.6 ± 1.39
Shrink-fitted type 3 +4 welded dowels	19.5 ± 2.41
Shrink-fitted type 3 +5 welded dowels	22.5 ± 1.76

is greater than that obtained with up to 4 welded dowels alone (compare Tables 1 and 2). It is interesting that the combination of the two techniques when too few dowels are used yields joint strength that is lower than that of a shrink-fitted joint alone. The only explanation for this that can be advanced is that introduction of the dowels disturbs the bondline of the shrink-fitted joint. Moreover, a joint held together by shrink-fitting of type 3 plus 5 or more welded dowels has strength higher than the highest strength obtained with 7 welded dowels alone or by shrink-fitting alone.

4. Conclusion

The metal assembly technique called shrink-fitting can be adapted to hold together mortise and tenon wood joints with a considerable strength. For certain dimensions of the joint, shrink-fitting yields joint strengths comparable to those of joints welded with welded dowels. The two joining techniques, shrink-fitting and dowel welding, can be coupled to obtain joint strengths higher than those obtained with each technique individually.

Acknowledgements

The help of X. Fenart and L. Franchi, engineering students at the ENSTIB, is gratefully acknowledged. The authors also gratefully acknowledge the financial support of the CPER 2007–2013 “Structuration du Pôle de Compétitivité Fibres Grand’Est” (Competitiveness Fibre Cluster), through local (Conseil Général des Vosges), regional (Région Lorraine), national (DRRT and FNADT) and European (FEDER) funds.

References

1. D. F. Brower, US patent 3,345,732 (1967).
2. X. Chen, R. Balendra and Y. Qin, *J. Mater. Proc. Technol.* **145**, 215–223 (2004).
3. Y. Lee, J. Lee, Y. Kwon and T. Ishikawa, *J. Mater. Proc. Technol.* **147**, 102–110 (2004).

4. C. Eckelman, E. Haviarova, A. Tankut, N. Denizli, H. Akcay and Y. Erdil, *Forest Prod. J.* **54**, 185–191 (2004).
5. J. Alexander, *Making a Chair from a Tree. An Introduction to Working Green Wood*. Taunton Press, Newtown, Connecticut (1994).
6. R. B. Hoadley, *Understanding Wood*. Taunton Press, Newtown, Connecticut (1980).
7. D. Mack, *Making Rustic Furniture*. Sterling Publishing Co., New York, NY (1992).
8. E. D. Andrews and F. Andrews, *Shaker Furniture*. Dover Publications, New York, NY (1937).
9. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1425–1590 (2003).
10. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *Holz Roh Werkst.* **63**, 313–320 (2005).
11. L. Delmotte, H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 1271–1279 (2009).
12. P. Omrani, A. Pizzi, H. Mansouri, J.-M. Leban and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 827–837 (2009).
13. H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 63–70 (2009).
14. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Properzi and J.-M. Leban, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 169–179 (2008).
15. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 673–685 (2004).
16. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
17. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
18. C. Ganne-Chedeville, A. Pizzi, A. Thomas, J.-M. Leban, J.-F. Bocquet, A. Despres and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1157–1174 (2005).
19. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).

4

Conclusion

4. Conclusion.

La conception et la fabrication des meubles sont des phases axées sur des critères plus esthétiques que structurels. Les recherches effectuées de nos jours sont le plus souvent à l'échelle de l'assemblage lui-même et non sur l'ensemble d'un produit. Le contrôle qualité de tels produits se limite alors aux aspects quantitatifs. On se contentera de savoir si ce produit répond ou non à tel ou tel critère et s'il sera refusé ou accepté en fonction. Les produits qui n'ont pas subi de test ou qui n'ont pas eu de résultat positif à ces tests sont tout de même vendus avec un coût plus élevé dû à un surdimensionnement des pièces et assemblages et donc à une utilisation plus massive de matière. On ne peut parler d'optimisation de production en ce sens. Le but de cette thèse était donc de palier à ces lacunes en termes de qualité rencontrées dans certaines entreprises actuelles en essayant de réellement connaître la répartition des efforts au sein des meubles, le tout en intégrant une nouvelle technologie : le soudage rotatif.

Nous avons montré la faisabilité de la conception des assemblages par soudage obtenu par friction rotative à l'aide d'une perceuse à colonne classique et d'une machine commandée par ordinateur, ce qui permet d'envisager des applications pour l'industrie de l'ameublement ainsi que pour le particulier.

Le nouveau modèle que nous avons conçu pour obtenir des joints de type linéaire et perpendiculaire à la fibre s'est avéré particulièrement intéressant en ce sens que les assemblages ainsi réalisés présentent une résistance très importante par rapport aux assemblages collés et aux assemblages cloués. On voit ici le potentiel d'un tel type d'assemblages pour des applications dans les entreprises de l'ameublement. Le soudage se révèle de plus être une technologie particulièrement économique et respectueuse de l'environnement.

Paramètres influant sur le soudage rotatif.

L'influence de la vitesse de rotation des tourillons sur les caractéristiques des assemblages a été étudiée par d'autres auteurs qui ont montré que la performance des joints est d'autant meilleure que la vitesse est plus faible car, dans de telles conditions, le matériau fondu à l'interface s'écoule dans une moindre mesure. Par contre dans cette étude nous avons montré que la vitesse d'insertion constante ou avec accélération non nulle sont des paramètres influents sur la résistance à la traction des assemblages avec le soudage rotatif. L'insertion de la cheville avec une accélération jusqu'à 4-7 m/s² semble donner les meilleurs résultats avec une vitesse d'insertion inférieure, caractéristique du soudage avec la perceuse. Pour les vitesses d'insertion constantes les meilleurs résultats apparaissent lorsque la vitesse d'insertion est beaucoup plus importante et peut être mieux contrôlée, comme c'est le cas pour une machine de soudage par friction rotative commandée par ordinateur. Les résultats indiquent que pour des vitesses d'insertion faibles, les meilleurs résultats obtenus sont pour une accélération plus grande. Pour des vitesses d'insertion plus élevées l'accélération n'a que peu d'effet. Le facteur prédominant se résume finalement en un temps de soudage plus court pour l'obtention d'un assemblage plus résistant. Donc il existe une relation entre la vitesse de rotation et la vitesse de l'insertion du tourillon. Celle-ci dépendrait toujours de l'épaisseur de l'assemblage, car pour chaque type différent d'assemblage il faut trouver le point optimal entre la vitesse de rotation et la vitesse d'insertion du tourillon pour obtenir les temps minimum de soudage.

4.1. Paramètres influant sur les assemblages du bois par soudage rotatif.

D'un point de vue global, les résultats obtenus avec l'assemblage tenon-mortaise sont supérieurs à ceux obtenus avec les autres assemblages quelques soient les paramètres appliqués (tourillon soudé ou collé, nombre, inclinaison,...)

Cas des assemblages parallèles à la fibre.

Des tests mécaniques ont permis d'observer le comportement à la rupture des joints soudés. La comparaison de trois types d'assemblages de meubles (le biseau, le mi-bois et le tenon-mortaise) connectés par un ou deux tourillons soudés ou collés ou des clous d'acier a montré que les premiers donnaient toujours de meilleures résistance et rigidité que les clous. Les résultats obtenus avec les tourillons soudés sont comparables à ceux des assemblages par tourillons collés à la différence près qu'aucun produit n'a été ajouté lors du soudage. La

résistance de l'assemblage augmente en fonction du nombre de connecteurs, la limite étant la surface de contact (souvent faible dans le cas d'un meuble) sur laquelle ils peuvent être implantés. Finalement, pour les assemblages parallèles à la fibre, l'inclinaison du tourillon joue un facteur prépondérant :

- dans le cas des assemblages par mi-bois et par biseau, plus cette inclinaison est importante, plus la surface de soudage est grande et donc meilleure est la résistance
- dans le cas du tenon-mortaise, l'augmentation de cette inclinaison vient fragiliser le tenon qui se rompt lors de l'assemblage. Pour cette raison seuls les assemblages à 90° ont pu être testés.

Cas des assemblages perpendiculaires à la fibre.

Dans le cas des assemblages du type T, ont été étudiés les tenons-mortaises et mi-bois avec un ou deux tourillons soudés ou collés avec une inclinaison de 45 ou 90°. Par ailleurs, une variante pour chacun de ces assemblages a été étudiée : deux sections de la pièce verticale ont été considérées. Les assemblages cloués ont été écartés d'office étant données les faibles résistances obtenues dans le cas des assemblages parallèles à la fibre (la sollicitation étant la même dans les deux cas). Pour des raisons de géométrie, il n'est évidemment pas possible de réaliser un assemblage en biseau dans ces conditions.

La conclusion concernant le nombre des connecteurs donnée dans le cas précédant reste valable ici excepté pour le tenon-mortaise pour lequel on ne dispose pas assez de surface pour implanter un second connecteur.

D'un point de vue du comportement, le type de technologie (soudage ou collage) et l'inclinaison du connecteur sont deux paramètres qui influent simultanément sur la résistance de l'assemblage :

- dans le cas des assemblages par tenon-mortaise, aucune différence significative n'est observée selon l'utilisation d'un tourillon collé ou soudé implanté à 45 ou 90° (excepté dans un cas)
- dans le cas du mi-bois avec assemblage collé, la meilleure résistance est obtenue avec une inclinaison plus faible. Pour les assemblages soudés, l'inclinaison a des conséquences différentes selon qu'il comporte un ou deux connecteurs

D'une manière générale, on constate que la section de la pièce verticale n'a pas d'influence sur la résistance de l'assemblage. C'est pourquoi, pour des raisons économiques en vue de l'industrialisation du procédé (gain matière), il est plus judicieux d'utiliser le cas de la section minimum.

Pour les assemblages de type L, le plan d'expériences utilisé ne considère que la technologie du soudage pour 2 assemblages (tenon-mortaise ou mi-bois) comprenant 4 ou 6 tourillons insérés avec une inclinaison de 45 ou 90° et testés selon 2 sollicitations (traction ou compression). Quelque soit la nature de la sollicitation, l'assemblage tenon-mortaise est de loin le plus résistant. Par contre, les résultats obtenus pour l'intégralité des traitements sont supérieurs à la valeur stipulée par la norme européenne, rendant ainsi possible la mise en œuvre industrielle dans le domaine de la menuiserie.

Nous avons montré que l'union de pièces de bois par l'insertion de tourillons soudés peut être utilisée pour faire des panneaux « lamellés-soudés ». Les résultats pour les tests de flexion indiquent qu'une augmentation de l'angle d'insertion du tourillon engendre une augmentation de la force maximale. La conception des assemblages lamellés-soudés sans colle pour une utilisation en intérieur réduit indubitablement les coûts de conception, par l'absence d'utilisation d'adhésifs synthétiques et donc, d'un point de vue environnemental, par la disparition des émanations volatiles nocives qui leur sont associés.

4.2. Modélisation numérique des assemblages par soudage rotatif.

Cette étude a été menée pour développer les outils numériques pour reproduire en juste proportion les essais effectués en réalité. Les résultats de simulation ont été comparés à ceux fournis par les expériences afin d'élaborer un outil de conception prédictif le plus représentatif possible. Des modèles numériques fondés sur une méthode d'analyse d'éléments finis 3-D et la loi de comportement des assemblages en bois avec deux tourillons soudés ont été analysés. En utilisant les outils appropriés, on a réussi à mettre en place un modèle numérique le plus proche possible de la réalité. Ce modèle permet alors de rechercher les meilleurs paramètres pour l'assemblage souhaité que l'on pourra tester et valider expérimentalement dans une deuxième étape permettant ainsi une économie en temps et en matière dans la phase de recherche et développement.

4.3. Un assemblage intéressant : combinaison frettage / soudage.

Les essais réalisés durant ce projet nous ont montré la viabilité des assemblages frettés en bois. Leur réalisation nécessite des tolérances précises (de l'ordre du 10^{ème} de mm), et s'avéraient difficiles pour le matériau bois quelques années en arrière, cependant on dispose de nos jours de machines industrielles permettant d'obtenir de telles précisions d'usinage. Economiquement parlant, cette technique paraît viable dans la mesure où le matériel utilisé pour réaliser les assemblages reste très basique et peu coûteux. Dans le contexte actuel, le frettage trouve parfaitement sa place dans une démarche écologique et de développement durable. L'industrie du bois pourrait trouver dans ce procédé une manière intéressante de rendre ses produits recyclables et moins polluants. Ce travail ne constitue pas une étude d'industrialisation, il ne fait que confirmer la faisabilité du frettage bois. Ces assemblages présentent les caractéristiques requises pour le soudage rotatif du bois, en particulier une pression à l'interface de deux plans. Dans le but d'améliorer leur performance, il pourrait être intéressant d'approfondir cette voie en conférant aux produits un aspect écologique fort appréciable.

4.4. Perspectives.

De nombreuses perspectives de recherches ont été mises à jour pendant ce travail de thèse. Il est maintenant nécessaire de dresser un état de l'art pour savoir quels peuvent être les développements dans un futur proche et à plus long terme. De nouvelles problématiques sont apparues au fur et à mesure de l'avancement de ce travail. Du point de vue de la caractérisation, il reste à tester encore de nombreux assemblages soudés pour définir le paramètre influant selon la géométrie de chaque assemblage. Nous avons montré que l'accélération et la vitesse d'insertion du tourillon ont un effet important sur la qualité du soudage. Il serait par conséquent intéressant de connaître la limite supérieure de l'accélération pour laquelle la valeur de résistance de l'assemblage est la meilleure. La nécessité d'une machine équipée d'un système de communication plus rapide capable de piloter ce paramètre sur un laps de temps de l'ordre millième de seconde (au vu du temps de soudage globale relativement court) se manifeste alors.

Concernant la perspective de faire évoluer cette nouvelle technologie dans le monde de l'ameublement, il ne faut pas négliger le côté « adaptation » de la machine qui effectuera ces

travaux en fonction des opérations diverses et variées à réaliser au sein de la ligne de production.

Ce travail propose les résultats des expériences menés sur les principaux assemblages rencontrés dans le domaine de l'ameublement. Le critère de résistance mécanique testé a permis de déterminer la nature de l'assemblage le mieux adapté à cette technologie du soudage. Il reste par contre à effectuer des essais mécaniques dynamiques (afin d'établir le comportement à la fatigue de l'assemblage en question avant de transférer le soudage du bois à l'industrie.

Enfin ces travaux ont pu mettre en évidence le concept d'éléments « lamellés-soudés ». Les panneaux dérivés du bois sont des matériaux relativement faciles à souder, montrant même parfois de très bonnes performances d'adhésion. Ces essais ont ouvert des perspectives intéressantes pour l'utilisation de cette technologie d'assemblage en ce sens. Les résultats de ces différentes études ont d'ailleurs permis d'avancer vers les premiers développements technologiques permettant de futures applications de la technologie de soudage rotatif.

Des panneaux soudés de quinze lamelles de peuplier (*Populus sp.*) de longueur 1,65 m ont été conçus pour être utilisés dans la fabrication de snowboards. Le soudage linéaire de grandes longueurs a révélé de nouveaux problèmes et en premiers lieux des d'ordre technique liés aux modes de fixations des pièces à souder, à la capacité des machines et à l'intégration de la technologie dans une ligne de production. Cependant, l'application du soudage rotatif pour la conception de panneaux lamellés-soudés ouvre de nouvelles perspectives pour une utilisation à grande échelle.

5

Références bibliographiques.

5. Références bibliographiques.

- Adler E.** *Lignin chemistry—past, present and future.* Wood Science and Technology 11(3), 169-218; 1977.
- Allen K.W.** *Theories of adhesion, in: Packham D.E. Handbook of adhesion, 535-538, Wiley, Chichester; 2005.*
- Back E.L. et N.L. Salmén.** *Glass transitions of wood components hold implications for molding and pulping processes.* Tappi 65(7), 107-110; 1982.
- Barett J.D. et R.O. Foschi.** *Mode II stress-intensity factors for cracked wood beams.* Eng. Fracture Mech. 9, 371-378 ; 1977.
- Bariska M. et U. Kucera :** *On the fracture morphology in wood - Part 2: Macroscopical deformations upon ultimate axial compression in wood.* Wood Sci Technol 19:19-34 ; 1985.
- Bickerdicke M., Quenneville P.:** *Predicting the Row Shear Failure Mode in Parallel-to-Grain Bolted Connections.* Proceedings of the WCTE, Portland, Oregon, 2006.
- Bocquet, J.F., Pizzi, A., Despres, A., Mansouri, H. R., Resch,L., Michel, D., et F. Letort.** *Wood joints and laminated wood beams assembled by mechanically-welded wood dowels.* J. Adh. Sci. Technol. 21: 301–317; 2007.
- Bocquet, J.-F., Pizzi, A., et L. Resch.** *Full-scale (industrial) wood floor using welded-through dowels.* J. Adh. Sci. Technol. 20: 1727–1739 ; 2006.
- Bodig, J. et B.A. Jayne.** *Mechanics of Wood and Wood composites.* Krieger Publishing Company, Malabar, Florida, USA. 712 p; 1993
- Bourgois J. et R., Guyonnet.** *Characterization and analysis of torrefied wood.* Wood Science and Technology 22, 143-155 ; 1988.
- Branco J., Cruz P. et M. Piazza :** *Experimental analysis of laterally loaded nailed timber-to-concrete connections.* Constr Build Mater 23:400-10 ; 2009.
- Browning, B.L.** *The chemistry of wood.* New York, Interscience; 1963
- Burmester A.** *Dimensional stabilisation of wood.* International Research Group on Wood Preservation, Doc. IRG/WP 3171 ; 1981.

- Buxton A.L.** *Welding plastics*, in: Packham D.E. Handbook of adhesion, Wiley, Chichester 583-591 ; 2005.
- Cofer W.F., Du Y., Hermanson J.C.:** *The development of a simple three dimensional constitutive model for the analysis of wood*. AMD Applied Mechanics Division, Mechanics of Cellulosic Materials, Vol. 85, 1999, pp. 107-124.
- Connors T. et P. Medvecz :** *Wood as a bimodular material*. Wood Fiber Sci 24:413-23 ; 1989.
- Core H.A., Cote W.A. et A.C. Day.** *Wood structure and identification*. 2nd Edition, Syracuse University Press, 182 p. ; 1979.
- Cristóvão L., Abilio M., Morais J. et J. Lousada :** *Quasistatic mechanical behaviour of a double-shear single dowel wood convection*. Constr Build Mater 23:171-82 ; 2009.
- Daudeville L. :** *Fracture in spruce: experiment and numerical analysis by linear and non-linear fracture mechanics*. Holz als Roh-und Werkstoff 57:425-32 ; 1999.
- Daudeville L., Davenne L., et M. Yasumura :** *Prediction of the load carrying capacity of bolted timber joints*. Wood Sci Technol 33:15-29 ; 1999.
- Davin L. et N. Lewis.** *Dirigent proteins and dirigent sites explain the mystery of specificity of radical precursor coupling in lignan and lignin biosynthesis*. Plant Physiol. 123, pp. 453-461 ; 2000.
- Dias A.M.P.G.:** *Mechanical behaviour of timber-concrete joints*. Dissertation Delft University of Technology, 2005.
- Domensky, R., et F. Rendos.** *On the pyrolysis of wood and its components*. Holz als Roh-und Werkstoff. 20: 473-476 ; 1962.
- Duchanois G.** *Mesure de la tenacité et étude du comportement mécanique des joints bois-colle*. Thèse de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, Nancy, France ; 1984.
- Eberhardsteiner J. :** *Mechanisches Verhalten von Fichtenholz*. Springer-Verlag, Wien, 2002.
- Ebewele R., River B. et J.A. Koutsky.** *Tapered double cantilever beam fracture tests of phenolic-wood adhesive joints: Part I. Development of specimen geometry; effects of bondline thickness, wood anisotropy and cure time on fracture energy*. Wood Fiber 11, 197-213 ; 1979.
- Eurocode 5.** *Design of timber structures - Part 1-1: general rules and rules for buildings*. ENV 1995-1-1, CEN, Brussels, Belgium; 1993.
- Fengel D. et G. Wegener.** *Wood chemistry, ultrastructure, reactions*. Kessel Verlag, München ; 2003.

- Fengel D.** *The ultrastructure of cellulose from wood*, Wood Science and Technology 4(1), 15-35 ; 1970.
- Fengel D.** *The ultrastructure of cellulose from wood*. Wood Science and Technology 3(3), 203-217 ; 1969.
- Fengel, D., et G. Wegener.** *Wood: Chemistry, Ultrastructure, Reactions*. Walter De Gruyter, Berlin, Germany ; 1984
- Freudenberg K. et A. Neish.** *Constitution and biosynthesis of lignin, in Constitution and Biosynthesis of lignin*. Springer-Verlag, Berlin, pp. 47-122 ; 1968.
- Gagliano J.M. et C.E. Frazier.** *Improvements in the fracture cleavage testing of adhesively-bonded wood*. Wood Fiber Sci. 33, 377-385; 2001.
- Ganne-Chedéville, C.** Soudage linéaire du bois: étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante. Thèse de doctorat. Université Henri Poincaré, Nancy 1. Nancy, France. 236 p. ; 2008.
- Ganne-Chedéville, C., Pizzi, A., Thomas, A., Leban, J.M., Bocquet, J.-F., Despres, A., et H.R. Mansouri.** *Parameter interactions in two-block welding and the wood nail concept in wood dowel welding*. J. Adh. Sci. Technol. 19: 1157–1174 ; 2005
- Gerber C. and Gfeller B.,** *Joint connection with welded thermoplastic dowels and Wood Welding Technologies*. In: Proceedings of the World Conference on Timber Engineering, British Columbia, Canada; 2000.
- Gfeller, B., Pizzi, A.; Zanetti, M.; Properzi, M., Pichelin, F. Lehmann, et M. Delmotte.** *Solid wood joints by in situ welding of structural wood constituents*. Holzforschung, 58 45-52 ; 2004.
- Gfeller, B., Zanetti, M. Properzi, M., Pizzi, A. Pichelin, F. Lehmann, et M. Delmotte.** *Wood bonding by vibrational welding*. J.Adhes. Sci.Technol., 17(11): 1425-1590 ; 2003.
- Gibson L. et M. Ashby :** *Cellular solids*. Cambridge: Cambridge University Press; 1997.
- Giese M.** *Fertigungs- und werkstofftechnische Betrachtungen zum Vibrationsschweißen von Polymerwerkstoffe*, PhD Thesis, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg. ISBN: 3-9802740-7-1; 1995.
- Gliniorz, K.-U. et J. Natterer.** *Holzschweißen – Innovative Verbindungstechnologien im Holzbau*, Tagungsunterlagen, Symposium der Lignaplust / Weltmesse für die Forst- und Holzwirtschaft in Hannover/D, Mai 21-25 79-83; 2000.
- Gliniorz, K.U., Mohr, S., et J. Natterer.** *Wood Welding, Proceedings*. First International Conference Of The European Society For Wood Mechanics in Lausanne/CH, April 19-21 231-234 ; 2001.

- Goulet, M. et P. Laforest.** *Étude de l'application de la théorie de l'élasticité aux déformations du bois sous pression.* Note de recherches No 11. Département d'exploitation et utilisation des bois. Université Laval, Sainte-Foy, Canada. 38 p ; 1974.
- Griffith A. A.** *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids.* Phil. Trans. Roy. Soc. 221, 163-198 ; 1921.
- Haw J.F. et T.P. Schultz.** *Carbon 13 CP/MAS NMR and FT-IR study of low temperature lignin pyrolysis.* *Holzforschung* 39(5), 289-296 ; 1985.
- Hemmer K. :** *Versagensarten des Holzes der Weitanne unter mehrachsiger Beanspruchung.* Dissertation Universität Karlsruhe, 1985.
- Henning, A.H.** *Das Schweißen thermoplastischer Kunststoffe.* Teil 1 – Entwicklung des Schweißverfahrens, Schweißen von Igelit PCU-Platten. *Kunststoffe* 32 - 103-109 ; 1942.
- Hiermaier S.** *Prozeßverlauf, Schmelzebelastung und Nahtfestigkeiten beim biaxialen Vibrationsschweißen von Polypropylen,* Ing. Thesis, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg ; 1998.
- Hill, C.A.S.** *Wood Modification: Chemical, thermal and other processes.* Chapitre 5. John Wiley and Sons, Ltd. Pp 99-127 ; 2006.
- Hirai, N., Sobue, N., et I. Asano.** *Studies on piezoelectric effect of wood. IV. Effects of heat treatment on cellulose crystallites and piezoelectric effect of wood.* *Mokuzai Gakkaishi*, 18(11): 535–542 ; 1972.
- Hofstetter K., Hellmich C., Eberhardsteiner J.:** *Development and experimental validation of a continuum micromechanics modes for the elasticity of wood.* *European Journal of Mechanics A/Solids*, Vol. 24, pp. 1030-105 ; 2005.
- Hunt D.G. et W.P. Croager.** *Mode II fracture toughness of wood measured by a mixed-mode test method.* *J. Mater. Sci. Lett.* 1, 77-79 ; 1982.
- Jensen J., A. Koizumi, T. Sasaxi, Y. Tamura et Y. Lijima.** *Axially loaded glued-in hardwood dowels.* *Wood science and technology* 35 73-83 ; 2001.
- Kanazawa F., Pizzi, A., Properzi, M., Delmotte, L., et F. Pichelin.** *Parameters influencing wood-dowel welding by high-speed rotation.* *J. Adh. Sci. Technol.* 19(12): 1025–1038 ; 2005.
- Keylwerth, R., et N. Christoph.** *Study of thermal decomposition of wood by using differential thermal analysis.* *Materialprüfung* 2(8): 281-288 ; 1960.
- Kilzer, F.J., et A. Broido.** *Speculations on the nature of cellulose pyrolysis.* *Pyrodynamics* 2: 151-163 ; 1965.
- Kim, D.-Y., Nishiyama, Y., Wada, M., Kuga, S., et T. Okano.** *Thermal decomposition of cellulose crystallites in wood.* *Holzforschung*, 55(5): 521–524 ; 2001.

- Kinloch A.J.** *Fracture mechanics*. In: Packham D.E. Handbook of adhesion, 206-207, Wiley, Chichester ; 2005.
- Kollman F., Kuenzi E.W. et A.J. Stamm.** *Principles of Wood Science and Technology*, Vol. 1. Springer-Verlag, Berlin ; 1975.
- Kollmann F.** *Occurrence of exothermic reactions with wood*. Holz als Roh- und Werkstoff 18(6), 193-200 ; 1960.
- Koshijima T. et T. Watanabe.** *Association between Lignin and Carbohydrates in Wood and Other Plant Tissues*. Springer series in wood science, Springer-Verlag, Berlin ; 2003.
- Košík M., Dandárová M. et R. Domanský.** *Pyrolyse des Buchenholzes bei niedrigen Temperaturen IX*. Chemische Veränderungen im Buchenholz während der Pyrolyse, Holzforschung Holzverwendung 21, 40-43 ; 1969.
- Košík M., Kozmál F., Reiser V. et R. Domanský.** *Pyrolyse des Buchenholzes bei niedrigen Temperaturen I*. Der gegenwärtige Stand unserer Erkenntnisse über den Mechanismus der Pyrolyse der Holzpolysaccharide, Holzforschung Holzverwendung 20, 11-15 ; 1968.
- Kucera L. et M. Bariska :** *On the fracture morphology in wood - Part 1: a SEM study of deformations in wood of spruce and aspen upon ultimate axial compression load*. Wood Sci Technol 16:2419 ; 1982.
- Kudo, K., et E. Yoshida.** On the decomposition process of wood constituents in the course of carbonization, I. The decomposition of carbohydrate and lignin in mizunara (*Quercus crispula* Blume) wood. J. Jap. Wood Res. Soc., 3(4): 125-127 ; 1957.
- Leban, J.-M., Pizzi, A., Properzi, M., Pichelin, F., Gelhaye, P., et C. Rose.** *Wood welding: A challenging alternative to conventional wood gluing*. Scandinavian Journal of Forest Research, 20: 534-538 ; 2005.
- Leban, J.-M., Pizzi, A., Wieland, S., Zanetti, M., Properzi, M., et F. Pichelin.** X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood. J. of Adh. Sci. and Technol. 18: 673-685 ; 2004.
- Maiti S., Gibson L. et M. Ashby :** *Deformation and energy absorption diagrams for cellular materials*. Acta Metall 32:1963-75 ; 1984.
- Mall S., Murphy J.F. et J.E. Shottafer.** *Criterion for Mixed Mode Fracture in Wood*. J. Eng. Mech. 109, 680-690 ; 1983.
- Mansouri, H.R., Omrani, P., et A. Pizzi.** *Improving the water resistance of linear vibration-welded wood joints*. J. Adh. Sci. and Technol. 23: 63-70 ; 2009.
- Mijovic J.S. et J.A. Koutsky.** *The effect of postcure time on the fracture properties and nodular morphology of an epoxy resin*. Wood Sci. 11, 164-168 ; 1979.

- Moses D.M., Prion H.G.L.:** *A three-dimensional model for bolted connections in wood.* Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 30, pp. 555-567 ; 2003.
- Nakao, T., Okano, T., et I. Asano.** *Effects of heat treatment on the loss tangent of wood.* Mokuzai Gakkaishi, 29(10): 657–662 ; 1983.
- Nassar M.M. and G.D.M. McKay.** *Mechanism of thermal decomposition of lignin.* Wood and Fiber Science, 16(3), 441-453 ; 1984.
- Navi, P., et F. Heger.** *Comportement thermo-hydrromécanique du bois – Applications technologiques et dans les structures.* Presses polytechniques et universitaires romandes. Lausanne, Suisse, 300 p ; 2005.
- Nuopponen M., Wikberg H., Vuorinen T., Maunu S.L., Jämsä S. et P. Viitaniemi.** *Heat-treated softwood exposed to weathering.* J. Appl. Polym. Sci. 91(4), 2128-2134 ; 2004.
- Omrani, P. Masson, E. Pizzi, A. et H. Mansouri.** *Emission gasses in linear vibration welding of wood.* J.Adhesion Sci.Technol., 23(1): 85-94 ; 2009.
- Omrani, P., Bocquet, J.F., Pizzi, A., Leban, J.-M., et H. Mansouri.** *Zig-zag rotational dowel welding for exterior wood joints.* J. Adhesion Sci. Technol., 21(10) : 923–933 ; 2007.
- Omrani, P., Mansouri, H., Pizzi A., et E. Mason.** *Influence of grain direction and pre-heating on linear wood welding.* Eur. J. Wood Prod. Published online : 30 May 2009.
- Omrani, P., Mason, E., Pizzi, A., et H. Mansouri.** *Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels.* Polym. Degrad. Stab., 93(4): 794-799 ; 2008.
- Omrani, P., Pizzi, A., Mansouri, H.R., Leban, J.-M., et L. Delmotte.** *Physico-chemical Causes of the Extent of Water Resistance of Linearly Welded Wood Joints.* J. Adh. Sci. and Technol. 23: 827–837 ; 2009.
- Patton-Mallory M., Cramer S.M., Smith F.W., Pellicane P.J.:** *Nonlinear material models for analysis of bolted wood connections.* Journal of Structural Engineering, Vol. 123, 1997, pp. 1063-1070.
- Persson K.:** *Micromechanical modelling of Wood and fibre properties.* Dissertation Lund University, 2000.
- Pizzi A., Leban J.M., Kanazawa F., Properzi M. et F. Pichelin.** *Wood dowel bonding by high-speed rotation welding.* J. Adhesion Sci. Technol. 18(11), 1263-1278 ; 2004.
- Pizzi, A.** *Recent developments in eco-efficient bio-based adhesives for wood bonding: opportunities and issues.* J. Adhesion Sci. Technol., 20(8): 829-846 ; 2006
- Poulsen J., Moran P., Shih C. et Byskov :** *E. Kink band formation and band broadening in lear wood under compressive loading.* Mech Mater 26:67-77 ; 1997.

- Properzi, M., Leban, J.-M., Pizzi, A., Wieland, S., Pichelin, F., et M. Lehmann.** *Influence of grain direction in vibrational wood welding.* Holzforschung, 59: 23–27 ; 2005.
- Rahman M.U., Chiang Y.J., Rowlands R.E.:** *Stress and failure analysis of double-bolted joints in Douglas-fir and Sitka spruce.* Wood and Fiber Science, Vol. 23, 1991, pp. 567-589.
- Ralph J., Lundquist K., Brunow G., Lu F., Kom H., Schatz P., Marita J., Hartfield R., Ralph S., Christensen J. et W. Boerjan.** *Lignins: Natural polymers from oxidative coupling of 4-hydroxyphenyl-propanoids.* Phytochemistry Reviews, 3 pp. 29-60 ; 2004.
- Ramiah, M.V.** *Thermogravimetric and differential thermal analysis of cellulose, hemicellulose and lignin.* J. Appli. Polym. Sci., 14(5): 1323-1337 ; 1970.
- Reiterer A, Stanzl-Tschegg et E. Stefanie :** *Compressive behaviour of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain.* Mech Mater 33:705-15 ; 2001.
- Renaud, A.** *Minimalist Z chair assembly by rotational dowel welding.* Eur. J. Wood Prod. 67(1): 111-112 ; 2009.
- Resch, L., Despres, A., Pizzi, A., Bocquet, J.F., et J.M. Leban.** *Welding-through doweling of wood panels.* Holz als Roh- und Werkstoff, 64: 423–425 ; 2006.
- River B.H.** *Fracture of adhesive-bonded wood joints, in: Handbook of Adhesive Technology,* Pizzi A. and Mittal K.L. (Eds), pp. 151-177, Marcel Dekker, New York ; 1994.
- Rodd P.D.:** *The analysis of timber joints made with circular dowel connectors.* Dissertation University of Sussex, 1973.
- Rodriguez, G., Diouf, P., Blanchet, P., et T. Stevanovic.** *Wood dowel bonding by high-speed rotation welding – Application to two Canadian hardwood species.* In press ; 2010.
- Rowell R. M. et S. L. LeVan-Green.** *Thermal Properties, in: Handbook of wood chemistry and wood composites.* Rowell R. M. (Ed.), 121-138. CRC Press, Boca Raton, FL ; 2005.
- Rowlands R.E., Rahman M.U., Wilkinson T.L., Chiang Y.J.:** *Single- and multiple-bolted joints in orthotropic materials.* Composites, Vol. 13, 1982, pp. 273-279.
- Salmén N.L.** *Temperature and Water Induced Softening Behavior of Wood Fiber Based Materials,* PhD Thesis, KTH, Stockholm ; 1982.
- Sawata K., Yasumura M.:** *Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory.* Mokuzai Gakkaishi Journal of Wood Science, Vol. 49, pp. 383-391 ; 2003.
- Schlarb A.K.H.,** *Zum Vibrationsschweissen von Polymerwerkstoffen. Process – Struktur – Eigenschaften.* Institut für Werkstofftechnik, Universität Kassel, Germany ISBN: 3-88122-512-9 ; 1989.

- Serrano E.** : *Glued-in rods for timber structures - a 3D model and finite element parameter studies*. Int J Adhes Adhes 2:115-27 ; 2001.
- Shafizadeh F. et W.F. DeGroot.** *Combustion characteristics of cellulosic fuels*. In : Thermal Uses and Properties of Carbohydrates and Lignins, F. Shafizadeh, K.V. Sarkanen and D.A. Tillman, pp. 1-17. Academic Press, San Francisco ; 1976.
- Shafizadeh, F., et P.P.S. Chin.** *Thermal deterioration of wood*. In: Wood Technology: Chemical Aspects. Goldstein, I.S. (Ed.). ACS Symposium Series, 43: 57–81 ; 1977.
- Siau J.F.** *Transport processes in wood*, Springer Verlag, 243 p ; 1984.
- Sivonen H., Maunu S.L., Sundholm F., Jämsä S. et P. Viitaniemi.** *Magnetic resonance studies of thermally modified wood*, Holzforschung 56(6), 648-654 ; 2002.
- Sliker A.** : *Measurement of the smaller Poisson ratios and related compliances for wood*. Wood Fiber Sci 21:252-62 ; 1989.
- Sliker A.** : *Orthotropic strains in compression parallel to grain tests*. Forest Prod J. 35:19-26 ; 1985.
- Stamm A.J.** *Wood science and technology*. The Ronald Press Company, USA, Chapter 19, 312-342 ; 1964.
- Stamm, B.** *Development of friction welding of wood – Physical, mechanical and chemical studies*. Thèse de Doctorat. École Polytechnique Fédérale de Lausanne. Suisse. 214p ; 2006.
- Stevanovic, T., et Perrin, D.** *Chimie du bois*. Presses polytechniques et universitaires romandes. France. 248 p ; 2009.
- Stupnicki J.:** *Analysis of the behaviour of wood under external load based on a study of the cell structure*. Acta Polytechnica Scandinavica, Civil Engineering and Building Construction Series No 53, Trondheim, 1968.
- Sun, Y., Royer, M., Diouf, P.N., et T. Stevanovic.** *Chemical changes induced by high-speed rotation welding of wood – Application to two Canadian hardwood species*. In press. 2010
- Sundqvist, B.** *Colour change and acid formation in wood during heating*. PhD. Thesis, Lulea university of Technology, Sweden. 154 p ; 2004.
- Suthoff, B. et H.J. Kutzer.** *Deutsches Patent und Markenamt*. Offenlegungsschrift DE 197 46 782 A 1 ; 1997.
- Suthoff, B., Schaaf, A., Hentschel, H. et U. Franz.** *Deutsches Patentamt* Offenlegungsschrift DE 196 20 273 A 1. ; 1996.
- Takatani M. et H. Sasaki.** *Effect of Glue-line Flexibility on Cleavage Fracture Toughness of Wood-Epoxy Resin Bond System*. Wood Res. 66, 30-51 ; 1980.

- Tanahashi, M., Goto, T., Horii, F., Hirai, A., T. Higuchi.** *Characterization of steam-exploded wood, III, Transformation of cellulose crystals and changes of crystallinity.* Mokuzai Gakkaishi., 35(7): 654-662 ; 1989
- Tod D.A.** *Tests of adhesion*, in: Packham D.E. Handbook of adhesion, 533-535, Wiley, Chichester ; 2005.
- Triboulot P., Jodin P. et G. Pluvinage.** Validity of fracture mechanics concepts applied to wood by finite element calculation, Wood Sci. Technol. 18, 51-58 ; 1984.
- Tsai S.W., Wu E.W. :** *A general theory of strength for anisotropic materials.* Journal of Composite Materials, Vol. 5, pp. 58-80 ; 1971.
- Valentin G. et P. Caumes.** *Crack propagation in mixed mode in wood: a new specimen.* Wood Sci. Technol. 23, 43-53 ; 1989.
- Vasic S. et I. Smith.** *Bridging crack model for fracture of spruce.* Eng. Fracture Mech. 69, 745-760 ; 2002.
- Vill, V.I.** *Reibschweißen von Metallen.* Verlag Mashgiz, Moskau (1959). Deutsche Übersetzung, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, DVS-Berichte 2 ; 1967.
- Vill, V.I.** *Shternin, L.A.:* Die grundlegenden technologischen Besonderheiten des Reibschweißens. Glavelektroard 4 ; 1957.
- Werner H.:** *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflüsse*, Dissertation Universität Karlsruhe, 1993.
- White M.S. et D. Green.** *Effects of substrate on the fracture toughness of wood adhesive bands,* Wood Sci. 12, 149-153 ; 1980.
- Wieland, S., Shi, B.Z., Pizzi, A., Properzi, M., Stampanoni, M., et R. Abela.** *Vibration welding of wood: X-ray tomography, additives, radical concentration.* For. Prod. J., 55: 84-87.
- Yasumura M. et L. Daudeville :** *Fracture of multiply-bolted joints under lateral force perpendicular to wood grain.* J. Wood Sci 46:187-92 ; 2000.
- Yoshihara H. et T. Kawamura.** Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test, Composites 37, 2105-2113 (2006).
- Zoulalian, A., et A. Pizzi.** Wood-dowel rotation welding – a heat-transfer model. J. Adhesion Sci. Technol., 21(2): 97-108 ; 2007.

6

Annexes

6. Annexes.**6.1. Liste des figures.**

Figure 1 : Plan ligneux d'un résineux montrant trois directions anatomiques

(Selon Siau 1984).

Figure 2 : Les différents tissus végétaux dans l'arbre.

Figure 3 : Représentation schématique des différentes couches composant la paroi cellulaire des fibres de bois. P : paroi primaire ; S : paroi secondaire avec ses couches S1, S2 et S3 ; W : couche verruqueuse (Selon Core et al. 1979).

Figure 4 : Distribution schématiques des trois principaux polymères du bois.

Figure 5: Deux unités de β - D - glucopyranoses formant une unité de cellobiose.

Figure 6: Structure chimique partielle de la cellulose.

Figure 7: Pentoses, hexoses, acides uroniques et désoxyoses constituant les hémicelluloses du bois (tiré de Stevanovic et Perrin 2009).

Figure 8 : Unités phénylpropane à la base des lignines et alcools cinnamiques (monolignols) correspondants ; R1=R2=H : p-hydroxyphénylpropane (H-p) ; R1=OCH₃, R2=H : gäiacylpropane (G-p) ; R1=OCH₃ ; R2= C... : gäiacylpropane condensé (cG-p) ; R1=R2=OCH₃ : syringylpropane (S-p). (Stevanovic et Perrin 2009).

Figure 9: Représentation de la structure moléculaire d'une lignine de résineux (selon Adler 1977).

Figure 10: Perte de masse et teneur en carbone de *Fagus sylvatica* après un traitement thermique progressant de 5°C par minute (selon Košík et al. 1969).

Figure 11: Etude thermogravimétrique des principaux composants isolés de *Populus* sp.

(Shafizadeh et DeGroot 1976).

Figure 12: Analyse thermique différentielle de *Fagus sylvatica* et de ses principaux composants (Košík et al. 1968).

Figure 13: Température de transition vitreuse: (a) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau, (b) de la matrice hémicellulose-lignine native en fonction de l'humidité relative de l'air (Selon Salmén 1982).

Figure 14 : Variation du module d'élasticité (E) en fonction de la température (T) pour un polymère amorphe (a). Température de transition vitreuse (T_g) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau (Back et Salmén 1982) (b).

Figure 15: Étapes probables de la dégradation thermique des hémicelluloses (Fengel et Wegener 2003).

Figure 16: Étapes probables de la dégradation thermique de la cellulose (Fengel et Wegener 2003).

Figure 17: Produits issus de la dégradation thermique de la lignine (Fengel et Wegener 2003).

Figure 18: Illustration des 3 modes élémentaires de rupture d'une plaque fissurée.

Figure 19: Les différents comportements de la propagation d'une rupture dans un joint boisadhésif: (a) fort/instable, (b) fort/stable, (c) fort/modérément instable, (d) faible/stable (Selon River 1994).

Figure 20 : Différentes formes de soudage par friction selon le type de mouvement frictionnel (Stamm 2006).

Figure 21 : Principe du soudage par friction linéaire (adapté de Ganne-Chedéville 2008 tiré de Giese 1995). Force appliquée (F), amplitude (a), fréquence (f), temps de soudage (t_s), déplacement de soudage (ds), temps de maintien (t_m), pression de soudage (P_s) = F/S, force de friction (Fr).

Figure 22 : Représentation des différentes phases du procédé de soudage par friction linéaire. (Selon Giese 1995).

Figure 23 : Photos d'échantillons soudés par friction linéaire obtenues par rayon-X. Les pixels plus foncés correspondent à des zones de faible densité et les pixels clairs des zones de haute densité. (De gauche à droite : Pin, chêne et hêtre) (Leban et al. 2005).

Figure 24 : Schéma du principe de soudage rotatif du bois par friction rotation (adapté de Pizzi et al. 2004).

Figure 25 : Représentation schématique d'effort cisaillement à laquelle est soumis le tourillon selon l'angle d'insertion dans le substrat ; a: Le tourillon est sujet à du cisaillement pur. La force est perpendiculaire (90°) au tourillon; b: Le tourillon est sujet à du cisaillement et de la tension. L'angle entre la surface et le tourillon est inférieure à 90° et les surfaces du bois tendent à se séparer; c: Le tourillon est sujet à du cisaillement et de la compression. L'angle entre la surface et le tourillon est inférieure à 90° et les surfaces du bois tendent à se rapprocher (adapté de Bocquet et al 2007).

Figure 26 : Assemblage soudés (gauche) et assemblage cloué (droite) en prévision d'essais en flexion (Bocquet et al. 2007).

Figure 27 : Assemblages de type 2-blocs. a) : Assemblage non débouchant (ne traverse pas le 2e élément). b) : Assemblage débouchant (qui traverse les 2 éléments).

Figure 28 : Micrographie par rayon-X d'un tourillon insérée dans deux pièces de hêtre. La portion blanche présentant une densification plus grande. Les flèches 1 et 2 indiquent respectivement l'absence de soudage et le matériel en fusion ayant transféré dans l'espace entre les 2 pièces de bois (Ganne-Chedeville et al. 2005). Insertion de 20 mm dans chacun des blocs.

Figure 29 : Les axes principaux du bois (Bodig et Jayne 1993).

Figure 30 : Géométrie d'un assemblage par tourillon collé avec les conditions aux limites.

Figure 31 : Énergie de fracture (Gf): déplacement relatif (δ) entre la tourillon et la surface du trou dans le bois en fonction de la force de cisaillement de l'interface (f_v). Facteur de rigidité (Γ).

Figure 32 : Modes de rupture du bois en traction suite à une sollicitation axiale au fil du bois : a) éclatement; b) traction et cisaillement; c) cisaillement; d) traction fragile (Bodig et Jayne (1993).

Figure 33 : Profils de rupture pour le bois final (a) et le bois initial (b) en traction axiale au fil du bois (Bodig et Jayne (1993).

Figure 34 : Modes de rupture en traction transversale perpendiculaire au fil du bois : a) traction dans le bois initial; b) cisaillement le long des cernes annuels; c) traction dans les rayons (Bodig et Jayne (1993).

Figure 35 : Perceuse à colonne CINCINNATI 270.

Figure 36 : Dispositif de soudage contrôlé par ordinateur

Figure 37: Les différents modes de rupture des tiges métalliques

Figure 38 : distances sont fonctions du diamètre de la tige.

Figure 39 : Réalisation d'un assemblage fretté.

Figure 40a : Banc de réglage, de mesure et de frettage ZOLLER REDOMATIC ;

Figure 40b : Vue en coupe d'un mandrin de frettage (Celsio de la marque SCHUNK) ;

Figure 41 : Appareil de chauffe : SKF TIH 100m.

Figure 42 : Tenon bâtard de charpentier.

Figure 43 : Frettage d'un cerclage de roue de charrette.

Figure 44 : Cœur de Cupidon

Figure 45 : Assemblages de type tenon-mortaise.

Figure 46 : Assemblage de type rainure-langouette et rainure-fausse langouette :

Figure 47 : Assemblage de type queue d'aronde.

Figure 48 : Assemblage par tourillons.

Figure 49 : Échantillons utilisés pour accélération et vitesse constante (gauche) ; essai mécanique de traction - INSTRON 4467 (droite).

Figure 50 : Des assemblages biseau avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillon, 45° d'inclinaison ; c) Deux tourillons, 90° d'inclinaison ; d) Deux tourillons, 45° d'inclinaison.

Figure 51 : Des assemblages Mi-bois avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillon, 45° d'inclinaison ; c) Deux tourillons, 90° d'inclinaison ; d) Deux tourillons, 45° de inclinaison.

Figure 52 : Des assemblages Tenon-Mortaise avec soudage rotatif. a) Une tourillon, 90° d'inclinaison ; b) Une tourillons, 45° de inclinaison.

Figure 53 : Dispositif de l'essai mécanique.

Figure 54 : Dispositif de l'essai mécanique pour les assemblages type T.

Figure 55 : Dispositif d'essai mécanique pour les assemblages type L en traction sous différents angles.

Figure 56 : Dispositif d'essai mécanique pour les assemblages type L en compression sous différents angles.

Figure 57 : Dispositif d'essai mécanique pour les panneaux en flexion. (Deux exemples de rupture)

Figure 58 : Dispositif de l'essai mécanique en traction pour lamellé-soudés.

Figure 59 : Panneaux soudés avec trois angles d'inclinaison par rapport à la normale à la surface d'insertion (de gauche à droite : 0°, 10° et 20°).

6.2. Liste des tableaux

Tableau 1: Distribution des composants de la paroi cellulaire selon les différentes couches de trachédéide de *Picea abies* (Fengel 1969, 1970).

Tableau 2 : Composition de la surface % à l'interface de soudage pour l'érable à sucre et le bouleau jaune par analyse XPS (Sun et al 2010).

Tableau 3 : Distances minimales, sans pré-perçage et avec pré-perçage partie a).

Tableau 4: Distances minimales, sans pré-perçage et avec pré-perçage partie b).

6.3. Performances des assemblages par tourillon soudé. Cas des assemblages parallèles a la fibre.

Tableau an1.1.1 : résultat de l'analyse statistique ANOVA.

ANOVA for Selected Factorial Model						
Analysis of variance table [Partial sum of squares]						
Source	Sum of Squares	DF	Mean Square	F Value	Prob > F	
Model	180.64	14	12.90	26.04	< 0.0001	significant
A	45.53	2	22.76	45.93	< 0.0001	
B	70.36	2	35.18	70.99	< 0.0001	
C	16.04	1	16.04	32.37	< 0.0001	
D	31.62	1	31.62	63.81	< 0.0001	
AB	13.94	4	3.49	7.03	0.0021	
BC	13.88	2	6.94	14.00	0.0004	
BD	4.17	2	2.09	4.21	0.0354	
Residual	7.43	15	0.50			
Cor Total	188.07	29				

Où :

A : Type d'assemblage

B : Type de connecteur

C : Inclinaison du connecteur

D : Nombre de connecteur

La F-valeur Modèle de 28.85 implique que le modèle est significatif. Il y a seulement une chance de 0.01 % que "une F-valeur Modèle" ce grand pourrait arriver en raison du bruit.

Les valeurs "de Prob > F" moins de 0.0500 indiquent que des termes modèles sont significatifs.

Dans ce cas A, B, C, D, AB, BC, BD est des termes modèles significatifs.

Les valeurs plus grandes que 0.1000 indiquent que les termes modèles ne sont pas significatifs.

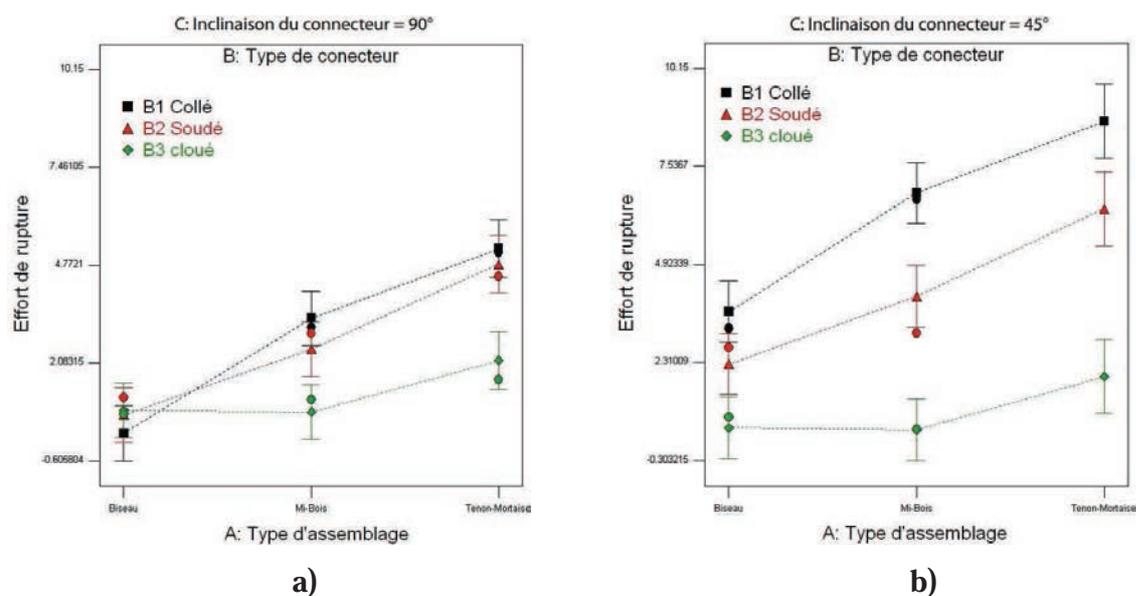


Figure an1.1.1 : résultat de l'analyse statistiques des facteurs et ses interactions.

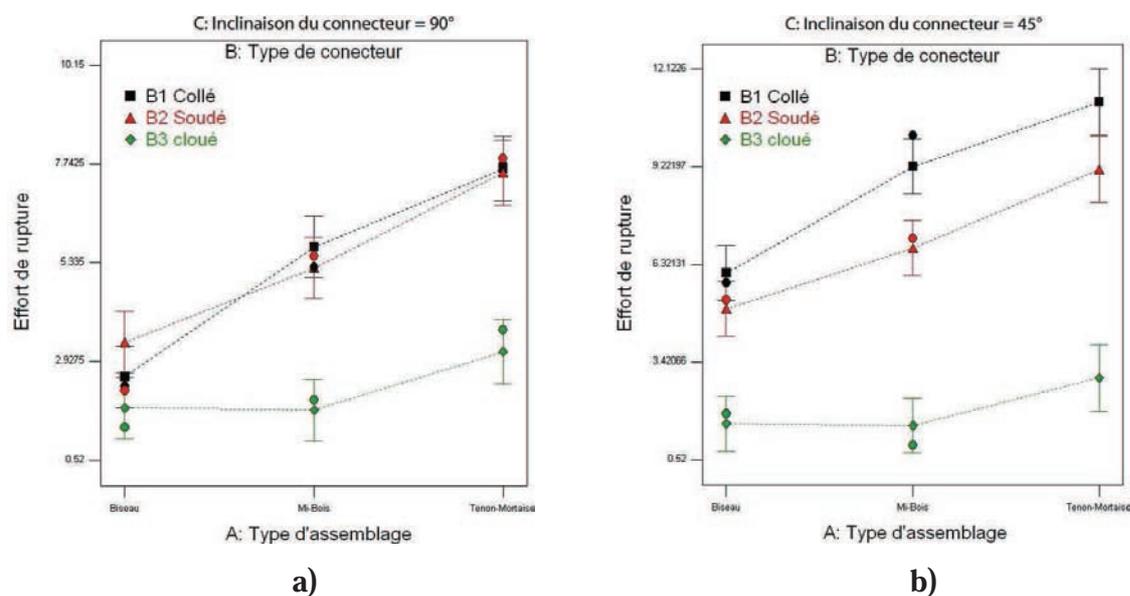


Figure an1.1.2 : résultat de l'analyse statistiques des facteurs et ses interactions.

Une interaction arrive quand la réponse est différente selon les fixations de deux facteurs. Les complots font facile d'interpréter deux interactions de facteur. Ils apparaîtront avec deux lignes non-parallèles, indiquant que l'effet d'un facteur dépend du niveau de l'autre.

6.4. Performances des assemblages par tourillon soudé. Cas des assemblages perpendiculaire a la fibre.

Tableau 6.1 : résultat de l'analyse statistique ANOVA.

ANOVA for Selected Factorial Model						
Analysis of variance table [Partial sum of squares]						
Source	Sum of Squares	DF	Mean Square	F Value	Prob > F	
Model	32.61	8	4.08	13.34	< 0.0001	significant
A	0.81	1	0.81	2.64	0.1253	
B	0.34	1	0.34	1.11	0.3093	
C	2.24	1	2.24	7.32	0.0163	
D	9.83	1	9.83	32.16	< 0.0001	
E	0.66	1	0.66	2.17	0.1616	
AC	6.11	1	6.11	19.98	0.0004	
AE	4.92	1	4.92	16.08	0.0011	
BE	7.61	1	7.61	24.88	0.0002	
Residual	4.58	15	0.31			
Cor Total	37.20	23				R-Squared 0.8768

Où :

- A : Type d'assemblage
- B : Type de connecteur
- C : Dimensions
- D : Nombre de connecteur
- E : Inclinaison du connecteur

La F-valeur Modèle de 28.85 implique que le modèle est significatif. Il y a seulement une chance de 0.01 % que "une F-valeur Modèle" ce grand pourrait arriver en raison du bruit.

Les valeurs "de Prob > F" moins de 0.0500 indiquent que des termes modèles sont significatifs.

Dans ce cas le facteur D (Nombre de connecteur) est le terme significatif dans le modèle statistique.

Les valeurs plus grandes que 0.1000 indiquent que les termes modèles ne sont pas significatifs.

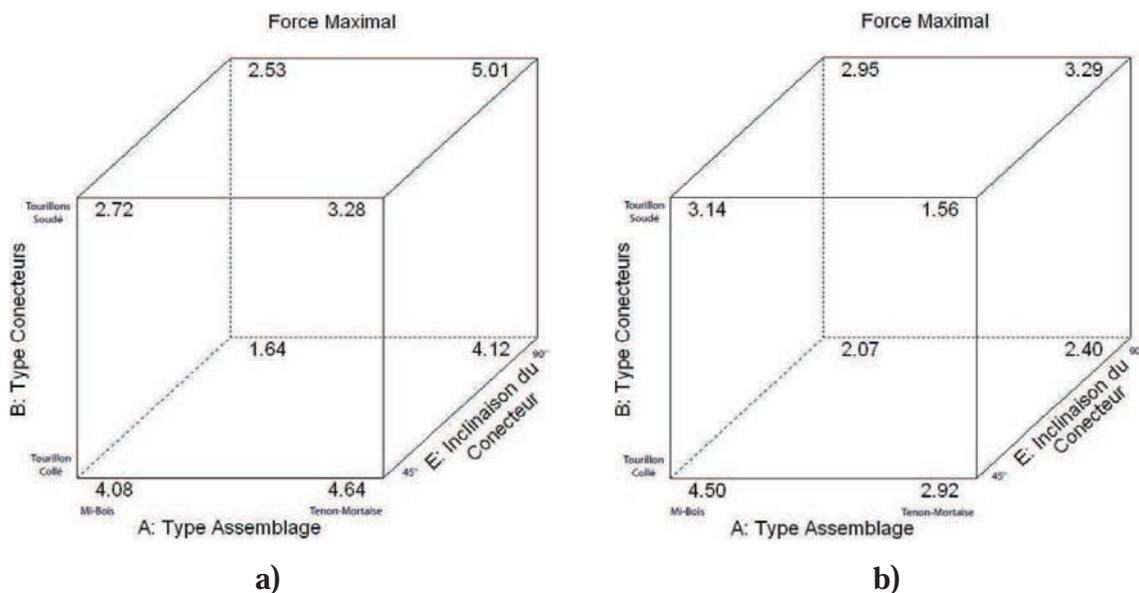


Figure an1.2.1 : Graphique de type cube avec la force maximale dans kN par rapport aux facteurs Dimension et Nombre de connecteur. a) des assemblages 38x27mm avec 1 connecteur. b) des assemblages à 38x38 mm avec 1 connecteur.

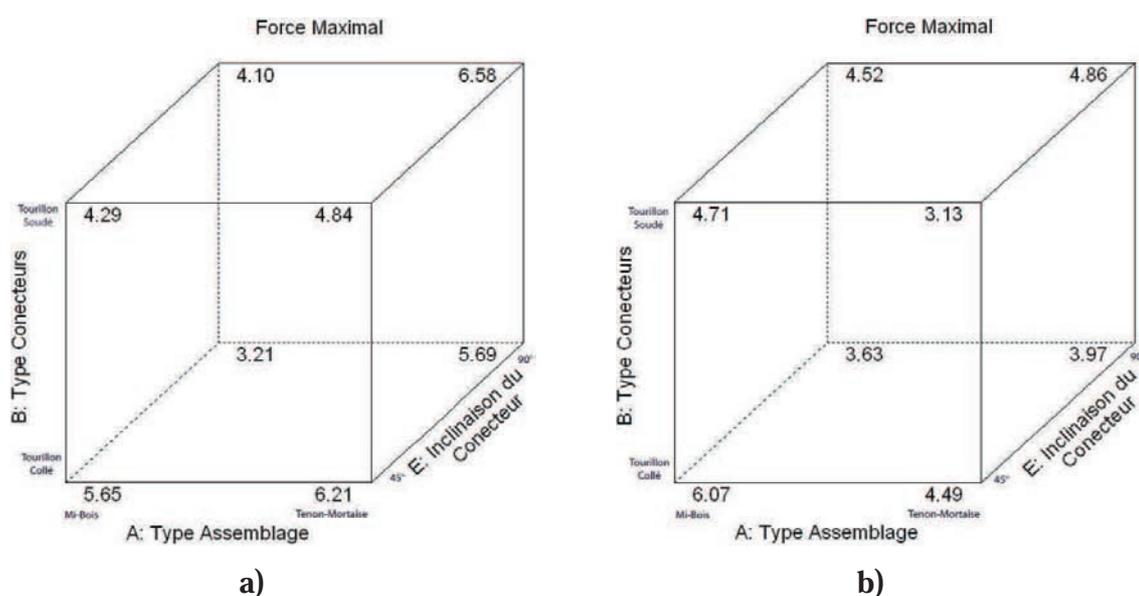


Figure an1.2.2 : Graphique de type cube avec la force maximale dans kN par rapport aux facteurs Dimension et Nombre de connecteur. a) des assemblages 38x27mm avec 2 connecteurs. b) des assemblages à 38x38 mm avec 2 connecteurs.

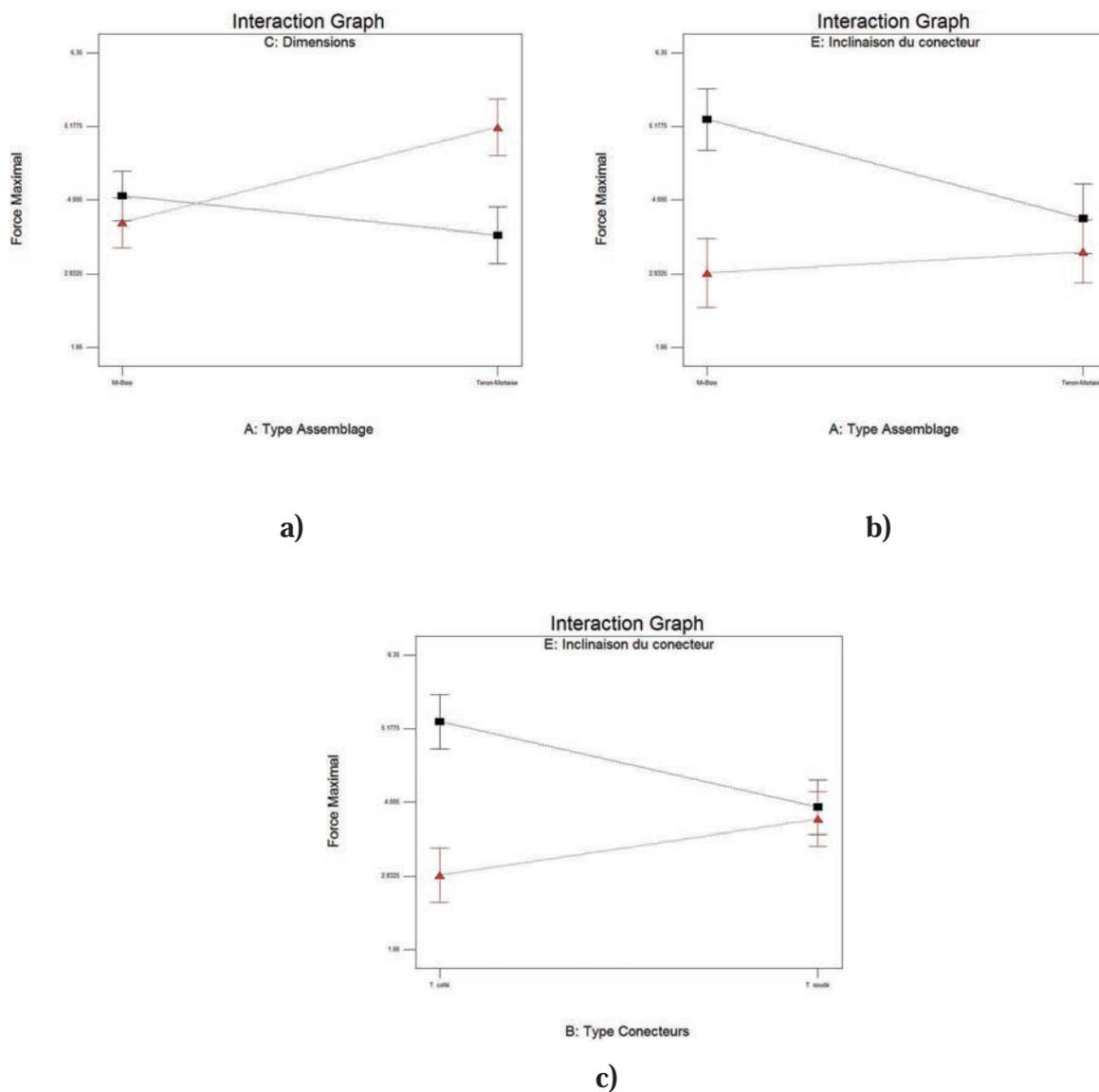


Figure an1.2.3 : Graphique d'interaction de la force maximale dans kN par rapport aux facteurs inclus dans l'interaction. a) type assemblages vs Dimension. b) type assemblages vs inclinaison du connecteur. c) type de connecteur vs inclinaison du connecteur.

Une interaction arrive quand la réponse est différente selon les fixations de deux facteurs. Les complots font facile d'interpréter deux interactions de facteur. Ils apparaîtront avec deux lignes non-parallèles, indiquant que l'effet d'un facteur dépend du niveau de l'autre.