

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 SCD Nancy 1 : theses.sciences@scd.uhp-nancy.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>

THESE

Pour l'obtention du titre de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITE HENRI POINCARÉ,
NANCY 1**

Spécialité : Sciences et Technologies Industrielles

Présentée par

Pantea OMRANI

***Amélioration et nouvelle technologie de soudage
linéaire et rotatif du bois***

Directeur de thèse : Prof. Antonio Pizzi

Date de soutenance : 19 octobre 2009

JURY

Rapporteurs :

M. Michel Delmas	Professeur ENSIACET, Laboratoire de Catalyse, INP Toulouse, France
M. Frederic Pichelin	Professeur University of Applied Science, Solothurnstrasse, Suisse

Examineurs :

M. Pascal Triboulot	Professeur, Directeur de l'ENSTIB, Université H. Poincaré Nancy 1, France
M. Maurice Brünner	Professeur University of Applied Science, Solothurnstrasse, Suisse
M. Antonio Pizzi	Professeur, ENSTIB, Université H. Poincaré Nancy 1, France

REMERCIEMENTS

La première personne que je tiens à remercier de tout mon cœur est monsieur le professeur Antonio PIZZI qui est reconnu internationalement pour ses recherches dans le domaine des colles et du collage. Grâce à lui, j'ai appris beaucoup de choses scientifiques pendant ces 3 années de thèse et pendant mon master qu'il a aussi encadré. Il m'a également donné des leçons qui sont utiles dans ma vie personnelle et professionnelle. En lui, je salue un homme formidable avec un grand cœur, une intelligence et une mémoire hors du commun, un homme de parole qui veut tout pour ses doctorants mais pas pour lui-même, une personne sur qui on peut compter dans les moments difficiles. Tout ce que je pense de lui est sincère et les gens qui ont travaillé à son contact ne me contrediront pas.

Mes remerciements vont également au professeur Pascal Triboulot, le directeur de l'ENSTIB, de m'avoir permis de m'inscrire dans son établissement pour mon master et puis ma thèse. Je tiens tout particulièrement à le remercier pour son aide, son écoute et sa disponibilité.

Mes remerciements s'adressent ensuite aux membres du jury : Monsieur le professeur Michel Delmas, Monsieur le professeur Frederic Pichelin et Monsieur le professeur Maurice Brünner, Qui ont accepté de consacrer de leur temps à rapporter et examiner mon travail.

J'aimerais faire un remerciement particulier au professeur Jean-Michel Leban pour sa gentillesse, sa patience et pour la réalisation des analyses par microdensitométrie de rayons X et microscopie électronique à balayage qui ont apporté beaucoup d'explications quant à mon travail.

De même, je remercie sincèrement le professeur Luc Delmotte pour ses analyses de RMN qui ont permis de lever nombreuses de nos interrogations et souligner sa compétence scientifique et sa pédagogie qui m'ont beaucoup plu.

Je remercie le professeur Gilles Duchanois de l'ENSTIB qui m'a aidée à réaliser des essais de mécanique à la rupture que je n'avais jamais faits auparavant. Je le remercie à la fois pour ses qualités scientifiques et sa bonne humeur.

Il m'est impossible d'exprimer toute ma gratitude au Dr. Béatrice George, maître de conférences à l'Université UHP Nancy 1, pour son aide apportée à la correction de cette thèse. Je la remercie pour son amitié, sa gentillesse et pour son temps précieux qu'elle m'a accordé malgré son emploi du temps chargé avant les vacances.

Mais j'ai une dette particulière envers mon époux qui m'a largement aidée et qui m'a soutenue quand j'en avais besoin.

Je tiens à remercier également monsieur Jean-Louis JANIN, le responsable de la société MECASONIC qui nous a permis de réaliser tous nos échantillons de soudage linéaire dans le cadre du projet « SOUDABOIS »

Mes remerciements les plus sincères à toutes les personnes qui auront contribué de près ou de loin à l'avancement de mes travaux et à l'élaboration de cette thèse.

Résumé

La technologie de soudage par friction, déjà appliquée aux thermoplastiques et aux métaux depuis plusieurs décennies, est utilisée ici pour le bois.

Les objectifs de notre travail sont la réalisation d'assemblages soudés par rotation ou vibration linéaire et l'étude des paramètres qui influent sur les caractéristiques des joints soudés, à savoir le type d'essence utilisée, l'orientation du fil, la conception du joint et les réglages machine (fréquence, amplitude de déplacement, pression, temps).

Les performances mécaniques des assemblages ont été testées par cisaillement, traction et selon une approche de la mécanique de la rupture.

Dans le cas du soudage rotatif, nous avons proposé un nouveau modèle de conception de joints plats avec une disposition en zigzag des tourillons qui conduit à des assemblages qui peuvent être utilisés pour des demandes non-structurales en extérieur avec de brèves durées d'exposition non protégée.

Pour le soudage linéaire, il ressort que les paramètres fréquence de vibration et temps de soudage sont déterminants pour la qualité des assemblages.

Alors que la microdensitométrie de rayons X et la microscopie électronique à balayage (MEB) ont permis d'observer une densification de l'interface soudée, les analyses par spectroscopie infrarouge à transformée de Fourier (FTIR) et résonance magnétique nucléaire (RMN) du ^{13}C ont mis en évidence des modifications chimiques du matériau dans cette zone qui conduisent à une amélioration de la résistance à l'eau des assemblages.

Par ailleurs, l'analyse par chromatographie en phase gazeuse couplée spectrométrie de masse (GC-MS) des gaz émis pendant le soudage démontre le caractère propre du procédé (vapeur d'eau majoritaire, quantités négligeables de CO_2 , absence de CO et de CH_4).

Mots-clés : bois, soudage rotatif, soudage linéaire, assemblages, adhésion microdensitométrie de rayons X, paramètre du soudage, RMN,

Abstract

Frictional wood welding, a technology already applied to weld thermoplastics and metals for several years, is used here to weld wood.

The aims of this work were to put together welded wood joints either by linear or rotational welding as well as to study the parameters which have an influence on the characteristics of welded joints: thus, the wood species used, the orientation of the wood grain, the construction design of the joint and the welding parameters (such as the vibration frequency, displacement, welding pressure and welding time).

The mechanical performance of the wood joints prepared were tested in shear, in tension as well as according to the principles of fracture mechanics.

For rotational welding, a new planar joint design has been proposed with a zig-zag positioning of the welded dowels which led to joints that can be used for non-structural applications under exterior unprotected conditions for brief periods of time (up to one year).

For linear vibration welding it was determined that the welding parameters used are determinant to the quality of the joints. Much improved joint strengths and water resistance were obtained as a consequence.

Analysis by X-ray microdensitometry coupled to scanning electron microscopy have allowed to observe and follow the densification of the welded interface as a function of welding parameters. FTIR and ^{13}C NMR analysis of the welded line have pointed out marked chemical modifications at the welded interface contributing to the improvement of both joint strengths and water resistance.

Furthermore, gas chromatography analysis coupled with mass spectrometry (GC-MS) has allowed to determine the non-polluting nature of the mix of gases emitted during welding (Predominance of water vapour, traces only of CO_2 , absence of CO and CH_4) and to list exactly the traces of the decomposition products issue during welding from the degradation of lignin and hemicelluloses.

Keyword: Wood, rotational welding, liner vibration welding, assemblies, adhesion, X ray microdensitometry, welding parameter, NMR.

Liste des publications scientifiques réalisées dans le cadre de la thèse

- 1- **P.OMRANI**, J.-F.BOCQUET, A.PIZZI, J.-M.LEBAN, H.R.MANSOURI, Zig-zag rotational dowel welding for exterior wood joints. *J.Adhesion Sci.Technol.*, Vol. 21, No. 10, pp. 923–933 (2007) (USA)
- 2- **P.OMRANI**, H.R.MANSOURI, A.PIZZI, Weather exposure durability of welded dowel joints. *J.Holz als Roh- und Werkstoff*, 66: 161–162 (2008) (Germany)
- 3- **P.OMRANI**, E.MASSON, A.PIZZI, H.R.MANSOURI, Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels. *J.Polymer Degradation and Stability* 93: 794-799 (2008) (USA)
- 4- J.M.LEBAN, H.R.MANSOURI, **P.OMRANI**, A.PIZZI, Dependence of dowel welding on rotation rate. *J.Holz als Roh- und Werkstoff*, 66: 241–242 (2008) (Germany)
- 5- H.R.MANSOURI, **P.OMRANI**, A.PIZZI, Improving the water resistance of linear vibration-welded wood-joints. *J.Adhesion Sci.Technol.*, Vol. 23, No. 1, pp. 63–70 (2009) (USA)
- 6- **P.OMRANI**, E.MASSON, A.PIZZI, H.R.MANSOURI, Emission gasses in linear vibration welding of wood. *J.Adhesion Sci.Technol.*, Vol. 23, No. 1, pp. 85–94 (2009) (USA)
- 7- **P.OMRANI**, A.PIZZI, H.R.MANSOURI, J.-M.LEBAN, L.DELMOTTE, Physico-Chemical causes of the extent of water resistance of linearly welded wood joints. *J.Adhesion Sci.Technol.*, Vol. 23, No. 6, pp. 827–837 (2009) (USA)
- 8- L.DELMOTTE, H.R.MANSOURI, **P.OMRANI**, and A.PIZZI, Influence of wood welding frequency on wood constituents chemical modifications. *J.Adhesion Sci.Technol.*, Vol. 23, No. 9, pp. 1271–1279 (2009) (USA)
- 9- **P.OMRANI**, H.R.MANSOURI, A.PIZZI, Linear welding of grooved wood surfaces. *European Journal of Wood and Wood Products -Holz als Roh- und Werkstoff*, (2009) (Germany) in press
- 10- **P.OMRANI**, H.R.MANSOURI, A.PIZZI, E.MASSON, Influence of grain direction and pre-heating on linear wood welding. *European Journal of Wood and Wood Products -Holz als Roh- und Werkstoff*, (2009) (Germany) in press
- 11- **P.OMRANI**, H.R.MANSOURI and A.PIZZI, Influence of wood grain direction on linear welding. *J.Adhesion Sci.Technol.*, (2009) (USA) in press
- 12- **P.OMRANI**, H.R.MANSOURI, G.DUCHANOIS and A.PIZZI, Fracture mechanics of linearly welded wood joints: effect of wood species and grain orientation. *J.Adhesion Sci.Technol.*, (2009) (USA) in press

SOMMAIRE

Introduction	10
Partie A: Etude bibliographique	13
I. Présentation générale du bois	14
I.1. Structure macroscopique du bois	14
I.1.1. Anatomie du bois	14
I.1.2. Origine et fonctions	15
I.2. Structure microscopique du bois	16
I.2.1. Types de cellules dans les feuillus et les résineux	16
I.2.2. Structure de la paroi cellulaire	19
I.3. Propriétés chimiques du bois	21
I.3.1. Composition chimique du bois	21
I.3.1.1. Cellulose	21
I.3.1.2. Hémicelluloses	24
I.3.1.3. Lignine	25
I.3.1.4. Extractibles	27
I.3.2. Réactivité des constituants du bois	29
I.4. Propriétés physiques du bois	30
I.4.1. Densité	30
I.4.2. Conductivité thermique du bois	31
I.4.3. Chaleur spécifique du bois	33
I.4.4. L'eau dans le bois	35
I.5. Le comportement thermique du bois	37
I.5.1. Réactions thermiquement influencées	37
I.5.2. Dégradation thermique du bois	40
I.5.2.1. Aspects physiques	40
I.5.2.2. Aspects chimiques	43

II. Assemblage par collage du bois	47
II.1. Théories de l'adhésion	47
II.2. Evaluation des caractéristiques mécaniques des assemblages bois collés	49
II.3. Mécanique de la rupture appliquée aux assemblages collés bois	50

III. Assemblage par soudage du bois	53
III.1. Généralités sur la technologie d'assemblage par soudage	53
III.2. Application du procédé de soudage au bois	56
III.2.1. Historique du soudage du bois	57
III.2.2. Méthodologies du soudage	57
III.2.2.1. Cas du soudage par friction linéaire	58
III.2.2.1.1. Lois et principes pour le soudage linéaire	59
III.2.2.1.2. Cycles de soudage	60
III.2.2.1.3. Facteurs influençant la qualité du joint	62
III.2.2.1.4. Appareillage de soudage par friction linéaire	63
III.2.2.2. Cas du soudage par friction rotative	64
III.2.2.2.1. Lois et principes pour le soudage rotatif	65
III.2.2.2.2. Appareillage de soudage par friction rotative	65
III.2.3. Les différentes approches théoriques du soudage du bois	67
III.2.3.1. Cas du soudage par friction linéaire	67
III.2.3.2. Cas du soudage par friction rotative	70

Partie B: Présentation des publications **82**

IV. Etude des paramètres influant sur le soudage rotatif et conception optimisée d'assemblages	83
IV.1. Soudure par rotation de tourillons disposés en zigzag dans les assemblages en bois destinés à des applications extérieures	84
IV.2. Durabilité des joints soudés soumis à un vieillissement climatique	97
IV.3. Influence de la vitesse de la rotation des tourillons sur la soudure	100

V. Etude de l'influence de la nature et l'aspect du bois sur la résistance d'assemblages soudés par friction linéaire. _____ 103

- V.1. Influence des différentes sections de bois et du préchauffage sur la soudure linéaire du bois _____ 104
- V.2. Influence de la direction du fil sur la soudure linéaire du bois de bout _____ 107
- V.3. Soudage linéaire des surfaces en bois rainuré _____ 118

VI. Etude des gaz émis lors de procédés de soudage par friction _____ 122

- VI.1. Émission de gaz et de composés volatils issus de la dégradation des constituants polymères du bois pendant le soudage par friction de tourillons _____ 123
- VI.2. Gaz d'émission lors du soudage du bois par vibration linéaire _____ 131

VII. Etude et optimisation des paramètres du soudage par vibration linéaire pour augmenter la résistance des assemblages en milieu sec ou humide _____ 142

- VII.1. Amélioration de la résistance à l'eau d'assemblages bois soudés linéairement par vibration _____ 143
- VII.2. Raisons physico-chimiques de la résistance à l'eau des assemblages bois soudés linéairement _____ 153
- VII.3. Influence de la fréquence du soudage sur les modifications chimiques des constituants du bois _____ 165
- VII.4. Mécanique de la rupture pour du bois soudé linéairement : effet de l'orientation de fil et de l'essence du bois. _____ 175

Partie C: Conclusion générale et perspective _____ 193

Index _____ 197

- Liste des Figures (partie bibliographique) _____ 198
- Liste des tableaux (partie bibliographique) _____ 201

Introduction

Introduction

Le bois est un matériau composite, fait de polymères naturels, qui constitue la matière première renouvelable la plus importante en quantité. Sa recyclabilité et sa biodégradabilité font de lui un matériau d'intérêt. D'un point de vue environnemental, il présente aussi l'énorme avantage d'être capable de stocker le dioxyde de carbone de l'air, considéré comme l'un des principaux gaz à effet de serre. Son utilisation pour la fabrication des outils et des logements simples est décelable à l'aube de l'humanité. Le bois a en effet été le matériau le plus utilisé dans la construction d'habitats de nombreuses civilisations anciennes du fait de ses excellentes performances mécaniques et de ses spécificités : Il est résistant aux chocs, cintrable, léger, stable et durable tel que le témoigne la présence actuelle de temples asiatiques construits en bois et ayant résisté pendant plus de 13 siècles.

Au cours des millénaires, de nombreuses applications ont été trouvées pour ce matériau, en particulier pendant le 20^{ème} siècle grâce à l'invention d'adhésifs performants et la mise au point de produits dérivés qui sont plus homogènes que le bois massif (panneaux).

Depuis quelques années et dans le cadre de la nécessité de mise en oeuvre de matériaux renouvelables, son utilisation explose littéralement, notamment dans le domaine de la construction. Ceci a pour conséquence directe une expansion des travaux de recherche et d'études sur ce matériau biologique si complexe de par sa constitution chimique et son comportement physique.

Les inconvénients du bois comme matériau de construction sont les dimensions limitées de l'arbre, en raison de son modèle de croissance naturelle, et son hétérogénéité. Aussi, pour produire des objets de plus grandes dimensions, il est nécessaire de recourir à des assemblages soit en utilisant des « attaches » (clous, boulons, vis, etc...) soit en intercalant un liant (adhésifs, colles). Du point de vue de la rigidité, les assemblages dans ce dernier cas supplantent ceux réalisés avec des pièces extérieures. Cependant, un inconvénient majeur des assemblages collés vient du temps relativement long (de l'ordre de plusieurs heures sous pression) qui est nécessaire pour le séchage complet des différents types d'adhésifs utilisés. En outre, la plupart des colles contiennent des solvants qui peuvent dégager des vapeurs nocives au cours de la solidification du joint et de sa durée de service. De ce fait, les composés collés doivent être considérés et traités comme des déchets potentiellement dangereux.

Afin de faire abstraction des désavantages sus-cités, il a été envisagé très récemment, d'assembler des éléments en bois sans avoir recours à un quelconque adhésif, en mettant en oeuvre un procédé de soudage par friction. Cette technologie, déjà appliquée aux thermoplastiques et aux métaux depuis plusieurs décennies, semble être également utilisable pour le bois et présenter, entre autres points forts, une réduction très nette du temps nécessaire à la fabrication des assemblages (moins d'une minute contre plusieurs heures dans le cas de joints collés).

Cette thèse porte sur l'étude de deux types différents de soudage appliqués au bois, soudage par friction rotative et soudage par vibration linéaire dont les principes sont similaires : La friction rapide de deux pièces de bois l'une contre l'autre et soumises à une pression qui est maintenue après que le mouvement ait cessé, provoque l'adhésion des deux pièces.

En effet, l'énergie de frottement qui se transforme en chaleur modifie le bois et le fond superficiellement. Les constituants du bois, principalement la lignine, la cellulose et les hémicelluloses sont thermiquement décomposés et modifiés par des réactions chimiques. Cette altération de la structure moléculaire du bois en surface permet d'obtenir un matériau qui présente des propriétés adhésives à l'interface d'où la formation du joint.

Les travaux préliminaires qui avaient été menés sur le soudage du bois n'avaient pas permis de dégager les raisons réelles de l'adhésion et avaient en outre mis en évidence une grande variabilité des résultats. Aussi nous sommes intéressés d'une part aux sources de variabilité les plus probables liées au matériau qui sont la nature des essences en présence et leurs orientations anatomiques. D'autre part, nous avons pris en compte les paramètres de soudage (fréquence, vitesse et longueur de déplacement...) qui peuvent influencer sur la formation du joint afin d'éclaircir les mécanismes mis en jeu pendant le processus pour améliorer les performances de tels assemblages et d'envisager le transfert de cette technologie vers une utilisation dans une production à grande échelle.

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 existants 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 toutes les publications réalisées et écrites pendant cette thèse et remplacera les parties « matériels-méthodes » et « résultats-discussions » d'une thèse traditionnelle. Chaque publication sera présentée dans sa forme originale, en anglais, et introduite par un court résumé en français.

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

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Etude bibliographique

Le soudage par friction linéaire du bois est une technologie interdisciplinaire nécessitant la connaissance du substrat, de sa modification thermique, de la technologie de soudage, de la caractérisation des assemblages et de nombreuses méthodes analytiques relevant 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 rotatif et linéaire du bois. Elle insiste notamment sur les domaines d'intérêt scientifique de premier ordre par rapport à l'étude.

I. Présentation générale du bois

Le bois est une structure biologique complexe qui contient des substances chimiques et des cellules qui permettent la vie de la plante notamment la conduction de la sève des racines aux feuilles, le soutien mécanique et le stockage de substances biochimiques aux diverses fonctions. Ces fonctions ont conduit, au cours de l'évolution, au développement de plus de 20 000 espèces de plantes produisant du bois (Rowell 2005). Chacune possède ses caractéristiques et par conséquent des utilisations qui lui sont propres. La compréhension de la relation entre les fonctions spécifiques d'une essence et la structure du bois permettent 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.

I.1. Structure macroscopique du bois

I.1.1. Anatomie du bois

L'origine naturelle du bois influence ses propriétés de manière significative. La qualité du sol, le climat, l'humidité, les saisons affectent la croissance et donc la structure de l'arbre. Tous les ans, la tige se développe par un anneau annuel. L'anneau annuel se compose de bois initial à croissance rapide et à parois minces et de bois final de croissance lente et à parois épaisses. En raison de cette croissance circulaire avec des couches qui présentent différentes propriétés, le matériau bois a une structure et un comportement particuliers. La plupart des propriétés du matériau sont en effet directionnelles.

On étudie communément l'anatomie du bois selon trois plans perpendiculaires : transversal, radial et tangentiel, qui correspondent aux trois directions d'anisotropie du matériau pour la majorité de ses propriétés physiques, mécaniques et technologiques.

La coupe transversale est perpendiculaire à l'axe de la tige, la radiale se fait dans un plan passant par la moelle et la tangentielle, dans un plan excentré et parallèle à l'axe de la tige (Figure 1).

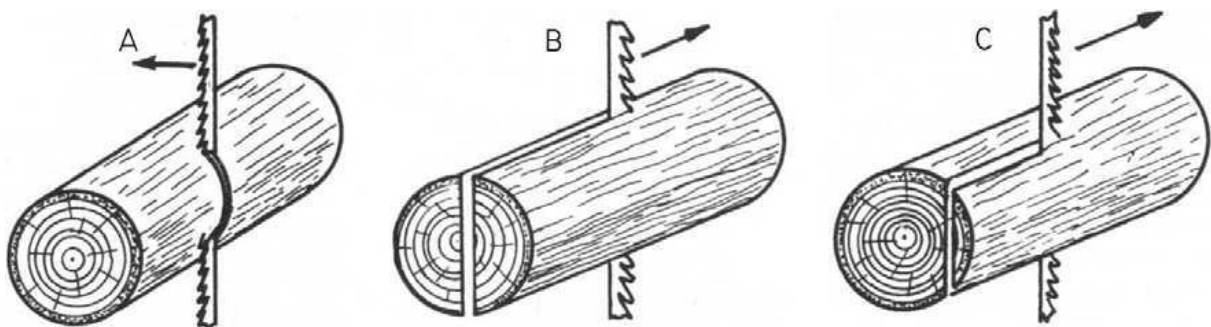


Figure 1: Les plans de référence du bois, A : Plan transversal, B : Plan radial, C : Plan tangentiel

I.1.2. Origine et fonctions

Les zones fonctionnelles du bois (conduction de la sève et diverses activités cellulaires) se situent dans les cernes formés en dernier : cela correspond à l'aubier. Le bois fonctionnel ou aubier, contient des tissus vivants et morts, et permet la conduction de la sève brute des racines aux feuilles.

Les cernes les plus anciens ont subi d'importantes transformations anatomiques, physiques et chimiques : il s'agit du duramen ou bois parfait. Au cœur du tronc se trouve le bois parfait duraminisé inerte qui résulte de la transformation progressive de l'aubier. Ce duramen ne joue plus le rôle de conduction mais est responsable de la mécanique structurale de l'arbre (Figure 2).

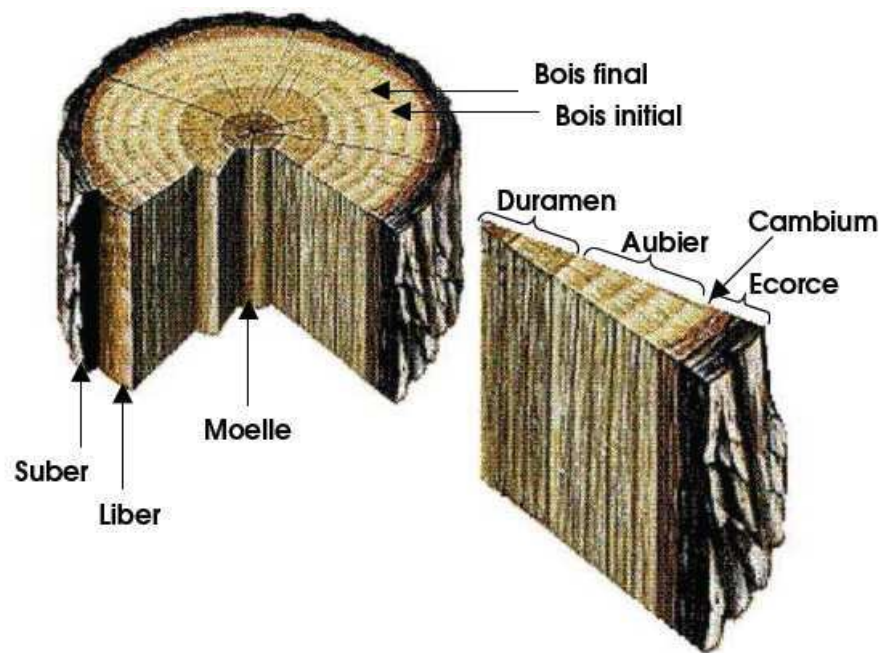


Figure 2: Coupes transversale et radiale d'un billot

Les tissus formés par le cambium entre l'aubier et l'écorce assurent les trois fonctions principales que sont la conduction des matières nutritives, le soutien mécanique de la tige et le stockage de substances.

I.2. Structure microscopique du bois

I.2.1. Types de cellules dans les feuillus et les résineux

L'arbre est constitué, de l'extérieur vers l'intérieur du tronc, d'une couche d'écorce recouvrant une épaisseur de bois fonctionnel, entourant le bois de cœur.

L'écorce est formée de l'écorce externe ou suber, inerte, et de l'écorce interne ou liber, qui joue le rôle de conduction de la sève élaborée des feuilles aux racines. Entre l'écorce et le bois fonctionnel se trouve l'assise génératrice libéro-ligneuse, ou cambium, constitué de cellules initiales qui possèdent la faculté de se diviser un certain nombre de fois en cellules libériennes ou ligneuses, [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 fusiformes qui donnent naissance aux cellules allongées du bois et du liber et les 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 péricleinales. Ces divisions péricleinales 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 donne naissance à des cellules filles capables de se différencier et d'assurer une fonction spécifique.

Les cellules 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 isodiamétriques sont à l'origine des trachéides radiales et du parenchyme des rayons ligneux ainsi que 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 (Figure 3). Il apparaît une limite qui est plus ou moins visible selon les espèces. Dans le cerne annuel on peut différencier plus ou moins bien le bois de printemps et le bois d'été.

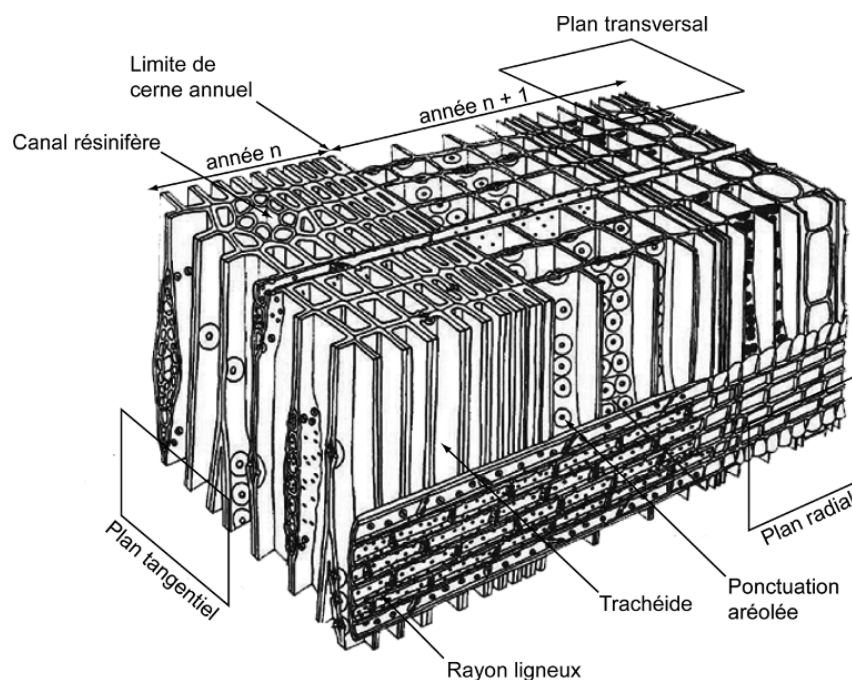


Figure 3: Plan ligneux d'un résineux et les trois directions anatomiques (selon Siau 1984).

Résineux et feuillus ne présentent pas la même organisation. Chez les résineux, deux types principaux de cellules, trachéides et cellules de parenchyme, forment un plan ligneux régulier et uniforme. Les trachéides qui représentent 90% des cellules, remplissent les fonctions de conduction de la sève et de soutien mécanique. Les trachéides du bois de printemps sont pourvus de nombreuses ponctuations aréolées leur permettant l'échange de différentes substances. Les trachéides du bois d'été ont une paroi plus épaisse et remplissent davantage une fonction de soutien. Dans la structure des résineux, on retrouve aussi des cellules de parenchyme en orientation axiale et radiale qui permettent le stockage des substances nutritives. Enfin chez certains résineux, on trouve des canaux résinifères en direction axiale, radiale ou les deux (Figure 4.a).

Chez les feuillus, chaque fonction est remplie par un type de cellule particulier : les vaisseaux conduisent la sève brute, alors que les fibres libriformes et fibre-trachéides assurent la résistance mécanique. Le plan ligneux est ainsi plus différencié et plus évolué. L'ensemble du tissu se compose en grande partie de fibres orientées axialement et ayant une fonction de soutien, et de quelques trachéides. Ces fibres ont un lumen (ou « lumière ») plus petit et une paroi plus épaisse que celles des trachéides des résineux. L'épaisseur de la paroi est variable selon les essences leur donnant ainsi à chacune une densité spécifique. Les vaisseaux assurent la fonction de conduction chez les feuillus. Ils ont une « lumière » beaucoup plus grande que les fibres et sont constitués de cellules alignées bout-à-bout. Lorsque ces vaisseaux ont environ la même taille et sont répartis de façon homogène dans le cerne, on parle de bois à pores diffus sinon, s'ils sont plus nombreux aux abords de la limite de cerne, on parle de bois à zone initiale poreuse. Ici aussi, des cellules axiales et radiales de parenchyme assurent le stockage des substances nutritives (Figure 4.b).

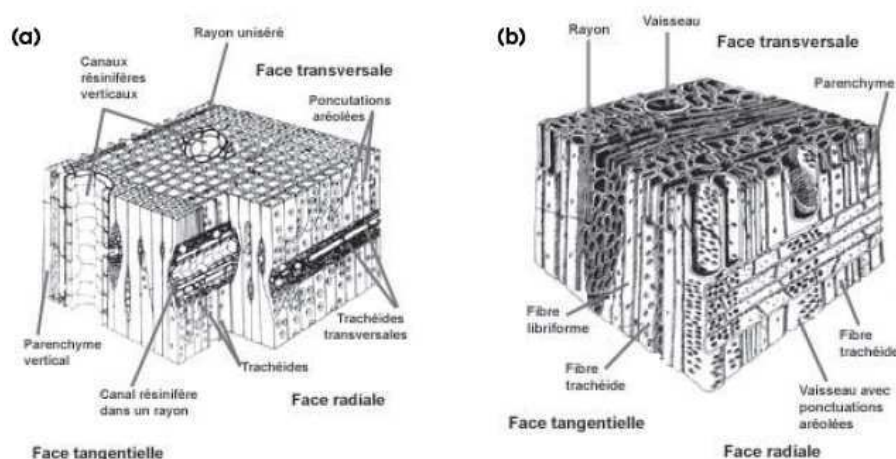


Figure 4: Plans ligneux résineux (a), feuillus (b)

I.2.2. Structure de la paroi cellulaire

Si le plan ligneux est constitué d'un empilement de cellules, la cellule elle-même se décompose en plusieurs couches : une couche intercellulaire, ou lamelle mitoyenne, qui soude les cellules entre elles, et une paroi cellulaire divisée en parois primaire et secondaire (Figure 5).

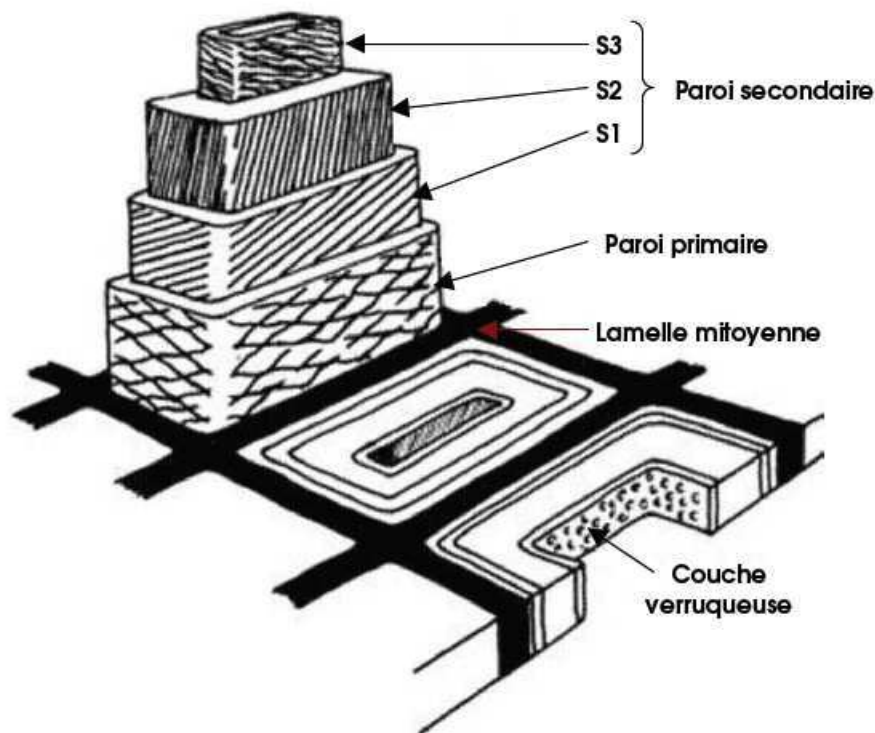


Figure 5 : Représentation schématique des couches de la paroi cellulaire de trachéide de résineux ou de fibre de feuillu

- la couche intercellulaire, ou lamelle mitoyenne, est une fine membrane de séparation constituée de substances pectiques et de lignine. Plus mince dans le bois initial que dans le bois final, son épaisseur est comprise entre 0,5 et 1,5 μm . Les procédés de défibrage du bois consistent notamment à détruire cette lamelle par attaque chimique.
- la paroi primaire, d'une épaisseur environ 0,1 μm , est constituée d'un enchevêtrement de microfibrilles de cellulose dans lesquelles se déposent de la lignine, des substances pectiques et des hémicelluloses.

- la paroi secondaire est une couche épaisse, dense et rigide, à forte teneur en cellulose, qui constitue la partie de la cellule la plus résistante mécaniquement. Hémicelluloses, lignine et matières pectiques se déposent dans les microfibrilles de cellulose dont l'orientation définit trois sous-couches ;
- la couche externe S1, d'une épaisseur de 0,1 à 0,35 µm, présente une structure lamellaire. Les microfibrilles de cellulose forment un angle de 60 à 80° avec l'axe longitudinal.
- La couche centrale S2 représente environ 80% de l'épaisseur totale de la paroi cellulaire. Elle peut mesurer de 1 à 10 µm en fonction de sa localisation dans l'accroissement annuel. Les microfibrilles de cellulose forment un angle de 5 à 30° avec l'axe longitudinal. La couche S2 est ainsi responsable majoritairement du comportement physique de la cellule.
- La couche interne S3 est mince, d'une épaisseur environ 0,5 à 1,1 µm. Les microfibrilles de cellulose sont orientées de 60 à 90° par rapport à l'axe longitudinal. La couche S3 porte parfois une paroi verruqueuse constituée d'épaississements spiralés (Keller 1994, Miller 1999). La dernière couche (W) [couche verruqueuse] à la limite de la lumière de la cellule, présente des fibrilles orientées avec un angle large qui ne sont pas véritablement parallèles les unes aux autres. Cette couche présente une importante quantité de substances non structurales (Fengel et Wegener 2003) La composition des différentes couches est donnée dans le Tableau 1.

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

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

I.3. Propriétés chimiques du bois

I.3.1. Composition chimique du bois

Les propriétés physiques, chimiques et mécaniques du bois sont directement liées à sa composition en polymères naturels. Les constituants chimiques du bois peuvent être divisés en deux groupes de substances :

Les substances macromoléculaires constitutives de la paroi cellulaire sont largement majoritaires. Il s'agit de la cellulose, des hémicelluloses et des lignines qui forment une structure dont la séparation nécessite de puissants traitements chimiques.

Les substances de faible masse molaire sont plus spécifiques à certaines espèces. Il s'agit des substances extractibles ou extraits (Figure 6).

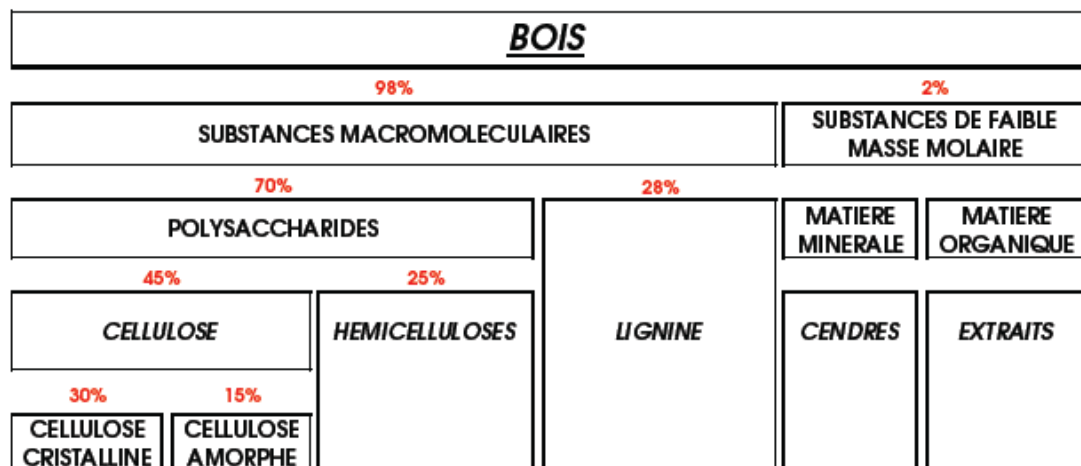


Figure 6 : Pourcentages approximatifs pour des bois des zones tempérées

I.3.1.1. Cellulose

La cellulose est le constituant de base des cellules végétales, ce qui en fait la substance naturelle la plus importante dans les organismes vivants : environ 40% du carbone organique. En ce qui concerne le bois, elle est un constituant uniforme de toutes les essences. C'est un polymère linéaire dont la masse molaire peut varier de $5 \cdot 10^4$ à $2,5 \cdot 10^6$ g.mol⁻¹.

La quantité de cellulose dans le 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 leurs groupements hydroxyles des carbones C1 et C4 du cycle pyranose et forment des unités de cellobiose (Figure 7). Il en

résulte une chaîne linéaire d'unités de cellobiose reliées par des liaisons glucosidiques formant le polymère de cellulose (Figure 8).

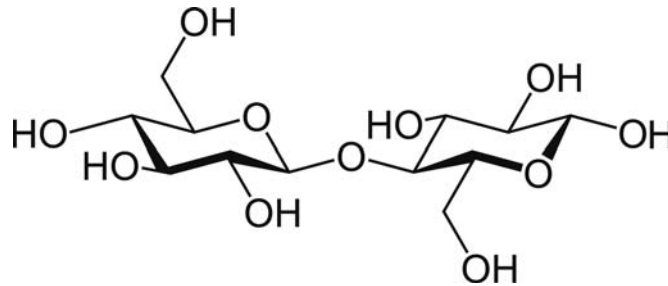


Figure 7 : Deux unités de β – D – glucopyranose formant une unité de cellobiose

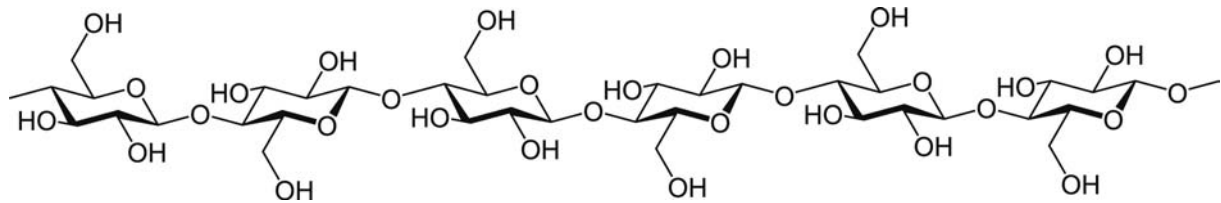


Figure 8 : Structure chimique partielle de la cellulose

La cellulose étant un polymère linéaire, on peut déterminer son degré de polymérisation :

$$DP = \frac{M_{w_cellulose}}{M_{w_unité\ glucose}} \quad \text{Equation (1)}$$

avec $M_{w_cellulose}$, la masse molaire de la cellulose et $M_{w_unité\ glucose}$, celle d'une unité glucose

A titre d'exemple, le degré de polymérisation est de 9400 pour le bouleau (*Betula papyfera*), de 15000 pour le coton, d'environ 9000 pour le chanvre, le lin et la ramie, et 8000 pour l'épicéa (Joly 2003; Haluk 1994).

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 (Figure 9). 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. A cause de sa grande cristallinité, le polymère de cellulose est relativement stable chimiquement et thermiquement.

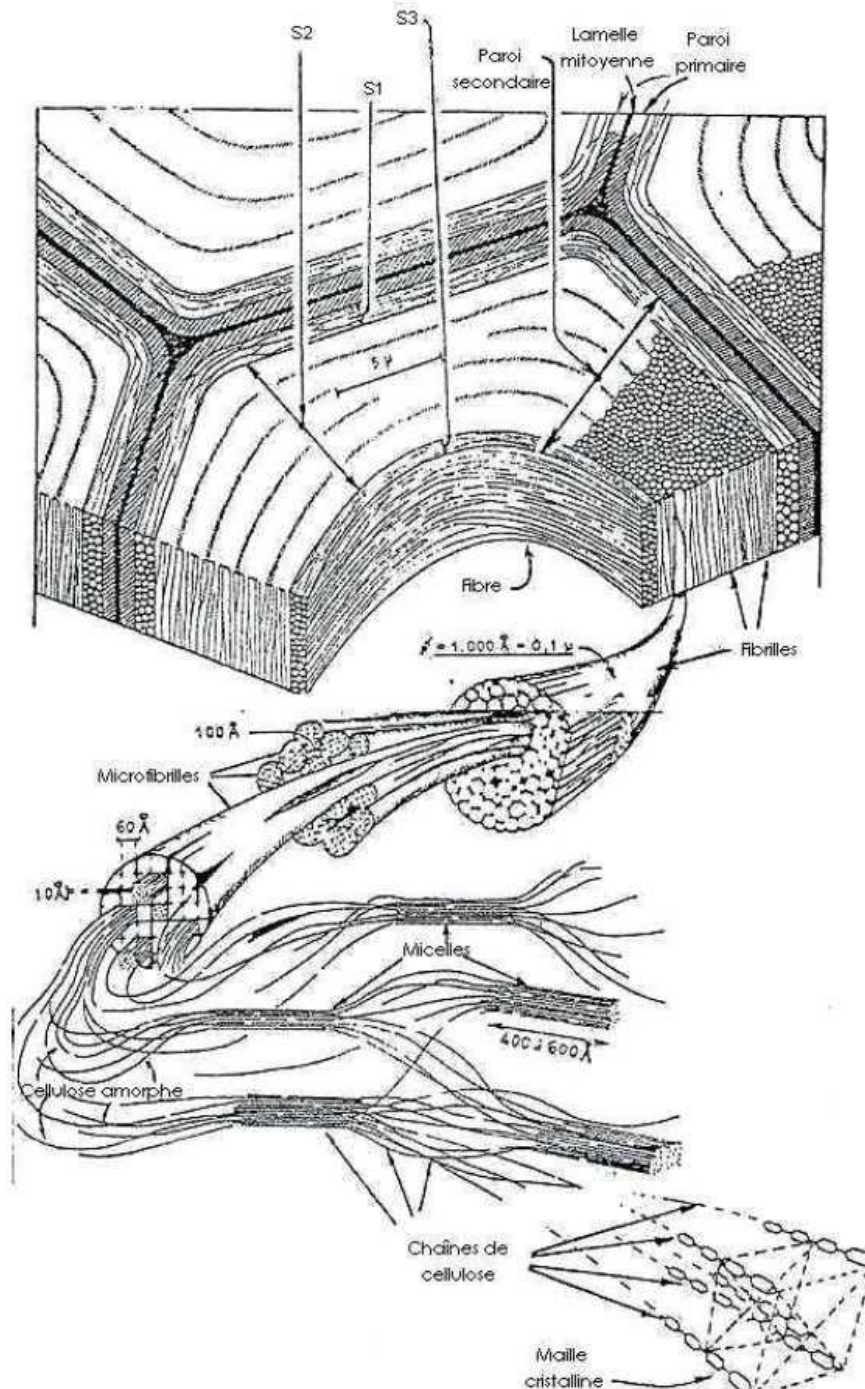


Figure 9 : Structure supramoléculaire de la cellulose (d'après les travaux de Frey-Wyssling)

I.3.1.2. 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 plus 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. La chaîne principale d'un polyose peut être soit un homopolymère (cas des xylanes, Figure 10) ou un hétéropolymère (cas des glucomannanes Figure 11). Il existe aussi d'autres types de structures d'oses ramifiés (glucanes, galactanes et pectines) en plus faibles quantités. A cause de leur nature généralement amorphe, les hémicelluloses contiennent la plus grande proportion de groupements hydroxyles accessibles de la paroi.

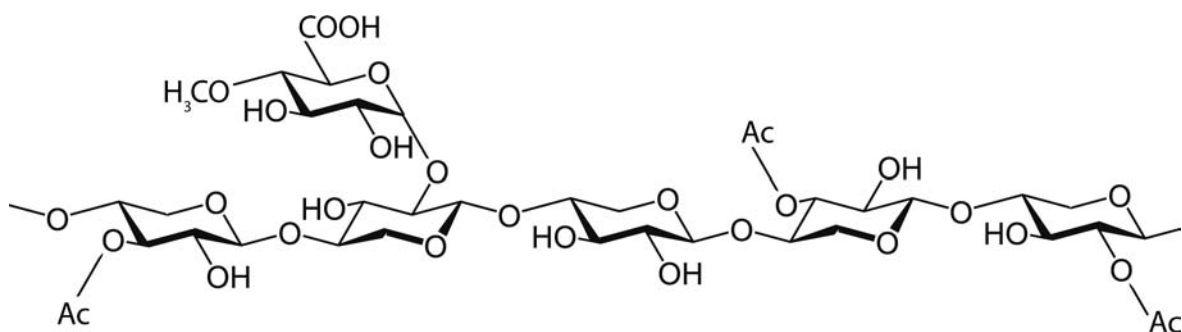


Figure 10 : Structure chimique partielle d'un xylane de feuillus (O-acetyl-4-O-methylglucoronoxylane)

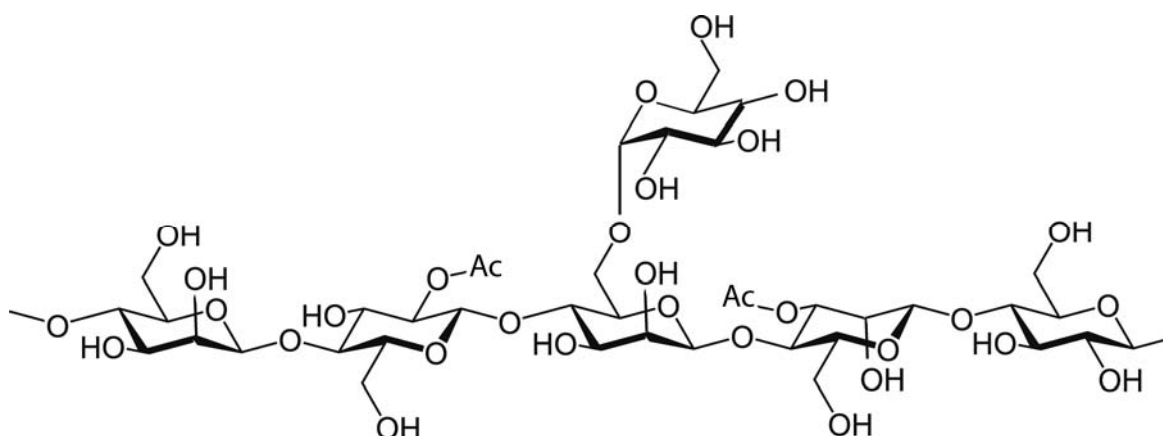


Figure 11 : Structure chimique partielle d'un mannane de résineux (O-acetyl-galactoglucomannane)

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 hydrogènes 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.

I.3.1.3. Lignine

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). La lignification de la paroi cellulaire provoque la diffusion d'unités de phénylpropane, les précurseurs de la lignine (Figure 12).

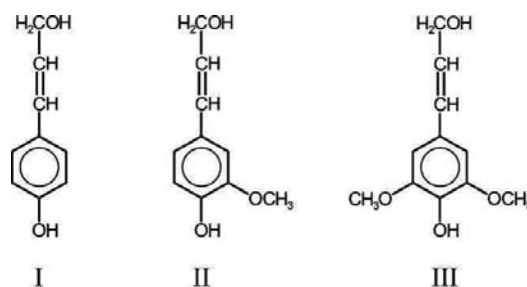


Figure 12 : Précurseur de la lignine: alcool p-coumarylique (I), alcool coniférylique (II), alcool sinapylique (III) (Fengel et Wegener 2003)

Leur polymérisation commence par une déshydrogénation enzymatique conduisant à la formation de radicaux phénoxyles (Figure 13).

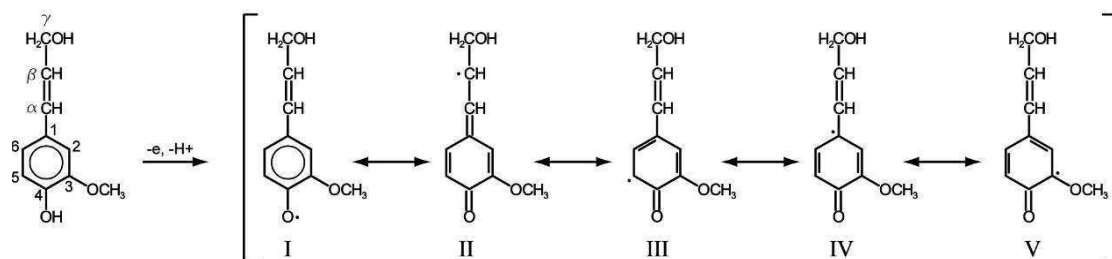


Figure 13 : Formation des radicaux phénoxyles à partir de l'alcool coniférylique par déshydrogénation enzymatique (Fengel et Wegener 2003)

Il se produit ensuite des couplages des formes I à IV formant ainsi un réseau tri-dimensionnel (Figure 14). 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 certaines liaisons est bien établie. Les liaisons aryl éther 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 hydroxyles et est donc beaucoup plus hydrophobe que la cellulose et les hémicelluloses. 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'unités guaiacyles que les lignines de feuillus.

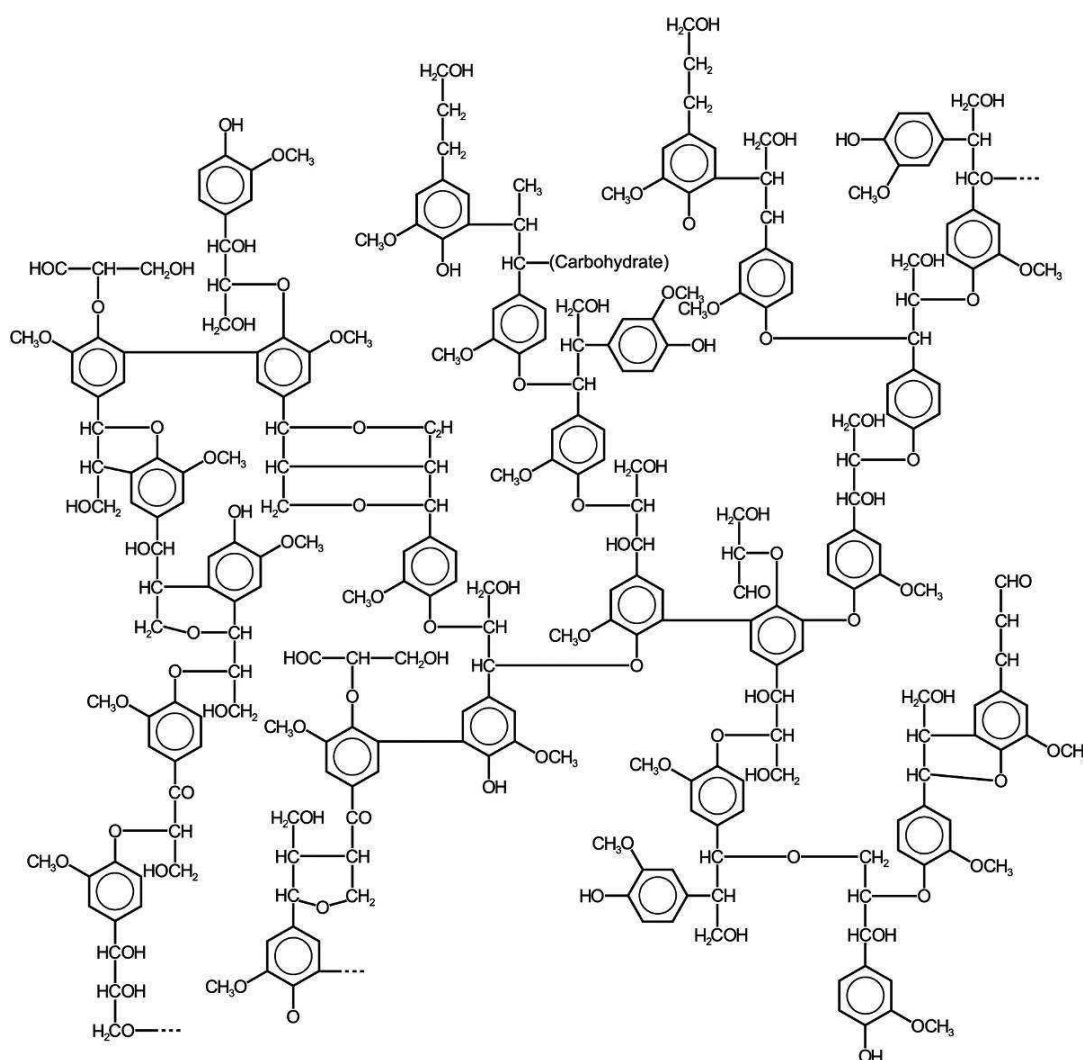


Figure 14 : Représentation de la structure moléculaire d'une lignine de résineux
(D'après Adler 1977)

I.3.1.4. Extractibles

Selon les essences, le bois peut contenir 0,5% à 20% en masse d'extractibles. Il s'agit d'espèces chimiques très diverses qui peuvent être extraites avec des solvants polaires et apolaires. On y trouve des composés insaturés, acides gras et glycérides. On y trouve aussi des terpènes, lignanes, 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 indésirées du bois. Cependant, de nombreux extraits sont également utilisés pour des applications médicales, en agro-alimentaire, pour des colorations, etc.

a. les terpènes et terpénoïdes

Les terpènes sont constitués d'unités isoprène (Figure 15). Ils peuvent être linéaires, ou cycliques. Ce sont des hydrocarbures purs. Les terpénoïdes sont substitués par des groupements fonctionnels.

Chez les résineux, on rencontre toutes classes de terpènes, alors que les feuillus présentent essentiellement des triterpènes.

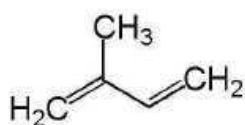


Figure 15 : Isoprène

b. les glycérides et les cires

Ce sont des esters d'acides gras, de glycérol (glycérides) et d'alcools à longue chaîne (cires). Leur teneur est d'environ 0,08 à 0,09% par rapport à la masse sèche chez *picea abies* et *pinus sylvestris* par exemple.

c. les constituants phénoliques

- les phénols simples comportent par exemple la vanilline, le parahydroxybenzaldéhyde ou le guaiacylglycérol.
- les lignanes sont formés de deux unités phénylpropane.
- les stilbènes sont probablement responsables de la coloration du bois à la lumière et posent des difficultés lors de la fabrication de la pâte à papier en milieu acide.

- les flavonoïdes peuvent atteindre de forts pourcentages dans le duramen de certaines essences. (Figure 16)

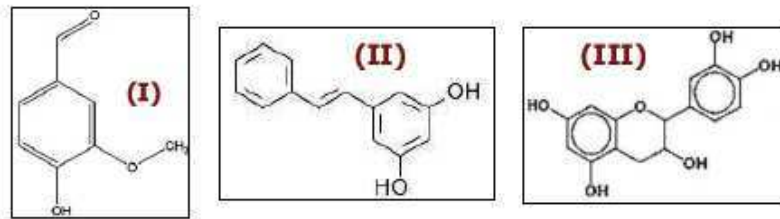


Figure 16 : Structure chimique de la vanilline (I), de la pinosylvine, dérivé stilbène (II) et de la catéchine, flavonoïde (III)

d. les tanins

Ce sont des constituants phénoliques qui se combinent aux protéines pour former des complexes solubles ou insolubles.

- les tanins hydrolysables sont des esters d'acide gallique, digallique et de monosaccharides. (Figure 17)

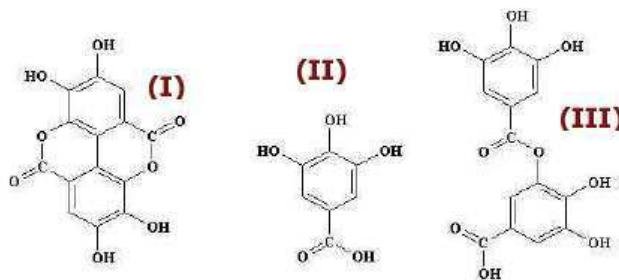


Figure 17 : Structure chimique des acides ellagique (I), gallique (II) et digallique (III)

- les tanins condensés sont des oligomères de flavanes 3-ols et 3,4 diols. (Figure 18)

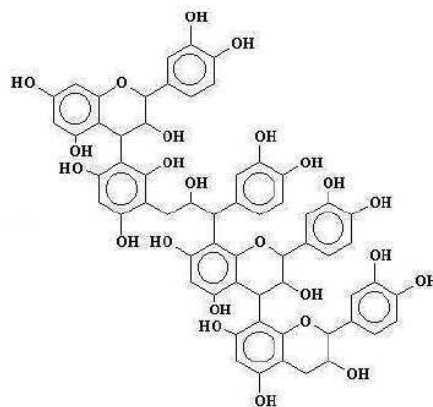


Figure 18 : Structure d'un tanin condensé

1.3.2. Réactivité des constituants du bois

Nous nous limiterons à la description de celle des hémicelluloses qui, comme nous l'avons vu précédemment réagissent assez facilement et sont thermiquement moins stables que la cellulose et la lignine.

Les hémicelluloses contiennent de nombreux groupements carboxyles qui font du bois un matériau plutôt acide. Les composants susceptibles d'être hydrolysés participent donc eux-mêmes à l'acidification du milieu attirant aussi l'eau grâce à leurs groupements hydroxyles. La température et la teneur en eau peuvent fortement changer les caractéristiques du milieu réactionnel.

- L'hydrolyse des liaisons glucosidiques

L'hydrolyse acide est une réaction typique des polysaccharides. Elle présente trois étapes successives définies par Fengel et Wegener (2003). Le mécanisme de droite présenté sur la figure 19 est le plus probable. L'hydrolyse ne peut avoir lieu qu'en présence d'eau et sous catalyse acide.

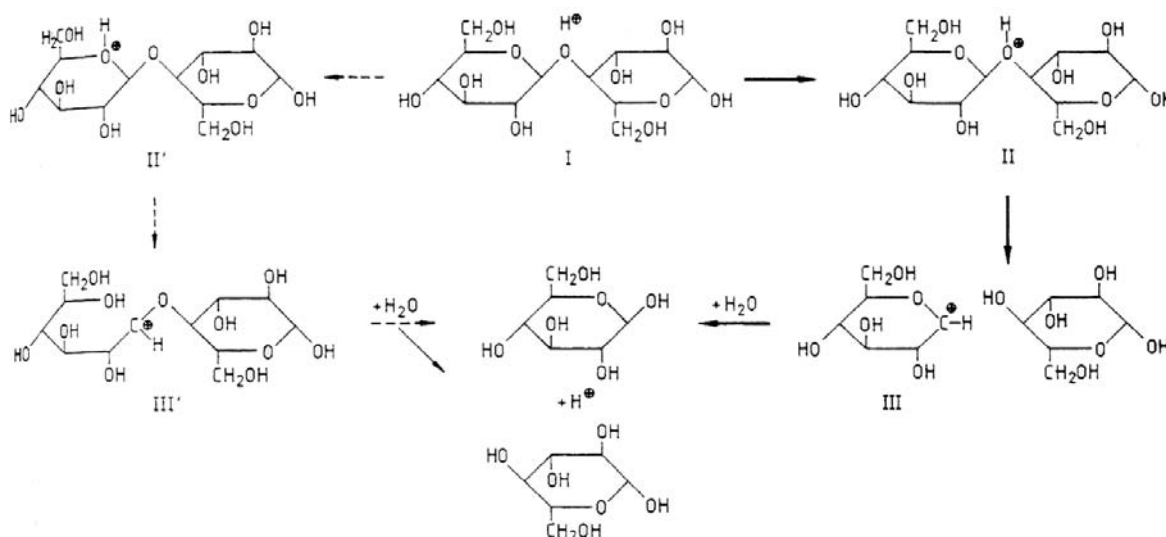


Figure 19 : Mécanisme réactionnel de l'hydrolyse des polysaccharides (Fengel et Wegener 2003)

- Les réactions de déshydratation et de condensation

Bien que les produits directs de l'hydrolyse soient relativement stables en conditions acides, ils peuvent subir d'autres réactions comme une déshydratation, une condensation ou une fragmentation. Ces réactions génèrent divers produits notamment du furfural (Figure 20).

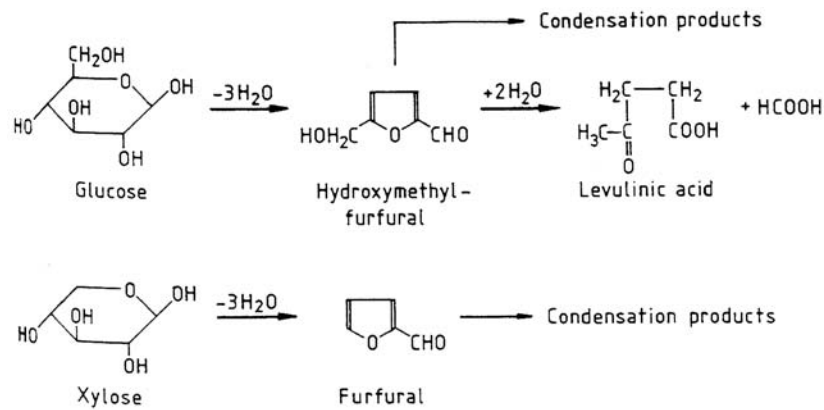


Figure 20 : Formation du furfural, de l'hydrométhylfurfural, d'acides lévuliniques et formiques à partir de monosaccharides en milieu acide (Fengel et Wegener 2003)

I.4. Propriétés physiques du bois

I.4.1. Densité

La masse volumique appelée abusivement densité est le quotient de la masse du matériau rapportée au volume. La densité apparente ρ_u du bois correspond au quotient de la masse d'un corps en bois m_u (avec une teneur en eau u) sur le volume externe v_u , i.e. le volume de la pièce incluant celui des cavités. Elle dépend donc du taux d'humidité.

$$\rho_u = \frac{M_u}{V_u} \left[g / cm^3 \right] \quad \text{Equation (2)}$$

La variation de la masse est une conséquence de l'adsorption de l'eau sur les parois cellulaires du bois. L'absorption ou le dégagement d'eau provoquent des changements de volume en raison des phénomènes de gonflement ou de retrait. La spécification exacte de la densité du bois nécessite de considérer des masses et volumes de matériau indépendants de l'humidité.

L'établissement du quotient de la masse (m_0) sur le volume (V_0) d'une pièce de bois sec mène à la densité ρ_0 (séchage au four). Comme cette densité est indépendante de l'humidité, sa valeur est prise comme référence.

$$\rho_0 = \frac{M_0}{V_0} \left[g / cm^3 \right] \quad \text{Equation (3)}$$

Knigge et Schulz (1966) ont étudié diverses essences de bois et répertorié les valeurs de densité ρ_0 correspondantes. Le tableau 2 fournit leurs résultats pour le sapin et le hêtre. Les limites supérieures et inférieures mettent en évidence une large variation de ρ_0 .

Species	ρ_0 [g/cm ³]	$\rho_{0,\min}$ [g/cm ³]	$\rho_{0,\max}$ [g/cm ³]
Beech (Fagus sylvatica)	0.66	0.54	0.84
Spruce (Picea abies)	0.42	0.28	0.61

Tableau 2: densité ρ_0 pour le sapin et le hêtre (selon KNIGGE et SCHULZ, 1966)

Un diagramme montrant la corrélation entre la densité et la teneur en eau selon Kollmann (1934) est présenté sur la figure 21.

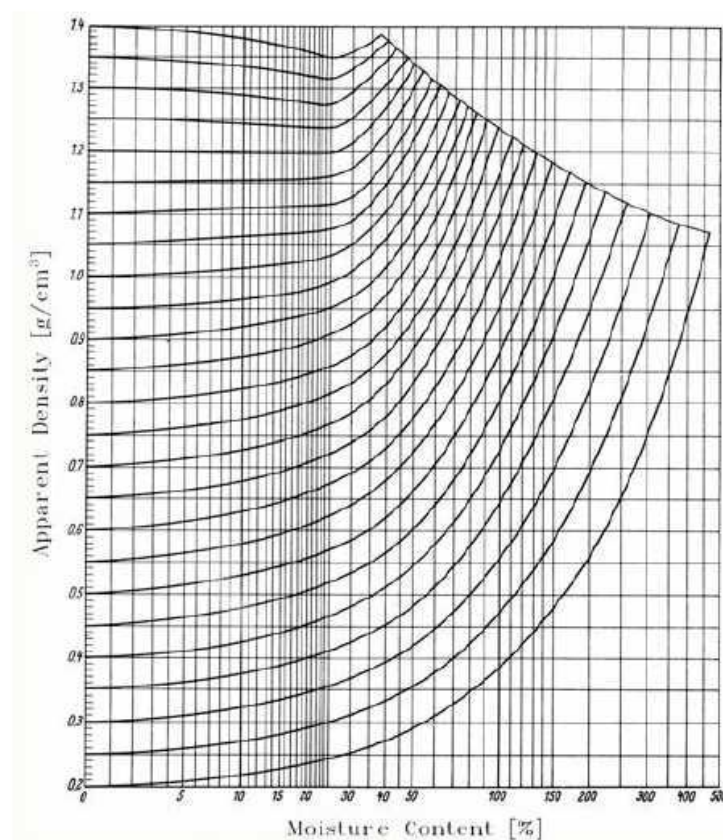


Figure 21: Diagramme densité apparente - taux d'humidité (selon KOLLMANN, 1934)

I.4.2. Conductivité thermique du bois

La loi de Fourier décrit le flux de chaleur à l'état stationnaire dans les corps solides. Un système échange de la chaleur avec son environnement s'il y a une différence de température entre les deux. Le transfert de chaleur a lieu dans la direction des plus basses températures. Trois processus différents transmettent la chaleur : conduction, convection et rayonnement.

La conduction correspond à un transfert de chaleur entre deux corps adjacents qui sont à des températures différentes. Le transfert de chaleur des fluides ou des gaz qui s'écoulent s'appelle la convection. L'énergie calorifique est transportée de ce fait par les particules en mouvement. L'échange par rayonnement se produit entre les surfaces à des températures différentes. Un milieu de transport n'est pas nécessaire. L'énergie calorifique est échangée par des photons. La représentation à une dimension du flux de chaleur par conduction dans les corps solides entre deux limites à des températures différentes est donnée dans Eq. 4.

$$\dot{Q} = -k \cdot A \cdot \frac{dT}{dx} \quad [\text{J/m}^2 \cdot \text{s}] \quad \text{Equation (4)}$$

$\dot{Q}$ représente le flux de chaleur à travers une aire de section définie A , mesuré en watts, k correspond à la conductivité thermique et T , à la température. k est une propriété du matériau déterminée expérimentalement et donnée en $[\text{W/m} \cdot \text{K}]$.

La conductivité thermique du bois dépend fortement de la direction du flux de chaleur en fonction de la direction des fibres et des propriétés du matériau. Dans la direction des fibres, elle est environ deux fois plus élevée que celle dans le sens perpendiculaire aux fibres (Grønli, 1996 ; Siau, 1984 ; Niemz, 1993). Ce comportement est du à la structure des fibres. Dans la direction axiale des cellules, l'énergie calorifique peut traverser les parois cellulaires presque directement parce qu'elles se joignent linéairement ce qui n'est pas le cas dans la direction perpendiculaire pour laquelle la distance le long des parois est allongée (position décalée des cellules). En outre, les valeurs de conductivité thermique de la cellulose pure diffèrent selon la direction des fibres. La chaleur s'écoule mieux dans l'axe de la fibre que perpendiculairement. Cet effet n'aura pas une influence forte pour le soudage du bois, du fait que la fibre est orientée orthogonalement à l'interface et donc que la conduction procède toujours perpendiculairement aux fibres.

Une augmentation de la densité apparente mène aussi à une augmentation de la conductivité (Kollmann, Malmquist, 1956), car la conductivité de la paroi cellulaire est plus élevée que celle des cavités. Du fait de l'influence de l'humidité, on note également une élévation de la conductivité avec un accroissement de la teneur en eau (Kollmann, Malmquist, 1956). L'eau transmet mieux la chaleur que l'air dont elle prend la place ; ainsi l'écoulement de la chaleur est amélioré.

La dépendance de la conductivité thermique en fonction de la densité est montrée sur la figure 22.

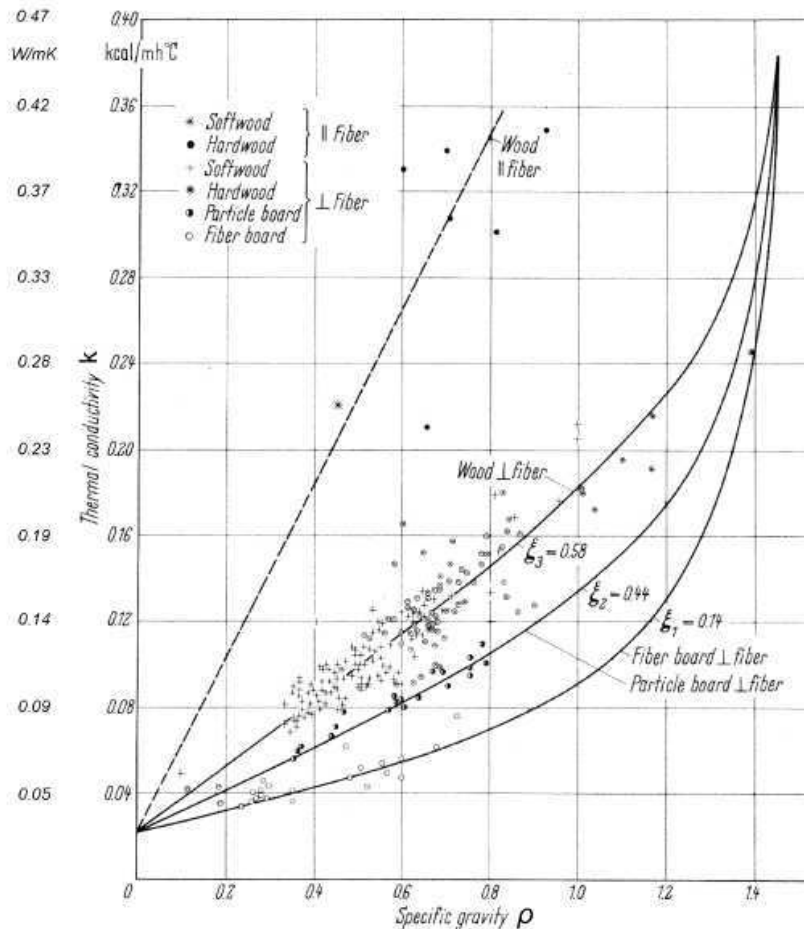


Figure 22: Dépendance de la conductivité thermique du bois et de produits dérivés en fonction de la densité (KOLLMANN, CÔTÉ, 1984)

La température du bois a également une influence sur la conductivité (Niemz, 1993). En mesurant la conductivité à 20°C et à 100°C Suleiman et al (1999) ont déterminé une augmentation de 24% du flux de chaleur perpendiculaire à la direction des fibres. Ils ont attribué ce résultat à une augmentation de la proportion de rayonnement thermique dans les cavités et à un changement de la conductivité des parois cellulaires.

I.4.3. Chaleur spécifique du bois

La capacité calorifique ou chaleur spécifique c d'une substance est la quantité d'énergie qui est nécessaire pour élever la température d'un gramme de cette substance d'un degré *Celsius*. En rapportant la quantité d'énergie calorifique Q au volume V , et le temps de chauffage t , la corrélation suivante est établie :

$$Q = \rho \cdot V \cdot c \cdot \frac{dT}{dt} \text{ [J]} \quad \text{Equation (5)}$$

Où ρ est la densité apparente.

Selon Niemz (1993), l'influence de la densité apparente du bois sur la capacité de chaleur du bois sec peut être négligée contrairement à celle de la teneur en eau et de la température. La chaleur spécifique de l'eau est environ trois fois plus élevée que celle du bois sec. Un apport d'eau dans les cellules mène ainsi à une augmentation de la capacité de chaleur du bois (Figure 23).

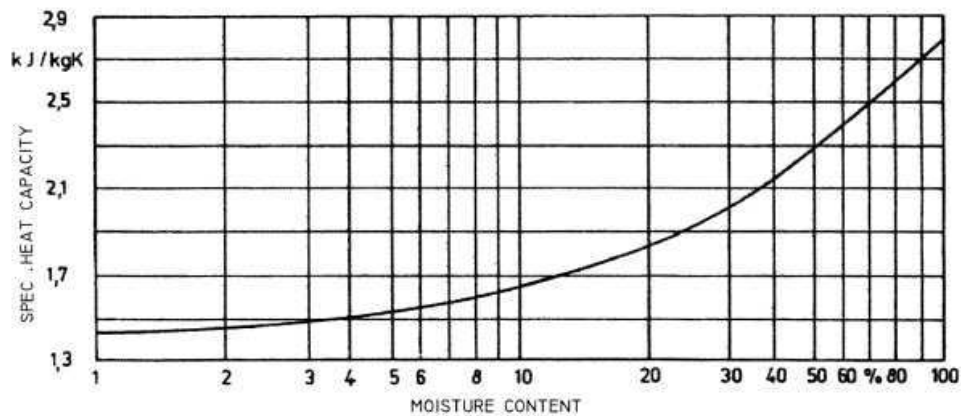


Figure 23: Chaleur spécifique du bois en fonction de la teneur en eau (KOLLMANN, 1951)

La capacité calorifique dépend également de la température du bois et augmente avec son élévation. Pour des matériaux complexes comme le bois, la chaleur spécifique peut être calculée comme la somme pondérée des chaleurs spécifiques des constituants individuels (Lindner, 1993).

$$C = \sum_{i=1}^n c_i \cdot m_i \text{ [kJ/(kg·K)]} \quad \text{Equation (6)}$$

La relation entre la température (t) et la chaleur spécifique peut être décrite par des lois polynômiales selon Cerbe et Hoffmann (2002). La littérature concernant la pyrolyse inclut des données détaillées au sujet des capacités de chaleur du bois et de ses produits de dégradation (Tableau 3).

Material	Heat capacity [kJ /(kg.K)]	Cite
Spruce (u=0)	$C_{SD} = 1.50 + 1.0 \cdot 10^{-3} \cdot T$	GRØNLI (1996)
Water	$C_b = 4.182 (20^\circ\text{C})$	LINDNER (1993)
Air	$C_A = 0.95 + 0,188 \cdot 10^{-3} \cdot T$	GRØNLI (1996)
Vapour	$C_V = 1.670 + 6.40 \cdot 10^{-4} \cdot T$	GRØNLI (1996), RAZNJEVIC (1976)

Tableau 3: Capacités de chaleur de bois (pour une gamme de températures entre 350 et 500K), de l'eau et de la vapeur en fonction de la température (excepté l'eau).

I.4.4. L'eau dans le bois

Les groupements hydroxyles des constituants chimiques du bois sont susceptibles de se lier entre eux, mais aussi avec l'eau, ce qui fait du bois un matériau hydrophile. Cela entraîne de nombreuses conséquences, tant au niveau de sa transformation que de sa mise en œuvre.

L'humidité du bois est exprimée en pourcentage. Elle correspond au rapport de la masse d'eau sur la masse de bois anhydre :

$$H = \frac{(M_h - M_0)}{M_0} \times 100 \quad \text{Equation (7)}$$

Avec : M_h la masse de bois humide

M_0 la masse de bois anhydre

L'eau contenue dans les vides cellulaires est libre. Son évacuation ne provoque pas de retrait. En revanche, l'eau contenue dans les parois cellulaires est liée. Elle n'est évacuée qu'une fois l'eau libre évaporée : c'est le point de saturation des fibres, correspondant à une humidité d'environ 30% pour toutes les essences. L'élimination de l'eau liée peut entraîner des retraits ou des déformations. Dans les molécules constitutives du bois se trouve de l'eau sous une troisième forme : c'est l'eau de constitution qui fait partie intégrante de la structure chimique. Elle ne peut être libérée que par réaction chimique, pyrolyse ou combustion. (Figure 24)

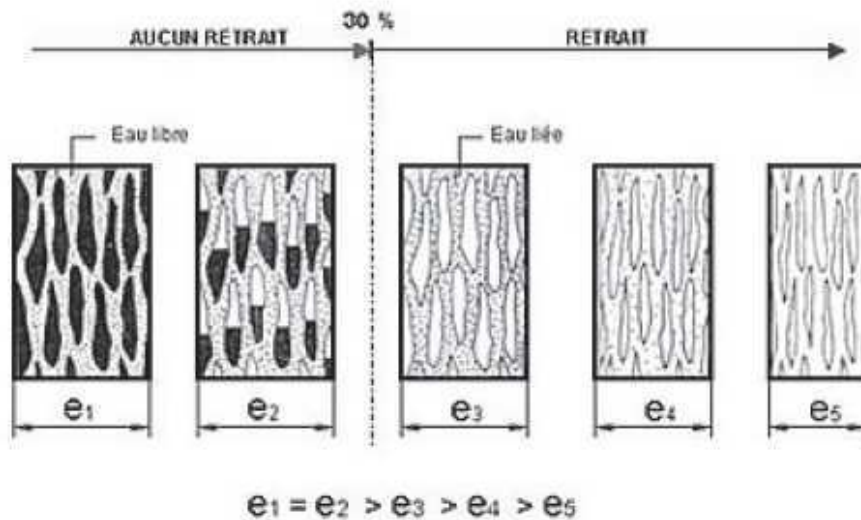


Figure 24 : Illustration du séchage d'une pièce de bois en coupe transversale

Les phénomènes de retrait/gonflement du bois qui n'existent qu'entre l'état anhydre et le point de saturation des fibres, sont très fortement anisotropes. Négligeables dans le sens axial, ils sont maximaux dans le sens tangentiel, environ 1,5 à 2 fois plus élevés que dans le sens radial. Ceci explique les déformations possibles des bois mis en œuvre, qui dépendent du type de débit (Figure 25) :

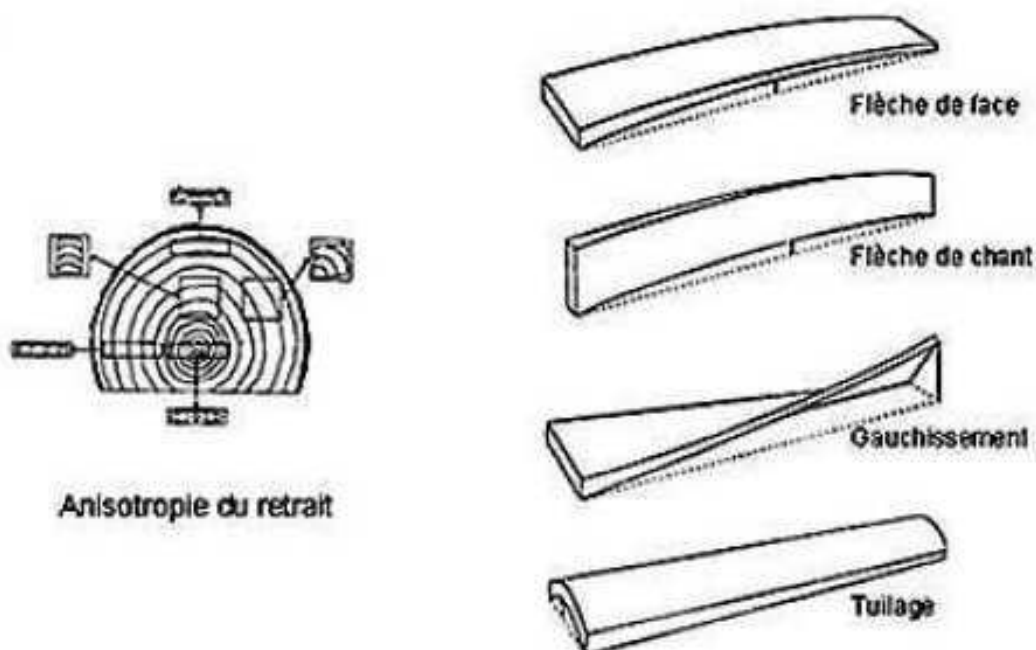


Figure 25 : Quelques exemples de défauts de séchage en fonction du débit de l'avivé

En plus des défauts physiques que l'exposition à l'eau peut entraîner, l'humidité du bois joue un rôle prépondérant lors d'une exposition aux attaques fongiques. En effet, le développement des champignons n'est possible que lorsque l'humidité du bois est supérieure à 20% (Simpson 1999).

I.5. Le comportement thermique du bois

Sous l'influence de l'énergie thermique, le bois et ses constituants se décomposent. La décomposition dépend de la stabilité thermique des principaux composants du bois, cellulose, polyoses et lignine. En raison de la pression exercée pendant le procédé entier de soudage, les processus de dégradation thermique ayant lieu sont susceptibles de se produire dans des conditions relativement anaérobies. Par conséquent, les réactions sont la plupart du temps comparées à la pyrolyse du bois et aux processus à faible teneur en oxygène.

La décomposition thermique et la dégradation du bois et de ses composés particuliers est un système de processus très complexes. Ils dépendent en grande partie de la gamme de température, de la vitesse de chauffage, de la dimension des échantillons, des conditions atmosphériques, de l'essence de bois, du taux d'humidité, etc. Les composés du bois réagissent très différemment suivant qu'ils sont pris de façon isolée ou englobés dans la matrice bois.

I.5.1. Réactions thermiquement influencées

La pyrolyse est le changement chimique du bois ou d'autres matériaux combustibles suite à l'application d'une forte chaleur en absence d'oxygène. Pendant la pyrolyse, les macromolécules du bois se décomposent en plus petites unités. Les produits de la pyrolyse sont des gaz, des huiles, goudrons et charbons de bois. Le processus est très utilisé pour la fabrication du charbon de bois.

En raison de la composition du matériau et de la complexité des procédés thermiques qui se produisent, la détermination de la composition des produits de dégradation est très difficile. Une analyse détaillée de ces différents processus et réactions n'a pas encore été menée à son terme. Le processus met en jeu un système complexe de réactions qui s'imbriquent les unes dans les autres.

Les réactions de décomposition sont influencées par les conditions ambiantes particulières et dépendent donc de nombreux facteurs. Les plus grandes influences sont exercées par la

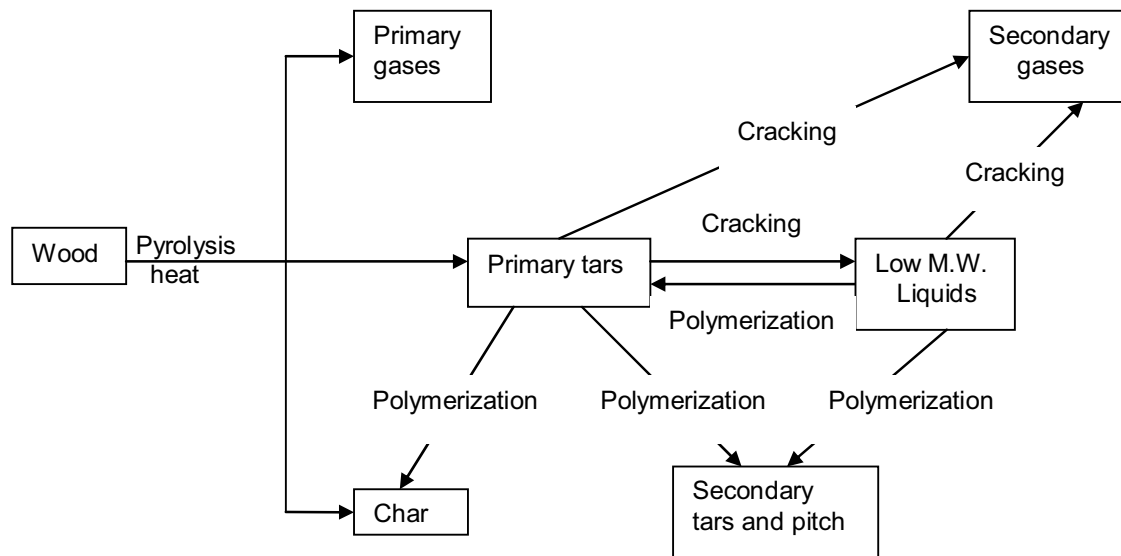
température et la vitesse de chauffe au cours de la pyrolyse, la pression de gaz, la durée de séjour des produits de dégradation dans la zone de traitement et la taille des échantillons.

Si l'on considère le tableau 4 qui montre le pourcentage en masse des produits de dégradation, charbon, goudron et gaz, on s'aperçoit que la composition varie en fonction des conditions de traitement (Grønli et Melaaen 2000).

Conditions	Char yield [%]	Tar yield [%]	Gas yield [%]
5 min heating (80 kW/m ²)	26.2	38.0	35.8
10 min heating (80 kW/m ²)	28.7	31.3	40.0
10 min heating (130 kW/m ²)	27.0	27.9	45.1

Tableau 4: Pourcentage massique des produits de réaction de pyrolyse en fonction des conditions de traitement selon GRØNLI et MELAAEN (2000)

Les températures relativement basses entre 200°C et 400°C et les temps de réaction prolongés favorisent la production du charbon de bois. Entre 400°C et 600°C, la production de goudron est privilégiée (Hon, Shiraishi, 1991). Des composés volatils sont produits dès le commencement de la dégradation thermique et jusqu'à des températures supérieures à 600°C. La figure 26 présente une illustration schématique d'un modèle de réaction de la pyrolyse du bois.



Vapor residence time increasing →

Heating rate increasing →

Temperature decreasing →

Pressure increasing →

Figure 26: Effets des conditions de traitement sur les produits obtenus par pyrolyse de bois (selon HON, SHIRAISHI, 1991)

Les composés du bois sont transformés en leurs produits de réaction par craquage et repolymerisation. Les proportions massiques des produits les plus à droite du schéma augmentent avec le changement des conditions de traitement mentionnées au-dessous. Pour Ahuja et al (1996), les réactions secondaires des gaz et de la matière solide jouent un rôle important pendant la formation des produits de réaction. Ils observent que la formation du charbon résulte d'une repolymerisation avec les composés volatils. Les gaz produits pendant la pyrolyse sont principalement : CO_2 , CO , H_2 , CH_4 et une multitude d'hydrocarbures volatils comme les anhydropyranoses et furanoses, l'hydroxyacétaldéhyde, l'acide acétique, le 3 - hydroxypropanol, l'hydroxypropanone, le 5 hydroxyméthyl-2-furaldéhyde, etc. (Meier, Faix, 1999). Presque tous les produits volatils de dégradation des lignines ont des groupements phénoliques OH. Le nombre de composés volatils majeurs est d'environ 120 (Meier, Faix, 1999). La fraction liquide des produits de pyrolyse est un mélange d'eau et de nombreux composés organiques. Ce goudron se compose de substances phénoliques et d'acides organiques, d'aldéhydes, de cétones et d'alcools. Nuopponen et al (2004) ont

observé la formation de nouvelles structures carbonyles pour le bois solide et ses extraits après chauffage à la vapeur à 240°C.

I.5.2. Dégradation thermique du bois

I.5.2.1. Aspects physiques

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. 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 débuter dès 100°C (Fengel et Wegener 2003).

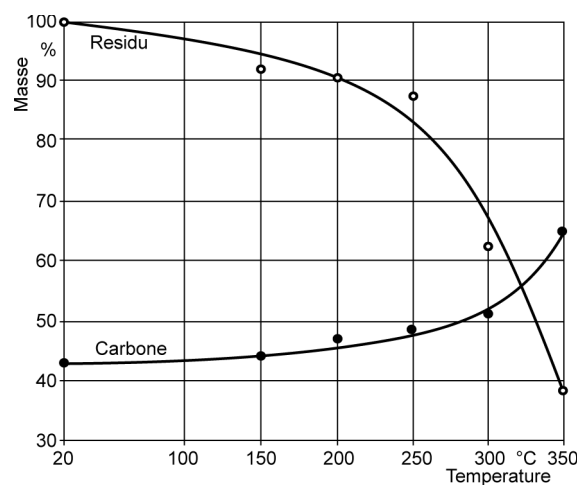


Figure 27 : Perte de masse et teneur en carbone de *Fagus sylvatica* après un traitement thermique progressant de 5°C par minute (selon Košík et al. 1969).

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 27 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 à 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 quant à elle 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 28).

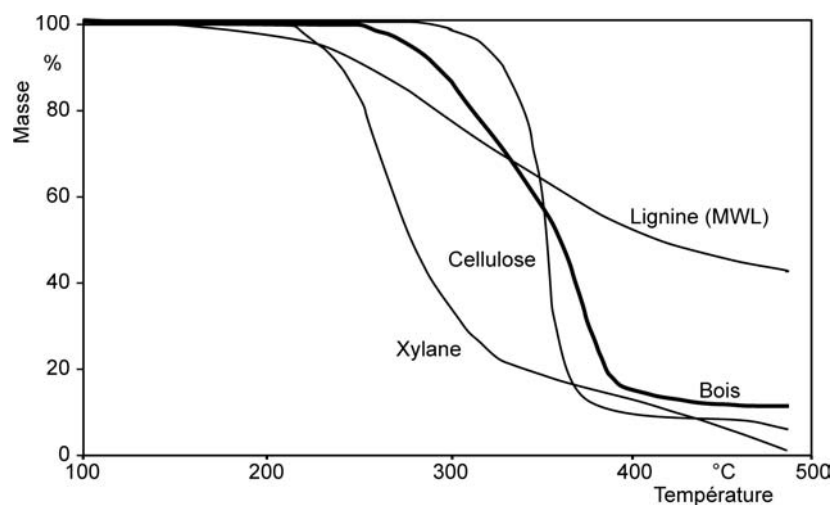


Figure 28 : Diagramme thermogravimétrique de *Populus sp.* et de ses principaux composants isolés (Shafizadeh et DeGroot 1976).

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 29). Généralement on trouve un premier pic endothermique dont le maximum se situe aux alentours de 120-150°C et 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 sont attribuables à la dégradation des composants du bois. L'oxydation des composants du bois semble influencer 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.

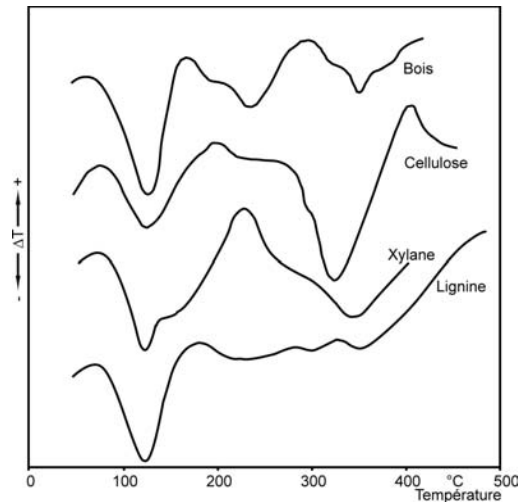


Figure 29 : Analyse thermique différentielle de *Fagus sylvatica* et de ses principaux composants (Košík et al. 1968).

Température de transition vitreuse des composants du bois

Le comportement normal du bois est élastique, ce qui signifie qu'il reprend sa forme initiale après application d'une contrainte modérée. Pour que la déformation soit permanente, il faut appliquer la contrainte dans le domaine plastique du bois.

La figure 30 représente l'évolution du module d'élasticité du bois en fonction de la température. On peut y distinguer quatre zones principales : la zone vitreuse dans laquelle le bois présente un comportement de solide élastique, la zone viscoélastique, la zone caoutchoutique et la zone d'écoulement.

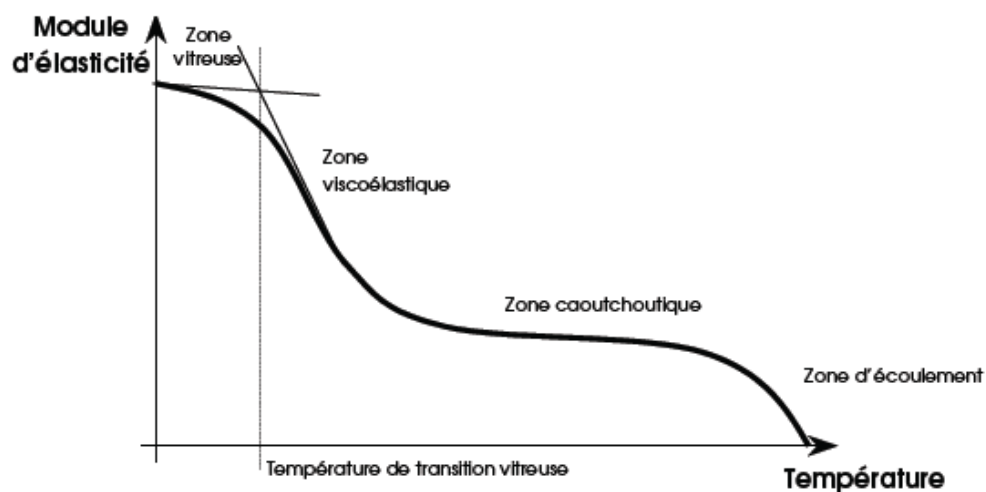


Figure 30: Evolution du module élasticité du bois avec la température

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. La présence d'eau permet donc d'obtenir un état caoutchouteux sans dégrader les composants. La figure 31 montre les températures de transition vitreuse des éléments du bois isolés en fonction de la teneur en eau (a) et celles de la matrice hémicelluloses-lignine en fonction de l'humidité ambiante (b).

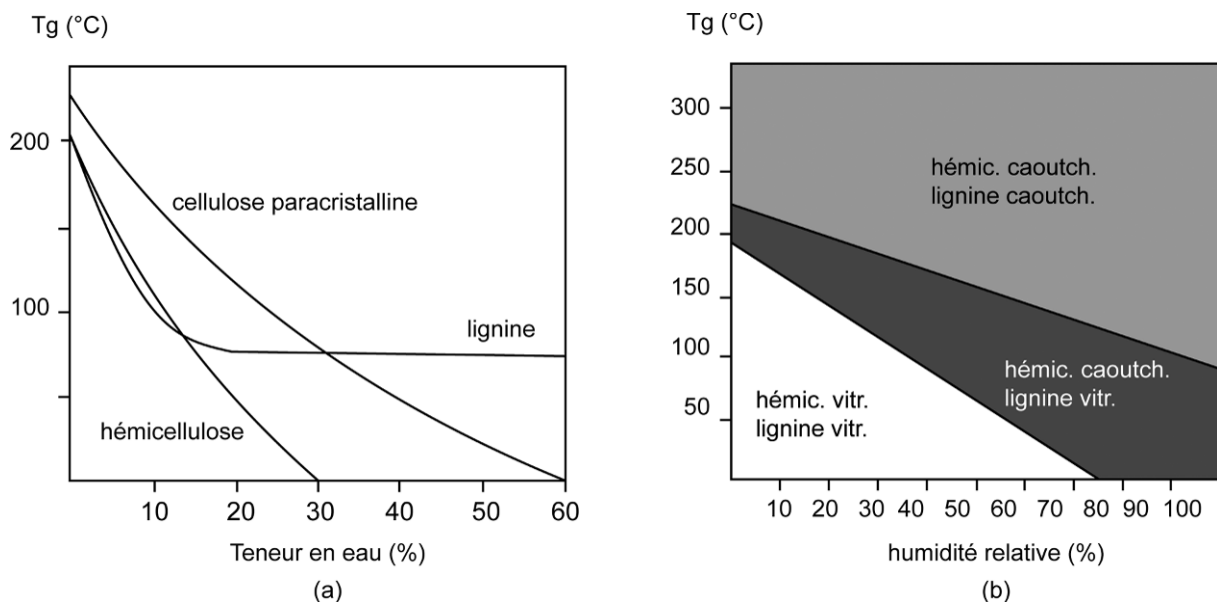


Figure 31 : Température de transition vitreuse: (a) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau, (b) de la matrice hémicelluloses-lignine native en fonction de l'humidité relative de l'air (Selon Salmén 1982).

I.5.2.2. Aspects chimiques

- **Hémicelluloses**

Lorsque le bois subit l'influence de la température, les éléments les plus fragiles qui se dégradent en premier à environ 100°C sont les hémicelluloses. Cette dégradation provoque la production d'acide acétique, de méthanol et d'autres composés volatils hétéroclites. Leur craquage forme des polymères de furfural de faible hygroscopie. La quantité des hémicelluloses du bois diminue 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'hémicelluloses se dépolymérisent en oligosaccharides et monosaccharides qui, déshydratés, forment du furfural et de l'hydroxyméthylfurfural (Figure 32). Les pentosanes (en plus grande quantité chez les feuillus) sont plus susceptibles de se dégrader thermiquement que les hexosanes, du fait de leur plus grande quantité de groupements acétyles.

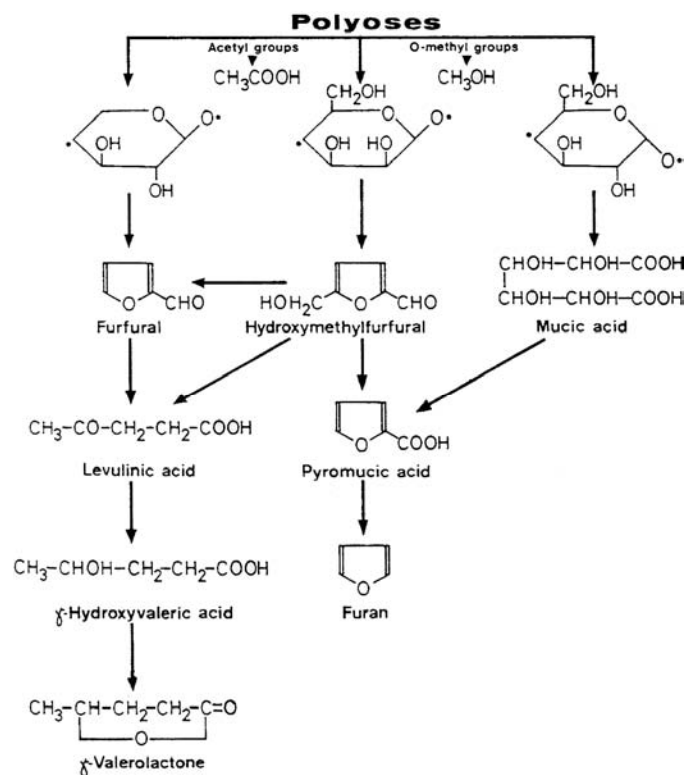
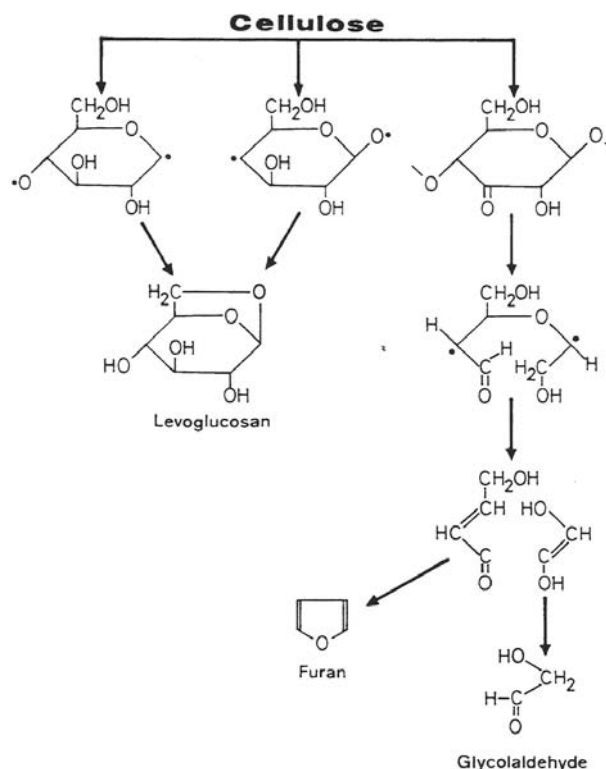


Figure 32 : Etapes probables de la dégradation thermique des hémicelluloses (Fengel et Wegener 2003)

- **Cellulose**

La cellulose est le composé le plus stable du bois vis-à-vis d'un traitement thermique grâce à sa grande cristallinité. Sa dégradation se produit pour des températures plus élevées que les hémicelluloses. Les régions amorphes de la cellulose sont plus sensibles à la dégradation thermique et ont un comportement similaire à celui des hémicelluloses. La cellulose cristalline se dégrade véritablement vers 300-340°C (Kim *et al.* 2001), bien que de légers changements soient perceptibles dès 200°C. Le taux de dégradation diminue si la quantité

d'eau est plus élevée. En effet, l'eau favorise l'accessibilité aux parties amorphes de la cellulose (Fengel et Wegener 2003). L'augmentation de la température provoque la rupture des chaînes de celluloses, produisant des oligosaccharides, engendrant ainsi une baisse du degré de polymérisation et de cristallinité de la cellulose. Cette augmentation des oligosaccharides explique l'observation d'une augmentation de la teneur en hémicelluloses pour certaines mesures de dégradation thermique du bois à de telles températures (Fengel et Wegener 2003). Le chauffage en présence d'air de la cellulose engendre la production de groupements carbonyles, carboxyles et de groupement hydroperoxydes très instables issus de l'oxydation des groupements hydroxyles de la cellulose. Si le traitement thermique est prolongé, la quantité de groupements carbonyles formés augmente. Les produits dérivés de la cellulose ayant subi un traitement thermique sont le lévoglucosane, le furane et les dérivés du furane (Figure 33).



**Figure 33 : Etapes probables de la dégradation thermique de la cellulose
(Fengel et Wegener 2003)**

La quantité de lévoglucosane, faible à 250°C, augmente fortement à partir de 300°C. Il semblerait que la partie amorphe de la cellulose puisse ralentir la formation de lévoglucosane (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 34). 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.

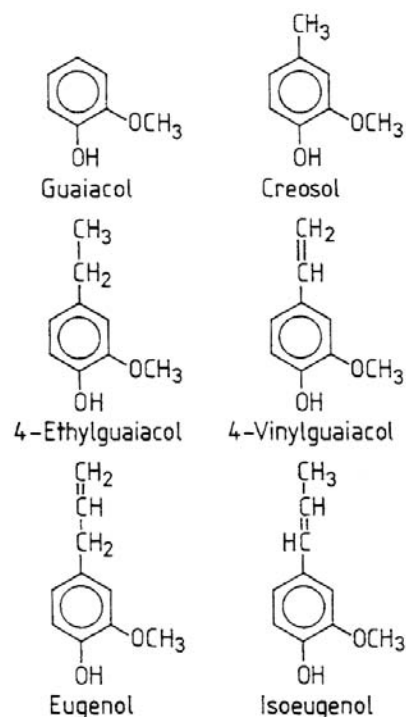


Figure 34 : Produits issus de la dégradation thermique de la lignine (Fengel et Wegener 2003).

D'autres réactions largement exothermiques ont été observées pour des températures plus élevées. Les réactions de dégradation significatives commencent pour 280°C. Pour des températures comprises entre 220°C et 335°C, il se produirait un clivage des liaisons éther 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). Cette augmentation est 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.

II. Assemblage 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). 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'adhésifs est celui du panneau à base de bois. Une autre utilisation importante est celle de la construction bois dans les collages de lamellés-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. Alors que la chimie des adhésifs est bien connue, 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. La résistance d'un adhésif est définie mécaniquement comme la force nécessaire pour séparer les substances collées ensemble. Elle dépend notamment des liaisons chimiques qui se développent dans l'adhésif, le bois et à 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.

II.1. Théories 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 qui est une extension de la précédente, la théorie de la diffusion et la théorie électrostatique.

- *Théorie mécanique*

Elle implique un ancrage de l'adhésif solidifié dans les porosités et irrégularités du substrat concerné. Cette théorie est significative pour le bois d'autant plus qu'elle peut s'appliquer de l'échelle macroscopique à l'échelle atomique. L'interface prend donc dans ce cas la nature d'un composite.

- *Théorie de l'adsorption*

Elle fait intervenir les forces secondaires (ou de Van der Waals) entre l'adhésif et le substrat, ces forces étant impliquées dans tous les joints collés. Bien qu'elles soient faibles, elles confèrent une résistance considérable au joint si elles se développent en grand nombre. Il faut pour cela que le contact entre les deux matériaux soit le plus intime possible. Pour s'en assurer, on choisit souvent de développer un adhésif sous forme liquide et qui mouille parfaitement la surface. On notera toutefois que les interactions de type Van der Waals sont sensibles, particulièrement à l'eau. Les interactions acide-bases et les liaisons hydrogène jouent aussi un rôle important dans la théorie de l'adsorption.

- *Théorie chimique*

Selon cette théorie, des liaisons chimiques primaires sont impliquées et apportent une autre contribution à la résistance du joint. Il s'agit de liaisons covalentes mais aussi de liaisons ayant un caractère ionique considérable. De telles liaisons ont pu être mises en évidence à partir de l'analyse des faciès de rupture du joint.

- *Théorie de la diffusion*

Dans le cas spécifique de polymères à une température supérieure à leur T_g et étant en contact étroit, il peut y avoir diffusion des extrémités des chaînes polymères ou de segments à travers l'interface dans les deux directions.

- *Théorie électrostatique*

L'existence d'une double couche électrique à l'interface entre un métal et un polymère a été démontrée et pourrait contribuer à la résistance totale du joint. Cette théorie reste pourtant très discutée et critiquée.

Dans le cas d'assemblages bois, seules les quatre premières théories peuvent être envisagées.

Généralement pour expliquer l'interaction d'un adhésif avec son substrat, on considère que ces théories sont combinées et que l'un ou plusieurs des facteurs peut ou peuvent être dominant(s). Plus il y aura de modes d'adhésion différents appliqués à l'interface, plus le joint sera résistant.

Remarque : Il existe enfin une théorie qui considère que la mesure de l'adhésion par test mécanique reflète simplement la rhéologie du joint, particulièrement pour les adhésifs et qu'elle ne donne donc aucune information sur les forces qui agissent à l'interface.

II.2. Evaluation des caractéristiques mécaniques des assemblages bois collés

Ce paragraphe se rapporte aux mesures de la résistance mécanique d'un joint collé, il ne concerne pas la caractérisation des adhésifs.

Il existe une multitude de méthodes pour évaluer la qualité d'un assemblage collé, ses limites d'utilisation, l'efficacité de la préparation du substrat, pour sélectionner un adhésif et/ou enfin 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 le cisaillement, la traction et le pelage (généralement utilisé pour les collages avec élastomères).

Le **test par cisaillement** d'un joint à simple ou double recouvrement est le test le plus utilisé car il est facile à mettre en œuvre. Pour des assemblages bois, la norme EN 205 s'applique. Cependant la distribution des contraintes est complexe (Tod 2005). En effet, elle est très dépendante de la morphologie des échantillons et des conditions de réalisation du test (vitesse, température...)

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

Tous ces tests donnent une « valeur » soit sous la forme d'une force ou 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). Le changement de la géométrie d'échantillon a souvent un impact direct sur la valeur obtenue.

Pour pallier cet inconvénient, on peut avoir recours à certaines méthodes qui relèvent de la **mécanique de la rupture**, leur objectif étant de mesurer les propriétés réelles du matériau qui constitue le joint de collage, indépendamment de la géométrie des échantillons. Ces méthodes demandent une préparation minutieuse des échantillons et 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. 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.

Enfin il existe aussi des tests qualitatifs appelés « **tests de durabilité** » qui permettent d'observer le vieillissement et la performance à long terme des adhésifs et des joints collés. Des tests accélérés ont été ainsi développés (River 1994), notamment des tests sous chargements cycliques et parfois, pour le bois, soumis à des variations climatiques ce qui permet d'observer l'influence des phénomènes de retrait et de gonflement.

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

II.3. Mécanique de la rupture appliquée aux assemblages collés bois

La mécanique de la rupture appliquée aux assemblages collés a pour objectif d'analyser, de façon mathématique, la force responsable de l'amorçage et de la propagation d'une fissure dans le substrat, l'adhésif ou les deux matériaux à partir d'un défaut. L'existence de défauts gouverne en effet la résistance des matériaux (Kinloch 2005). Selon le critère d'énergie suggéré par Griffith (1921), la rupture apparaît lorsque suffisamment d'énergie est restituée par la propagation de la fissure pour créer 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:

$$G_c = \frac{P_c^2}{2b} \times \frac{\partial C}{\partial a} \quad \text{Equation (8)}$$

Où P_c est la force correspondant au début de la propagation de la fissure ou "force critique", b , l'épaisseur de l'éprouvette, C , la complaisance du matériau 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 qui déterminent les différentes conceptions de tests (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. Le mode par clivage est réputé pour être le plus sévère, c'est pour cela qu'il est souvent étudié. (Figure 35)

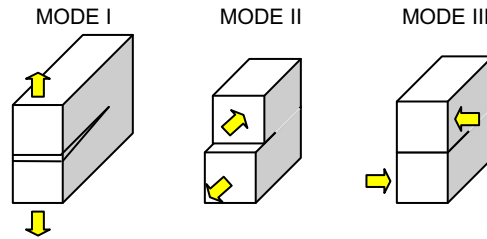


Figure 35 : Illustration des 3 modes élémentaires de rupture d'une plaque fissurée.

La mécanique de la rupture appliquée au bois seul commence dès 1964 avec les travaux de Porter (1964). 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 tels que les DCB, CDCB (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 par exemple dans les travaux les plus récents, que les éprouvettes DCB sont utilisées de préférence aux éprouvettes CDCB, les éprouvettes CDCB demandant une préparation longue et contraignante. La méthode de test DCB demande cependant un traitement mathématique des résultats adapté (Gagliano et Frazier 2001).

L'utilisation des adhésifs se développant dans l'industrie du bois, les chercheurs se sont lancés dans l'étude de la mécanique de la rupture d'assemblages bois-colle. Les divers facteurs qui jouent sur la propagation d'une rupture dans des joints de ce type ont été analysés. La nature de l'adhésif ainsi que les paramètres affectant sa polymérisation ont été pris en compte par tous les auteurs. White et Green (1980) ont montré l'influence de la densité du bois et de l'état de surface sur la ténacité du couple bois-colle. Mijovic et Koutsky (1979) ont quant à eux mis en évidence l'influence de l'orientation des fibres du bois. Ebewe et al. (1979) et Takatani et al. (1980) ont proposé des études sur l'épaisseur de colle. En 1984, Duchanois a montré 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 a effectué ces tests sur plusieurs adhésifs (urée formol, vinyle et époxy). Différentes méthodes de calcul ont été 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 celle de la complaisance expérimentale. On trouve ainsi dans la littérature de nombreux travaux concernant le bois et les joints bois-colle. Cependant la méthode reconnue comme étant la meilleure reste celle de la complaisance expérimentale (Duchanois 1984, Gagliano et Frazier 2001). L'amorçage d'une fissure est dû à une discontinuité géométrique du joint (River 1994). Cette dernière peut être liée à une différence de densité du bois (par exemple entre le bois de printemps et le bois d'été) ou de l'adhésif, une différence de pénétration de l'adhésif dans le bois ou encore un défaut intrinsèque du matériau ou généré par la préparation du joint. Il semblerait que la contrainte critique provoquant la propagation d'une rupture est 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 se propager de différentes manières (Figure 36).

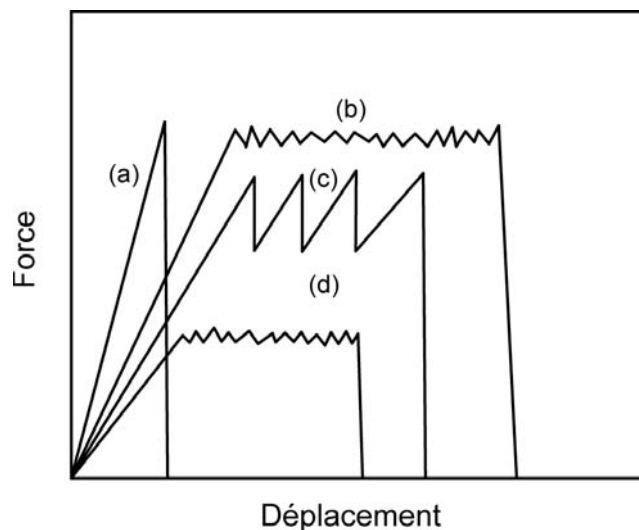


Figure 36 : Les différents comportements lors de la propagation d'une rupture dans un joint bois-adhésif: (a) fort/instable, (b) fort/stable, (c) fort/modérément instable, (d) faible/stable (Selon River 1994).

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

III. Assemblage par soudage du bois

III.1. Généralités sur la technologie d'assemblage par soudage

Les matériaux peuvent être assemblés par soudage, collage et assemblage mécanique. Le choix de la méthode d'assemblage dépend du type de matériau utilisé, de la configuration du joint, de la résistance requise, de la vitesse et du coût de production ainsi que de la qualité recherchée.

Le soudage consiste en la fusion des matériaux adjacents grâce à une source de chaleur, la soudure se formant au cours du refroidissement.

Il existe de très nombreuses méthodes de soudage qui peuvent être classées en trois catégories principales (Buxton 2005):

- Techniques utilisant une source de chaleur externe : soudage par plaques chaudes, par barre chaude, par impulsions, 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 micro-ondes.
- 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).

Nous nous intéresserons plus particulièrement à cette troisième catégorie qui est largement mise en œuvre d'un point de vue industriel et ce depuis longtemps.

Les mots qui suivent sont extraits d'un brevet américain de 1891 déposé par Bevington

« Mon invention décrit ci-après la formation de tubes et d'autres articles ainsi que les moyens pour les fermer aux extrémités ou pour réduire ou augmenter leur diamètre, ou souder ou joindre les extrémités de deux ou plusieurs tubes ensemble. »

qui invente le soudage par friction rotative à la fin du 19^{ème} siècle (Figure 37). 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... Avec cette technique, même des matériaux différents, comme par exemple l'acier et l'aluminium, peuvent être assemblés.

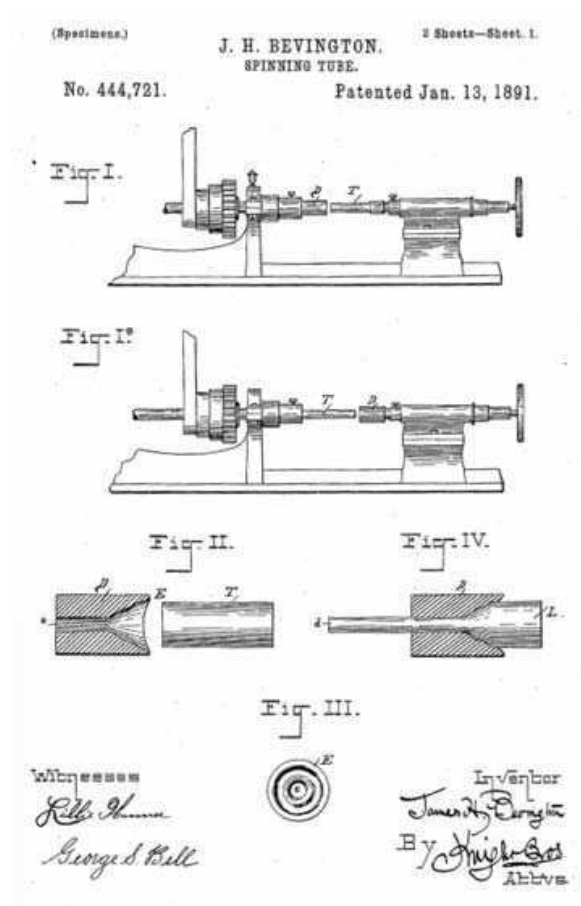


Figure 37: Illustration d'un brevet sur la soudure rotatoire par BEVINGTON (1891)

Dans le soudage par friction, les paramètres qui contrôlent le processus sont : pression, vitesse du mouvement, température et temps. Pour obtenir de bonnes performances, une optimisation minutieuse des paramètres doit être réalisée pour chacune des applications.

Dans les procédés industriels, différents types de soudages par frottement ou par vibration sont employés. Ils se différencient par le type de mouvement de friction utilisé (Figure 38).

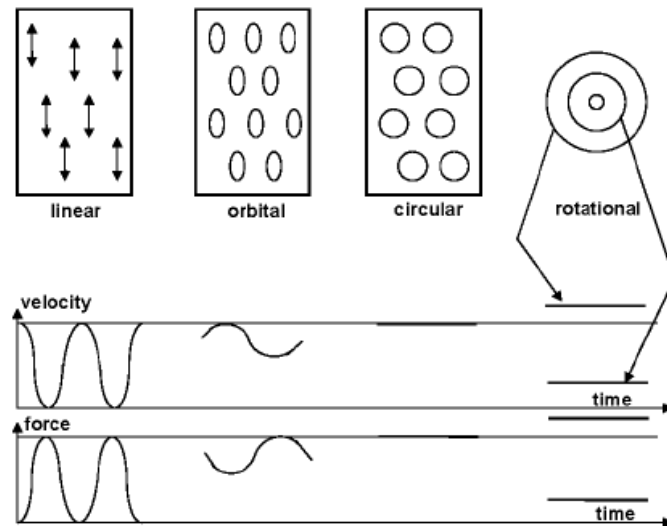


Figure 38: Les différentes formes de soudage en fonction du mouvement de friction.

Le soudage par friction linéaire est caractérisé par un mouvement linéaire, qui s'arrête et change de direction après avoir atteint l'amplitude maximale de l'oscillation. Par conséquent, la vitesse et la force ne sont pas uniformes, mais décrivent des sinusoïdes. Les soudages par friction orbitale et circulaire sont très semblables en ce qui concerne leur mouvement. Pendant le soudage par friction circulaire, la vitesse et la force sont uniformes. Le soudage par friction orbitale décrit un mouvement elliptique, qui mène à une force et à une vitesse sinusoïdales. Il est donc un intermédiaire entre le soudage par friction linéaire et circulaire.

Ces trois premières méthodes de soudage par friction peuvent être appliquées à presque toutes les pièces planes.

En ce qui concerne le soudage rotatif, un des composants à souder est maintenu immobile tandis que le second qui tourne autour de son axe, est poussé contre lui. La soudure rotatoire peut donc seulement être employée pour des corps axialement symétriques. La vitesse et la force diffèrent entre le centre et les régions les plus externes de la surface soudée.

Note : La soudure rotatoire est la forme la plus ancienne du soudage par friction (Bevington, 1891).

L'avantage principal du soudage par friction est la génération localisée d'énergie. Les températures maximales dues au frottement ne sont atteintes qu'entre les pièces à joindre. Les gradients de température dans ce secteur peuvent être très élevés, ce qui signifie que seul un petit volume de matériau est affecté. Ceci conduit à des temps d'assemblages très courts, de l'ordre de quelques secondes et généralement moins d'une minute.

III.2. Application du procédé de soudage au bois

III.2.1. Historique du soudage du bois

Le terme de soudage du bois ou « wood welding technologies » n'a pas toujours eu la même signification durant ces 15 dernières années. Ce terme 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 et réduit 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 Ecole 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 duroplastiques 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 WoodWelding SA dont l'activité est le développement de solutions de fixation pour les produits bois et le domaine médical grâce à une technologie de soudage de tourillons thermoplastiques par ultrasons.

L'idée de souder 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 cheville 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 (Sutthof 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).

III.2.2. Méthodologies du soudage

Deux principaux types d'assemblage ont été étudiés.

L'assemblage plan est obtenu par une friction linéaire réalisée avec une machine de soudage par friction¹. Cela permet d'assembler des échantillons d'une même ou de plusieurs essences, selon différentes orientations du fil du bois. Il est ainsi possible d'envisager la réalisation de produits standardisés en bois massif reconstitué.

L'assemblage de chevilles de bois dans un support massif s'obtient par friction circulaire à l'aide d'une perceuse classique et permet d'envisager des applications pour l'industrie de l'ameublement ainsi que pour le grand public.

Dans les deux cas, l'assemblage est obtenu en quelques secondes, sans adhésif, et il présente des propriétés mécaniques comparables à celles du même assemblage obtenu par collage. Il est cependant limité à des usages excluant les milieux humides.

Ces travaux ouvrent une perspective originale vers l'élaboration rapide, à faible coût, de différents produits en bois massif reconstitué présentant une très haute qualité environnementale puisqu'ils sont uniquement élaborés par un procédé thermomécanique qui valorise les propriétés naturelles du bois.

Dans le cas d'assemblages soudés, la tenue mécanique maximale est obtenue immédiatement après l'opération de soudage ce qui constitue un avantage indéniable par rapport aux assemblages collés pour lesquels elle n'est atteinte qu'après polymérisation

¹ Ce type de machine est habituellement utilisé pour le soudage de matériaux thermoplastiques notamment dans l'industrie automobile.

complète de la colle (ce qui nécessite plusieurs heures, et parfois jusqu'à 24 heures). Le soudage du bois est basé sur la fusion et l'écoulement des constituants des parois des fibres du bois, principalement la lignine mais également les hémicelluloses. La friction des deux pièces de bois entre elles entraîne en quelques secondes une élévation de la température à l'interface (plus de 180 °C) et par conséquent, la fusion de ces polymères amorphes. 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. 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.

III.2.2.1. Cas du soudage par friction linéaire

Note : Le soudage linéaire du bois est réalisé par une machine initialement dédiée au soudage des plastiques dont nous donnons le principe.

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 39). La chaleur générée par la friction au niveau des deux surfaces crée une zone de fusion locale. Ensuite la vibration est stoppée, les pièces sont alignées et le joint refroidi sous pression pour consolider la soudure.

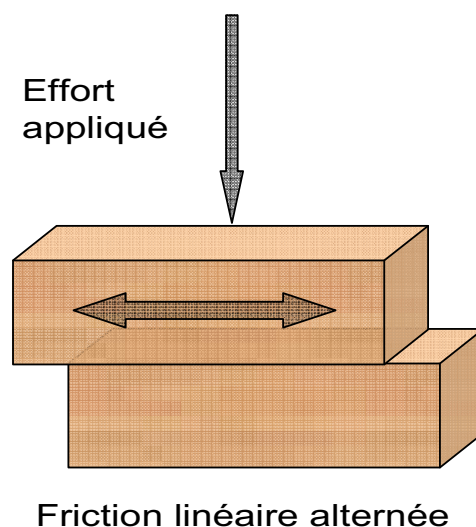


Figure 39 : Schéma de principe de l'opération de soudage par friction linéaire

Le soudage par friction linéaire peut être réalisé sur tous les matériaux thermoplastiques. L'alignement du joint est précis et sa résistance est proche de celle du matériau à souder. Cette technologie peut aussi être utilisée pour les matériaux composites, mais elle nécessite des pressions plus élevées et la dégradation des fibres qui se produit à l'interface peut engendrer des problèmes (Buxton 2005). On utilise cette technologie généralement pour des joints dont la dimension est trop grande pour le soudage par ultrasons et pour lesquels le soudage par plaques chaudes serait trop lent (le soudage par friction linéaire étant environ quatre fois plus rapide que le soudage par plaques chaudes pour des surfaces étendues). Les principaux inconvénients de la technologie sont le coût élevé des installations et la difficulté de souder des joints tri-dimensionnels.

Le soudage par friction linéaire est largement utilisé dans l'industrie automobile pour la fabrication de divers composants notamment ceux des tableaux de bord ou des parois intérieures de portes. On l'utilise aussi dans la fabrication des cadres, des housses rigides de divers appareils, les boîtiers de filtres, de tronçonneuses ou encore des valves de chauffage. Il s'agit généralement de productions de grand volumes de pièces de formes diverses.

III.2.2.1.1. Lois et principes pour le soudage linéaire

Le procédé de soudage par friction linéaire se caractérise par les paramètres temps de soudage (t_s), pression de soudage (p_s) = force appliquée (F) / surface du joint (S), temps de maintien (t_m), pression de maintien (p_m), amplitude (a) et fréquence (f) (Figure 40).

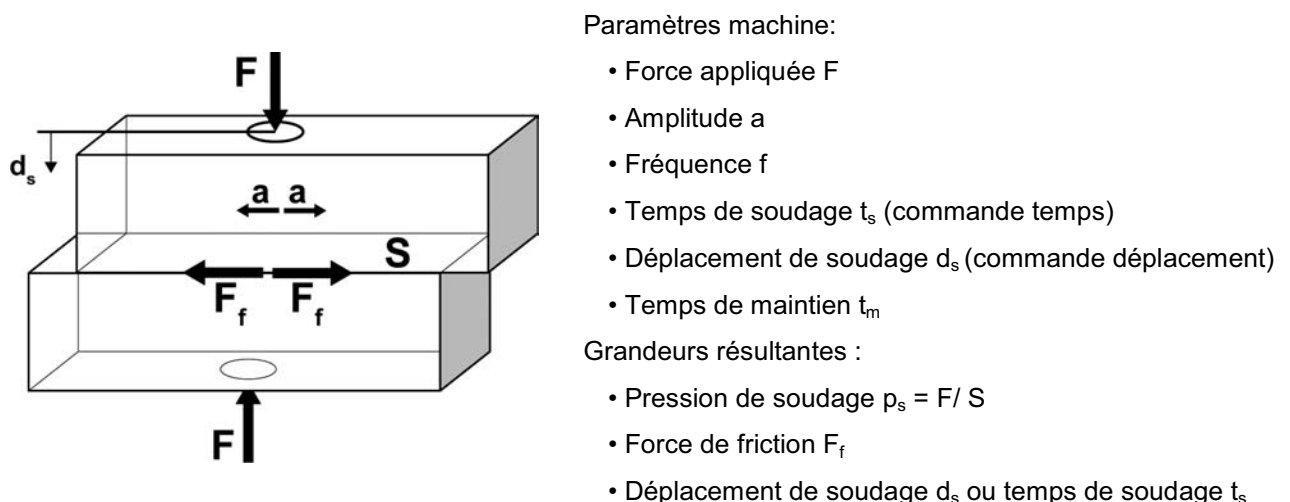


Figure 40 : Principe du soudage par friction linéaire (Selon Giese 1995).

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 a_t de l'oscillation au temps t est donnée par :

$$a_t = a_0 \times \sin(\omega t) \quad \text{Equation (9)}$$

avec a_0 , l'amplitude maximale et

$$\omega = 2\pi \times f \quad \text{Equation (10)}$$

On en déduit la vitesse relative effective de friction v_t :

$$v_t = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \times f \times a \quad \text{Equation (11)}$$

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

III.2.2.1.2. Cycles de soudage

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 41) :

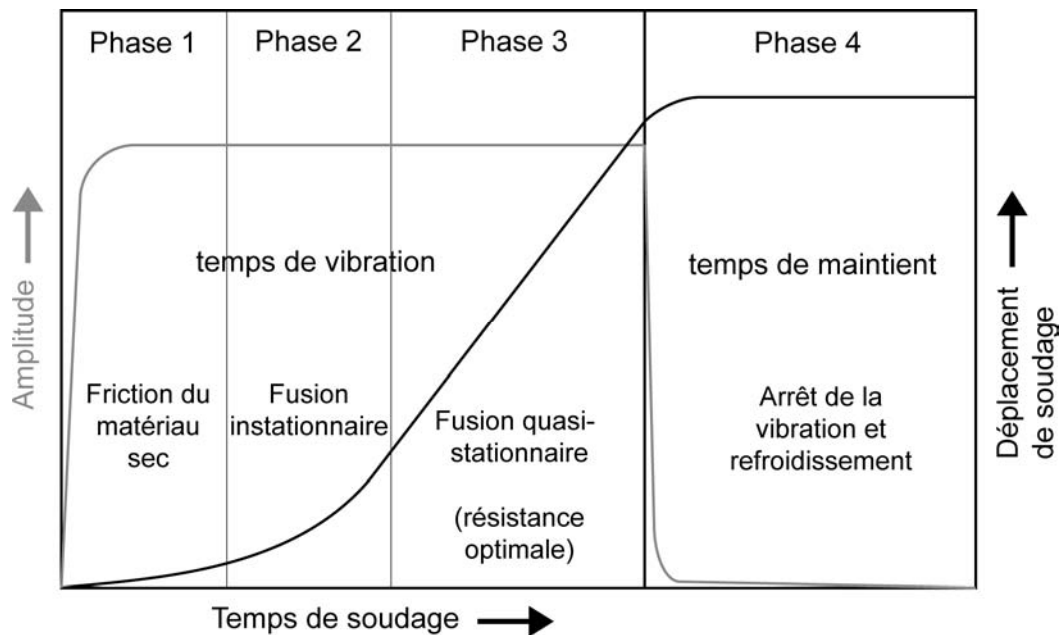


Figure 41 : Représentation des différentes phases du procédé de soudage par friction linéaire (Selon Giese 1995).

- 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. Plus les irrégularités de surface sont importantes et les efforts de pression importants, 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-cristallin 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 supermoléculaires 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.

Dans ces quatre phases du processus, le matériau subit les contraintes du choix des paramètres de soudage et de l'état momentané des agrégats de cristallites au niveau de l'interface.

III.2.2.1.3. Facteurs influençant la qualité du joint

Dans les études de Schlarb (1989), Giese (1995) et Hiermaier (1998), 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 (microsoudage) 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 (Figure 42). Il en résulte différentes formes d'extrudats. 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).

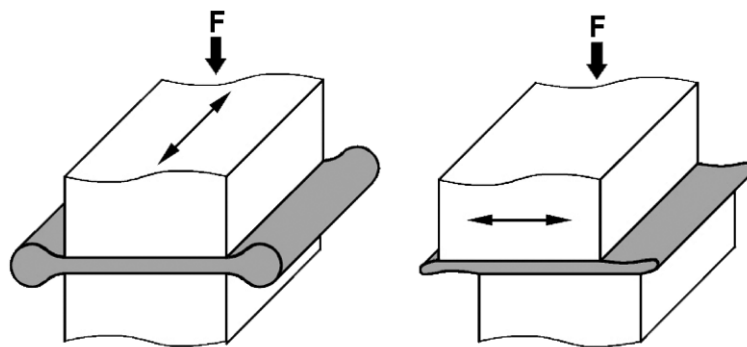


Figure 42 : Représentation de la déformation de l'extrudat pour une vibration dans la longueur (à gauche) et une vibration dans la largeur (à droite) (Selon Giese 1995).

La résistance mécanique des joints est de ce fait plus élevée dans le cas du soudage sur la longueur. Le soudage orbital (ou biaxial à cause du déplacement relatif en cercles) ne correspond pas à un niveau intermédiaire entre le soudage dans la longueur et le soudage dans la largeur. La déformation de l'extrudat devient dans ce cas plus complexe et son effet sur la vitesse de friction reste inconnu. Les effets sur la résistance mécanique de joint de

polypropylène observés par Hiermaier (1998) ont montré peu de différences entre le système linéaire et le système orbital.

III.2.2.1.4. Appareillage de soudage par friction linéaire

Les machines de soudage par vibration transmettent un mouvement oscillatoire généré par un système d'entraînement de fréquence constante ou variable et d'amplitude donnée sur l'une ou les deux pièces à souder.

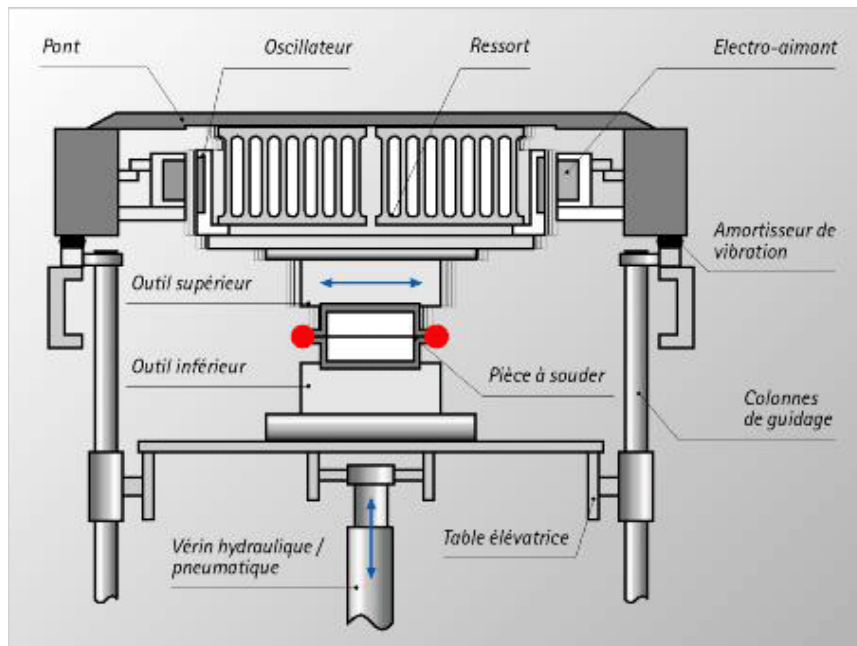


Figure 43 : Principe de fonctionnement d'une machine de soudage par friction linéaire (LVW 2361 MECASONIC, Annemasse, France).

Généralement le système d'oscillation travaille en résonance. Au même moment, une pression de soudage est exercée par l'intermédiaire d'une force définie (Giese 1995). Les systèmes d'entraînement de l'oscillation peuvent être de trois types: mécanique, électromagnétique ou hydraulique. Le système d'entraînement électromagnétique est basé sur la génération d'une oscillation de résonance par une excitation électromagnétique. L'oscillation de la tête vibrante des machines standards est ainsi obtenue par le biais de bobines électromagnétiques (électro-aimants), la force de rappel et de pression étant fournies par des blocs-ressort (Figure 43). Les pressions de soudage et de maintien sont générées par un système de vérin pneumatique ou hydraulique. Le procédé de soudage est généralement commandé par l'intermédiaire d'un ordinateur programmable.

III.2.2.2. Cas du soudage par friction rotative

Le soudage par friction rotatoire est obtenu soit (i) en insérant des tourillons cylindriques dans des trous d'un diamètre inférieur au diamètre du tourillon (Figure 44), soit (ii) en insérant des tourillons dont l'extrémité a été préalablement rendue conique, mais cette fois sans perçage préalable du support. Après obtention de la fusion du bois la rotation est arrêtée et le montage est maintenu sous pression axiale jusqu'à la solidification du joint.

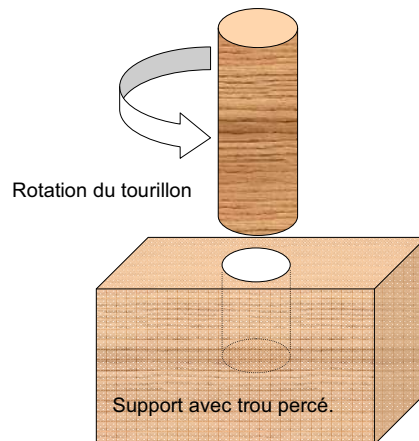


Figure 44 : Schéma de principe du soudage par friction rotative

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.

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). Le support est fixé sur la table d'une perceuse à colonne à l'aide de deux serre-joints pour éviter tout mouvement lorsque le tourillon effectue son mouvement rotatif. 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 stoppée, 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.

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.

III.2.2.2.1. Lois et principes pour le soudage rotatif

Comme nous l'avons expliqué ci-dessus, le procédé du soudage par friction rotative est réalisé au moyen d'une perceuse manuelle ou à colonne. Dans le cas de la plupart des perceuses à colonne, seuls quelques paramètres sont réglables à savoir :

- La gamme de vitesse (Tr/min)
- La profondeur de soudage (mm)
- L'angle de l'insertion des tourillons dans le support à souder

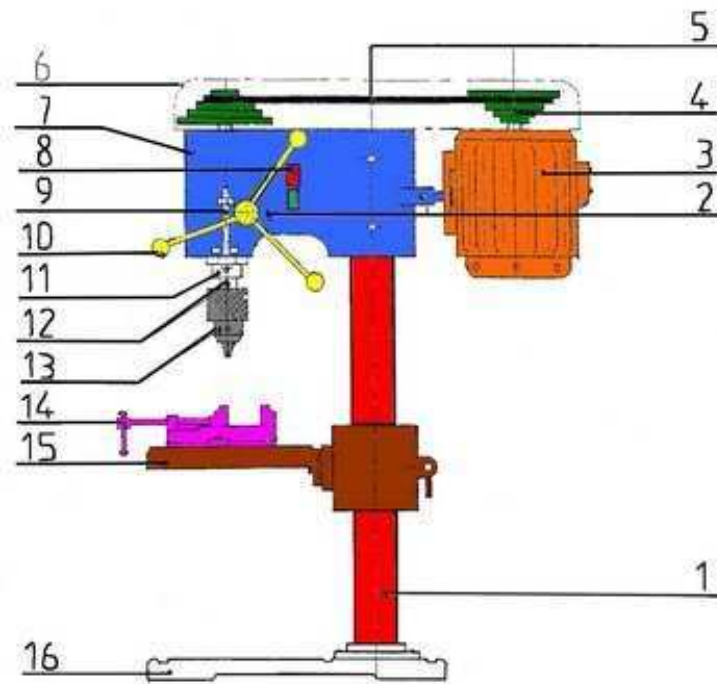
En revanche, la vitesse de descente du tourillon, la force appliquée, la pression pendant le soudage et la pression de maintien après le soudage, le temps de soudage sont des paramètres qu'on ne peut pas régler automatiquement sur l'appareil. Néanmoins on peut les estimer grossièrement en utilisant un accéléromètre pour mesurer la vitesse de descente du tourillon ou un chronomètre pour mesurer le temps de soudage et aussi le temps de maintien après le soudage.

Il existe maintenant des perceuses modernes et automatiques sur lesquelles on peut régler automatiquement tous les paramètres ci-dessus et même obtenir l'arrêt automatique à la fin du soudage. Elles sont développées par la société MECASONIC du groupe CREST.

III.2.2.2.2. Appareillage 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 45)



Numéro	Nombre	Désignation
1	1	Colonne
2	1	Ressort de rappel
3	1	Moteur
4	2	Poulies
5	1	Courroie
6	1	Boîtier de protection
7	1	Tête
8	1	Bouton d'allumage
9	1	Jauge de profondeur
10	3	Levier
11	1	Fourreau
12	1	Broche
13	1	Mandrin
14	1	Etau
15	1	Table
16	1	Socle

Figure 45 : Vue schématique d'une perceuse à colonne

III.2.3. Les différentes approches théoriques du soudage du bois

III.2.3.1. Cas du soudage par friction linéaire

La première étude scientifique exhaustive de la HESB sur le soudage par friction linéaire du bois sans adhésif a été proposée par Gfeller *et al.* (2003).

Des couples de petits échantillons (dimensions 150x20x15 mm³) de bois de hêtre (*Fagus sylvatica*) et de sapin de norvège (*Picea abies*) ont été soudés ensemble avec diverses combinaisons de paramètres. La température de l'interface a été mesurée par l'intermédiaire de thermocouples au cours du procédé de soudage. Les joints ont ensuite été testés mécaniquement en cisaillement suivant la norme EN 205 et observés en microscopie électronique à balayage (MEB). Une analyse de la matière de l'interface soudée a été réalisée par RMN¹³C/CP-MAS ainsi qu'une analyse thermo-mécanique du joint soudé.

La résistance maximale à la traction moyenne obtenue était supérieure à 10 MPa et 2 MPa respectivement pour la série d'échantillons de bois de hêtre et de sapin de Norvège. La température interfaciale maximale atteinte pendant le procédé de soudage était approximativement de 210°C alors qu'à un millimètre à partir de l'interface, le bois était à la température ambiante (20-25°C). Les joints fabriqués ont montré une résistance très faible à l'eau et étaient par conséquent uniquement appropriés pour un usage intérieur.

Les auteurs expliquent que la principale cause de l'adhésion observée est la fusion de la lignine du bois.



Figure 46 : Image de microscopie électronique à balayage de l'interface soudée ouverte mettant en évidence l'existence d'un réseau de fibres de bois enchevêtrées et bloquées dans une matrice durcie de matériel inter-cellulaire (Gfeller *et al.* 2003).

Sur les images MEB, ils ont observé au niveau de l'interface un enchevêtrement de fibres de bois emprisonnées dans une matrice de matériel intercellulaire fondu et re-durci (Figure 46). Les analyses chimiques ont révélé l'existence de réactions de polymérisation et de réticulation du furfural, issu de la décomposition thermique des polysaccharides, avec la lignine qui se déroule probablement après la friction. Ceci explique le fait que des temps de maintien plus longs donnent de meilleures résistances mécaniques au joint. Selon les auteurs, ces réactions semblent avoir un effet mineur par rapport à l'ancrage mécanique des fibres enchevêtrées à l'interface. Dans ce travail, la technologie est aussi dénommée par l'expression « soudage par fusion du bois induite mécaniquement » (mechanically-induced wood fusion welding).

En 2002 déjà, Illing avait examiné par tomographie des échantillons de sapin de Norvège soudés (Figure 47). Il avait trouvé une densité pour la couche interfaciale de $0,82 \text{ g/cm}^3$ soit environ deux fois la densité du bois initial et 50% plus que la valeur pour le bois final. La densité de la couche interfaciale des échantillons de sapin étudiés équivalait à 150-178% de la densité du bois massif avant soudage.



Figure 47: Image obtenue par tomographie pour un échantillon soudé. La zone de contact apparaît sous la forme d'une raie lumineuse au milieu (ILLING, 2002)

Leban et al (2004) ont pour leur part effectué des essais de microdensitométrie de rayons X sur des échantillons de bois soudés pour estimer les propriétés physiques et mécaniques des assemblages. Cette méthode est généralement employée pour examiner la distribution de densité dans des échantillons solides. Plusieurs espèces de bois ont ainsi été étudiées, comme le sapin (*Picea abies*), le hêtre (*Fagus sylvatica*) et le chêne (*Quercus sp.*).

Leurs observations ont montré que le soudage du bois s'accompagnait d'une forte densification du matériau au niveau du joint (Figure 48).

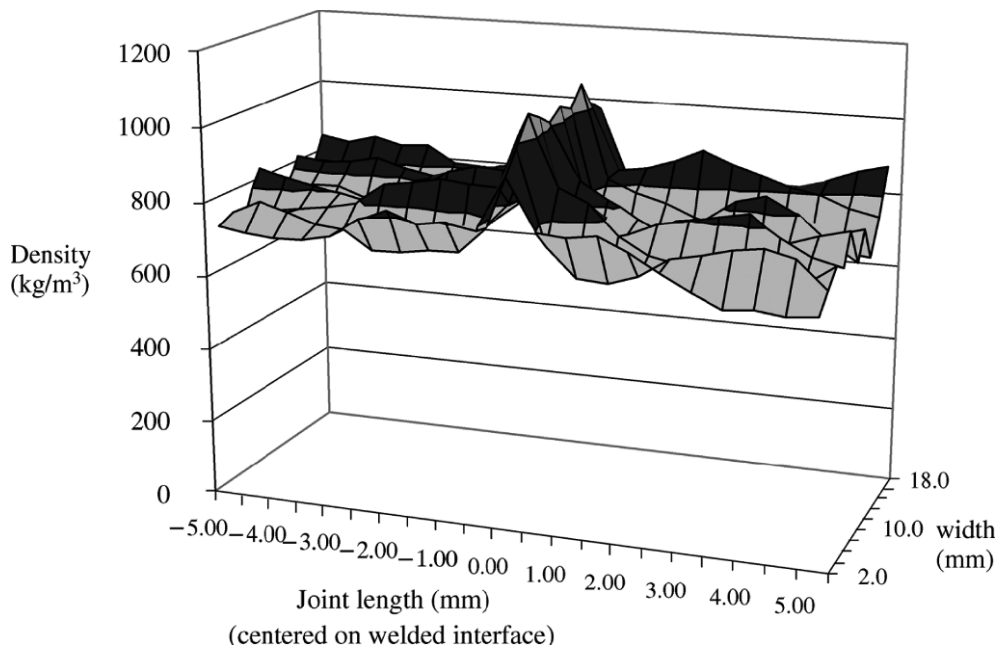


Figure 48 : Résultat d'une densitométrie aux rayons X d'un joint soudé de *Picea abies* (Leban et al. 2004).

La densité maximale mesurée pour un joint sapin-sapin correspondait à 190% de la densité naturelle du sapin. Cette différence entre la densité interfaciale et le bois était moins prononcée pour le chêne et le hêtre. Les joints hêtre- hêtre présentaient une zone interfaciale plus étroite que celle observée pour les joints sapin-sapin. Il a été établi que plus cette zone est étroite et régulière et meilleure est la performance du joint. Les fortes différences de densité résultant par exemple de l'alternance entre le bois de printemps et le bois d'été, sont ainsi des facteurs limitants de la technologie.

Leban et al. (2004) ont déterminé, sans mentionner de quelle manière, une résistance moyenne de 8,7 ; 4,2 et 4,4 MPa respectivement pour des joints hêtre-hêtre, sapin-sapin et sapin-hêtre. La résistance inférieure des joints sapin-sapin comparée à celle des joints hêtre-hêtre est observée du fait de l'effondrement caractéristique des parois cellulaires du sapin. Selon ces auteurs, la résistance relativement faible des joints sapin-sapin n'est pas généralisable à l'ensemble des résineux comme le montrent des résultats non encore publiés.

Properzi *et al.* (2005) ont montré que l'orientation des pièces de bois a une influence importante sur la solidité du joint. Les pièces soudées en fil parallèle montrent de meilleures résistances mécaniques que les pièces soudées en fil croisé.

Wieland *et al.* (2005) ont effectué des observations des surfaces soudées par tomographie aux rayons X (XTM) et spectroscopie de résonance paramagnétique électronique (RPE). Les auteurs ont donné une description des couches successives de l'interface, des couches les plus éloignées aux couches les plus proches de l'interface. Ces analyses ont confirmé la fusion du matériel inter-cellulaire et l'enchevêtrement des fibres observés par Gfeller *et al.* (2003). La RPE a permis à Wieland *et al.* (2005) de mettre en évidence une augmentation de la teneur en radicaux lors de la friction montrant que les réactions de polymérisation et de condensation dans la phase de maintien observées par Gfeller *et al.* (2003) pourraient suivre une voie radicalaire. Enfin, Wieland *et al.* (2005) ont montré qu'une addition de certains additifs naturels (tannin de pin ou furfural) permet d'augmenter légèrement la résistance du joint soudé.

III.2.3.2. Cas du soudage par friction rotative

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 chevilles en bois dans des trous pré-perçés 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 ici 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.

Pour illustrer leurs principaux résultats, nous reprenons quelques figures les plus significatives du travail de Pizzi et al (2004).

Les Figures 49a et 49b présentent une micrographie de rayons X (Figure 49a) et une carte de densité (Figure 49b) pour la section longitudinale d'un tourillon en hêtre cannelé soudé au substrat par rotation. (1) La figure 49a montre que la soudure est excellente d'un côté du tourillon mais que quelques microfissures apparaissent sur l'aile gauche de l'interface, confirmant un mauvais alignement qui entraîne une diminution de la surface soudée entre le tourillon et le substrat. (2) La figure 49b indique que la densification de la surface de tourillon et celle du trou sont extrêmement importantes. La densité augmente en moyenne de 600-750 kg/m³ pour le bois de hêtre non traité à 1350-1500 kg/m³ pour l'interface soudée. Cette densité est encore plus élevée que celle obtenue pour le soudage par vibration linéaire de surfaces planes (Gfeller 2003). La structure cannelée du tourillon a même complètement disparu du fait de ce niveau élevé de densification.

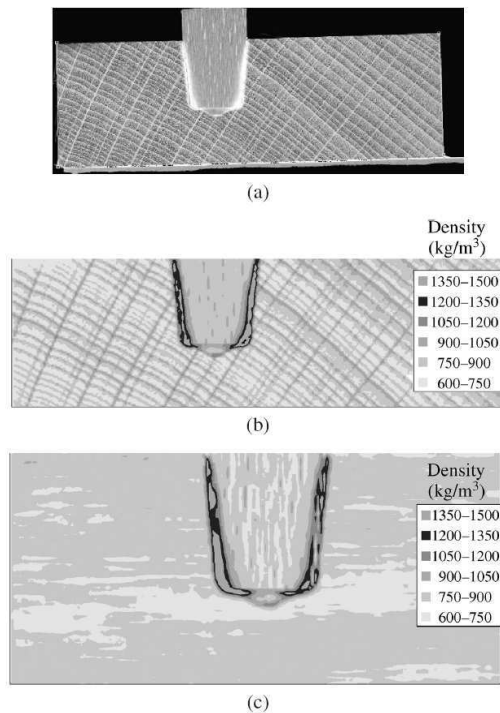
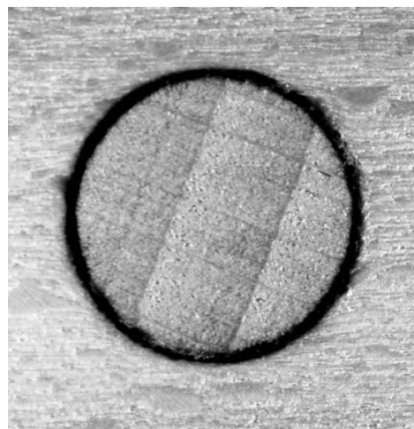


Figure 49: (a) micrographie de rayons X de la section longitudinale d'un tourillon cannelé soudé au substrat (hêtre sur hêtre). Les secteurs qui apparaissent plus blancs correspondent aux secteurs de plus forte densité (grossissement 25x). (b) Carte microdensitométrique de rayons X en kg/m^3 de la section longitudinale d'un tourillon cannelé en hêtre soudé par rotation inséré dans un substrat hêtre (section radiale). (c) idem b (section longitudinale).

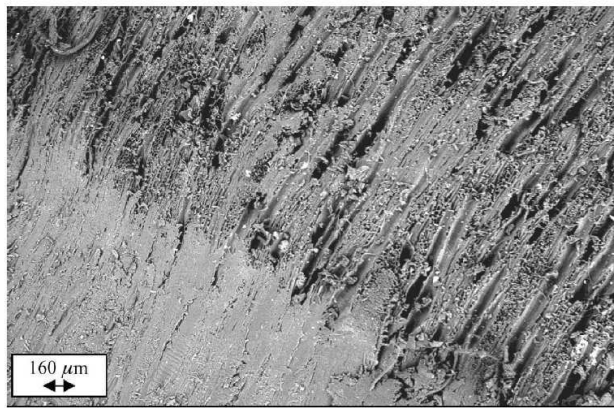
Les mêmes observations peuvent être faites pour la section transversale du tourillon (Figure 50).



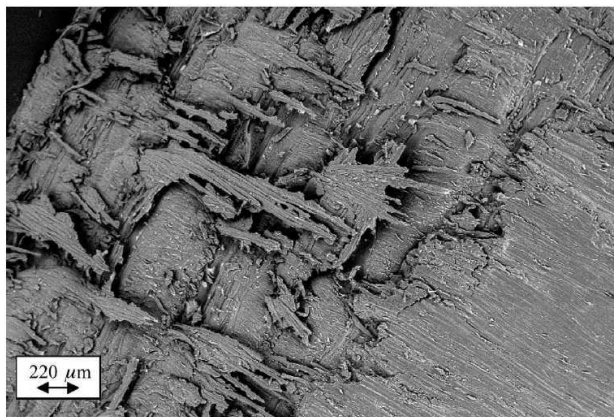
.Figure 50 : micrographie optique de la section perpendiculaire à la direction longitudinale d'un tourillon cannelé soudé au substrat (hêtre sur hêtre) (grossissement 50x). Le cercle soudé, en foncé sur l'image, fait partie de l'interface soudée et correspond à une zone de plus grande densité.

Les micrographies SEM de la figure 51a-d présentent la surface du tourillon après qu'il ait été extrait du trou du substrat dans lequel il avait été soudé. La figure 51a montre la partie du tourillon qui a été insérée dans le trou (côté gauche inférieur) et la partie du même tourillon qui dépassait du trou qui par conséquent, n'avait pas été soudée. Dans cette dernière, l'anatomie des cellules de bois est inchangée et apparaît clairement. Dans la première, en revanche, la compression élevée et la température atteinte au cours du soudage ont fait disparaître les caractères anatomiques du bois presque totalement.

Dans la Figure 51b, c on peut voir les fibres des parois du trou du support soudées aux fibres sous-jacentes du tourillon. Les fibres des deux surfaces s'enchevêtrent et s'entrecroisent comme on peut le voir plus particulièrement sur la figure 51c. Les fibres du substrat sont incorporées dans le matériel intercellulaire fondu qui colle les couches de fibres parallèles entre elles et à la surface sous-jacente du tourillon. La rupture se produit à l'endroit où le bois est « normal » c'est-à-dire dont la densité est inchangée et donc plus faible qu'à l'interface. C'est ce que montre la figure 51d : Les fibres du substrat sont horizontales sur la micrographie et sont enserrées dans le matériau intercellulaire fondu les collant les unes aux autres et aux fibres de surface du tourillon, verticales sur l'image. La structure de la zone non-densifiée et inchangée du tourillon apparaît sur le côté droit de la micrographie de la Figure 51d). L'ampleur de l'écoulement observé sur ces images SEM est une preuve évidente du ramollissement ou de la fonte du matériel intercellulaire induits par la température.



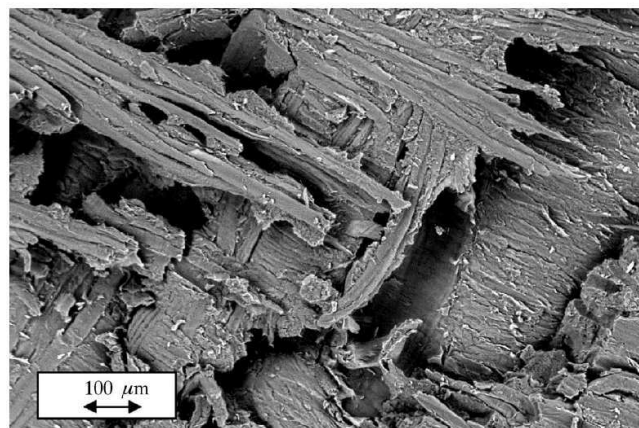
(a)



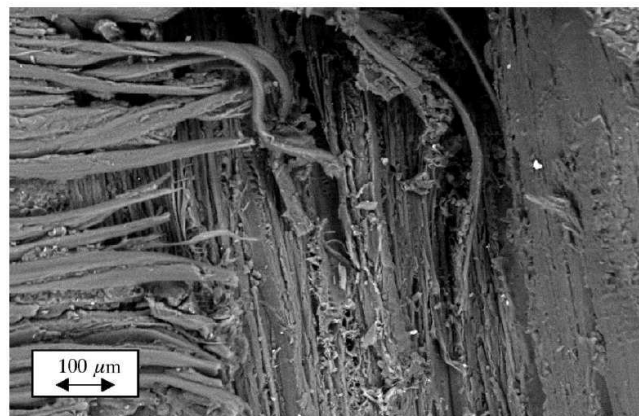
(b)

Figure 51 : Micrographies SEM de la surface d'un tourillon. (a) pièce non-soudée dépassant du substrat (partie supérieure de l'image) montrant la structure intacte du bois. La partie la plus inférieure de la même micrographie montre la partie soudée du tourillon avec perte de la structure du bois (grossissement 100×). (b) fibres des parois du trou du substrat soudées aux fibres sous-jacentes du tourillon (grossissement 104×).

(c) Détail de (b) (grossissement 358×). (d) Détail d'une zone où le bois non-densifié du tourillon à la base de l'interface soudée s'est cassé pendant l'essai. La structure inchangée du bois au-dessous de la couche plus résistante et soudée, peut être observée (grossissement 422×).



(c)



(d)

Références bibliographiques

- [1] Adler E. Lignin chemistry—past, present and future, *Wood Science and Technology* 11(3), 169-218 (1977).
- [2] Allen K.W. Theories of adhesion, in: Packham D.E. *Handbook of adhesion*, 535-538, Wiley, Chichester (2005).
- [3] ASTM D 3433, "Standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joint" (1993).
- [4] Ahuja, P.; Kumar, S.; Singh, P.C.: A model of primary and heterogeneous secondary reactions of wood pyrolysis. *Chem. Eng. Technol.* 19 272-282 (1996).
- [5] Burmester A. Dimensional stabilisation of wood. International Research Group on Wood Preservation, Doc. IRG/WP 3171 (1981).
- [6] Back E.L. and Salmén N.L. Glass transitions of wood components hold implications for molding and pulping processes, *Tappi* 65(7), 107-110 (1982).
- [7] Barrett J.D. and Foschi R.O. Mode II stress-intensity factors for cracked wood beams, *Eng. Fracture Mech.* 9, 371-378 (1977).
- [8] Buxton A.L. Welding plastics, in: Packham D.E. *Handbook of adhesion*, 583-591, Wiley, Chichester (2005).
- [9] Bevington, J.H.: American Patent No. 444.721 (1891).
- [10] Christensen C.M. *The Innovator's Dilemma: When New Technologies Cause Great Firms to Fail*. Boston, Mass.: Harvard Business School Press (1997).
- [11] 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).
- [12] European standard EN 205, *Adhésives-Wood adhesives for non-structural applications. Determination of the tensile-shear strength of lap joints* (2003).
- [13] Ebewele R., River B. and Koutsky J.A. 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).
- [14] Fengel D. and Wegener G. *Wood chemistry, ultrastructure, reactions*, Kessel Verlag, München (2003).
- [15] Fengel D. The ultrastructure of cellulose from wood, *Wood Science and Technology* 3(3), 203-217 (1969).

- [16] Fengel D. The ultrastructure of cellulose from wood, *Wood Science and Technology* 4(1), 15-35 (1970).
- [17] Griffith A.A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, *Phil. Trans. Roy. Soc.* 221, 163-198 (1921).
- [18] Gagliano J.M. and Frazier C.E. Improvements in the fracture cleavage testing of adhesively-bonded wood, *Wood Fiber Sci.* 33, 377-385 (2001).
- [19] Giese M. Fertigungs- und werkstofftechnische Betrachtungen zum Vibrationsschweißen von Polymerwerkstoffe, PhD Thesis, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg, ISBN: 3-9802740-7-1 (1995).
- [20] 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).
- [21] Gliniorz K.U., Mohr S., Natterer J. and Navi P. Wood welding, in: *Proceedings of the 1st International Conference of the European Society for Wood Mechanics*, Lausanne, Switzerland (2001).
- [22] Gfeller B. and Properzi M. Woobration, CTI scientific report. BFH-HSB, Bienne, Switzerland (2003).
- [23] Gfeller B., Zanetti M., Properzi M., Pizzi A., Pichelin F., Lehmann M. and Delmotte L. Wood bonding by vibrational welding, *J. Adhesion Sci. Technol.* 17, 1573-1589 (2003).
- [24] Grønli, M.; Melaaen, M.: Mathematical model for wood pyrolysis-comparison of experimental measurement with model predictions. *Energy and Fuel* 14 791-800 (2000).
- [25] Grønli, M.: A theoretical and experimental study of the thermal degradation of biomass. Doctoral Thesis Norwegian University of Science and Technology, faculty of Mechanical Engineering (1996).
- [26] Grønli, M.: A theoretical and experimental study of the thermal degradation of biomass. Doctoral Thesis Norwegian University of Science and Technology, faculty of Mechanical Engineering (1996).
- [27] Gliniorz, K.-U.; Natterer, J.: Holzschweißen – Innovative Verbindungstechnologien im Holzbau, Tagungsunterlagen, Symposium der Lignaplust / Weltmesse für die Forst- und Holzwirtschaft in Hannover/D, Mai 21-25 79-83 (2000).
- [28] Gliniorz, K.U.; Mohr, S.; Natterer, J.: Wood Welding, *Proceedings, First International Conference Of The European Society For Wood Mechanics in Lausanne/CH*, April 19-21 231-234 (2001).

- [29] Gfeller, B.; Pizzi, A.; Zanetti, M.; Properzi, M.; Pichelin, F.; Lehmann, M.; Delmotte, L.: Solid wood joints by in situ welding of structural wood constituents. *Holzforschung*, 58 45-52. (2004)
- [30] Ganne-Chedéville C., Soudage linéaire du bois: étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante, PhD Thesis, ENSTIB, (2008).
- [31] Haluk J. P., « Le bois, matériau d'ingénierie » Chapitre II: « Composition chimique du bois », textes rassemblés par philippe Jodin, ARBOLOR (1994).
- [32] Hill C., Wood Modification Chemical, Thermal and Other Processes. John Wiley & Sons Ltd, Chichester (2006).
- [33] Haw J.F. and Schultz T.P. Carbon 13 CP/MAS NMR and FT-IR study of low temperature lignin pyrolysis, *Holzforschung* 39(5), 289-296 (1985).
- [34] Hunt D.G. and Croager W.P. Mode II fracture toughness of wood measured by a mixed-mode test method, *J. Mater. Sci. Lett.* 1, 77-79 (1982).
- [35] Hiermaier S. Prozeßverlauf, Schmelzebelastung und Nahtfestigkeiten beim biaxialen Vibrationsschweißen von Polypropylen, Ing. Thesis, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg (1998).
- [36] Hon, D. N.-S.; Shiraishi, N.: Wood and Cellulosic Chemistry. Marcel Dekker, Inc. 1991
- [37] Henning, A.H.: Das Schweißen thermoplastischer Kunststoffe, Teil 1 – Entwicklung des Schweißverfahrens, Schweißen von Igelit PCU-Platten. *Kunststoffe* 32 (1942) 103-109.
- [38] Illing, S.: Untersuchung des Verfahrens und der Produkteigenschaften beim Pyrolyse Schweißen von Holz durch Reibschweißen. Diploma Thesis, EPFL-IBOIS (2002).
- [39] Joly N., « Synthèse et caractérisation de nouveaux films plastiques obtenus par acylation et réticulation de la cellulose », thèse de doctorat soutenue à Limoges (2003).
- [40] Keller R., « Le bois, matériau d'ingénierie », chapitre I: "La constitution du bois", textes rassemblés par philippe Jodin, ARBOLOR (1994).
- [41] Koshijima T. and Watanabe T. Association between Lignin and Carbohydrates in Wood and Other Plant Tissues. Springer series in wood science, Springer-Verlag, Berlin (2003).
- [42] Košík M., Dandárová M. and Domanský R. Pyrolyse des Buchenholzes bei niedrigen Temperaturen IX.: Chemische Veränderungen im Buchenholz während der Pyrolyse, *Holzforschung Holzverwendung* 21, 40-43 (1969).

- [43] Košík M., Kozmál F., Reiser V. and Domanský R. 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).
- [44] Kollmann F. Occurrence of exothermic reactions with wood, *Holz als Roh- und Werkstoff* 18(6), 193-200 (1960).
- [45] Kim D.Y., Nishiyama Y., Wada M., Kuga S. and Okano T. Thermal Decomposition of Cellulose Crystallites in Wood, *Holzforschung* 55(5), 521-524 (2001).
- [46] Kinloch A.J. Fracture mechanics, in: Packham D.E. *Handbook of adhesion*, 206-207, Wiley, Chichester (2005).
- [47] Komatsu K., Sasaki H. and Maku T. Estimating Fracture Toughness from Nonlinear Load-Deflection Relation, *Wood Res.* 59, 80-92 (1976).
- [48] Kollman F.F., Kuenzi E.W. and Stamm A. J. *Principles of Wood Science and Technology*, Vol. 1. Springer-Verlag, Berlin (1975).
- [49] Knigge, W.; Schulz, H.: *Grundriss der Forstbenutzung*. Verlag Paul Parey, Berlin (1966).
- [50] Kollmann, F.: Holzgewicht und Feuchtigkeit. *Zeitschrift VDI 78* (1934) 1399.
- [51] Kollmann, F.; Malmquist, L.: Über die Wärmeleitzahl von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff* 14 (1956) 201-204.
- [52] Kollman, F.; Coté, W.A.: *Principles of wood science and technology-solid wood*. Springer Verlag Berlin Heidelberg 1968, Reprint (1984).
- [53] Kollmann, F.: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Volume 1, Springer-Verlag (1951).
- [54] Leban J.M., Pizzi A., Wieland S., Zanetti M., Properzi M. and Pichelin F. X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood, *J. Adhesion Sci. Technol.* 18, 673-685 (2004).
- [55] Lindner, H.: *Physik für Ingenieure*. 14. Auflage, Fachbuchverlag Leipzig-Köln GmbH (1993).
- [56] Leban, J.-M.; Pizzi, A.; Wieland, S.; Zanetti, M.; Properzi, M.; Pichelin, F.: X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 18 (2004) 673-685.

- [57] Miller R. B., « Wood Handbook – Wood as an engineering material », Chapter 2 : «structure of wood », Forest products Laboratory, USDA Forest service, Madison Wisconsin, (1999).
- [58] Mall S., Murphy J.F. and Shottafer J.E. Criterion for Mixed Mode Fracture in Wood, J. Eng. Mech. 109, 680-690 (1983).
- [59] Mijovic J.S. and Koutsky J.A. The effect of postcure time on the fracture properties and nodular morphology of an epoxy resin, Wood Sci. 11, 164-168 (1979).
- [60] Meier, D.; Faix, O: State of the art of applied fast pyrolysis of lignocellulosic materials-a review. Bioresource Technology 68 71-77 (1999).
- [61] Nassar M.M. and McKay G.D.M. Mechanism of thermal decomposition of lignin. Wood and Fiber Science, 16(3), 441-453 (1984).
- [62] Nuopponen M., Wikberg H., Vuorinen T., Maunu S.L., Jämsä S. and Viitaniemi P. Heat-treated softwood exposed to weathering, J. Appl. Polym. Sci. 91(4), 2128-2134 (2004).
- [63] Nuopponen, M.; Vuorinen, T.; Jämsä, S.; Viitaniemi, P.: Thermal modifications in softwood studied by FT-IR and UV resonance raman spectroscopies. Journal of Wood Chemistry and Technology 24 13-26 (2004).
- [64] Niemz, P.: Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. DRW-Verlag Weinbrenner Leinfelden- Echterdingen (1993)
- [65] Niemz, P.: Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. DRW-Verlag Weinbrenner Leinfelden- Echterdingen (1993)
- [66] Pizzi A., Leban J.M., Kanazawa F., Properzi M. and Pichelin F. Wood dowel bonding by high-speed rotation welding, J. Adhesion Sci. Technol. 18(11), 1263-1278 (2004).
- [67] Pizzi, A.; Leban, J.-M.; Kanazawa, F.; Properzi, M.; Pichelin, F.: Wood dowel bonding by highspeed rotation welding. Journal of Adhesion Science and Technology, 18 (2004) 1263-1278
- [68] Properzi M., Leban J.M., Pizzi A., Wieland S., Pichelin F. and Lehmann M. Influence of grain direction in vibrational wood welding, Holzforschung 59, 23-27 (2005).
- [69] Rowell R. M. and LeVan-Green S. L. Thermal Properties, in: Handbook of wood chemistry and wood composites, Rowell R. M. (Ed.), 121-138. CRC Press, Boca Raton, FL (2005).
- [70] 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).

- [71] Rowell R. M. (Ed.) Handbook of wood chemistry and wood composites, CRC Press, Boca Raton, FL (2005).
- [72] Siau J.F. Transport processes in wood, Springer Verlag, 243 p. (1984).
- [73] Simpson W., Tenwold A., « Wood Handbook – Wood as an engineering material », Chapter 2 : « Physical properties and moisture relations of wood », Forest products Laboratory, USDA Forest service, Madison Wisconsin, (1999)
- [74] Shafizadeh F. and DeGroot W.F. 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).
- [75] Salmén N.L., Temperature and Water Induced Softening Behavior of Wood Fiber Based Materials, PhD Thesis, KTH, Stockholm (1982).
- [76] Sivonen H., Maunu S.L., Sundholm F., Jämsä S. and Viitaniemi P. Magnetic resonance studies of thermally modified wood, Holzforschung 56(6), 648-654 (2002).
- [77] Schlarb A.K.H., Zum Vibrationsschweißen von Polymerwerkstoffen. Process – Struktur – Eigenschaften. Institut für Werkstofftechnik, Universität Kassel, Germany (1989) ISBN: 3-88122-512-9.
- [78] Sutthof B., Franz U., Hentschel H. and Schaaf A. Verfahren zum reibschweisartigen Fügen und Verbinden von Holz, German Patent No. DE 19620273 C2 (1996).
- [79] Siau, J.F.: Transport Processes in Wood. Springer Verlag, Berlin, 1984
- [80] Suleiman, B.M.; Larfeldt, J.; Leckner, B.; Gustavsson, M.: Thermal conductivity and diffusivity of wood. Wood Science and Technology 33 (1999) 465-473
- [81] Suthoff, B.; Schaaf, A.; Hentschel, H.; Franz, U.: Offenlegungsschrift DE 196 20 273 A 1. Deutsches Patentamt (1996)
- [82] Suthoff, B.; Kutzer, H.-J.: Offenlegungsschrift DE 197 46 782 A 1. Deutsches Patent und Markenamt (1997)
- [83] Suthoff, B.; Kutzer, H.-J.: Offenlegungsschrift DE 197 46 782 A 1. Deutsches Patent und Markenamt (1997)
- [84] Stamm B., development of friction welding of wood - physical, mechanical and chemical studies, PhD Thesis, EPFL, (2005).
- [85] Tod D.A. Tests of adhesion, in: Packham D.E. Handbook of adhesion, 533-535, Wiley, Chichester (2005).

- [86] Triboulot P., Jodin P. and Pluvinaud G. Validity of fracture mechanics concepts applied to wood by finite element calculation, *Wood Sci. Technol.* 18, 51-58 (1984).
- [87] Takatani M. and Sasaki H. Effect of Glue-line Flexibility on Cleavage Fracture Toughness of Wood-Epoxy Resin Bond System, *Wood Res.* 66, 30-51 (1980).
- [88] Valentin G. and Caumes P. Crack propagation in mixed mode in wood: a new specimen, *Wood Sci. Technol.* 23, 43-53 (1989).
- [89] Vasic S. and Smith I. Bridging crack model for fracture of spruce, *Eng. Fracture Mech.* 69, 745-760 (2002).
- [90] Vill, V.I.; Shternin, L.A.: Die grundlegenden technologischen Besonderheiten des Reibschweißens. Glavelektroadard 4 (1957)
- [91] Vill, V.I.: Reibschweißen von Metallen. Verlag Mashgiz, Moskau (1959). Deutsche Übersetzung, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, DVS-Berichte 2 (1967).
- [92] White M.S. and Green D. Effects of substrate on the fracture toughness of wood-adhesive bands, *Wood Sci.* 12, 149-153 (1980).
- [93] Wieland S., Shi B., Pizzi A., Properzi M., Stampanoni M., Abela R., Lu X. and Pichelin F. Vibration welding of wood: X-ray tomography, additives, radical concentration, *Forest Products J.* 55(1), 84-87 (2005).
- [94] Yoshihara H. and Kawamura T. Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test, *Composites* 37, 2105-2113 (2006).

Présentation des publications

IV. Etude des paramètres influant sur le soudage rotatif et conception optimisée d'assemblages

IV.1. Soudure par rotation de tourillons disposés en zigzag dans les assemblages en bois destinés à des applications extérieures

“Zig-zag rotational dowel welding for exterior wood joints“

IV.2. Durabilité des joints soudés soumis à un vieillissement climatique

“Weather exposure durability of welded dowel joints“

IV.3. Influence de la vitesse de la rotation des tourillons sur la soudure

“Dependence of dowel welding on rotation rate“

IV.1: Soudure par rotation de tourillons disposés en zigzag dans les assemblages en bois destinés à des applications extérieures

L'insertion de tourillons dans le bois massif, pour la confection de meubles, sans aucune soudure bois-bois, a été employée pendant des siècles. Récemment, cette technologie simple a été améliorée. La soudure du bois induite par rotation de tourillons à grande vitesse, sans quelqu'adhésif que ce soit, a permis d'obtenir rapidement des joints de très grande résistance [1-4].

Plusieurs applications de la soudure par tourillons, y compris des applications structurales, ont été réalisées [5, 12]. Une application qui n'a pas été encore explorée est la possibilité de lier deux surfaces en bois à travers une interface, à savoir faire un joint plat en utilisant des chevilles soudées pour maintenir les deux pièces ensemble. Cela permettrait de préparer des panneaux « blockboards » par soudure de planches en bois. Ce document traite du développement de tels joints et des techniques pour réaliser la fabrication de joints plats en mettant en œuvre le soudage par rotation à grande vitesse de tourillons.

Une disposition des tourillons en zigzag conduit à l'obtention de joints forts sans apport d'adhésif. 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. Par conséquent, pour rompre le joint par traction, il est nécessaire d'extirper le tourillon de son trou, ce qui est rendu comparativement beaucoup plus difficile puisque la zone au bord (lip) de l'interface du substrat contribue à la résistance totale. Ainsi l'interface cheville /substrat bois est soumise à du cisaillement pendant l'essai, alors que le tourillon lui-même est soumis à la traction. Les performances mécaniques du joint ont été optimisées pour un angle d'insertion du tourillon de 53° (fig. 1B).

L'essai de traction a été choisi car ce test est plus sévère et plus représentatif pour ce type de joint qu'un essai par flexion. La figure 4 montre un joint après essai de traction à sec et le faciès de rupture indique que la résistance mécanique est principalement due à celle de la bande de bois à l'interface qui sépare les trous d'entrée et de sortie des tourillons dans les planches. La rupture de l'assemblage se produit suite à une défaillance dans la zone qui sépare les points d'entrée des tourillons de la ligne de contact des deux planches. Les résistances moyennes à la traction des joints soudés sont reportées dans le tableau 1.

On note que la résistance à sec d'un joint plat est inférieure à celle du même joint réalisé avec un adhésif UF appliqué sur toute la longueur de l'interface, mais un résultat est remarquable, à savoir la résistance des joints après immersion pendant 2 h dans l'eau bouillante et testée sur échantillon humide ou après séchage au four. Cet essai sous

ébullition pendant 2 h, qui est employé pour définir les possibilités d'utilisation des adhésifs et des joints collés en extérieur (BS 1204 et en 302-1) [13, 14], a été choisi pour indiquer le potentiel d'un tel type d'assemblage par tourillons dans des applications extérieures. Des travaux antérieurs avaient clairement indiqué que des joints obtenus par soudage rotatif résistaient à 24 heures d'immersion dans l'eau froide [3].

Les résultats de nos essais (ébullition de 2 h) laissent à penser que les joints soudés par rotation présenteront de bonnes caractéristiques vis-à-vis d'un vieillissement climatique comme défini dans les essais de vieillissement accéléré (BS 1204 et en 302-1). Ceci est attribué à la géométrie du joint qui protège l'interface soudée contre l'eau. Néanmoins si l'eau atteint l'interface soudée, le gonflement différentiel du tourillon et du substrat confère au joint une résistance à l'eau nettement supérieure à celle des joints soudés par vibration linéaire [3, 7].

La rigidité des assemblages collés par un adhésif UF est supérieure à celle d'assemblages soudés par tourillons (Cf tableau 1). 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.

Note : Les résultats obtenus après l'essai à l'eau bouillante sont plus faibles que ceux exigés par les normes dans le cadre d'applications structurales en extérieur. Néanmoins, ils sont intéressants pour des applications non-structurales toujours en extérieur.

Des profils de densité assez inhabituels ont été observés par microdensitométrie de rayons X. L'analyse de ces profils dans le tourillon et à l'interface tourillon/substrat indiquent que l'amélioration du procédé et son optimisation doivent passer par une minimisation du taux de compression à la fin du mouvement de rotation du tourillon et de l'impact de son insertion pour éviter les microfissures interfaciales qui peuvent parfois se développer.

Zig-zag rotational dowel welding for exterior wood joints

P. OMRANI¹, J.-F. BOCQUET¹, A. PIZZI^{1,*}, J.-M. LEBAN² and
H. MANSOURI¹

¹ *ENSTIB-LERMAB, Nancy University, BP 1041, F-88051 Epinal, France*

² *LERFOB, INRA, Institut National de la Recherche Agronomique, Centre de Champenoux,
F-54280 Champenoux, France*

Received in final form 3 May 2007

Abstract—A zig-zag pattern of rotationally welded dowels across the interface of a butt joint between two wood planks was shown to yield strong joints without any adhesive. Tests after 2 h in boiling water showed that the joints were able to resist both 2 h immersion in boiling water, as well as the subsequent oven drying. Some unusual densification patterns were observed by X-ray microdensitometry. X-ray microdensitometry analysis of densification patterns in the dowel and at the dowel/substrate interface indicate that further improvement and optimisation of this process should consider minimizing the compression rate at the end of dowel rotation as well as minimization of the insertion impact of the dowel to avoid interfacial microfissures that can sometimes develop.

Keywords: Wood welding; dowel welding; exterior joints.

1. INTRODUCTION

The insertion of dowels into solid wood for furniture without any wood-to-wood welding has been used for centuries. Recently, this simple technology has been upgraded. High speed rotation-induced wood dowel welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1–4]. Mechanical high-speed rotation can be used to induce wood dowel-to-wood substrate welding and, hence, to manufacture high-quality, environmentally-friendly wood joints without any adhesives or any additional chemicals [5]. The mechanism of mechanically-induced high-speed rotation wood welding is due to the temperature-induced softening and flowing of some amorphous polymer material, bonding the wood cells to each other in the structure of wood. This flow of material induces high densification of the wood material close to the bonded interface [1–4, 6–10]. Wood species, relative diameter difference between the dowel and the

*To whom correspondence should be addressed. E-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

receiving hole, and press time were shown to be the parameters yielding significant strength differences [1–3, 9].

The heat generated by the mechanical friction at the dowel/substrate interface plays a key role in the chemical/physical processes leading to welding, as well as in the final strength and strength development of the welded joint [1–4, 9]. An appropriate heat transfer model for high speed rotational dowel welding has also been developed [11].

Several applications of dowel welding, including structural applications, have been achieved [5, 12]. One application that has not yet been explored is the possibility to bind two wood surfaces across an interface, namely to make a butt joint, using welded dowels to hold in some manner the two pieces of wood together. To achieve this would lead to the possibility of preparing blockboard panels by dowel welding wood planks to each other. This paper deals with the development of joints and techniques to achieve such fabrication of butt joints by high-speed rotational dowel welding.

2. EXPERIMENTAL

2.1. Wood joints by dowel welding

The welding conditions used 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, manually-operated drill (Syderic SH 32, Syderic-Vernier-Cato, France) into pieces of beech wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter. 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 were achieved in the assembly thickness ($24 + 24$ mm thickness) shown in Fig. 1a, 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. When the two pieces of wood are not held together in such a way, under some pressure, during dowel insertion the strength of the joint is seriously impaired and is considerably weaker. The pre-optimized angle of insertion was 53° as shown in Fig. 1b and the dowels were inserted as shown in Fig. 2.

The specimens were then cut to dimensions of $153 \times 153 \times 24$ mm and held together by 5 welded dowels and tested dry in tension at 1 mm/min, and after being immersed for 2 h in boiling water, tested both wet and redried in the oven at 103°C . 5 specimens were tested dry, 5 were tested immediately after 2 h in boiling water and 5 were tested after 2 h in boiling water and redrying overnight at 103°C . The specimens were bonded to the metallic test rig with an epoxy resin. The stiffness of the assembly was calculated from the force vs. test time curves. A urea-formaldehyde (UF) resin extended with 50% wheat flour and with a hardener composed of 1% phosphoric acid + 1.5% ammonium sulphate by weight based

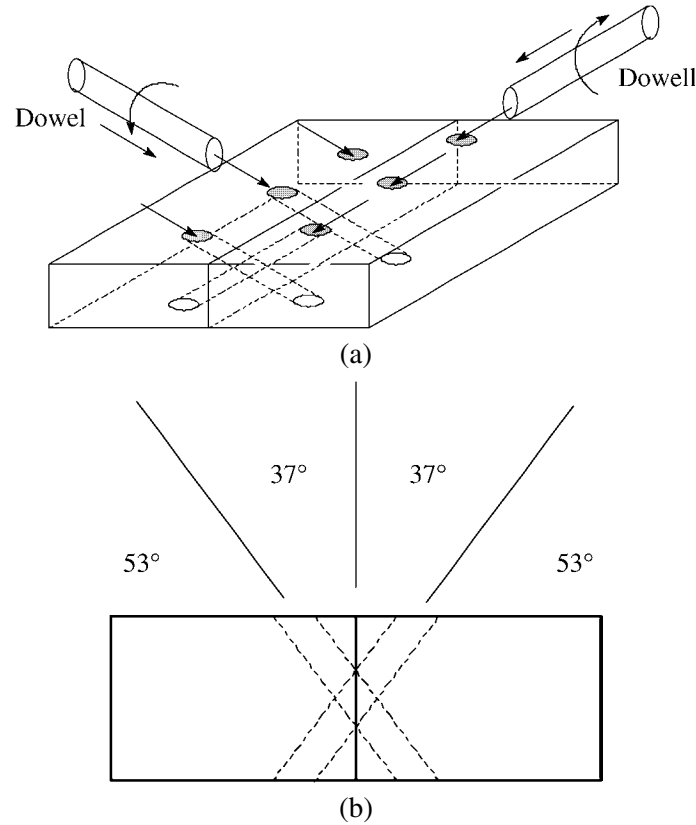
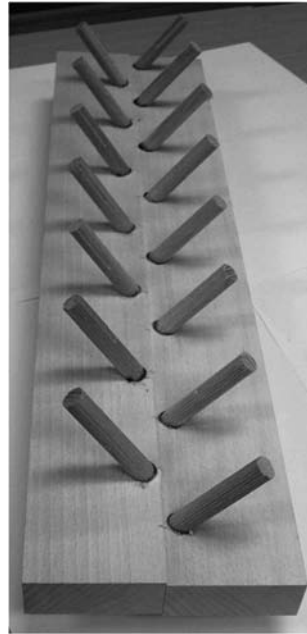


Figure 1. Schematic representation of (a) zig-zag dowel insertion scheme in the wood substrate and (b) insertion angles of dowels in the substrate.

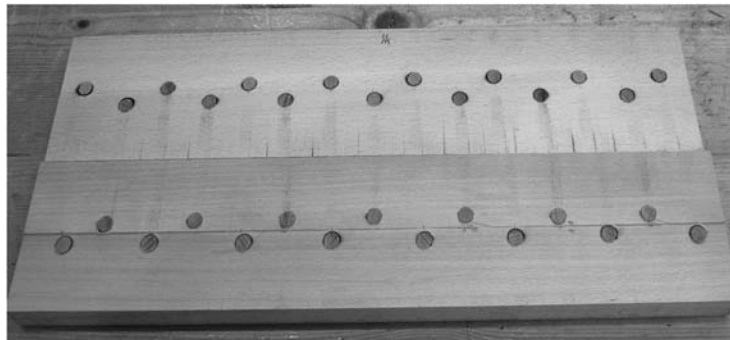
on resin solids was used as a control. The control was a butt joint bonded under pressure in which the total bonded area was $153 \text{ mm} \times 24 \text{ mm} = 36.7 \text{ cm}^2$.

2.2. X-ray microdensitometry

The welded specimens were examined by X-ray microdensitometry [6]. The specimens first yielded X-ray microphotographs and these were then converted into X-ray microdensitometry maps. In the original microphotographs the lighter is the colour, the higher is the density. In the microdensitometry maps the darker is the colour, the higher is the density. The X-ray microdensitometry equipment used consisted of an X-ray tube producing “soft rays” (low energy level) emitted through a beryllium window. These were used to produce a X-ray negative photographs of approx. 2-mm-thick samples, conditioned at 12% moisture content, at a distance of 2.5 m from the tube. This distance is important to minimise blurring of the image on the film frame ($18 \times 24 \text{ cm}$) used. The usual exposure conditions were: 4 h, 7.5 kW and 12 mA. Two calibration samples were placed on each negative photograph in order to determine wood density values. The specimens were tested in this manner



(a)



(b)

Figure 2. Photographs of a joint of two wood pieces tightly joined by a zig-zag pattern of welded dowels (a) before the dowels are cut and (b) after the dowels are cut and the samples are planed.

on an equipment consisting of an electric generator (Inel XRG3000), an X-ray tube (Siemens model FK60-04 Mo, 60 kV–2.0 kW) and a Kodak Industrex type M100 negative film.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The zig-zag rotational dowel welding pattern shown in Figs 1 and 2 was tried to form joints that could be used for preparing flat blockboards. This was necessary as a different type of joint, as the one shown in Fig. 3a,b, connecting the two pieces

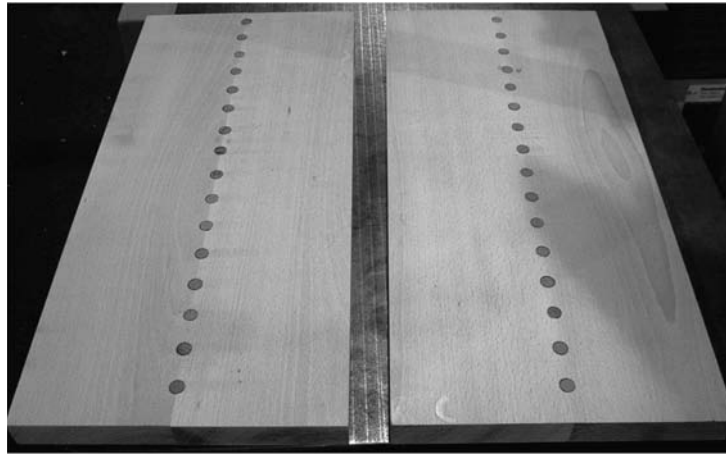
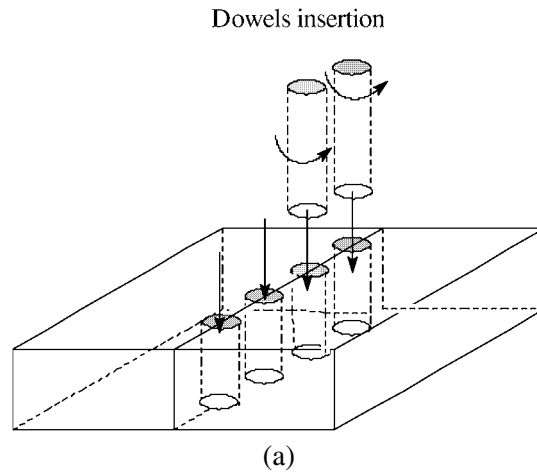


Figure 3. (a) Schematic representation of a joint of two wood pieces tightly joined by a welded dowels pattern yielding poor strength results and (b) photograph of the same joint after the dowels are cut and the samples are planed.

of wood proved to be excessively weak. The joints in Fig. 3a,b were prepared by predrilling 8-mm-diameter holes through the interface of the two pieces of wood while these were kept tightly together. Dowels were then welded into them while the two wood pieces were still held together in the clamp. The joint formed in the second case proved on testing to be excessively weak.

The zig-zag configuration was chosen on the basis that the edges of the two wood pieces separating the entrance and exit holes of the dowel into the substrates were the parts of the joint that offered the greatest resistance to the force applied to the joint itself. Thus, to break the joint in tension one needs to force the dowel out of its hole, this being comparatively more difficult if there is also the “lip” of the substrate interface edge contributing. In this manner the dowel/wood substrate interface is

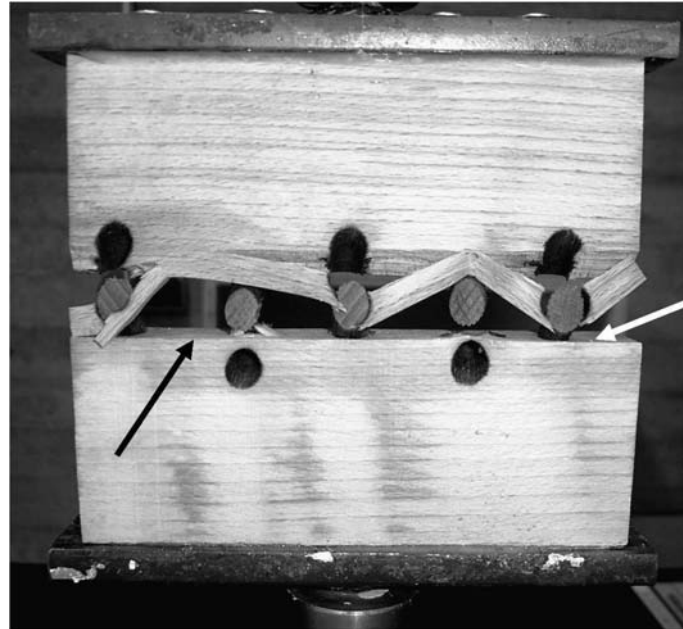


Figure 4. Photograph of the characteristic tensile breaking pattern of a wood joint held together by 5 welded dowels arranged in a zig-zag pattern. Note the breaking of the interfacial wood substrate “lip” between dowel entry point and butt joint interface which contributes markedly to the strength of the assembly. The arrows indicate where the two pieces of wood touched.

subjected to interfacial shear during testing, while the dowel itself is subjected to tension. The mechanical performance of the joint was optimized for a dowel insertion angle of 53° (Fig. 1b). Tensile testing was considered as more severe and more representative for this type of joint than a bending test. Figure 4 shows a joint after dry tensile testing, and the crack pattern indeed indicates that its mechanical resistance is mostly due to the mechanical resistance of the wooden strip separating the dowel's entrance and exit holes across the interface of the wood planks used as substrate. The welding of the dowels to the wood contributes considerably to the strength of the assembly and the welding breaks only when the wood lip separating the dowel entry point from the area in which the two pieces touch does break. The average tensile strengths at which the welded dowel joints failed are reported in Table 1. While the dry strength is lower than that of the same dimensions butt joint bonded with a UF adhesive across the whole interface, what is remarkable is the resistance of the joints to 2 h immersion in boiling water both when tested wet and tested after redrying in an oven. The 2-h boiling test, a test used to define the exterior-grade capability of both adhesives and adhesively-bonded joints (BS 1204 and EN 302-1) [13, 14], was chosen as an indication of the exterior-grade potential of such a type of welded dowel joints. Previous work had clearly indicated that welded dowel joints were resistant to 24 h cold water immersion [3]. The resistance to a 2-h boil test confirms again that welded dowel joints present a certain weather

Table 1.

Tensile strength of 5 welded dowels butt joints

	Tensile strength (MPa)	Stiffness (kN/mm)
UF-glued butt-joint control, dry	1.42 ± 0.11	10.08
UF-glued butt-joint control, 2 h boil	0.0	–
5 welded dowels butt joint, dry	0.77 ± 0.07	4.20
5 welded dowels butt joint, 2 h boil, tested wet	0.33 ± 0.01	1.60
5 welded dowels butt joint, 2 h boil, tested re-dried	0.37 ± 0.02	0.96

and boil resistance as defined by the relevant accelerated ageing tests (BS 1204 and EN 302-1). This is ascribed to the geometry of the joint that protects from water the welded interface. Thus, it is more difficult for the water to reach the welded interface, and once there, the differential swelling of the dowel and substrate confers to the welded dowel joint water resistance which does not occur in linear vibration welded joints [3, 7]. The stiffness of the assemblies reported in Table 1 appears to be more due to the presence of a binder for the UF-bonded butt joint control without dowels, and less to the dowels. The extent of the highest resistance to breakage instead appears to be due both to the adhesive bond in the case of the control, and to the dowels themselves and the substrate in the case of the welded joints. It must be said that with increasing the number of dowels, zig-zaging the joint would also improve both stiffness and breaking force of the welded joint. The relative rigidity indicated by the dry stiffness in Table 1 for the welded dowel joint is good enough to assemble wood slats in this manner to make a blockboard panel.

Figures 5 and 6 indicate what occurs in the joint. These show different X-ray microdensitometry analyses of zig-zag welded dowel joints. In Fig. 5a is shown the X-ray image of 5 dowels crossing the joint, before testing. The lighter the colour (the white areas), the higher is the densification. In Fig. 5a,b one can notice that around all the 5 dowels there is an area of densification which is particularly marked, diffuse and noticeable at the entrance of the dowel in the second piece of wood. This relative increase of the density of the material surrounding the dowel could be ascribed to either (i) the compression impact due to the high rate of insertion once the dowel hits the interface between the two pieces of wood, or (ii) the expansion into the substrate of the gasses generated by the increase of temperature in wood welding [7, 11] or both. The bold arrow in Fig. 5b indicates the direction of dowel insertion. The two smaller arrows in Fig. 5b point to microvoids at the interface between the two pieces of wood that are consecutive to the local compression due to insertion in the second piece of wood. These voids should be probably minimised in order to further improve the joint's strength. Furthermore, Fig 5c shows another interesting effect, although this is not easily explained. All dowels show a densification collar in the middle of the dowel, situated at the interface between the two wood planks. This effect has not been observed before.

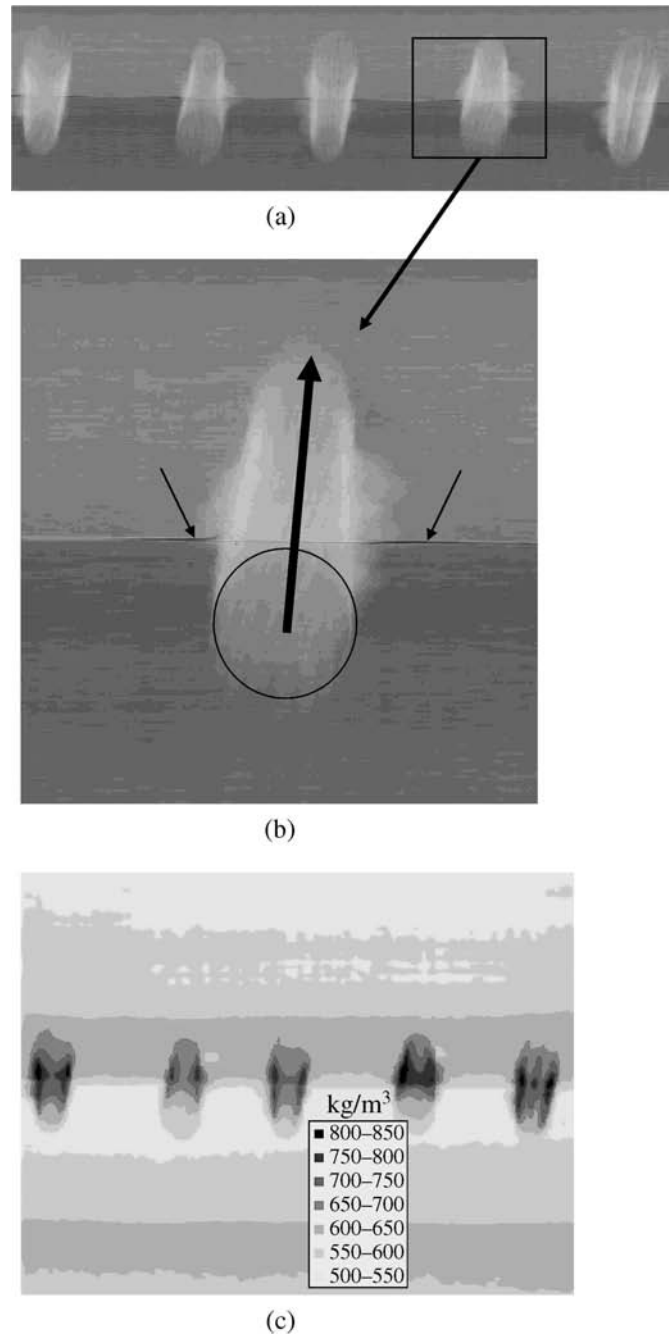


Figure 5. (a) X-ray microphotograph of a sample joined by five welded dowels, showing the five dowels inserted in the substrate (the whiter areas are those of higher density) and (b) a more detailed view of one of the dowels showing its densification, which is particularly noticeable for this dowel, at the entrance of the dowel in the second substrate. (c) X-ray microdensitometry-derived density map of the same joint quantifying the level of densification of the different parts involved.

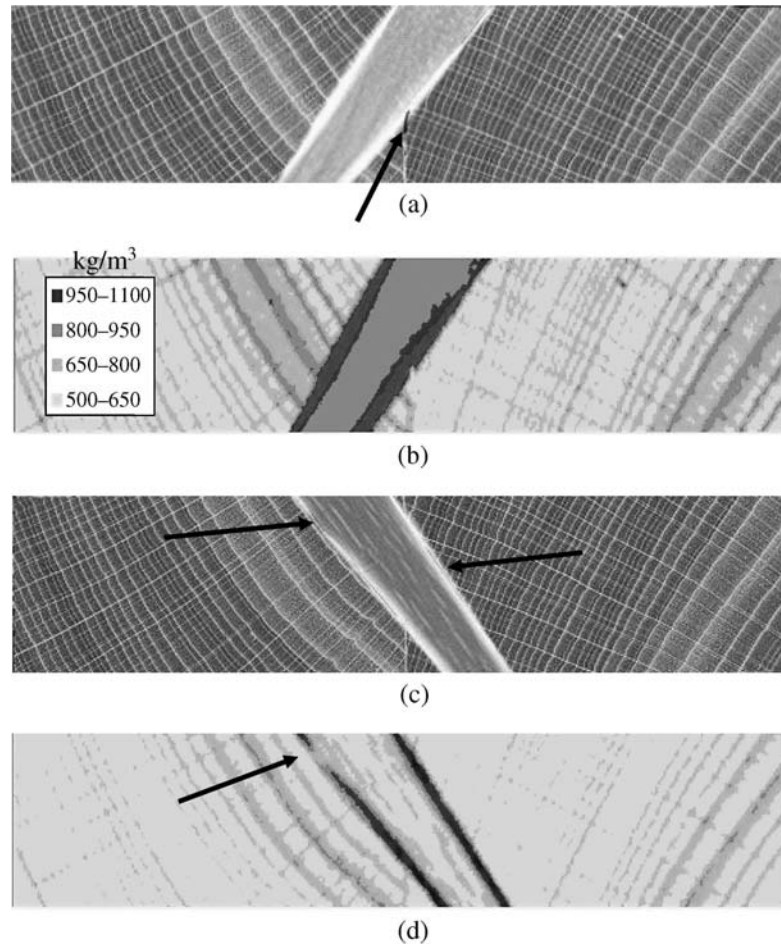


Figure 6. (a) X-ray microphotographs of a properly welded dowel through the two wood pieces it joins showing insertion impacts microfissures (the whiter areas are those of higher density) and (b) its corresponding X-ray microdensitometry-derived density map showing both interfacial dowel/substrate densification and dowel densification in depth. (c) X-ray microphotograph of a well-welded dowel through the two wood pieces it joins showing areas in which welding has been broken or has not occurred and (d) its corresponding X-ray microdensitometry-derived density map showing more shallow interfacial densification and no densification in depth.

The X-ray microphotographs and microdensity maps shown in Fig. 6 also lend themselves to some interesting deductions. In Fig. 6a there is a high level of densification inside the dowel, as well as along the interface between the dowel and the wood plank. The small fissures noticed already in Fig. 5b can also be observed in this case. Welding in Fig. 6a is definitely good.

In Fig. 6b,c,d the densified area is less, the inner part of the dowel is not densified, but only the interface is. Adhesion between the dowel and the substrate does not occur all along the dowel, and some areas are patently not welded, or the welding

has broken. Arrows in Fig. 6c,d indicate the places where welding has not occurred or is defective. The reason for this is probably the lower compression rate that occurred in this particular dowel case after the end of dowel rotation.

It seems that to optimize this process one should consider a minimum compression level at the end of dowel rotation. This minimum compression level can be expressed as the minimum compression force allowing the adhesion of the fibers to the molten intercellular matrix. It is interesting to note, however, from the results shown in Table 1 that, notwithstanding all this, the joint strength is still rather good, but from what is shown in Figs 5 and 6 further strength improvement is possible.

4. CONCLUSIONS

Application of a zig-zag pattern of rotationally welded dowels across the interface of a butt joint between two wood planks yields strong joints. These resist accelerated weathering tests such as the 2-h boiling water test when the pieces are tested both wet or redried after immersion in boiling water. The results obtained are poorer than those required by exterior-grade standards for structural application. Nonetheless, they are interesting for non-structural exterior-grade applications. An increase in the number of welded dowels across the interface will further improve the strength and durability results obtained. The results obtained also indicate that further improvement and optimisation of this process should consider a minimum compression level at the end of dowel rotation as well as a minimisation of the insertion impact of the dowel to avoid microfissures that can sometimes develop.

REFERENCES

1. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
2. 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).
3. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
4. A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 829–846 (2006).
5. J. F. Bocquet, A. Pizzi and L. Resch, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 1727–1740 (2006).
6. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 673–685 (2004).
7. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1573–1589 (2003).
8. M. Boonstra, A. Pizzi, C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 359–369 (2006).
9. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
10. L. Resch, A. Despres, A. Pizzi, J.-F. Bocquet and J.-M. Leban, *Holz Roh Werkstoff* **64**, 423–425 (2006).
11. A. Zoulalian and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 97–108 (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. British Standard BS 1204, *Part 1, Specification for close contact adhesives* (1965).
14. European norm EN 302-1, *Adhesives for load-bearing timber structures. Test methods Part 1: Determination of bond strength in longitudinal tensile shear strength* (2002).

IV. 2 : Durabilité des joints soudés par tourillons soumis à un vieillissement climatique

Un joint plat entre deux planches en bois 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. Dans cet article, la résistance effective des joints est testée par exposition naturelle non protégée (les échantillons subissent donc tous les aléas climatiques) afin d'essayer de confirmer les résultats obtenus en laboratoire.

Il s'avère que les assemblages ainsi testés résistent effectivement à l'exposition pendant quelque temps confirmant la résistance des joints à l'environnement humide comme observée suite à l'immersion dans l'eau froide et l'eau bouillante pendant 2 heures dans les essais accélérés (Omrani et autres 2007).

Les résultats obtenus sont en-deçà de ceux exigés par les normes de grade extérieur pour les applications structurales. Néanmoins, ils sont intéressants pour des demandes non-structurales avec de brèves durées d'exposition non protégée. Les résultats montrent au cours de l'exposition, une diminution progressive de la résistance à la traction du joint qui tend vers 0 après 12 mois. Il est remarquable qu'après 4 et 8 mois d'exposition à des conditions atmosphériques sévères, le joint soit capable de résister. Une augmentation du nombre de tourillons soudés à travers l'interface améliorerait encore la force du joint mais il est peu probable que cela augmenterait sa durabilité.

Weather exposure durability of welded dowel joints

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi

Published online: 22 December 2007
© Springer-Verlag 2007

Subject A zigzag pattern of rotationally welded dowels across the interface of a butt joint between two wood planks, without any adhesive, was shown to yield joints presenting some resistance to weather exposure, although not of exterior grade type.

1 Introduction

High speed rotation-induced wood dowel welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength (Pizzi et al. 2004, 2006, Kanazawa et al. 2005, Ganne-Chedeville et al. 2005). It has been used for binding two wood surfaces across an interface, namely to make a butt joint, using welded dowels in a zigzag pattern to hold the two pieces of wood together (Fig. 1) (Omrani et al. 2007). The mechanical performance of the joint was good (Omrani et al. 2007). The resistance of the joints to 2 hours immersion in boiling water was remarkable, although not to exterior-grade standard. A 2-hour boiling test was used as an indication of the exterior-grade potential of these joints. This article deals with testing the effective resistance of these joints to exterior weather exposure in an attempt to confirm the results obtained in the laboratory.

2 Materials and methods

The welding conditions used were as follows. Commercial beech (*Fagus sylvatica*) 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 (*Fagus sylvatica*) wood with pre-drilled holes of 8 mm diameter. 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 welding was achieved in the assembly thickness (24 + 24 mm thickness) shown in Fig. 1, this being achieved within 2 to 3 seconds, the rotation of the dowel was stopped. A hand clamp was used to hold the

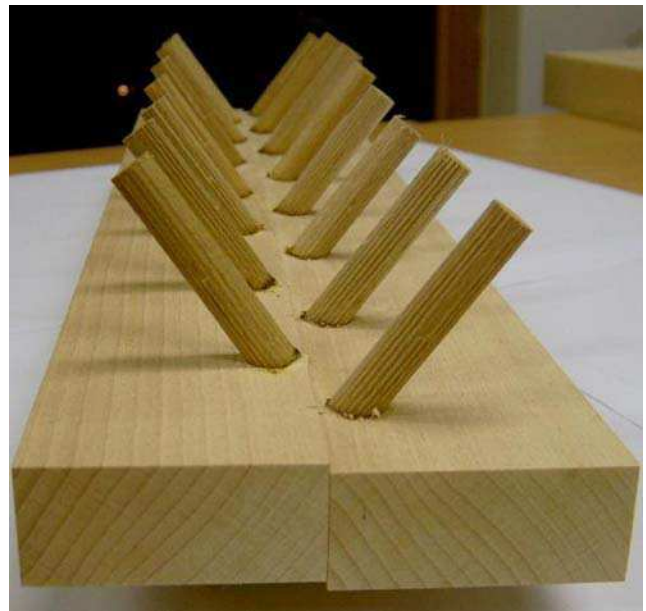


Fig. 1 Example of a zigzag dowel welded joint after its preparation. The dimensions of the specimen are $400 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$

Abb. 1 Reibschweiß-Dübelverbindung mit Zickzackstruktur. Die Probenabmessungen sind $400 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi (✉)
ENSTIB, University of Nancy 1,
27 Rue du Merle Blanc,
88000 Epinal, France
e-mail: pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

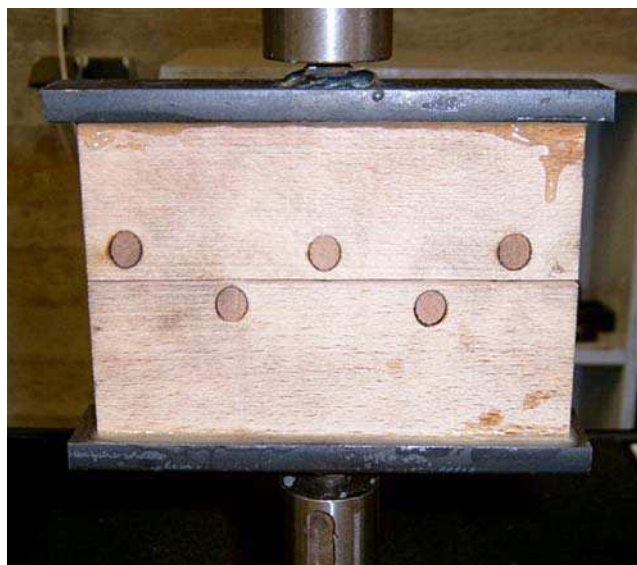


Fig. 2 Example of a zigzag dowel welded joint during tensile testing. The dimensions of the specimen are $153 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$ comprising five dowels

Abb. 2 Reibschweiß-Dübelverbindung mit Zickzackstruktur während der Zugprüfung. Die Probenabmessungen sind $153 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$ mit fünf Dübeln

two pieces of wood together while inserting the dowels. If the two pieces of wood are not held together in such a way, under some pressure, during dowel insertion, the strength of the joint is seriously impaired and is considerably weaker. The pre-optimized angle of insertion used was 53° . The specimens, originally of dimensions $400 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$, were cut to dimensions of $153 \times 153 \times 24 \text{ mm}^3$, each being held together by five welded dowels. Five specimens were tested dry, and 20 were exposed unprotected to the weather for 12 months, five of them being taken for testing every four months, thus after 4, 8 and 12 months exposure. All specimens were tested in tension at 1 mm/minute (Fig. 2). The stiffness of the assembly was calculated by the force versus test time curves.

3 Results and discussion

The results in Table 1 confirm that the application of a zigzag pattern of rotationally welded dowels across the interface of a butt joint between two wood planks yields

Table 1 Tensile strength and stiffness of 5 welded dowel butt joints after 0, 4, 8 and 12 months unprotected exposure to the weather

Tabelle 1 Zugfestigkeit und Steifigkeit von Längsverbindungen mit Reibschweißverdübelung nach 0-, 4-, 8- und 12-monatiger ungeschützter Bewitterung

Exposure time (month)	Stiffness (kN/mm)	Tensile strength (MPa)
0 (dry control)	4.20	0.77
4	1.28	0.34
8	0.56	0.15
12	—	0.0

strong joints. They resist effectively unprotected weather exposure for some time, confirming the resistance of dowel joints to wet environment implied by cold water immersion and 2 hours in boiling water accelerated tests (Omrani et al. 2007). The results obtained are poorer than those required by exterior-grade standards for structural application. Nonetheless, they are interesting for non-structural applications for short times in unprotected environment. The results in Table 1 show a progressive decrease in the tensile strength of the joint when passing from dry to 4, 8 and 12 months weather exposure, with the joint finally failing totally after 12 months unprotected weather exposure. It is remarkable that still after 4 and 8 months exposure to harsh weather conditions the joint is capable of holding together. An increase in the number of welded dowels across the interface would further improve the dry strength of the joint but it is unlikely to improve its durability.

References

- Ganne-Chedeville C, Pizzi A, Thomas A, Leban J-M, Bocquet J-F, Despres A, Mansouri HR (2005) Parameter interactions in two-block welding and the wood nail concept in wood dowels welding. *J Adhes Sci Technol* 19:1157–1174
- Kanazawa F, Pizzi A, Properzi M, Delmotte L, Pichelin F (2005) Influence parameters in wood dowels welding by high speed rotation. *J Adhes Sci Technol* 19:1025–1038
- Omrani P, Bocquet J-F, Pizzi A, Leban J-M, Mansouri HR (2007) Zigzag rotational dowel welding for exterior wood joints. *J Adhes Sci Technol* 21:923–933
- Pizzi A, Leban J-M, Kanazawa F, Properzi M, Pichelin F (2004) Wood dowels bonding by high speed rotation welding. *J Adhes Sci Technol* 18:1263–1278
- Pizzi A, Despres A, Mansouri HR, Leban J-M, Rigolet S (2006) Wood joints by through-dowel rotation welding – Microstructure, ^{13}C NMR and water resistance. *J Adhes Sci Technol* 20:427–436

IV.3 : Influence de la vitesse de la rotation des tourillons sur la soudure

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 dans la gamme de 1200-1600 tours par minute (rpm), en particulier à 1500-1600 t/mn (Pizzi et al 2004, Kanazawa et al 2005, Ganne-Chedeville et al 2005). Cela était dû aux limitations mécaniques de l'appareil utilisé.

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 ces paramètres (vitesse et insertion).

Les résultats indiquent que si le tourillon est inséré assez profondément, soit 46 millimètres dans cette étude, la résistance à la traction de la ligne de soudage est plus grande que celle du tourillon elle-même. Quand la surface de la soudure est diminuée en insérant le tourillon seulement à une profondeur de 22mm, un essai comparatif correct peut être effectué. Les résultats dans le tableau 1 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 entraîne une carbonisation de la matière à l'interphase

La tomographie du meilleur et du plus mauvais joint soudé illustre cet effet dans la fig. 1a et b. Plus la vitesse de rotation est élevée, plus le matériau fondu s'écoule et s'éloigne de la ligne de soudage comme le montre la fig. 1b comparée à la fig. 1a. Deux effets peuvent expliquer la dispersion du matériau fondu à partir de la ligne de soudage par diffusion dans le substrat, à savoir : (1) une vitesse trop élevée de rotation et d'insertion augmente excessivement la pression exercée par le matériau fondu sur les parois du trou du substrat, et (2) la viscosité plus faible et par conséquent la mobilité plus grande de la phase fondue, facilite son écoulement. Plus le matériau fondu s'écoule, plus l'interphase est appauvrie en matériel de soudage, et par conséquent plus la résistance de la soudure est faible (tableau 1). Dans la fig. 1a, la distance parcourue par le matériel fondu est visiblement moins importante que pour le cas montré dans la fig. 1b.

Dependence of dowel welding on rotation rate

J.-M. Leban · H.R. Mansouri · P. Omrani · A. Pizzi

Published online: 21 February 2008
© Springer-Verlag 2008

Subject Dependence of dowel welding on rotation rate

1 Introduction

High speed rotation-induced wood dowel welding without any adhesive has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength (Pizzi et al. 2004, Pizzi et al. 2006, Kanazawa et al. 2005, Ganne-Chedeville et al. 2005). The best results were obtained in the range of 1200–1600 revolutions per minute (rpm), in particular at 1500–1600 rpm (Pizzi et al. 2004, Kanazawa et al. 2005, Ganne-Chedeville et al. 2005). This was due to the mechanical limitations of the drill used. As controlled insertion of dowels at controlled rates of rotation could be achieved with properly apt industrial equipment, a study was conducted on the effect of increasing the rotation rate of the dowel during insertion on the mechanical strength of the weld.

2 Materials and methods

The welding conditions used were as follows. Commercial beech (*Fagus sylvatica*) wood fluted dowels, dried to 2% moisture content, 12 mm in diameter and 8 cm in length, were inserted using a high rotation rate fixed-base, digital-

controlled friction welding equipment (Mecasonic MCRI 72, Annemasse, France) into the radial direction of pieces of spruce (*Picea abies*) wood at 12% emc with 9.5 mm diameter pre-drilled holes up to a depth of 15 mm, and then of 8 mm diameter up to a depth of 46 mm. The reason for the difference in the hole diameter, although not essential, has been defined in previous works (Pizzi et al. 2004, Kanazawa et al. 2005). The dowel was welded to the surfaces of the hole in the substrate to form a bonded joint by a fast rotational movement at increasing rotation rates of respectively 1500, 4000, 6000 and 6500 revolutions per minute (rpm). The pressure exercised during insertion was maintained constant at 4.5 bar. The insertion time varied between 4 and 2 seconds according to the rotation rate used. All the specimens tested in tension at full 46 mm depth insertion broke in the dowel outside the joint at a strength in the range of 2500–2550 N. As in this case, just the material strength of

Table 1 Tensile strength results of 12 mm diameter beech fluted dowels inserted into a pre-drilled Norway spruce substrate at different rotation rates. Pressure and maximum depth insertion were respectively 4.5 bars and 22 mm

Tabelle 1 Zugfestigkeit von 12 mm dicken, geriffelten Buchenholzdübeln, die mit einem Druck von 4,5 bar mit unterschiedlichen Umdrehungsgeschwindigkeiten 22 mm tief in vorgebohrtes Fichtenholz eingebracht wurden

Case	Insertion rate (s)	Rotation rate (rpm)	Tensile strength (insertion 22 mm depth) (N)
1	4	1500	2145
2	3.8	1500	1877
3	4	1500	1843
4	3.5	4000	1491
5	3.6	4000	1407
6	3.4	4500	1472
7	2	6000	1530
8	2.3	6500	1277

J.-M. Leban
LERFOB, INRA, Institut National de la Recherche
Agronomique,
Centre de Champenoux,
54280 Champenoux, France

H.R. Mansouri · P. Omrani · A. Pizzi (✉)
ENSTIB-LERMAB, Nancy University,
BP 1041, 88051 Epinal, France
e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

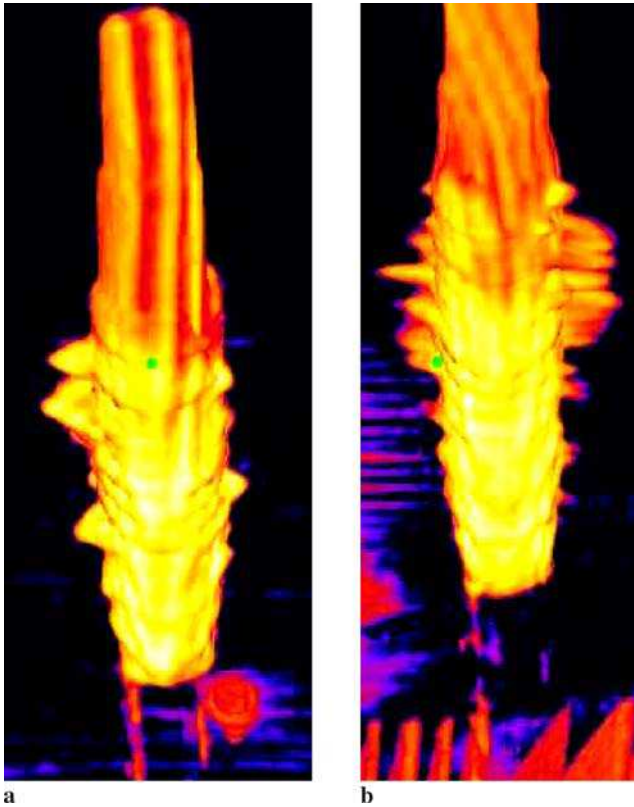


Fig. 1 Tomography of welded dowel **a** case 1, Table 1, and **b** case 8, Table 1, showing tridimensionally the welded dowel and the overflow of welded material in the surrounding substrate. The substrate is not shown to compare flow-out

Abb. 1 Tomographische Aufnahmen von Reibschweiß-Verdübelungen **a** Tabelle 1, Fall 1, und **b** Tabelle 1, Fall 8. Die dreidimensionalen Bilder zeigen, wie das Schweißmaterial in das umgebende Holz eindringt. Das umgebende Holz ist nicht dargestellt, um das Eindringverhalten zu verdeutlichen

the dowel was being tested, joints in which the dowel insertion was only of 22 mm were tested. The testing conditions used are the same as used in previous works (Kanazawa et al. 2005, Ganne-Chedeville et al. 2005). The results obtained are shown in Table 1. Tomography on the dowels was carried out and two characteristic cases are shown in Fig. 1a and b. Each result in Table 1 is the average of a test of 5 specimens.

For tomography analysis, a General Electric Bright-speed EXEL 4 Xray Ct scanner was used. The scans were performed at 80 kV, 80 mA with the small field of view (FOV) of 25 cm. Two slices were recorded by rotation with a slice thickness of 0.625 mm. Images are stored under the DICOM format and processed by the IMAGEJ software (Volume Viewer plugin v1.21). The 3D view was threshold at 650 kgm^{-3} in order to remove the piece of spruce wood with a density lower than the beech wood density. Thus, the inserted part of the beech dowel can be observed in 3D.

3 Results and discussion

The results indicate that if the dowel is inserted deep enough, in this case 46 mm, the tensile strength which the weldline can take is greater than the tensile strength of the dowel itself. Once the surface of the weld is decreased by inserting the dowel only to a depth of 22 mm, then a proper comparative test can be carried out. The results in Table 1 indicate clearly the trend of tensile strength as a function of rotation rate during insertion. Thus, at around 1500 rpm the strength is at its maximum, in the range of 1840–2150 N. Faster rotation rates decrease the mechanical resistance of the joint, at first to the 1400–1500 N range at 4000 to 4500 rpm and finally to the 1200–1300 N range at 6500 rpm. One of the reasons for such a decrease of the joint performance is the increasing damage done to the interphase by too high a friction rate during insertion. In short, a more advanced burning of the interphase would occur due to the more drastic rate of temperature increase such a high rotation rate would engender.

Tomography of the best and worst strength dowel joint in Fig. 1a and b shows a reason for this effect. The higher the rotation rate the further away the molten material has flowed (compare dowel 8 in Fig. 1b with dowel 1 in Fig. 1a), namely the further away from the weldline. Two effects are present leading to a dispersion of the molten material away from the weldline by diffusion in the substrate, namely: (1) too high a rotation and insertion rate unduly increases the pressure exercised by the molten material onto the walls of the substrate hole, and (2) the lower viscosity hence higher mobility of the molten phase, consequence of the higher temperature reached, further facilitates its flowing away from the weldline. The more the molten material flows away from the weldline, hence the relatively more starved of the welding material the interphase is, the lower is the strength achieved by the weld interphase, hence the lower the strength of the weld (Table 1). In Fig. 1a, the distance the molten material has flowed is visibly less than for the case shown in Fig. 1b.

References

- Ganne-Chedeville C, Pizzi A, Thomas A, Leban J-M, Bocquet J-F, Despres A, Mansouri HR (2005) Parameter interactions in two-block welding and the wood nail concept in wood dowel welding. *J Adhesion Sci Technol* 19(13–14):1157–1174
- Kanazawa F, Pizzi A, Properzi M, Delmotte L, Pichelin F (2005) Parameters influencing wood dowel welding by high speed rotation. *J Adhesion Sci Technol* 19(12):1025–1038
- Pizzi A, Despres A, Mansouri HR, Leban J-M, Rigolet S (2006) Wood joints by through-dowel rotation welding – Microstructure, ^{13}C NMR and water resistance. *J Adhesion Sci Technol* 20:427–436
- Pizzi A, Leban J-M, Kanazawa F, Properzi M, Pichelin F (2004) Wood dowel bonding by high speed rotation welding. *J Adhesion Sci Technol* 18:1263–1278

V. Etude de l'influence de la nature et l'aspect du bois sur la résistance d'assemblages soudés par friction linéaire.

V.1. Influence de la direction du fil et du préchauffage sur la soudure linéaire du bois

"Influence of grain direction and pre-heating on linear wood welding"

V.2. Influence de la direction du fil sur la soudure linéaire du bois de bout

"Influence of wood grain direction on linear welding"

V.3. Soudage linéaire des surfaces en bois rainuré

"Linear welding of grooved wood surfaces"

V.1 : Influence des différentes sections de bois et du préchauffage sur la soudure linéaire du bois

La direction du fil a une certaine influence sur le soudage linéaire du bois, Les résultats de résistance au cisaillement affichés dans le tableau 1 pour différentes sections de bois de hêtre soudées indiquent que le soudage 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 (notL×T/notL×R). Dans tous les cas, les différences observées sont petites et ne sont pas statistiquement significatives. Des différences statistiquement significatives ne sont pas notées même lorsque la pression de soudure est amenée à varier dans le cas de notL×T/notL×R (tableau 1).

Cependant, pour le bois de hêtre, le soudage radial/radial donne une valeur de résistance au cisaillement encore acceptable mais statistiquement plus faible que pour les autres cas quand le temps de soudage est de 1 puis 0.5 s respectivement sous une pression de 0.25 puis 0.75 MPA.

Dans le cas du bois de chêne il n'y a aucune différence statistique pour les quatre directions de soudure testées : les résultats de résistance au cisaillement étaient tous acceptables (tableau 1). Les résultats étaient également satisfaisants pour le bois d'orme (tableau 1). Il est à noter que l'utilisation de cycles où des pressions variables sont employées à des temps différents du soudage, et où les temps de soudure sont beaucoup plus rapides en raison de la fréquence plus grande utilisée (150Hz) donne des résultats bien meilleurs lorsque les fils des substrats sont croisés l'un par rapport à l'autre (Properzi et al 2005, Gfeller et al 2003).

Pour améliorer la performance d'assemblages soudés dans le sens radial/radial, un préchauffage de la surface avant soudage par friction a également été testé. Pour le bois de hêtre, la tendance claire indiquée dans la deuxième partie du tableau 1 est une augmentation de la résistance au cisaillement, bien que les écarts type indiquent que cette augmentation ne semble pas statistiquement significative. La tendance est totalement différente pour le chêne où le préchauffage de la surface induit une diminution de la résistance au cisaillement du joint. Ceci ne semble pas statistiquement significatif jusqu'à une température de préchauffage de 70°C, mais devient catastrophique quand la température de préchauffage augmente jusqu'à 85 °C. La raison de ceci n'est pas claire à partir des données disponibles. Cependant, il a déjà été observé que le bois de chêne est soudé par un mécanisme plutôt différent que celui pour les autres bois durs (Properzi et al 2005).

Influence of grain direction and pre-heating on linear wood welding

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi · E. Masson

Received: 1 October 2008
© Springer-Verlag 2009

Subject Grain direction has some influence on linear wood welding, but such differences are smaller with a newer welding technology and furthermore can be overcome by different techniques.

1 Materials and methods

Specimens composed of two pieces of tangential/tangential, radial/radial, tangential/radial and neither tangential/nor radial mixed faces along the longitudinal directions of the two wood surfaces, each of dimensions $150 \times 20 \times 20 \text{ mm}^3$ were welded together by using a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France) to form a bonded joint of $150 \times 20 \times 40 \text{ mm}^3$ by exercising a vibrational movement of a wood surface against the other at a frequency of 150 Hz. When the fusion state on the joint interface was reached, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then briefly maintained until solidification of the bond. The welded samples were conditioned in a climatic chamber (20 °C and 65% moisture content (MC)) for one week prior to testing.

The hardwood species compared were beech (*Fagus sylvatica*) and oak (*Quercus robur*) and in one case elm (*Ulmus americana*). The equilibrium MC of the samples was 12%. The parameters used for welding were those previ-

ously optimized for a higher frequency that gave better results (Mansouri et al. 2009, Omrani et al. 2009a, b) than the older technology (Gfeller et al. 2003): the welding time was varied (WT = 1.5 s); the contact holding time was maintained after the welding vibration had stopped (HT = 5 s); the welding pressure exercised on the surfaces was varied. For the first second it was 0.25 MPa, and for the last 0.5 s it was 0.75 MPa; the holding pressure exercised on the surfaces after the welding vibration had stopped was 2.0 MPa; the amplitude of the shift imparted to a surface relative to the other during vibrational welding was 3 mm. The frequency of welding was maintained at 150 Hz.

The tensile strength was measured on samples where saw cuts perpendicular to the specimens wood grain, down to the bond line, were made from each of the specimen's two surfaces. The distance between the two cuts was 1.0 cm. The specimens were then tested in tension on an Instron model 4467 universal testing machine at a rate of 2 s/mm.

2 Results and discussion

The tensile shear strength results shown in Table 1 for different welded beech wood sections indicate that for welding along the longitudinal wood grain direction slightly better results are obtained whenever one or both surfaces are from the tangential section. Equally good appears the joint shear strength when the two pieces of wood are neither tangential/nor radial (notL $\times$ T/notL $\times$ T). In all these cases the differences noted are small and are not statistically significant. Statistically significant differences are not noted even when the welding pressure was varied in the case of notL $\times$ T/notL $\times$ T (Table 1). However, for beech wood, radial/radial welding gives a still acceptable but statistically lower shear strength value than for the other cases

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi (✉)
ENSTIB-LERMAB, Nancy University,
27 rue du Merle Blanc,
BP 1041, 88051 Epinal, France
e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

E. Masson
CRITT Bois,
27 rue du Merle Blanc,
88000 Epinal, France

Table 1 Welding conditions and shear strength results for linear welded joints with different wood grain directions**Tabelle 1** Schweißbedingungen und Scherfestigkeitsergebnisse von linear geschweißten Verbindungen mit unterschiedlichen Faserrichtungen

Wood species	Welding time (s)	Initial welding pressure (MPa)	Final welding pressure (MPa)	Wood surface grain orientation*	Average shear strength (MPa)	Standard deviation
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × T/L × R	10.4	1.1
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × R/L × R	7.7	0.8
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × T/L × T	11.8	0.9
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	notL × T/notL × R	11.6	1.0
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	1.33	notL × T/notL × R	10.5	1.8
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	1.5	notL × T/notL × R	10.1	1.8
Beech	1.5	0.0	0.75	notL × T/notL × R	10.0	1.8
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × R/L × R	10.2	1.8
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × T/L × T	10.5	0.9
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × R/L × T	10.7	1.2
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	notL × T/notL × R	11.14	1.1
Elm	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	notL × T/notL × R	10.2	0.4

Wood species	Welding time (s)	First period welding pressure (MPa)	Second period welding pressure (MPa)	Wood surface grain orientation	Preheating (°C)	Average shear strength (MPa)	Standard deviation
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × R/L × R	no	7.7	0.8
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × R/L × R	70	8.0	1.0
Beech	1.5 (1 + 0.5)	0.25	0.75	L × R/L × R	85	8.2	0.4
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × R/L × R	no	10.2	1.8
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × R/L × R	70	7.7	1.6
Oak	1.7 (1 + 0.7)	1	1.5	L × R/L × R	85	2.7	2.9

* L = longitudinal; T = tangential surface; R = radial

when the welding time schedule is 1 + 0.5 s at a pressure of 0.25 + 0.75 MPa. To overcome this problem the welding pressure was varied according to the welding period. An improvement in shear strength was obtained with all the three welding pressure modifications used for radial/radial beech wood welding (Table 1). The results were thus upgraded for radial/radial welding to those obtained for welding in the other directions.

In the case of oak wood there was no statistical difference for the four welding directions of this study: the shear strength results were all acceptable (Table 1). The results were good for elm wood too (Table 1).

It must be noted that the use of cycles where different welding pressures are used at different times of welding, and where much faster welding times are used due to the greater frequency used (150 Hz) yields much better results for cross grain welding than the older technology (Properzi et al. 2005, Gfeller et al. 2003).

To improve the performance of radial/radial welding preheating of the surface prior to friction welding was also tried. For beech wood the clear trend indicated in the second part of Table 1 is an increase in shear strength value, although the standard deviations indicate that it does not appear to be statistically significant. The trend is totally different for oak where surface preheating induces a clear de-

crease of the shear strength of the joint. This does not appear statistically significant up to a surface preheating temperature of 70 °C, but becomes catastrophic when the surface preheating temperature increases up to 85 °C. The reason for this is not clear from the data available. However, it has already been determined that oak wood is welded by a rather different mechanism than other hardwoods (Properzi et al. 2005), and this could be the reason for such a difference in trend.

References

- Gfeller B, Zanetti M, Properzi M, Pizzi A, Pichelin F, Lehmann M, Delmotte L (2003) Wood bonding by vibrational welding. *J Adhes Sci Technol* 17:1425–1590
- Mansouri HR, Omrani P, Pizzi A (2009) Improving the water resistance of linear vibration-welded wood joints. *J Adhes Sci Technol* 23(1):63–70
- Omrani P, Mansouri HR, Pizzi A (2009a) Linear welding of grooved wood surfaces. *Eur J Wood Prod*, doi 10.1007/s00107-009-0334-0
- Omrani P, Pizzi A, Mansouri HR, Leban J-M, Delmotte L (2009b) Physico-chemical causes of the extent of water resistance of linearly welded wood joints. *J Adhes Sci Technol* 23(6):827–837
- Properzi M, Leban J-M, Pizzi A, Wieland S, Pichelin F, Lehmann M (2005) Influence of grain direction in vibrational wood welding. *Holzforschung* 59:23–27

V.2 : Influence de la direction du fil sur la soudure linéaire du bois de bout

Le soudage linéaire du bois induit mécaniquement, sans adhésif, a permis la réalisation d'assemblages répondant aux exigences en accord avec une application structurale [3-14]. Le mécanisme de ce soudage du bois par vibration est dû à la fusion et à l'écoulement des matériaux polymères amorphes reliant ensemble les cellules de bois, principalement la lignine, mais également quelques hémicelluloses [3.4.15.16]. Ceci entraîne le détachement partiel voire le décollement des longues cellules et fibres de bois et la formation d'un réseau d'enchevêtrement dans une matrice de matériau fondu qui alors se solidifie. Un composite qui a une matrice fondue de polymère de lignine est alors formé. Il est clair que la direction du fil du bois est très importante pour déterminer la morphologie de l'enchevêtrement des fibres, et par conséquent la force d'un tel composite à l'interphase et finalement la résistance de la ligne de soudage. Très peu de travaux, deux articles seulement, portent sur ce sujet. Le premier utilise la technologie de soudure la plus ancienne [3] sur des directions de fibre tangentielles, radiales et croisées pour les deux surfaces à souder [14]. Le second utilise la technologie de soudure la plus récente [11] sur des faces tangentielles/radiales tangentielles/tangentielles, radiales/radiales et des faces ni complètement tangentielles ni complètement radiale à savoir (des faces avec une orientation de 45° des cercles annuels) le long de la direction longitudinale des deux surfaces en bois [12].

La soudure de bois de bout n'a jamais été réalisée avec succès auparavant. La soudure par vibration linéaire offre la possibilité de préparer des joints plats bout à bout. On peut ainsi joindre deux longues pièces de bois de construction par leur petite section sans avoir recours à la préparation de mortaises. (Qui allourdit les coûts et présente des inconvénients au niveau de la production). Il est intéressant d'examiner la soudure dans laquelle le bois de construction n'est pas simplement joint bout à bout comme décrit ci-dessus mais :

(1) avec les fils des deux pièces de bois orientés à 45° par rapport à la direction longitudinale du bois et celle du fil (voir la fig. type A), et

(2) avec les fils des pièces de bois orientés à 45° par rapport à la direction longitudinale du bois et celle du fil mais à 90° entre eux pour former un modèle en arêtes de poisson (voir la fig. type B).

(3) le long de la direction perpendiculaire au fil du bois (voir la fig. 2).

Le travail présenté ici avait pour objectifs de (1) déterminer les limites de la technique actuelle de soudure en ce qui concerne l'orientation relative du fil dans les échantillons de bois à assembler, en particulier pour optimiser les résultats de résistance de la soudure quand l'orientation du fil est de 90° et 45° ; (2) souder linéairement le long de la direction perpendiculaire au fil; (3) quantifier la variation de résistance obtenue avec deux bois durs de caractéristiques différentes, à savoir le hêtre et le chêne.

Des différences dans l'orientation du fil du bois pour les deux surfaces à assembler conduisent à des soudures par friction linéaire de forces différentes.

(i) la soudure bout à bout pour le hêtre et le chêne présente une bonne résistance. Pour des bois denses (dont la densité est supérieure ou égale à celle du hêtre), le soudage bout à bout est possible et donne de bons résultats.

(ii) Des densités plus élevées semblent conduire à de plus grandes résistances. Les joints avec le chêne sont plus résistants que ceux avec le bois de hêtre

(iii) Des pièces en bois ayant d'autres directions de fil ont été également soudées par vibration :

(1) avec le fil perpendiculaire à la direction longitudinale du bois.

Nous avons obtenu ici des résultats comparables à ceux de la soudure bout à bout, le chêne donnant de meilleurs résultats que le hêtre

(2) avec le fil des deux pièces en bois orienté à 45° par rapport à la direction longitudinale du bois et

(3) avec le fil des deux pièces en bois à 45° par rapport à la direction longitudinale du bois mais à 90° entre eux pour former un modèle en arête de poisson.

Dans le cas (2), les résistances de joint sont très inférieures pour le hêtre, mais pas significativement plus faibles pour le chêne. Ceci indique que l'orientation des fibres dans le composite à l'interphase, formé pendant le soudage, a une influence considérable et que ceci est modéré par la densité, par conséquent par la force du bois de construction utilisé. De nouveau, plus la densité est élevée, plus l'effet du fil du bois est faible. Plus la densité est faible, au moins au-dessous d'une certaine valeur, plus la résistance diminue.

(iv) Les différences observées ont été expliquées par la loi des composites fibre/matrice et par l'effet très marqué de l'angle d'anisotropie. Les angles d'anisotropie des composites formés à l'interphase pendant la soudure du bois ont été calculés et sont présentés pour différents fils.

Influence of Wood Grain Direction on Linear Welding

P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi*

ENSTIB-LERMAB, Nancy University, BP 1051, 88051 Epinal, France

Received in final form 31 August 2009

Abstract

Wood grain orientation differences in the two surfaces to be bonded yield bondlines of different strengths in linear wood welding. End-grain-to-end-grain welds of good strength were obtained for both beech and oak woods. The tendency to defibration in end-grain-to-end-grain welding indicated that for wood densities higher than or equal to the density of beech wood, end-grain-to-end-grain welding is possible and yields sufficient joint strength. A higher density seemed to yield a stronger joint. Wood pieces having other grain directions were also vibration welded. These were: (1) with the grain perpendicular to the wood longitudinal grain direction, (2) with the grain of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal grain direction and (3) with the grain of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal grain direction but at 90° to each other to form a fishbone-like pattern. The first of these yielded results comparable to end-grain-to-end-grain welding. The other two yielded much lower strength of the joints, indicating that fibre orientation in the interphase composite formed during welding had considerable influence on joint strength. These differences in joint strength have been explained by the very marked effect that anisotropy of the interphase composite has on fibre/matrix composites.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Linear wood welding, welding conditions, end grain, wood grain direction, butt joints, anisotropy, interphase composite

1. Introduction

Mechanically-induced linear welding of wood, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints satisfying the relevant requirements for structural applications [1–12]. The mechanism of mechanically-induced vibrational wood flow welding was shown to be due mostly to the melting and flowing of the amorphous polymer materials interconnecting the wood cells, mainly lignin, but also some hemicelluloses [1, 2, 13, 14]. This causes partial detachment, the ‘ungluing’ of long wood cells and wood fibres, and the formation of an entanglement

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

network in a matrix of molten material, which then solidifies. A wood cells/fibres entanglement network composite is formed having a molten lignin polymer matrix. It is clear that the direction of the grain in the wood is of considerable importance in determining the morphology of the fibres entanglement, and hence the strength of such an interphase composite and ultimately of the weldline. Very little work has been done on this topic, being limited to only two articles: an early one using the older type of welding technology [1] on tangential, radial and crossed fibre directions of the two surfaces to be welded [12] and a more recent one using the newer type of welding technology [9] on tangential/tangential, radial/radial, tangential/radial and neither tangential nor radial along the longitudinal directions of the two wood surfaces [10].

End-grain-to-end-grain welding has never been successful before. One potential application of linear vibration welding is the possibility to prepare end-grain-to-end-grain butt joints, thus to join two long pieces of timber by their small end-grain sections without having to go through the preparation of fingerjoints. Avoiding fingerjointing in end-grain joints would eliminate a costly operation in a number of timber applications, with consequent production advantages. Of considerable interest is to test vibration welding of joints in which timber is not just joined in end-grain-to-end-grain fashion as described above. Thus, joining by vibration:

- (1) with the grains of both wood pieces at 45° to both the wood longitudinal and end-grain directions (see Fig. 1) and

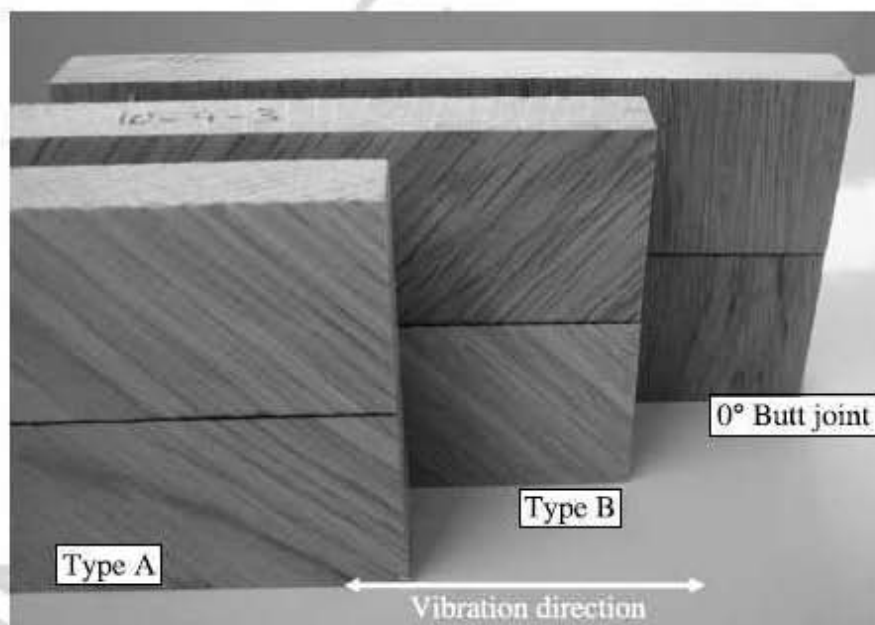


Figure 1. Photographs of test pieces of end-grain-to-end-grain wood welding with (a) end grain at 0° (butt joint), (b) with both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction (Type A) and (c) with both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction but at 90° to each other to form a fishbone-like pattern (Type B).

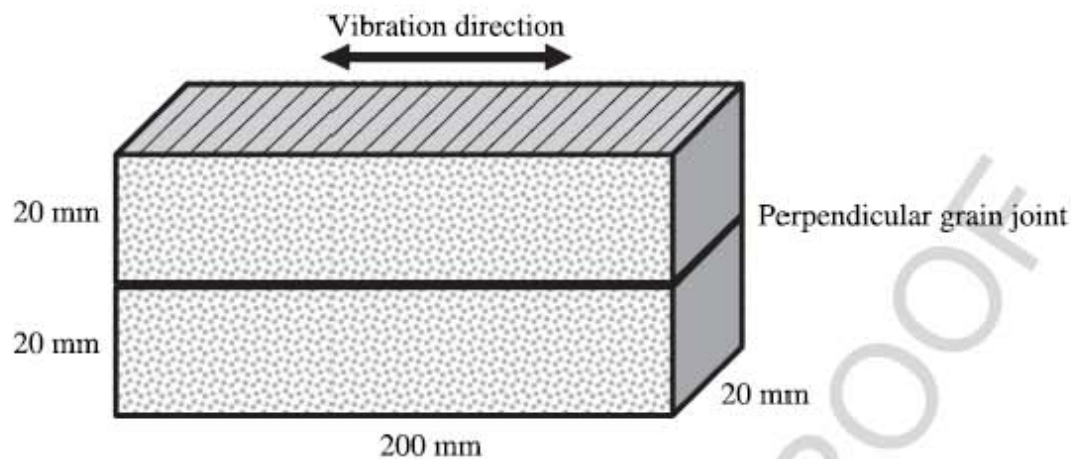


Figure 2. Schematic representation of perpendicular grain welding, with the vibration direction indicated.

- (2) with the grains of both wood pieces at 45° to both the wood longitudinal and end-grain directions but at 90° to each other to form a fishbone-like pattern (see Fig. 1).
- (3) Along the direction perpendicular to the wood grain (see Fig. 2).

Thus the work presented here was aimed at (1) determining the limits of the present welding technique as regards the relative wood grain orientation of the wood specimens to be bonded, in particular to optimize the strength results of welding in which the timber end grains involved were at 90° and 45° in different ways; (2) linear welding along the direction perpendicular to the wood grain; (3) studying the strength variation for two hardwoods of different characteristics, namely beech and oak.

2. Experimental

Specimens composed of two pieces of wood, each with dimensions $200 \times 50 \times 20$ mm or $200 \times 20 \times 20$ mm, were welded together end-grain-to-end-grain (Fig. 1, 0° butt joint) using a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France) to form bonded joints of $200 \times 100 \times 20$ mm and $200 \times 40 \times 20$ mm dimensions by vibrating one wood surface against the other at a frequency of 150 Hz. Wood pieces with other wood grain orientations were also vibration welded: (1) with the grain perpendicular to the wood longitudinal direction (Fig. 2), (2) with the grains of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction (Fig. 1, Type A) and (3) with the grain of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction but at 90° to each other to form a fishbone-like pattern (Fig. 1, Type B). Different welding cycles were used as indicated in Tables 1 and 2. For example, in Table 1 the first case involved welding for 1 s at 0.25 MPa + 1 s to increase the pressure from 0.25 to 0.75 MPa followed by 3 s welding at 0.75 MPa. When the fusion state was reached in the joint interphase, the

Table 1.

Average shear strength results of end-grain-to-end-grain butt joints and perpendicular grain joints

Wood species	Welding time (s)	Welding pressure (start) (MPa)	Welding pressure (end) (MPa)	Orientation of sample surfaces in the welded interphase	Average shear strength (MPa)	Standard deviation (MPa)
Beech	5 (1 + 1 + 3)	0.25	0.75	End-grain-to-end-grain butt joint	5.3	1.3
Beech	5 (1 + 1 + 3)	0.25	0.75	Perpendicular grain butt joint	5.8	1.7
Oak	6 (1 + 1 + 4)	0.25	0.75	End-grain-to-end-grain butt joint	8.2	0.9
Oak	5 (1 + 1 + 3)	0.25	0.75	Perpendicular grain butt joint	6.6	1.7

Table 2.

Average tensile strength results of end-grain-to-end-grain butt joints welded at different grain angles

Wood species	Welding time (s)	Welding pressure (start/end) (MPa)	Orientation of sample surfaces at the welded interphase	Average tensile strength (MPa)	Standard deviation (MPa)
Beech	5 (1 + 1 + 3)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain 0° butt joint	5.4	0.9
Beech	5 (1 + 1 + 3)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain butt joint 45° — Type A	2.6	0.7
Beech	5 (1 + 1 + 3)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain butt joint 45° — Type B	2.3	0.5
Oak	6 (1 + 1 + 4)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain 0° butt joint	7.5	0.8
Oak	6 (1 + 1 + 4)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain butt joint 45° — Type A	7.1	0.9
Oak	6 (1 + 1 + 4)	0.25/0.75	End-grain-to-end-grain butt joint 45° — Type B	6.9	0.6

vibration process was stopped. The clamping pressure was then maintained until solidification of the weld. The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% relative humidity) before testing.

The species of hardwood compared were beech (*Fagus sylvatica*) and Oak (*Quercus robur*). The equilibrium moisture content (MC) of the samples was 12% by weight.

The parameters used for welding were those optimized previously for a higher frequency which was shown to give better results [9–11] than the older technology [1]: the welding time (WT) was = 5 s; the contact holding time after the welding vibration was stopped (HT) was = 5 s; but the welding pressure on the surfaces was varied. The welding cycles used varied but in general were: for the first 1 second the pressure was 0.25 MPa, followed by 1 s for increase of pressure from 0.25 to 0.75 MPa and then 0.75 MPa; the holding pressure on the surfaces after the welding vibration was stopped was = 2.0 MPa for 5 s; the amplitude of the shift

imparted to one surface relative to the other during vibration welding was = 1 mm for the first 1 s and 2 mm afterwards. The frequency of welding was maintained at 150 Hz.

The shear strength was measured on the $200 \times 40 \times 20$ mm butt joint samples in which saw cuts perpendicular to the welded interphase, down to the weldline, were made. The distance between the two cuts was 1.0 cm. The specimens were then tested on an Instron model 4467 universal testing machine at a rate of 2 mm/s. 20 specimens for each case reported in the tables were tested for shear strength.

The tensile strength was measured on $200 \times 100 \times 40$ mm butt joint samples which were cut to obtain multiple samples with welded area of 20×12 mm. The specimens were then tested in tension on an Instron model 4467 universal testing machine at a rate of 2 mm/s. In total 60 specimens for each case reported in the tables were tested for tensile strength.

3. Results and Discussion

The shear strength results shown in Table 1 for beech and oak end-grain-to-end-grain butt joints (Fig. 1, 0° butt joint) indicate that although lower than the shear strength values obtained for longitudinal to longitudinal linear welding but the shear strength values obtained are still quite high, especially for oak. For oak, longitudinal welding gave strength values of 10–11.5 MPa [9] (for comparison, in the same test, oak and beech bonded along the longitudinal wood grain with phenol–resorcinol–formaldehyde structural adhesive gave strengths between 5 and 7 MPa). Thus, a result of 8.2 MPa for end-grain-to-end-grain welding is very good indeed. The strength of beech wood welded end-grain-to-end-grain is much lower than that obtained by welding it along its longitudinal grain. Thus, in Table 1 the beech end-grain-to-end-grain butt joint has a strength of 5.3 MPa, a value much lower than the 12–15 MPa obtained for longitudinal to longitudinal linear welding under these conditions [9]. The results of both perpendicular grain (Fig. 2) and end-grain-to-end-grain (Fig. 1, 0° butt joint) welding show much greater variation, as indicated by the standard deviations in Table 1, than that observed for longitudinal to longitudinal welding. This indicates the difficulty of this type of welding. It is only now that the conditions for this type of welding have been determined; such a welding was not possible before. This was caused by the wood fibres separating radially from the section, i.e., the section defibration (separation of the fibres in the end part of the specimens rendering friction, hence welding, impossible). Thus not enough friction occurred, thus eliminating the possibility of welding. This type of effect is less marked the higher is the density of the timber and the harder is the timber. Thus oak is able to tolerate such type of friction without defibration while beech defibrates more easily and, consequently, the former gives a stronger end-grain-to-end-grain welded joint. Lower density timbers, such as softwoods, would require very different welding parameters to be able to give end-grain-to-end-grain welded

joints. This is so as the problem of defibration has been observed to be much more rapid and extensive than for beech wood.

In Table 2 are reported the tensile strength results for end-grain-to-end-grain butt joints and of Types A and B joints (Fig. 1). Again, also in this test the results for oak are significantly better than those obtained for beech. According to the standard deviation values, the difference in tensile strength between the three types of joints is not significant in the case of oak. This indicates that a higher density, stronger timber can tolerate welding with all three types of end-grain orientations (Fig. 1). This is not the case for beech. In Table 2 the results for beech are definitely better and acceptable for end-grain-to-end-grain butt joints, but become much worse for Types A and B joints. If one considers the average density of beech (550–600 kg/m³) and of oak (680–760 kg/m³) used, one can extrapolate that end-grain-to-end-grain welding of wood species of a density lower than this is still possible but the strength of the joints obtained will be lower than the minimum average acceptable value of 4 MPa according to relevant standards [15, 16].

It is of interest to apply the composites theory, in particular the concept of spectrum of anisotropy to interphase composites produced during wood welding. It is evident that welding wood surfaces where the relative grain directions are different yields very different strengths for the joints. The spectrum of anisotropy is a concept describing the relative mechanical performance of a fibre/matrix composite on the basis of the fibres orientation in the composite in relation to the direction of the force applied to test it [17]. The mechanical performance of a fibrous composite decreases precipitously as the force is applied at an increasing angle to the average direction of the fibers [17].

The weldline has been observed as being composed of entangled fibres immersed in a matrix of molten middle lamella material [1], forming a high density composite [2]. The results for the bondline strength described above can then be described mathematically according to the laws of composite materials in the domain of fibre predominance [17]. SEM micrographs of bonded beech [1] indicate that the proportions of entangled fibers to molten middle lamella material forming the composite matrix are between 50:50 and 60:40. Equation (1) describes the strength of a fibre/matrix composite in the domain of fibre predominance [17]:

$$\sigma_{\text{Comp}}^{\text{R}} = \sigma_{\text{f}}^{\text{R}} \psi_{\text{f}} + \sigma_{\text{m}} \psi_{\text{m}}, \quad (1)$$

where $\sigma_{\text{Comp}}^{\text{R}}$ = breaking strength of the composite, $\sigma_{\text{f}}^{\text{R}}$ = breaking strength of the fibres, σ_{m} = strength of matrix at breaking strength of the fibres, ψ_{f} and ψ_{m} = relative volume fractions of fibres and matrix. If we take $\sigma_{\text{Comp}}^{\text{R}} = 10.46$ MPa (the best result of the old technology [1]), $\sigma_{\text{f}}^{\text{R}} = 20$ MPa as obtained by multiplying 1000 MPa in the direction of the fibre [18] for a spectrum of anisotropy factor [17] of 0.02, we would obtain values of σ_{m} of 0.86 and 4.05 MPa, respectively, for $\psi_{\text{f}}:\psi_{\text{m}}$ of 50:50 and of 60:40. Thus, even a small variation in fiber orientation in the interphase yields rather marked breaking strength differences. The value of σ_{m} of 4.06 appears at first to be on the high side. This is not so, however, if one considers

that fusion of the middle lamella causes disappearance of the anatomical characteristics of wood in the interphase and creates a bondline of much higher density [2]. In this context an improvement of the bondline strength can be achieved either (i) by changing the anisotropy spectrum of the fibre in the composite (the orientation of the fibres in relation to the wood), or (ii) by increasing the relative proportion of fibres in the bondline composite. The latter is not possible under the older set of welding conditions as the excess fibres have been shown to be automatically expelled during welding [1]. It is possible, however, under the new set of welding conditions (150 Hz, 1.5 s for longitudinal welding) where hardly any fibers are expelled and often none at all. This explains the higher joint strength obtained with the newer set of welding conditions [5, 7]. The other factor one can manipulate is the anisotropy factor. Thus, passing from longitudinal welding of radial and tangential sections [1, 9, 10, 12] to different orientations in end-grain welding (Fig. 1, 0° butt joint, Types A and B joints) causes changes in fibres orientation to yield greater anisotropy, hence the strength decreases. Thus, in both the case of welding crossed longitudinal grains [12], and even more markedly in end-grain welding since the anisotropy angle is definitely greater, the strength of the joint is lower, as shown in Tables 1 and 2.

From the values in Tables 1 and 2 one can calculate from the percentage decrease in strength of the joint the angle of anisotropy introduced in the joint by the welded wood pieces having different grain orientations. Thus the longitudinal welding gives average shear strength values for beech of 11.6 MPa and for oak of 11.2 MPa [11] for joints which were welded under the same conditions, at the same time and with the identical woods as the ones reported in this article. Thus, from Table 1, the shear strength for beech welded end-grain-to-end-grain is only 45.7% of the longitudinal welding and for oak it is only 77.7%. From tables of anisotropy factors [17] this indicates that for beech end-grain-to-end-grain welding causes, on average, an additional anisotropy angle over longitudinal grain welding of approximately 10° of the entangled fibre direction in the interphase composite. This is reduced to approximately 7–8° for oak where the greater stiffness of the fiber limits the anisotropy angle. Furthermore, if one takes the best shear strength value ever recorded for beech, namely an average of 13.4 MPa [9] with a maximum value of 15.4 MPa [11], then it is possible to calculate that the maximal anisotropy angle for end-grain-to-end-grain welding in relation to longitudinal grain welding should be no greater than 11°–12°. The effect is more marked in the case of Types A and B joints (Fig. 1), where the drop in strength in the case of tensile tests indicates a variation of the anisotropy angle of up to 18°. All this has to be deduced by calculation as the anisotropy angle in the interphase cannot be observed directly, and once the sample is broken the original orientation is too much disturbed to be able to determine what the original average angle of the fibers in the composite could have been.

4. Conclusions

- (1) Wood grain orientation differences in the two surfaces to be bonded yield bond-lines of different strengths in linear wood welding.
- (2) End-grain-to-end-grain welded joints with good strengths were obtained for both beech and oak woods. The tendency for defibration (fibre separation) in end-grain-to-end-grain welding indicates that for wood densities higher than or equal to the density of beech wood, end-grain-to-end-grain welding is possible and yields high joint strengths.
- (3) Higher densities seemed to yield higher strengths as shown by oak joints presenting significantly higher strengths than beech wood joints in end-grain-to-end-grain welding.
- (4) Wood pieces having other grain directions were also welded. These were:
 - (i) by vibration with the grain perpendicular to the wood longitudinal grain direction. These yielded results comparable to end-grain-to-end-grain welding, again with oak giving better results than beech;
 - (ii) by vibration with the grain of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal grain direction and
 - (iii) by vibration with the grains of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal grain direction but at 90° to each other to form a fishbone-like pattern.

The second two joint types (ii and iii) yielded much lower joint strengths for beech, but not significantly lower for oak. This indicates that fibre orientation in the interphase composite formed during welding has considerable influence and that this is controlled by the density, hence by the strength of the timber used. Again, the higher the density, the lower the effect of wood grain. The lower the density, at least under a certain value, the more marked is the decrease in strength.

- (iv) The differences observed have been explained by the very marked effect that the spectrum of anisotropy and the anisotropy angle are known to have on fibre/matrix composites. The anisotropy angles of the interphase composites formed during welding of wood at different grain angles have been calculated and presented.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1425–1590 (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. B. Stamm, E. Windeisen, J. Natterer and G. Wegener, *Holz Roh Werkst.* **63**, 388–389 (2005).
4. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1129–1139 (2005).

5. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 169–179 (2008).
6. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
7. P. Omrani, J.-F. Bocquet, A. Pizzi, J.-M. Leban and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 923–933 (2007).
8. C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, J.-M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 761–773 (2008).
9. H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 63–70 (2009).
10. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *Eur. J. Wood Prod.*, published online DOI 10.1007/s00107-009-0334-0 (2009).
11. P. Omrani, A. Pizzi, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 827–837 (2009).
12. M. Properzi, J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, F. Pichelin and M. Lehmann, *Holzforschung* **59**, 23–27 (2005).
13. L. Delmotte, H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 1271–1279 (2009).
14. L. Delmotte, C. Ganne-Chedeville, J.-M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *Polym. Degrad. Stabil.* **93**, 406–412 (2008).
15. British Standard BS 1204-1, Specification for synthetic adhesives, Part 1: Close contact joints (1982).
16. European Norm EN 302-1: Adhesives for load-bearing timber structures — Test methods — Part 1: Determination of bond strength in longitudinal tensile shear strength (2004).
17. J. Golé, in: *Initiation à la Chimie et à la Physico-Chimie Macromoléculaires*, Vol. 2, M. Rinaudo (Ed.), pp. 255–305. Groupe Français d'Etudes et d'Applications des Polymeres, Strasbourg, France (1994).
18. F. R. P. Pienaar, N. J. Eaton and A. Pizzi, *J. Macromol. Sci. Phys.* **B28**, 115–129 (1989).

V.3 : Soudage linéaire des surfaces en bois rainuré

Dans cette étude, des surfaces rainurées de bois ont été employées pour voir si la résistance au cisaillement d'un joint soudé linéairement pourrait être améliorée en : (i) augmentant la surface soudée et (ii) facilitant l'évacuation de la vapeur formée pendant le soudage au moyen des rainures (Omrani et al 2008).

Les résultats dans le tableau 1 montrent une influence marquée des cannelures dans certains cas. Ainsi, aucun des résultats ne montre d'amélioration par rapport au contrôle (plat/plat) quand les cannelures des deux surfaces s'ajustent étroitement les unes sur les autres (comme par exemple dans un système tenon/mortaise). Au mieux, on obtient la même résistance au cisaillement. Ceci signifie que dans le soudage linéaire, une augmentation de la surface soudée par des rainures n'améliore pas la résistance au cisaillement du joint. Cependant, quand les cannelures ne s'ajustent pas étroitement, un espace défini est laissé dans la ligne de soudage. Cela s'applique pour les troisième et quatrième cas dans le tableau 1, où un « petit tunnel » permet l'évacuation rapide de la vapeur pendant la soudure. La petite amélioration observée ici n'est cependant pas statistiquement significative. Ceci signifie que la présence de vapeur d'eau à l'interface pendant la soudure, vapeur qui provient de l'humidité du bois, est un facteur qui interfère avec le procédé, mais pas dans une large mesure.

Linear welding of grooved wood surfaces

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi

Received: 26 September 2008
© Springer-Verlag 2009

Subject Linear wood welding of grooved surfaces to ease the elimination of water vapour and to increase the welding surface was performed in this study.

Materials and methods

Specimens composed of two pieces of beech wood, each of dimensions 150 mm × 20 mm × 20 mm, were welded together by linear vibration welding to form a bonded joint of 150 mm × 20 mm × 40 mm. The displacement frequency was 150 Hz. The surfaces to be joined were grooved prior to welding with a milling cutter. Different types of grooves running parallel to the direction of welding displacement were used. The small grooves were 1 mm high and their top vertexes were separated by 3 mm. The big grooves were 3 mm high and their top vertexes were separated by 5 mm to obtain 2 grooves per cm. Grooves of a different shape to just facilitate steam evacuation were also used (Table 1). All this is shown in Figs. 1 and 2. The equipment used was a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France). When welding was achieved, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then maintained for 5 s until solidification of the weld. The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20 °C and 65% RH) prior to testing.

Welding time (W.T.) was the varied parameter (W.T. = 1, 1.5, 2, 4 and 5 s, already optimized for the particular configuration of grooves used in each case in Table 1). The

other parameters were maintained constant: the holding time after welding (H.T.) was maintained at 5 s; the welding pressure (W.P.) exerted on the surfaces was 0.75 MPa; the holding pressure (H.P.) exerted on the surfaces after the welding vibration had stopped was maintained at 2 MPa; the displacement of one surface relative to the other during vibrational welding was 2 mm. The frequency of weld-

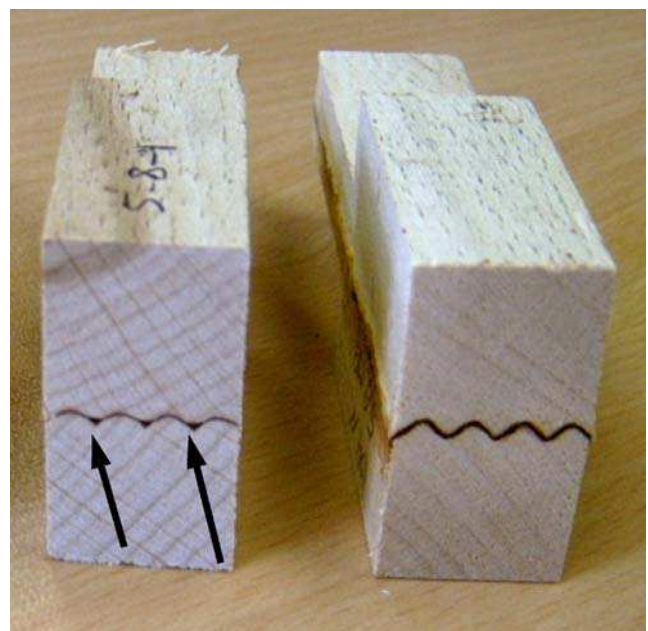


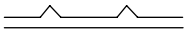
Fig. 1 Welded joints with different groove types. *Left:* case 4 in Table 1 just to allow elimination of steam. Note: the open channels are indicated by the arrows. *Right:* welded joint by welding surfaces with big grooves to big grooves

Abb. 1 Verschweißte Verbindungen mit unterschiedlichen Riffelungen. *Links:* Fall 4 aus Tabelle 1 mit Möglichkeit zum Dampfaustritt. Die Pfeile zeigen die offenen Kanäle. *Rechts:* Schweißverbindung mit beidseitig großer Riffelung

P. Omrani · H. R. Mansouri · A. Pizzi (✉)
Nancy University,
ENSTIB-LERMAB, 88000 Epinal, France
e-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

Table 1 Strength results of joints obtained by linear welding of grooved wood surfaces. The groove types of the 4th and 5th case are shown as a drawing. In the 4th case the groove hollows of the two surfaces are one in front of the other to form a steam evacuation channel. In the 5th case, one surface is grooved and the other not, still leaving in this manner a steam evacuation channel

Tabelle 1 Scherfestigkeit von Verbindungen mittels Linearschweißen geriffelter Holzoberflächen. Die Riffelungen im Fall 4 und 5 sind grafisch dargestellt. Im Fall 4 liegen die Riffelungen der zwei Flächen einander gegenüber zur Bildung eines Dampfaustrittskanals. Im Fall 5 ist nur eine der beiden Flächen geriffelt, wodurch ebenfalls der Dampf entweichen kann

Welding time (s)	Welding pressure (MPa)	Holding time after welding (s)	Holding pressure (MPa)	Groove Types (1st surface/2nd surface)	Average shear strength (MPa)	Standard deviation
1.5	0.75	5	2	flat/flat control	10.0	1.8
1	0.75	5	2	small grooves/flat	8.9	0.8
2	0.75	5	2	small grooves/flat	10.7	0.8
1.5	0.75	5	2		11.4	0.8
1.5	0.75	5	2		11.5	1.6
4	0.25	5	2	big grooves /big grooves	3.3	1.5
5	0.25	5	2	big grooves /big grooves	6.2	1.0
1	0.75	5	2	big grooves/flat	10.4	0.9
2	0.75	5	2	big grooves/flat	9.0	0.8

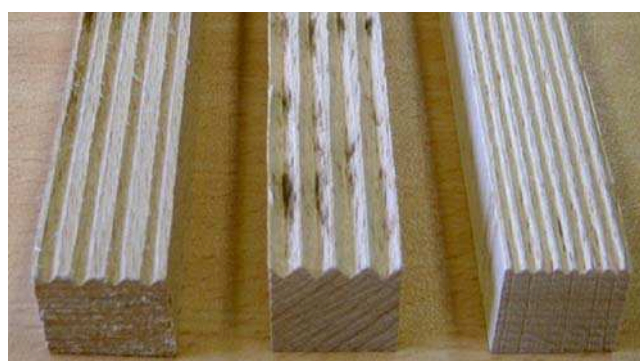


Fig. 2 Three types of grooved wood specimens prior to welding. From left to right: for steam elimination, big grooves and small grooves

Abb. 2 Drei unterschiedlich geriffelte Holzproben vor dem Schweißen. Von links nach rechts: mit Möglichkeit zum Dampfaustritt, große Riffelung und kleine Riffelung

ing was maintained at a higher frequency of 150 Hz. This was done to ensure a much steeper rise of the weldline temperature than obtained with past parameters (Gfeller et al. 2003). Beech (*Fagus sylvatica*), a hardwood, was used. The equilibrium moisture content of the samples was 12% and remained the same prior to and after welding due to the sharp temperature gradient within the sample (Omran et al. 2009, Ganne-Chedeville et al. 2006a, 2006b). The samples were welded in the longitudinal wood grain direction.

The specimens were cut according to the method described in EN 302 (2004) for bonded wood joints, thus with a welded overlap of 1 cm along the length of the joint and 2 cm width. Ten samples per case were tested. The shear strength of the joints was measured in traction with an Instron universal testing machine at a rate of 2 mm/min.

Results and discussion

Grooved wood surfaces were used for welding to see if the final shear strength of the linearly welded joint could be improved by: (i) increasing the welded surface and (ii) facilitating the evacuation of the steam formed during welding by means of the grooves (Omran et al. 2008). The results in Table 1 show a marked influence of the grooves in some cases. Thus, none of the results show any improvements on the control when the grooves of the two surfaces fit tightly onto each other (as for example in fingerjoints). At best, they yield the same shear strength. This means that in linear welding an increase of the welded surface by grooves does not improve the shear strength of the joint. This means that linearly welded butt joints and welded fingerjointed material perform equally well. However, when the grooves do not fit tightly a definite gap is left in the weld line. This is applicable for the third and fourth case in Table 1, where a small channel for rapid steam evacuation remains available during welding. A small but definite improvement results from this, although it does not appear to be statistically significant. This means that the permanence of steam at the interface during welding, generated by the moisture present in wood, is a factor interfering with welding, although not to a very great extent.

References

- Ganne-Chedeville C, Leban J-M, Properzi M, Pichelin F, Pizzi A (2006a) Temperature and density distribution in mechanical vibration wood welding. *Wood Sci Technol* 40:72–76
- Ganne-Chedeville C, Properzi M, Pizzi A, Leban J-M, Pichelin F (2006b) Parameters of wood welding: a study with infrared thermography. *Holzforschung* 60:434–438

- Gfeller B, Zanetti M, Properzi M, Pizzi A, Pichelin F, Lehmann M, Delmotte L (2003) Wood bonding by vibrational welding. *J Adhes Sci Technol* 17:1425–1590
- European Norm EN 302-1 (2004) Adhesives for load-bearing timber structures
- Omrani P, Mansouri HR, Pizzi A (2009) Emission gasses in linear vibration welding of wood. *J Adhes Sci Technol* 23:85–94
- Omrani P, Masson E, Pizzi A, Mansouri HR (2008) Emission gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in wood dowels friction welding. *Polym Degrad Stabil* 93:794–799

VI. Etude des gaz émis lors de procédés de soudage par friction

VI.1. Émission de gaz et de composés volatils issus de la dégradation des constituants polymères du bois pendant le soudage par friction de tourillons

“Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels“

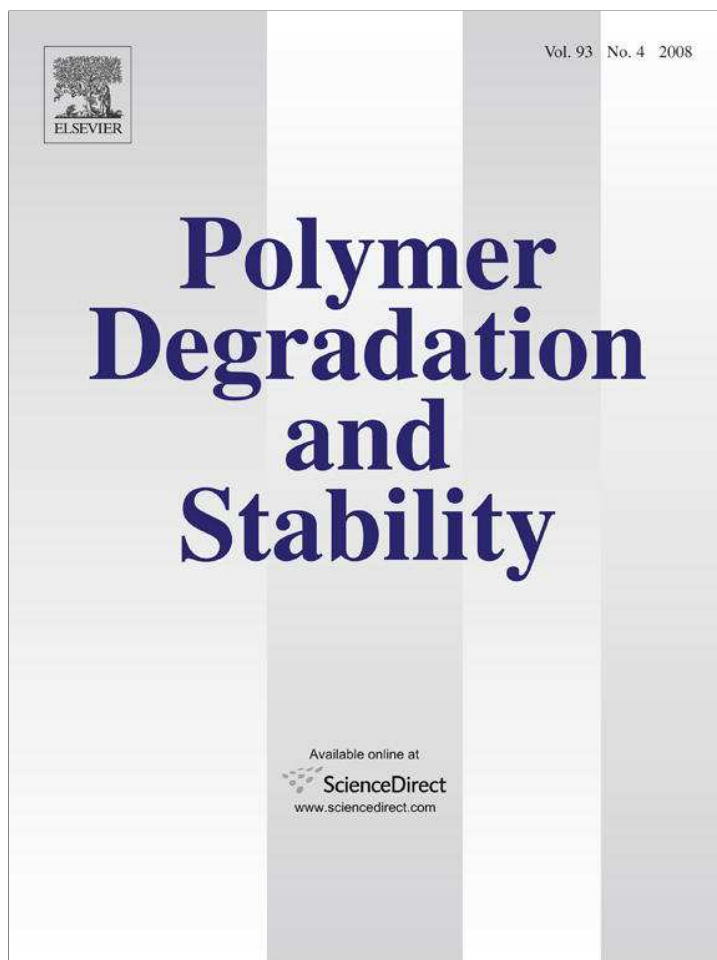
VI.2. Gaz d'émission lors du soudage du bois par vibration linéaire

“Emission gasses in linear vibration welding of wood“

VI.1 : Émission de gaz et de composés volatils issus de la dégradation des constituants polymères du bois pendant le soudage par friction de tourillons

L'analyse des composés volatils et des gaz émis au niveau de l'interface pendant le soudage par rotation de tourillons pour un bois dur (hêtre) et pour un bois tendre (sapin de Norvège) montre qu'il s'agit principalement de vapeur d'eau, de dioxyde de carbone CO_2 , de composés de dégradation des hydrates de carbone polymères du bois et de lignine amorphe, ainsi que quelques terpènes volatils, ces derniers étant analysés seulement pour le bois tendre utilisé, le sapin de Norvège. Les hydrates de carbone principaux contribuant aux composés volatils sont des xylanes pour le hêtre et des glucomannanes pour le sapin. Des composés nombreux, en très petites proportions, dérivés de réactions de dégradation et de réarrangement de la lignine, ont été également identifiés. Les proportions relatives des produits de dégradation confirment de précédents résultats qui indiquent que la soudure est due à la fonte et à l'écoulement de la lignine et des hémicelluloses.

En outre, la proportion de CO_2 émise est très basse, et ni le monoxyde de carbone CO ni le méthane ne sont émis du fait de la température relativement basse au moment du soudage rotatif. Des expériences à une température légèrement plus élevée que celle du soudage rotatif et pour des durées plus longues ont montré que le composant principal émis semble toujours être la vapeur d'eau.



This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.

Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.

In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:

<http://www.elsevier.com/copyright>



Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels

P. Omrani^a, E. Masson^b, A. Pizzi^{a,*}, H.R. Mansouri^a

^a *ENSTIB, University of Nancy 1, Epinal, France*

^b *CRITT Bois, Epinal, France*

Received 17 October 2007; received in revised form 18 December 2007; accepted 14 January 2008

Available online 26 January 2008

Abstract

Analysis of volatile compounds and gases emitted as smoke at the welding interface during rotational wood dowel welding of a hardwood (beech) and of a softwood (Norway spruce) has shown that the compounds in such a smoke are water vapour, CO₂, degradation compounds from wood polymeric carbohydrates and from amorphous lignin, as well as some volatile terpenes, these latter only for the softwood used, Norway spruce. The main carbohydrates contributing to the volatile compounds are xylans for beech and glucomannans for spruce. Numerous compounds, in very small proportions derived from the degradation and rearrangement reactions of lignin, have also been identified. The proportion of CO₂ emitted is very low, and neither CO nor methane is emitted due to the relatively low temperature of dowel welding. Experiments at temperature slightly higher than that of dowel welding but prolonged in time have shown that the main component of the smoke produced during welding appears to be water vapour.

© 2008 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Keywords: Wood welding; Dowel welding; Degradation; Volatiles; Gases; Lignin

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, some smoke is generated during rotational friction welding, although to a rather lesser extent than in linear welding. Concern about the type and distribution of the compounds forming such a smoke is of considerable interest in a process that under all other aspects is environment friendly. Work on the composition of the smoke generated by orbital friction welding has already been reported [5]. Rotational dowel welding differs considerably, however, from both orbital and linear friction welding. These differences centre mainly on welding time and maximum temperature reached during welding. In good orbital and linear welding this has been reported to reach

between 200 °C and 230 °C, respectively [6–8]. The maximum temperature reached during rotation dowel welding is lower and never goes over 183 °C [2,7], after which it starts to decrease [7]. This is reached much more rapidly than in the other types of wood welding. Lower temperature and shorter times may account for the lower amount of smoke during the process.

It is of interest then to determine which gases are emitted during dowel welding, and possibly to quantify their proportions.

2. Experimental

Rotational dowel welding was done using beech (*Fagus sylvatica*) dowels of 10 mm diameter inserted to a depth of 30 mm in predrilled holes of 8 mm diameter, with a rotation speed of 1600 rpm as optimised in previous work [1–4]. The substrate was either a block of beech or a block of Norway spruce (*Picea abies*) to compare the different behaviour of hardwoods and softwoods.

* Corresponding author.

E-mail address: pizzi@enstib.uhp-nancy.fr (A. Pizzi).

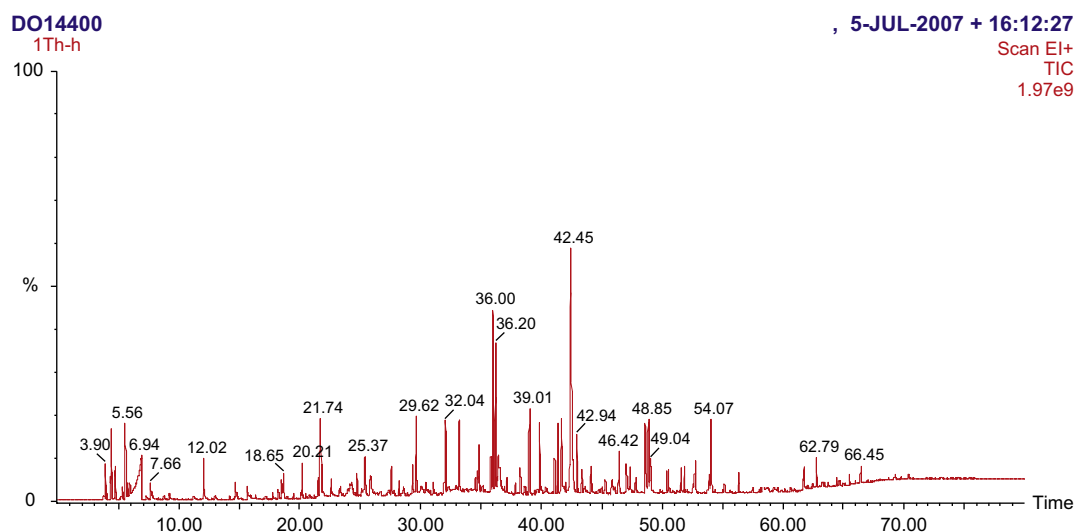


Fig. 1. GC–MS of the distribution of volatile organic compounds present in the smoke emitted during rotational dowel welding for beech wood, a hardwood (see Table 1).

Air sampling and analytical method based on adsorption on solid phase adsorbent (SPA) followed by thermal desorption (TD) and gas chromatography (GC) coupled with mass spectrometry (MS) analysis are commonly used for monitoring volatile organic compounds (VOCs) in air [9].

2.1. Sampling method

The VOCs released during welding of wood were pulled through an SPA tube with a sampling pump (constant flow rate of 25 ml/min).

Carbotrap 300 tubes, a mix of Carbotrap C (graphitized carbon black), Carbotrap B (graphitized carbon black), and Carbosieve SIII (carbon molecular sieve), manufactured by Supelco (Bellefonte, PA, USA) and packed in stainless steel tubes (6.35 mm O.D. × 88.9 mm, 5 mm I.D.), were used.

Carbotrap 300 tubes covered a large range of compounds' sampling [10].

SPA tubes were conditioned prior to use by flushing with Helium (flow rate of about 50 ml/min) for a period of 45 min at 350 °C and they were sealed with Swagelok fittings and PTFE ferrules to prevent contamination.

2.2. Analytical method

Analysis of adsorbed VOCs was performed by thermal desorption (TD) coupled with a capillary GC–MS detector, using a TurboMatrix thermal desorber (Perkin–Elmer, Shelton, CT, USA) and a Clarus 500 GC–MS (Perkin–Elmer).

Thermal desorption (TD) of the sampling tubes was carried out at 330 °C for 30 min with a helium (Alphagaz 2, Air Liquide, Nancy, France) flow rate of 60 ml/min (primary

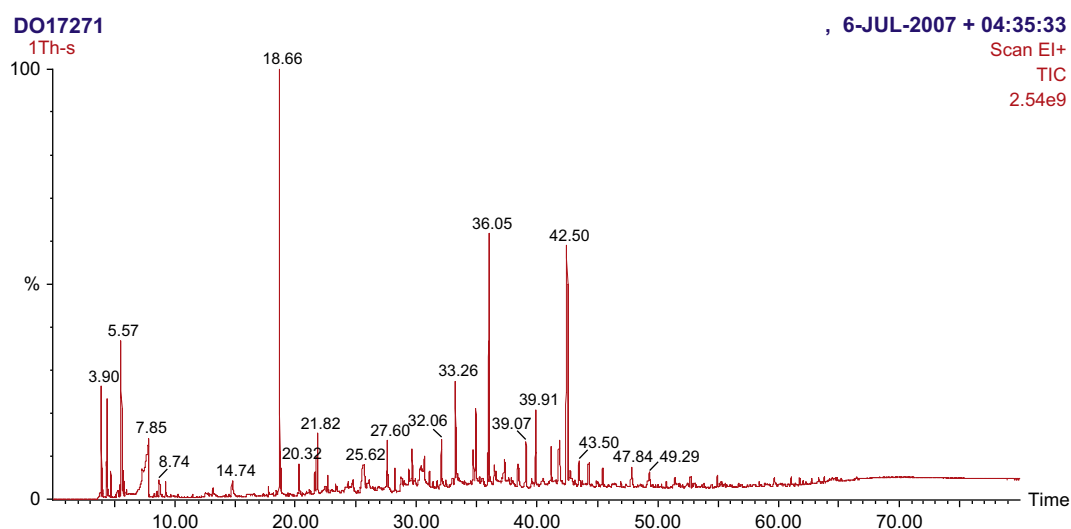


Fig. 2. GC–MS of the distribution of volatile organic compounds present in the smoke emitted during rotational dowel welding for Norway spruce wood, a soft-wood (see Table 2).

Table 1

Beech organic compounds found in the smoke during dowel welding and their origin

	Origin
3.90	Acetaldehyde
4.03	Methylformal (methylal)
4.34	Propen-2-al
4.41	Furan
4.70	Methyl acetate
5.10	2-Methyl-propanal
5.30	2,3-Dihydrofuran
5.56	Butane-2,3-dione
5.74	3-Methyl furan
5.92	2-Methyl furan
6.94	Acetic acid
7.66	1-Hydroxypropan-2-one
8.76	Pentan-2,3-dione
12.02	
12.98	2-Hydroxybutanal-3-one
14.19	2-Methylpenten-1-one
14.69	Furfural
15.67	2-Methylfuran
18.22	Furan-2-one
18.65	Cyclopentane-1,2-dione or 2-hydroxy-2-cyclopenten-1-one
20.12	5-Methylfurfural
20.21	2-Methyl-tetrahydropyranone
21.52	5,6-Dihydropyran-2,5-dione
21.74	5,6-Dihydro-4-hydroxy-2-pyran-2-one
22.58	3-Hydroxy-2-methyl-1,2-cyclopenten-1-one
22.69	2-Hydroxy-3-methyl-2-cyclopenten-1-one
24.73	Guaiacol
25.37	
25.88	
27.57	2,3-Dihydroxybenzaldehyde
28.21	4-Methyl guaiacol
28.76	3,5-Dihydroxy-2-methyl 4-pyran-4-one
29.36	
29.62	
30.87	2-Methoxy-4-ethylphenol
32.04	2-Methoxy-4-vinylphenol
33.20	2,6-Dimethoxyphenol (syringol)
33.24	<i>cis</i> - or <i>trans</i> -isoeugenol
34.73	<i>cis</i> - or <i>trans</i> -isoeugenol
34.82	Vanillin
35.82	4-Methylsyringol
36.00	Eugenol [2-methoxy-4-(1-propenyl)-phenol]
36.20	
36.36	2-Methoxy-4-propylphenol
36.46	4-Propyl-guaiacol
37.16	Acetovanillone
38.26	Guaiacyl acetone
39.01	4-Vinyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-vinylphenol)
39.86	4-Allyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-(2-propenyl)-phenol)
41.10	<i>cis</i> - or <i>trans</i> -4-propenyl-syringol
41.70	Syringaldehyde (=4-hydroxy-3,5-dimethoxy benzaldehyde)
42.45	<i>cis</i> - or <i>trans</i> -4-Propenyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-(2-propenyl)-phenol)
42.49	Long chain alcohol E
42.94	Homosyringaldehyde
43.35	Acetosyringone (=1-(4-hydroxy-3,5-dimethoxyphenyl)-ethanone)
44.12	Acetosyringone (=syringyl acetone)
45.41	Propiosyringone
46.42	
47.04	Long chain alcohol
47.40	Long chain alcohol
47.81	Palmitic acid (=n-hexadecanoic acid)

Table 1 (continued)

	Origin
48.57	Long chain alcohol
48.85	Long chain alcohol
49.04	Sinapaldehyde
52.56	Long chain alcohol

Origin: H = hemicelluloses; L = lignin; and E = extractives.

desorption). The eluted VOCs were swept from the tube to a cryofocusing Tenax TA trap maintained at $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$, applying a split flow of 50 ml/min. After primary desorption, the cold trap was rapidly heated from $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ to $330\text{ }^{\circ}\text{C}$ at a rate of $40\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ (secondary desorption) and then maintained at this temperature for 30 min. The VOCs were injected onto a capillary column (Elite – 5 ms, $60\text{ m} \times 0.25\text{ mm}$, $0.25\text{ }\mu\text{m}$ film thickness, Perkin–Elmer) via a transfer line heated at $280\text{ }^{\circ}\text{C}$, applying a split flow of 50 ml/min.

The oven temperature program of the gas chromatograph was as follows: $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ constant for 6 min, $30\text{--}330\text{ }^{\circ}\text{C}$ at a rate of $5\text{ }^{\circ}\text{C/min}$ and then constant for 14 min. Helium (Alphagaz 2, Air Liquide) carrier gas flow in the analytical column was approximately 1.2 ml/min (25 psi).

The mass spectrometer was operated in the electron ionisation mode (ionisation energy of 70 eV). The source and transfer line temperatures were $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ and $330\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectively. Detection was carried out in scan mode: m/z 35 to m/z 450.

VOCs were identified by comparison with spectra from the NIST (US National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA) mass spectral library, by comparison with literature data [11,12] and by manual interpretation.

2.3. Experiment conducted for 10 min at $193\text{ }^{\circ}\text{C}$ experiment

Norway spruce (*P. abies*) wood was ground to a fine powder and 300 mg of it placed in a pyrex glass open container, and rapidly introduced into a Thermolyne Tube Furnace model 79400, preheated at $193\text{ }^{\circ}\text{C}$ and maintained there for 10 min under a constant flow of nitrogen. The gases coming out of the wood were passed through a Varian CP-3800 gas chromatograph. The experiment was repeated using different GC columns, namely first a CP Molsieve 7538, $25\text{ m} \times 0.53\text{ mm}$, of $df = 50\text{ }\mu\text{m}$; a CP 7559 Poroplot Q-HT $25\text{ m} \times 0.53\text{ mm}$, of $df = 20\text{--}50\text{ }\mu\text{m}$; a CP-SIL5CB 5667, $30\text{ m} \times 0.53\text{ mm}$, of $df = 3\text{ }\mu\text{m}$.

3. Results and discussion

Wood welding, be it linear, orbital or rotational dowel welding produces a greater or lesser amount of smoke. The inherent differences in the characteristics of orbital, linear and rotational dowel welding, namely the length of time taken for welding and the maximum temperature reached seem to

Table 2

Spruce organic compounds found in the smoke during dowel welding and their origin

	Origin
3.90 Acetaldehyde	H
4.35 Propan-2-al	H
4.39 Furan	H
4.70	
5.24 2-Methyl-propanal	H
5.31 2,3-Dihydrofuran	H
5.43	
5.57 3-Buten-2-one + butane-2,3-dione	H
5.74 Butan-2-one + 3-methyl furane	H
5.97 2-Methyl furan	H
7.28 Buten-2-al	H
7.33	
7.85 Acetic acid	H
7.90 3-Penten-2-one	H
8.22	
8.31 5-Methylfuran-2-one	H
8.50 Heptane	H
8.74 Pentan-2,3-dione	H
8.78	
8.94 2,5-Dimethylfuran	H
9.22	
9.66 Phenol	L
11.48	
13.15 Hexanal	H
14.74 Furfural	H
17.78 Furfuryl formate	H
18.66 α -Pinene	E
18.81 Cyclopentane-1,2-dione or 2-hydroxy-2-cyclopenten-1-one	H
19.34 Camphene	E
20.20 5-Methylfurfural	H
20.32 2-Methyl-tetrahydropyranone	H
20.58	
20.94 2-Pentyl-furan	H
21.09	
21.18 Hexanoic acid	H
21.23 2-Furfuryl acetate	H
21.59 5,6-Dihydropyran-2,5-dione	H
21.60	
21.66 3-Carene (2,6,6-trimethyl bicyclo[3.1.1]hept-2-ene)	E
21.82 5,6-Dihydro-4-hydroxy-2-pyran-2-one	H
22.49 3-Hydroxy-2-methyl-2-cyclopenten-1-one	H
22.69 2-Hydroxy-3-methyl-2-cyclopenten-1-one	H
27.60 2,3-Dihydroxybenzaldehyde	L
28.22 2-Methoxy-4-methylphenol	L
28.76 3,5-Dihydroxy-2-methyl pyran-4-one	H
32.06 2-Methoxy-4-vinylphenol	L
33.26 2,6-Dimethoxyphenol (syringol) + <i>cis</i> - or <i>trans</i> -isoeugenol	L
34.75 <i>cis</i> - or <i>trans</i> -Isoeugenol	L
34.94 Vanillin	L
35.88 4-Methylsyringol	L
36.05 Eugenol	L
36.48 4-Propyl-guaiacol (=2-methoxy-4-propylphenol)	L
37.29 Acetovanillone	L
39.07 4-Vinyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-vinylphenol)	L
39.91 4-Allyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-(2-propenyl)-phenol)	L
41.16 <i>cis</i> - or <i>trans</i> -4-Propenyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-(2-propenyl)-phenol)	L
41.85 Syringaldehyde (=4-hydroxy-3,5-dimethoxybenzaldehyde)	L
42.50 <i>cis</i> - or <i>trans</i> -4-Propenyl-syringol (=2,6-dimethoxy-4-(2-propenyl)-phenol)	L
42.77 Homosyringaldehyde	L
43.50 Acetosyringone (=1-(4-hydroxy-3,5-dimethoxyphenyl)-ethanone)	L

Table 2 (continued)

	Origin
44.27 Syringyl acetone	L
45.41 Propiosyringone	L
47.84 Palmitic acid	E
49.29 Sinapaldehyde	L

Origin: H = hemicelluloses; L = lignin; and E = extractives.

affect the volume of smoke being emitted during welding. In dowel welding the volume appears to be lower than for other types of welding simply because welding time is much shorter and the maximum temperature reached is markedly lower [8]. It is nonetheless of interest to determine what are the gases and volatile compounds in the smoke generated during rotational dowel welding, and from the degradation which of the polymeric constituents of wood these compounds are generated. The gas chromatography–mass spectrometry (GC–MS) results shown in Figs. 1 and 2 for, respectively, a hardwood (beech) and a softwood (spruce) indicate the relative proportion of the different volatile constituents and from the degradation of which structural wood polymers these come from. While Figs. 1 and 2 indicate a relative, proportional quantification of the different compounds found, Tables 1 and 2 indicate the compounds that have been identified. The results in Tables 1 and 2 give a clear idea of the origin of the volatiles listed. Thus, for beech wood, all the compounds identified in the first 22.7 min of separation are originating from the degradation of the polymeric carbohydrates of wood, namely cellulose and hemicellulose. The abundance of different furanic compounds (4.41, 5.30, 5.74, 5.92, 14.69, 15.67, 18.22, 20.12) is characteristic of the thermal degradation reactions of both cellulose and hemicelluloses leading to furanic nuclei rearrangements, and furans embedded in welded wood interphases have already been identified by solid phase ^{13}C NMR [13]. That the thermal degradation of hemicelluloses is by a stronger contributor than cellulose is indicated by the presence of acetic acid (6.94) and related derivatives (3.90, 4.70): hemicelluloses contain acetyl groups which are absent in cellulose. Release of acetic acid from acetyl groups in hemicelluloses is a well-known occurrence in thermal treatment of wood [14]. As in hardwoods xylan hemicelluloses are heavily acetylated while mannans are in very small percentage and one can conclude that the main degradation and rearrangements occur on xylan hemicelluloses. This confirms that hemicelluloses are one of the two main intercellular components that melt and flow in wood welding [4,13,15] and confirms that xy-lans are the major hemicelluloses that degrade, rearrange and contribute to hardwood wood welding in the case of hardwoods [4,16].

From Table 1, all the compounds between 24.73 min and 45.41 min elution, with the exception of the 28.76 peak, derive from the degradation of the amorphous, polyphenolic polymer lignin. It is interesting that the idea that lignin is the main compound melting and flowing in wood welding is supported by the higher peaks, hence the percentually more abundant

species in Fig. 1. These are, respectively, a syringol derivative (42.45) derived from a syringyl (GS) lignin and eugenol (36.00) issued from either a guaiacyl (G) or GS lignin. As hardwoods are rich in GS lignin, the fact that these are the compounds in higher percentages confirms that they derive from the degradation of the GS lignin polymer in beech wood.

At 47.04 and higher elution times, with the exception of the lignin degradation compound synapaldehyde (49.04), only some minor wood constituents, part of the so-called extractives, namely some long chain alcohols and a long chain acid (palmitic), are noticed. These are in very small percentages and do not appear to be degraded.

In the case of spruce there are both similarities and clear differences to what has been observed in beech wood. First of all, softwood xylans do not carry acetyl groups [17]. Second, glucomannans are in very high proportions in softwood and carry acetyl groups [17]. The relative distribution of the peaks in Fig. 2 is also somewhat different from what observed for beech wood. As for beech, the greater proportion of volatile compounds (Table 2) up to 22.69 min elution is derived from degradation and rearrangement reactions of polymeric wood carbohydrates. An abundance of furan structures is again noticed (4.39, 5.31, 5.97, 8.31, 8.94, 14.74, 17.78, 20.20). These and all the degradation products from polymeric wood carbohydrates are proportionally more abundant in spruce wood (Fig. 2) than in beech wood (Fig. 1). Third and even more characteristic, some volatile terpenes are present such as α -pinene (18.66), camphene (19.34), and 3-carene (21.66). No terpenes were noticed in beech. α -Pinene, furthermore, is the most percentually abundant compound of all the spruce wood volatiles. From 27.66 the volatiles observed derive from degradation and rearrangement reactions of lignin. If the case of the volatile terpene α -pinene is excluded, the two most abundant volatiles for spruce are the same as for beech, namely 4-propenyl syringol and eugenol, both derived from lignin degradation. As lignin syringyl units are in lower percentages in softwoods than in hardwoods, the relatively high proportion of syringyl derivatives in spruce indicates that syringyl units in lignin and GS lignins are particularly inclined to degradation and

rearrangement reactions during wood welding, whatever the origin of the wood species used.

While GC–MS analysis helps in identifying the organic degradation products emitted during welding, it does not give any indication about the amounts of CO₂, water vapour, CO and methane that could potentially evolve when using this process. The results of CO₂ evolved from of dowel welding are shown in Fig. 3. This figure shows the analysis by gas chromatography in nitrogen flow of the gas collected during rotational dowel welding. In Fig. 3 are shown the N₂ and O₂ carrier gases used and a very small CO₂ peak. Although it is practically impossible from this to quantify the amount of CO₂ other than to say that it is very little, nonetheless there are two important conclusions that can be drawn from Fig. 3: there is no CO and no CH₄ produced during dowel welding. This is in agreement with the maximum temperature (183 °C) that can be reached with this particular wood welding process [2,7] as CO and CH₄ are known to be produced at temperatures higher than 300–350 °C.

To better quantify the proportion of water and water vapour emitted during dowel welding a different experiment was carried out. A 300 mg of finely ground spruce wood was introduced into a sealed furnace at 193 °C, hence 10 °C higher than the maximum temperature that can be reached in dowel welding, in a nitrogen flow. The CO₂ and water emitted were then measured during 10 min continuous heating under these conditions. The progression of CO₂ emission and of the water index after 10 min heating is shown in Fig. 4. The temperature was also monitored. The spruce powder reached 193 °C in 30 s, thus at 0.5 min. If one considers that dowel welding, even of the longest dowels does not take more than 4 s, one can take the value of CO₂ emission at 0.5 min and 0.75 min, hence 0.01–0.023 mg on 300 mg wood, as a quantitative indication of emission. Thus, 3–7 parts per hundredth thousand of heated weight of wood. If it is considered that the weight of wood heated during dowel welding is much lower than 300 mg, this explains the very low CO₂ emission peak observed in Fig. 3. Even after 10 min the total weight of CO₂ emitted is only 0.4 mg on 300 mg wood, hence about 1 per thousand. Fig. 4 shows the very variable CO₂ emission as

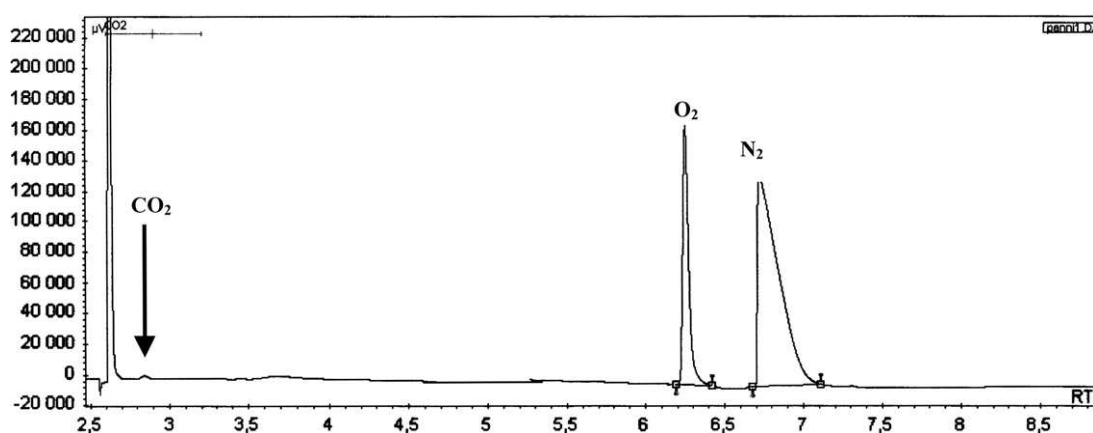


Fig. 3. GC of the emission of CO₂ from beech wood during dowel welding.

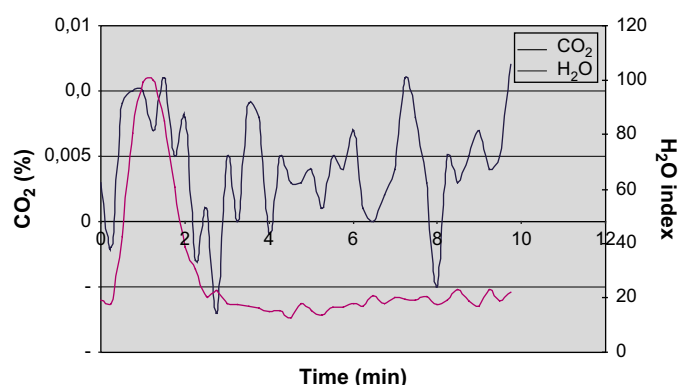


Fig. 4. GC of the emission of CO₂ and water vapour as a function of time of Norway spruce fine wood flour kept at 193 °C for 10 min under nitrogen flow of 0.5 l/min.

a function of time and the water vapour emission index over the same 10 min. The water vapour index reaches its maximum at less than a 1 min after heating. Thus, the majority of water in wood (around 10% by weight for the samples used) is emitted as water vapour immediately after heating. This indicates that the greater proportion of the smoke observed during welding is water vapour.

4. Conclusions

Analysis of the gases, vapour and degradation volatiles emitted as smoke by the welding interface during rotational wood dowel welding has shown that the compounds in such a smoke are water vapour, CO₂, degradation compounds from polymeric wood carbohydrates and from amorphous lignin, as well as some volatile terpenes, these latter only in the case of the softwood used, namely Norway spruce. The main carbohydrates contributing to the volatile compounds are xylan hemicelluloses for a hardwood such as beech wood, and glucomannans for a softwood such as Norway spruce. Numerous compounds, in very small proportions derived from the degradation and rearrangement reactions of lignin, have also been identified. The relative proportions of the degradation products support previous findings indicating that welding is

due to melting and flowing of lignin and hemicelluloses. Furthermore, the proportion of CO₂ emitted is very low, and neither CO nor methane is emitted due to the relatively low temperature of dowel welding.

Acknowledgements

The financial support of this project by France ANR, the Agence Nationale de la Recherche, through their project “Soudabois” is thankfully acknowledged.

References

- [1] Pizzi A, Leban J-M, Kanazawa F, Properzi M, Pichelin F. J. Adhesion Sci Technol 2004;18:1263.
- [2] Kanazawa F, Pizzi A, Properzi M, Delmotte L, Pichelin F. J Adhesion Sci Technol 2005;19:1025.
- [3] Ganne-Chedeville C, Pizzi A, Thomas A, Leban J-F, Bocquet J-F, Despres A, et al. J Adhesion Sci Technol 2005;19:1157.
- [4] Pizzi A, Despres A, Mansouri HR, Leban J-M, Rigolet S. J Adhesion Sci Technol 2006;20:427.
- [5] Stamm B. Development of orbital and linear friction welding of wood – physical, mechanical and chemical studies. PhD thesis. EPFL, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, Lausanne, Switzerland; 2006.
- [6] Stamm B, Natterer J, Navi P. J Adhesion Sci Technol 2005;19:1129.
- [7] Zoulalian A, Pizzi A. J Adhesion Sci Technol 2007;21:97.
- [8] Stamm B, Natterer J, Navi P. Holz Roh Werkstoff 2005;63:313.
- [9] ISO 16017-1. Indoor, ambient and workplace air – sampling and analysis of volatile organic compounds by sorbent tube/thermal desorption/capillary gas chromatography – part 1: pumped sampling; 2000.
- [10] Brown B, Shirey A. Tool for selecting an adsorbent for thermal desorption applications. Supelco technical report. Bellefonte, PA; 2001, p. 36.
- [11] Faix O, Meier D, Fortmann I. Holz Roh Werkstoff 1990;48:351.
- [12] Ralph J, Hatfield RD. J Agric Food Chem 1991;39:1426.
- [13] Delmotte L, Ganne-Chedeville C, Leban JM, Pizzi A, Pichelin F. Polymer Degrad Stab 2008;93:406.
- [14] Tjeerdsma B, Boonstra M, Pizzi A, Tekely P, Militz H. Holz Roh Werkstoff 1998;56:149.
- [15] Gfeller B, Zanetti M, Properzi M, Pizzi A, Pichelin F, Lehmann M, et al. J Adhesion Sci Technol 2003;17:1425.
- [16] Stamm B, Natterer J, Windeisen E, Wegener G. Holz Roh Werkstoff 2005;63:388.
- [17] Fengel D, Wegener G. Wood: chemistry, ultrastructure, reactions. Berlin: De Gruyter; 1989.

VI.2 : Gaz d'émission lors du soudage du bois par vibration linéaire

L'analyse des gaz, de la vapeur et des composés volatils de dégradation émis au niveau de l'interface lors du soudage linéaire par vibration des bois de hêtre et de chêne a prouvé que les composés formés sont de la vapeur d'eau, du dioxyde de carbone CO_2 et des composés de dégradation des hydrates de carbone polymères du bois aussi bien que de la lignine amorphe. Pour les deux bois durs testés, les principaux hydrates de carbone qui contribuent aux composés volatils sont les hémicelluloses de xylane.

De nombreux composés, dans de très petites proportions, dérivés de réactions de dégradation et de réarrangement de la lignine ont été également identifiés. La proportion de CO_2 émise est très basse, et ni le monoxyde de carbone CO ni le méthane ne sont émis du fait de la température relativement basse atteinte lors du procédé. Des expériences réalisées à des températures telles que celles mesurées au cours du soudage linéaire du bois mais pour des durées prolongées ont montré que le composant principal de la fumée produite pendant le soudage est la vapeur d'eau. Il n'y a aucune émission de gaz ou de composés volatils de dégradation une fois que le soudage est terminé.

Emission Gases in Linear Vibration Welding of Wood

P. Omrani^a, E. Masson^b, A. Pizzi^{a,*} and H. R. Mansouri^a

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

^b CRITT Bois, 27 rue du Merle Blanc, F-88000 Epinal, France

Received in final form 16 June 2008

Abstract

Analysis of the gases, vapour and degradation volatiles emitted as smoke from the welding interface during linear vibration welding of beech and oak woods has shown that the compounds in such a smoke are water vapour, CO₂, and degradation compounds from wood polymeric carbohydrates as well as from amorphous lignin. For the two hardwoods tested the main carbohydrates contributing to the volatile compounds are xylan hemicelluloses. Numerous compounds, in very small proportions, derived from the degradation and rearrangement reactions of lignin have also been identified. The proportion of CO₂ emitted is very low, and neither CO nor methane are emitted due to the relatively low temperature reached. Experiments in the temperature range of linear wood welding but at prolonged time have shown that the main component of the smoke produced during welding appears to be water vapour. There is no emission of gases or degradation volatiles after welding has ended.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Wood welding, degradation, volatiles, gases, lignin, hemicelluloses, xylans, wood, GC-MS, CO₂, water vapour

1. Introduction

Linear vibration wood welding, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints of considerable strength [1–4]. However, some smoke is generated during welding. Concern about the type and distribution of the compounds forming such a smoke is of considerable interest in a process that with respect to all other aspects is environment-friendly. Some work on the composition of the smoke generated by orbital friction welding has already been reported [5]. Linear welding differs considerably, however, from orbital friction welding. These differences center mainly on welding time and maximum temperature reached during these two welding processes. In orbital and linear welding processes the tempera-

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

tures have been reported to reach [1, 6–8] more than 300°C and between 200 and 230°C, respectively. Thus, the maximum temperature reached during linear vibration welding is much lower and never reaches over 230°C [1, 7]. Lower temperature and shorter times may account for some differences.

It is of interest then to determine which gases are emitted during linear vibration welding, and to possibly quantify their proportions.

2. Experimental

Vibrational linear wood welding was done using beech (*Fagus sylvatica*) and oak (*Quercus robur*) wood specimens of 150 × 20 × 20 mm dimensions. The conditions used were 150 Hz vibration frequency, 2 mm welding amplitude, welding time of 7 s, welding pressure of 0.375 MPa, holding time after welding of 5 s, holding pressure after welding of 1 MPa. The equipment used was a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France).

Air sampling and analytical method based on adsorption on a solid phase adsorbent (SPA) followed by thermal desorption (TD) and gas chromatography (GC) coupled with mass spectrometry (MS) analysis is commonly used for monitoring volatile organic compounds (VOCs) in air [9] and this was used in this study.

2.1. Sampling Method

The VOCs released during welding of wood were collected by means of an SPA tube with a sampling pump (constant flow rate of 25 ml/min).

Carbotrap 300 tubes, a mix of Carbotrap C and Carbotrap B (graphitized carbon black), Carbosieve SIII (carbon molecular sieve), manufactured by Supelco (Bellefonte, PA, USA) and packed within stainless steel tubes (6.35 mm O.D. × 88.9 mm, 5 mm I.D.), were used. Carbotrap 300 tubes covered a large range of compounds sampled [10].

SPA tubes were conditioned prior to use by flushing with helium (flow rate of about 50 ml/min) for a period of 45 min at 350°C and they were sealed with Swagelok fittings and Teflon ferrules to prevent contamination.

2.2. Analytical Method

Analysis of adsorbed VOCs on Carbotrap 300 tubes was performed by thermal desorption (TD) coupled with a capillary GC/MS detector, using a TurboMatrix thermal desorber (Perkin-Elmer, Shelton, CT, USA) and a Clarus 500 GC/MS (Perkin-Elmer).

Thermal desorption (TD) of the sampling tubes was carried out at 330°C for 30 min with a helium (Alphagaz 2, Air Liquide, Nancy, France) flow rate of 60 ml/min (primary desorption). The eluted VOCs were swept from the tube to a cryofocusing Tenax TA trap maintained at –30°C, applying a flow of 50 ml/min. After primary desorption, the cold trap was rapidly heated from –30 to 330°C at a rate of 40°C/s (secondary desorption) and then maintained at this temperature

for 30 min. The VOCs were introduced in a gas chromatograph using a capillary column (Elite-5ms, 60 m $\times$ 0.25 mm, 0.25 μ m film thickness, Perkin-Elmer) via a transfer line heated at 280°C, applying a flow of 50 ml/min.

The gas chromatograph was used with an oven temperature gradient. The program started with a 30°C constant temperature for 6 min, followed by an increase from 30 to 330°C at a rate of 5°C/min and then again maintained constant at 330°C for 14 min. Helium (Alphagaz 2, Air Liquide) carrier gas flow in the analytical column was approximately 1.2 ml/min.

The mass spectrometer was operated in the electron ionisation mode (ionisation energy of 70 eV). The source and transfer line temperatures were 250 and 330°C, respectively. Detection was carried out in scan mode: m/z 35 to m/z 450.

VOCs were identified by comparing with the spectra from the NIST (US National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA) mass spectral library and with other literature spectral data [11, 12].

2.3. 10-min 200°C Experiment

Beech (*Fagus sylvatica*) wood was ground to a fine powder and 300 mg of it placed in a pyrex glass open container, and rapidly introduced in a Termolyne Tube Furnace model 79400, preheated at 200°C and maintained there for 10 min under a constant flow of nitrogen. The gases coming out of the wood were passed through a Varian CP-3800 gas chromatograph. The experiment was repeated using different GC columns, namely first a CP Molsieve 7538, 25 m $\times$ 0.53 mm, of diameter = 50 μ m; a CP 7559 Poroplot Q-HT 25 m $\times$ 0.53 mm, of diameter = 20–50 μ m; a CP-SIL5CB 5667, 30 m $\times$ 0.53 mm, diameter = 3 μ m. The CO₂ emission was given as a percentage and the water vapour as H₂O index. The H₂O index is the relative proportion of water emitted in 10 min as a function of time. The total amount of water was 10% by weight of the wood sample.

3. Results and Discussion

Linear vibration wood welding produces smoke during welding while there is no emission at all after welding ends. It is of interest to determine what are the gases and volatile compounds in the smoke generated during linear vibration wood welding. The gas chromatography/mass spectrometry (GC-MS) results shown in Figs 1 and 2, respectively for beech and oak indicate the relative proportions of the different volatile constituents and their origin. While Figs 1 and 2 indicate a relative, proportional quantification of the different compounds found, Tables 1 and 2 indicate the compounds that have been identified. The results in Tables 1 and 2 give a clear idea of the origin of the VOC emitted. Thus, practically all the compounds identified in approximately the first 20 min of separation originate from the degradation of the polymeric carbohydrates of wood, namely cellulose and hemicellulose. The abundances of different furanic compounds (for beech 4.39, 5.10, 5.43, 7.58, 8.08, 13.50; and for oak 4.38, 5.10, 5.41, 7.60, 8.07, 13.53) are characteristic of the thermal degradation reactions of both cellulose and hemicelluloses

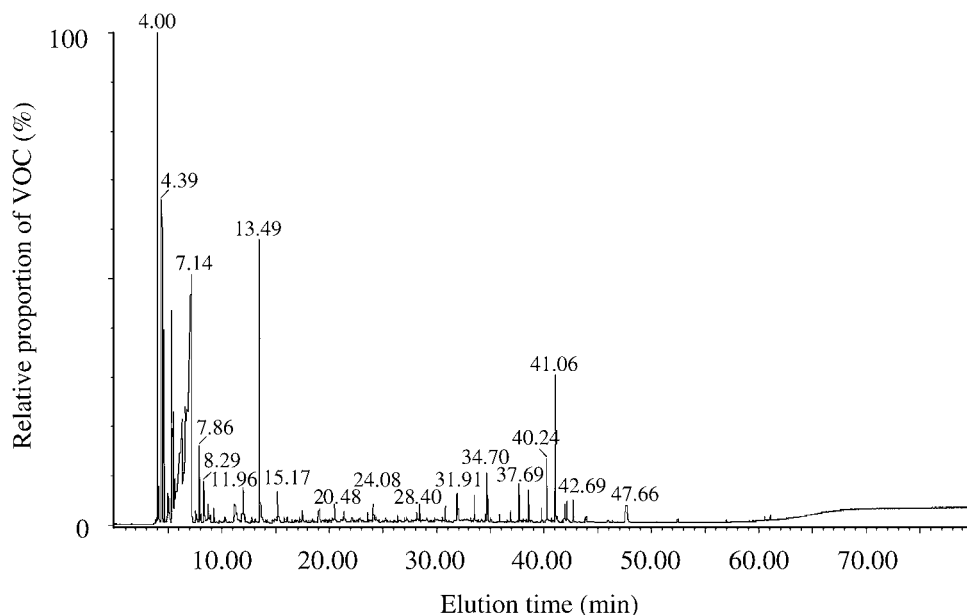


Figure 1. GC-MS results on the distribution of volatile organic compounds present in the smoke emitted during linear vibration welding of beech wood (see Table 1).

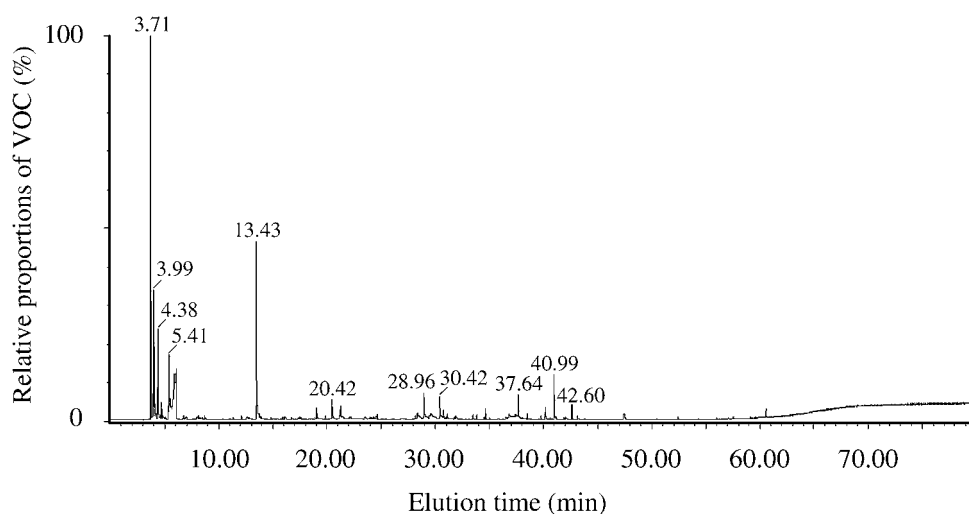


Figure 2. GC-MS results on the distribution of volatile organic compounds present in the smoke emitted during linear vibration welding of oak wood (see Table 2).

leading to rearrangements to furan derivatives, and furan derivatives have already been identified by solid phase ^{13}C NMR in the welded wood interphase [1]. It is interesting also that the emission of these compounds is similar for the two hardwoods. That the thermal degradation of hemicelluloses is a stronger contributor

Table 1.

Organic compounds found in the smoke during linear vibration welding of beech wood and their origin

Gas chromatography elution time (min)	Volatile organic compound	Origin
4.00	acetaldehyde	Hemi.
4.10	methylformate	Hemi.
4.35	2-propenal	Hemi.
4.39	furan + acetone	Hemi.
4.62	methyl acetate	Hemi.
4.98	formic acid	Hemi.
5.05	2-methyl propenal	Hemi.
5.11	2,3-dihydrofuran	Hemi.
5.17	1-(acetyloxy)-2-propanone	Hemi.
5.28	2,3-butanedione	Hemi.
5.42	2-butanone + 2- or 3-methyl furan	Hemi.
5.60	2 or 3-methyl furan	Hemi.
6.28	acetic acid	Hemi.
6.59	2-butenal	Hemi.
7.16	3-penten-2-one	Hemi.
7.53	5-methyl-2(3H)furanone	Hemi.
7.86	2,3-pentanedione	Hemi.
8.06	2,5-dimethylfuran	Hemi.
8.72	phenol	Lign.
9.18	methyl pyruvate	Hemi. or Lign.
11.96	3,4-hexanedione	Hemi.
13.49	furfural	Hemi.
15.17	1-(acetyloxy)-2-propanone	Hemi.
17.49	2-hydroxy-2 cyclopenten-1-one	Hemi.
19.01	5-methyl-furfural	Hemi.
21.37	2-hydroxy-3methyl-2cyclopenten-1-one	Lign.
23.55	guaiacol	Lign.
26.36	2,3-dihydroxybenzaldehyde	Lign.
27.01	2-methoxy-4-methyl phenol	Lign.
30.81	2-methoxy-4-vinylphenol	Lign.
31.91	2,6-dimethoxy phenol	Lign.
32.00	cis or trans-isoeugenol	Lign.
33.49	vanillin + cis or trans-isoeugenol	Lign.
34.54	4-methyl-syringol	Lign.
34.70	eugenol	Lign.
35.03	2-methoxy-4-propyl phenol	Lign.
35.83	acetovanillon (1-(4-hydroxy-3-methoxyphenyl) ethanone)	Lign.
36.89	guaiacylacetone (1-(4-hydroxy-3-methoxyphenyl)-2-propanone)	Lign.
37.69	4-vinyl-syringol	Lign.
38.54	4-allyl-syringol	Lign.
39.79	4-propenyl-syringol (cis or trans)	Lign.
40.24	syringaldehyde (4-hydroxy-3,5-dimethoxy benzaldehyde)	Lign.
41.06	4-propenyl-syringol (cis or trans)	Lign.

Table 1.
(Continued.)

Gas chromatography elution time (min)	Volatile organic compound	Origin
41.91	acetosyringone (1-(4-hydroxy-3,5-dimethoxyphenyl) ethanone)	Lign.
42.14	coniferaldehyde	Lign.
42.69	syringyl acetone	Lign.
43.84	butyrosyringone	Lign.
45.93	propiosyringone	Lign.
46.36	palmitic acid	Extractives
47.66	sinapaldehyde (3,5-dimethoxy-4-hydroxy cinnamaldehyde)	Lign.

Hemi. = derived from the hemicelluloses; Lign. = derived from lignin (proportions as in Fig. 1).

than cellulose is indicated by the presence of acetic acid (6.02 and 6.18) and related derivatives (3.99/4.00, 4.63, 9.30): hemicelluloses contain acetyl groups which are absent in cellulose. Release of acetic acid from acetyl groups in hemicelluloses is a well known occurrence in thermal treatment of wood [14]. As in hardwoods xylan hemicelluloses are heavily acetylated while mannans are in very small percentage, one can conclude that the main degradation and rearrangements occur on xylan hemicelluloses. This confirms that hemicelluloses are one of the two main intercellular components that melt and flow in linear wood welding [1, 13] and confirms that xyans are the major hemicelluloses that degrade, rearrange and contribute also to hardwood wood welding [13, 15, 16].

From Tables 1 and 2 it is seen that all the compounds from approximately 20–47 min elution time derive from the degradation of lignin. It is interesting that in linear wood welding lignin is not the main compound degrading to give fumes. Thus, the more abundant species in Figs 1 and 2, respectively, are acetaldehyde and furanic species derived from the degradation and rearrangement of hemicelluloses and only one syringol derivative (41.06 min), originates from a syringyl-type lignin [17]. This is rather different from the case of rotational dowel welding, where lignin-derived compounds predominate [18]. This difference can only be ascribed to the much higher temperature reached in linear welding (230°C) [1, 7] in relation to rotational dowel welding (183°C) [19]. The only compound not derived from lignin or hemicelluloses degradation in beech wood smoke is palmitic acid (Table 1, 46.35 min) that derives from the wood extractibles. A second unusual feature is traces of acetylated sugar residues in Table 2, at 30.42 min elution. In general, the acetic acid residue is hydrolysed from the hemicelluloses and detected as acetic acid. The acetylated sugar is a rare case of an acetylated sugar monomer being emitted without the acetyl group having already been separated from it.

The compositions of the degradation compounds found in the smoke are similar for both hardwoods with the only differences being in the levels of the relative abundances of the different compounds formed. Thus, the composition of beech welded

Table 2.

Organic compounds found in the smoke during linear vibration welding of oak wood and their origin

Gas chromatography elution time (min)	Volatile organic compound	Origin
3.71	air	Hemi.
3.99	acetaldehyde	Hemi.
4.09	methylformate	Hemi.
4.34	2-propenal	Hemi.
4.38	furan	Hemi.
4.63	methyl acetate	Hemi.
4.76	formic acid	Hemi.
5.10	2,3-dihydrofuran	Hemi.
5.30	2,3-butandione	Hemi.
5.41	2-methyl furan or 3-methyl furan	Hemi.
6.02	acetic acid	Hemi.
7.60	5-methyl 2(3H) furanone	Hemi.
7.98	2,3-pentanedione	Hemi.
8.07	2,5-dimethylfuran	Hemi.
8.19	propanoic acid	Hemi.
8.38	2-propenoic acid	Hemi.
8.72	phenol	Lign.
13.43	furfural	Hemi.
17.29	butyrolactone	Hemi.
19.86	decane + 1,2,3-trimethyl benzene	Lign.
23.53	guaiacol	Lign.
28.96	3,5-dihydroxy-2-methyl-4-pyran-4-one	Lign.
30.42	1,3-Di-O-acetyl- α - β -d-ribofuranose	Lign.
30.77	2-methoxy-4-vinylphenol	Lign.
31.10	cis or trans β -methyl- γ -octalactone	Lign.
31.87	syringol	Lign.
31.96	cis or trans isoeugenol	Lign.
33.46	vanillin + cis or trans isoeugenol	Lign.
34.50	4-methyl syringol	Lign.
34.65	eugenol	Lign.
35.00	2-methoxy-4-propyl phenol	Lign.
35.83	acetovanillon (1-(4-hydroxy-3-methoxyphenyl) ethanone)	Lign.
36.85	guaiacylacetone (1-(4-hydroxy-3-methoxyphenyl)-2-propanone)	Lign.
37.64	4-vinyl-syringol	Lign.
38.50	4-allyl-syringol	Lign.
39.75	cis or trans 4-propenyl-syringol	Lign.
40.15	syringaldehyde (benzaldehyde.4-hydroxy-3,5-dimethoxy)	Lign.
40.99	cis or trans 4-propenyl-syringol	Lign.
41.85	acetosyringone (1-(4-hydroxy-3,5-dimethoxyphenyl) ethanone)	Lign.
42.07	coniferaldehyde	Lign.
42.59	syringyl acetone	Lign.
43.77	butyrosyringone	Lign.
43.87	propiosyringone	Lign.
47.44	sinapaldehyde (3,5-dimethoxy-4-hydroxy cinnamaldehyde)	Lign.

Hemi. = derived from the hemicelluloses; Lign. = derived from lignin (proportions as in Fig. 2).

smoke indicates a much greater participation of lignin derived compounds than in the case of oak where the compounds derived from carbohydrates degradation and rearrangement are instead relatively more abundant. Why this should be so is not possible to ascertain with the present data.

To better quantify the proportion of water and water vapour emitted during dowel welding a different experiment was carried out. 300 mg of finely ground beech wood was introduced in a sealed furnace at 200°C, hence in the middle of the temperature range used for vibrational linear welding, under a nitrogen flow, and the CO₂ and water emitted were measured during 10 min continuous heating under these conditions. The progression of CO₂ emission and of the water index as well as the total amounts emitted after 10 min heating are shown in Table 3. The temperature was also monitored. The beech wood powder reached 200°C in 30 s. If one considers that linear welding, where even the longest period is no more than 4 s, one can take the values of CO₂ emission at 0.5 and 0.75 min, hence 0.01–0.023 mg for 300 mg wood, as a quantitative indication of emission. This is only 0.003–0.008% of the weight of the heated wood. If it is considered that the weight of wood heated during dowel welding is much less than 300 mg, this explains the very low CO₂ emission observed. Even after 10 min only a total of 0.4 g CO₂ is emitted from 300 mg wood, i.e. about 1 part per thousand. Table 3 shows the variable CO₂ emission as a function of time and the water vapour emission index over the same 10 min. The water vapour index reaches its maximum at less than a 1 min after heating. Thus, the majority of water in the wood (around 10% by weight for the samples used) is emitted as water vapour immediately after heating. This indicates that the greater proportion of the smoke observed during welding is water vapour.

4. Conclusions

Analysis of the gases, vapour and degradation volatiles emitted as smoke by the welding interface during linear vibration welding has shown that the compounds in such a smoke are water vapour, CO₂, degradation compounds from wood polymeric carbohydrates and from amorphous lignin, as well as some volatile terpenes, these last species only in the case of the softwood used, namely Norway spruce. The main carbohydrates contributing to the volatile compounds are xylan hemicelluloses for a hardwood such as beech wood, and glucomannans for a softwood such as Norway spruce. Numerous compounds, in very small proportions, derived from the degradation and rearrangement reactions of lignin have also been identified. The relative proportions of the degradation products support previous findings indicating that welding is due to melting and flowing of lignin and hemicelluloses. Furthermore, the proportion of CO₂ emitted is very low, and neither CO nor methane are emitted due to the relatively low temperature of dowel welding. There is no emission of gases or degradation volatiles after welding has ended.

Table 3.Emission of CO₂ and water vapour by beech wood as function of time for 10 min at 200°C and under nitrogen atmosphere

Time (min)	% CO ₂	H ₂ O index *	Volume of CO ₂ (ml)
0	0.003	18.89	
0.25	−0.002	17.60	0.0006
0.5	0.009	42.36	0.0044
0.75	0.01	80.56	0.0119
1	0.01	99.28	0.0125
1.25	0.007	100.00	0.0106
1.5	0.011	85.06	0.0113
1.75	0.005	60.73	0.0100
2	0.008	38.37	0.0081
2.25	−0.003	30.33	0.0031
2.5	0.001	20.38	−0.0013
2.75	−0.007	22.36	−0.0038
3	0.005	17.71	−0.0013
3.25	0	17.24	0.0031
3.5	0.009	17.09	0.0056
3.75	0.008	16.23	0.0106
4	−0.001	14.72	0.0044
4.25	0.005	15.18	0.0025
4.5	0.003	12.66	0.0050
4.75	0.003	17.74	0.0038
5	0.004	15.36	0.0044
5.25	0.001	13.44	0.0031
5.5	0.005	16.37	0.0038
5.75	0.004	16.63	0.0056
6	0.007	17.55	0.0069
6.25	0.001	16.78	0.0050
6.5	0	20.58	0.0006
6.75	0.002	17.58	0.0013
7	0.004	19.99	0.0038
7.25	0.011	19.33	0.0094
7.5	0.008	19.17	0.0119
7.75	0.003	20.54	0.0069
8	−0.005	17.51	−0.0013
8.25	0.005	19.20	0
8.5	0.003	23.10	0.0050
8.75	0.005	18.53	0.0050
9	0.007	17.00	0.0075
9.25	0.004	22.92	0.0068
9.5	0.005	18.75	0.0056
9.75	0.012	21.89	0.0106
Total volume of CO ₂ (ml)			0.203
Total mass of CO ₂ (mg)			0.399
Carrier gas flow rate			0.5 l/min

* The H₂O index is the instantaneous (non-cumulative) relative proportion of water emitted in 10 min as a function of time measured every 0.25 min. The total amount of water was 10% by weight of the wood sample.

Acknowledgement

The financial support of this project by France ANR, the Agence Nationale de la Recherche, through their project “Soudabois” is thankfully acknowledged.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1425–1590 (2003).
2. B. Gfeller, A. Pizzi, M. Zanetti, M. Properzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *Holzfor-schung* **58**, 45–52 (2004).
3. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Tech-nol.* **18**, 673–685 (2004).
4. C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *Holzfor-schung* **60**, 434–438 (2006).
5. B. Stamm, Development of orbital and linear friction welding of wood — physical, mechanical and chemical studies, *PhD Thesis*, EPFL, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, Lausanne, Switzerland (2006).
6. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1129–1139 (2005).
7. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Tech-nol.* **22**, 1209–1221 (2008).
8. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 313–317 (2005).
9. ISO 16017-1 (2000). Indoor, ambient and workplace air — sampling and analysis of volatile organic compounds by sorbent tube/thermal desorption/capillary gas chromatography — Part 1: pumped sampling.
10. B. Brown and A. Shirey, *Tool for selecting an adsorbent for thermal desorption applications*, Supelco Technical Report, Bellefonte (PA), p. 36 (2001).
11. O. Faix, D. Meier and I. Fortmann, *Holz Roh Werkstoff* **48**, 351–354 (1990).
12. J. Ralph and R. D. Hatfield, *J. Agric. Food Chem.* **39**, 1426–1430 (1991).
13. L. Delmotte, C. Ganne-Chedeville, J. M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *Polym. Degrad. Stab.* **93**, 406–412 (2008).
14. B. Tjeerdsma, M. Boonstra, A. Pizzi, P. Tekely and H. Militz, *Holz Roh Werstoff* **56**, 149–153 (1998).
15. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
16. B. Stamm, J. Natterer, E. Windeisen and G. Wegener, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 388–389 (2005).
17. D. Fengel and G. Wegener, *Wood: Chemistry, Biology, Ultrastructure*. De Gruyter, Berlin (1976).
18. P. Omrani, E. Masson, A. Pizzi and H. R. Mansouri, *Polymer Degrad. Stabil.* **93**, 794–799 (2008).
19. A. Zoulalian and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 97–108 (2007).

VII. Etude et optimisation des paramètres du soudage par vibration linéaire pour augmenter la résistance des assemblages en milieu sec ou humide

VII.1. Amélioration de la résistance à l'eau d'assemblages bois soudés linéairement par vibration

"Improving the water resistance of linear vibration-welded wood-joints"

VII.2. Raisons physico-chimiques de la résistance à l'eau des assemblages bois soudés linéairement

"Physico-Chemical causes of the extent of water resistance of linearly welded wood joints"

VII.3. Influence de la fréquence du soudage sur les modifications chimiques des constituants du bois

"Influence of wood welding frequency on wood constituents chemical modifications"

VII.4. Mécanique de la rupture pour du bois soudé linéairement : effet de l'orientation de fil et de l'essence du bois.

"Fracture mechanics of linearly welded wood joints: effect of wood species and grain orientation"

VII.1 : Amélioration de la résistance à l'eau d'assemblages bois soudés linéairement par vibration

La vibration mécanique linéaire de frottement a été employée pour former des joints en bois par soudage à très grande vitesse et qui répondent aux exigences en termes de force pour des applications structurales.

Tandis que le soudage rotatif du bois [4-6] permet d'obtenir des joints qui possèdent un certain degré de résistance à l'eau [7-9], ce n'est pas le cas pour le soudage linéaire par vibration de surfaces plates de bois [1]. Même s'ils présentent une très bonne résistance à sec (de niveau structural), les assemblages bois soudés par vibration linéaire sont plutôt sensibles à l'eau, et de ce fait réservés exclusivement aux applications de catégorie intérieure (meubles). Ceci a constitué une des limitations les plus marquées de ce type de soudage, et des solutions ont été cherchées afin de pallier ce problème sans avoir recours à des produits chimiques d'imperméabilisation et pour conserver les avantages indéniables de ce procédé d'un point de vue environnemental.

Dans ce document, nous avons cherché à expliquer les raisons de la sensibilité à l'eau d'assemblages soudés par vibration linéaire afin d'améliorer leur résistance.

On peut supposer qu'en changeant les paramètres du soudage linéaire et en adoptant des valeurs proches de celles appliquées pour le soudage rotatif, la résistance de l'assemblage sera accrue.

Pour s'approcher plus étroitement des conditions de la soudure par rotation, il est nécessaire de jouer sur les trois paramètres du soudage par friction, fréquence de vibration, pression et déplacement, pour (a) obtenir une augmentation plus rapide de la température, par conséquent (b) limiter la température maximale atteinte et raccourcir considérablement la durée du procédé, et pour finir (c) réduire au minimum ou éliminer l'éjection de fibres hors de l'interface pendant la soudure. Tout cela peut être réalisé, en principe, en fournissant la même énergie d'entrée. Par exemple, on peut augmenter la fréquence vibratoire de soudure ce qui entraîne un déplacement plus court d'une surface par rapport à l'autre [16]. La relation entre la durée du soudage, la fréquence et le déplacement est particulièrement importante. Des temps plus courts et un plus petit déplacement devraient expulser seulement une faible quantité de fibres hors de l'interface. Ceci a été observé pendant la soudure. Plus l'amplitude du déplacement est grande et plus les fibres sont extraites de l'interface [17].

L'utilisation d'une plus haute fréquence de vibration (150 hertz) et d'un déplacement plus petit (2 millimètres) que ceux utilisés précédemment pour le soudage linéaire a résulté en :

- (a) un temps de soudage beaucoup plus court (1,5 s) et une plus grande résistance à sec ;
- (b) le maintien de pratiquement toutes les fibres dans le composite à l'interphase (pas ou très peu d'expulsion de fibres à partir du bord de l'interface pendant le soudage).
- (c) aucun assombrissement au niveau de l'interface, indiquant qu'il n'y a pratiquement pas de carbonisation dans cette région;
- (d) une résistance à l'eau du joint soudé nettement améliorée. Cela est dû à la diminution voire l'absence de matière carbonisée poreuse au niveau de la ligne de soudage qui faciliterait la pénétration de l'eau ;

Tout ceci semble indiquer une élévation plus rapide mais une valeur maximale plus basse de la température au niveau de la ligne de soudage.

Improving the Water Resistance of Linear Vibration-Welded Wood Joints

H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi *

LERMAB-ENSTIB, Nancy University, BP 1041, F-88051 Epinal cedex 9, France

Received in final form 16 June 2008

Abstract

A change in linear welding conditions from those previously used, namely higher vibration frequency (150 Hz) and lower displacement (2 mm) during welding afforded a quicker rise in temperature of the weldline. This allowed a much shorter welding time (1.5 s). This resulted (a) in no fibres being expelled from the welded interface edge and (b) the thin exposed interface seen on the joint side not being dark, indicating almost no charring of the interfacial region. The maintenance of all the fibres in the interfacial composite ensured a stronger joint and a much improved water resistance due to the decrease and almost absence of the rather porous weldline char which would have facilitated water penetration. Such change in the set of parameters allowed resistance of the linear welded joints in water for more than 25 h.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Linear welding, water resistance, welding conditions, interface composite, fibre ejection

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]. 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. Linear mechanical friction vibration has been used to yield wood joints satisfying the relevant strength requirements for structural applications by welding at a very rapid rate.

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

While rotational wood dowel welding [4–6] yields joints that possess a certain degree of long-term resistance to water [7–9], this is not the case for linear vibration welding of a flat wood surface to another flat wood surface [1]. Thus, up to now, linear vibration-welded wood joints have been rather sensitive to water attack, the joints being suitable exclusively for interior grade applications such as furniture, in spite of their dry strength being at the structural level. This constituted one of the more marked limitations of flat surface to flat surface welding, and thus there has been interest in overcoming it without the use of waterproofing chemicals which would spoil the totally environmentally-friendly characteristics of such welded joints.

This paper thus deals with exploring the hypothesis as to what causes such sensitivity to water of linear welded joints and improving markedly their resistance to water.

2. Experimental

The mechanical welding machine used was a Mecasonic linear vibration welding machine, type LVW 2061, with vibration frequency up to 260 Hz, normally used to vibrationally weld plastics.

2.1. Preparation of Joints by Mechanically-Induced Wood Fusion Welding and Their Test Results

Specimens composed of two pieces of beech wood, each of dimensions 150 mm × 20 mm × 20 mm, were welded together to form a bonded joint of 150 mm × 20 mm × 40 mm dimensions by a vibrational movement of one wood surface against another at a frequency of 150 Hz. When welding was achieved, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then maintained for 5 s until solidification of the weld.

The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% RH) before testing.

The parameter which was varied in the experiments was the welding time (WT = 1.5, 2, 3, 4 and 5 s). The other parameters were maintained at the same values: the pressure holding time after welding (HT) was maintained after the welding vibration had stopped (HT = 5 s); the welding pressure (WP) exerted on the surfaces (WP = 1.33 MPa); the holding pressure (HP) exerted on the surfaces after the welding vibration had stopped (HP = 2 MPa); and the length of displacement, or amplitude (A) imparted to one surface relative to the other during vibrational welding (A = 2 mm). The frequency of welding was maintained at a higher frequency of 150 Hz to ensure a much steeper rise of the weldline temperature than obtained with past parameters [1]. Beech (*Fagus sylvatica*), a hardwood, was used. The equilibrium moisture content of the samples was 12% and remained the same before and after welding due to the sharp temperature gradient within the sample [10, 11]. The samples were welded in the longitudinal wood grain direction. Experiments

Table 1.

Time of resistance in cold water of wood specimens welded for 1.5, 2, 3, 4, 4 and 5 s

Welding time (s)	Time of resistance in cold water
5	1 h 35 min
4	2 h 22 min
3	3 h 10 min
2	4 h 25 min
1.5	25 h 5 min

on welding under the new conditions in both tangential and radial directions gave, unexpectedly, similar dry results and thus are not reported here [12].

The specimens were cut according to the method described in European Norm EN 302 [13] for bonded wood joints, thus with a welded overlap of 1 cm along the length of the joint and 2 cm width. A series of 10 samples so prepared for each welding time were immersed in cold water (15°C) and the average time the samples took to fall apart while immersed was measured (Table 1). The samples that lasted longer in water before falling apart were those welded for 1.5 s. Thus, a new series of 25 of the samples welded for 1.5 s were immersed in water (15°C) and the shear strength was measured at regular time intervals for 5 samples for each immersion time, thus after 1.5, 2, 3, 4 and 5 h immersion in water. The samples were tested wet and the results compared with the dry test control results as time = 0. The shear strength of the joints was measured with an Instron universal testing machine at a rate of 2 mm/min.

2.2. Scanning Electron Microscopy Analysis of Joints Obtained by Mechanically-Induced Linear Vibration Wood Welding

Scanning electron microscopy (SEM) micrographs of the surfaces of the joints welded for 1.5 and 5 s delaminated by water immersion were obtained after metalizing with gold-palladium. The SEM equipment used was a Hitachi S-520 microscope.

3. Results and Discussion

The mechanism of mechanically induced friction welding is induced by the temperature-induced softening and consequent flowing of amorphous polymer materials in the wood middle lamella. During the 3–6 s used up to now for linear welding [1, 14], noticeable amounts of fibres are expelled through the edge of the weldline. The welded joint appears at the end to have a fibrous ‘beard’ around the whole exterior perimeter of the joint’s interface due to the fibers expelled during welding. This ‘beard’ is easily removed. The longer the welding time the greater the amount of fibers so expelled and generally the darker and deeper is the weld-

line. Figure 1 reports data on the increase in temperature of the weldline in relation to joint strength results for different welding times under the conditions used for all past experiences [14], namely 100 Hz frequency, 3 mm displacement of one piece in relation to the other, and 1.3 and 2 MPa pressure [1]. The results in Fig. 1 encourage the use of welding times between 3 and 6 s to ensure a higher and less variable weldline strength (reached at temperatures in the range 230–250°C (Fig. 1)). This is the reason why the welding time used today for welding under such conditions is 4–5 s.

On the contrary, in the case of rotational dowel welding, the temperature increases differently (Fig. 2) [15]. The temperature reaches a maximum of 183°C in 0.9–1.2 s. The temperature then decreases even if fast rotation of the dowel is continued, as shown in Fig. 2 [15]. This is due to the cavitation effect of the dowel in the now flowing wood intercellular material [15]. No fibres are ejected from the

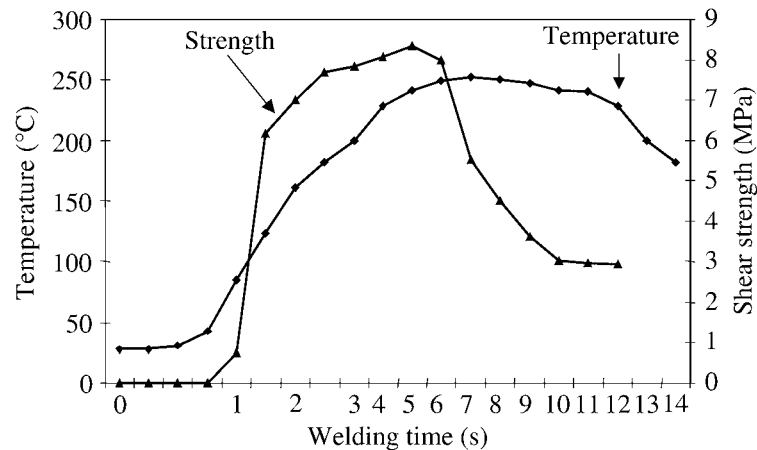


Figure 1. Temperature and shear strength as a function of welding time for 100 Hz vibration frequency and 3 mm displacement during welding.

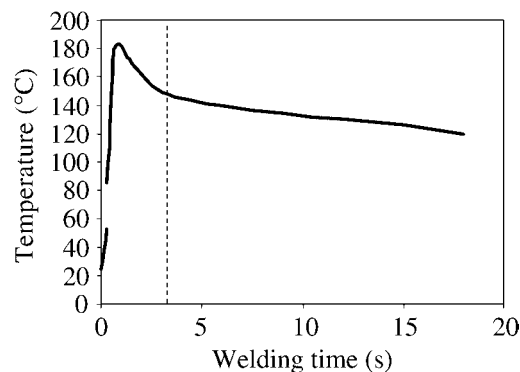


Figure 2. Temperature as a function of welding time for fast rotational dowel welding. Dashed line indicates time at which rotation was stopped (3 s).

interface; and welded dowel joints are resistant to water attack to the level of tolerating even 8 months exposure to very wet weather [7–9]. Some of this resistance can be ascribed to the geometry of the dowel joint [7] but the total effect cannot be attributed to such a cause.

Thus, between a joint that is very susceptible to water attack as in linear welding, and one that is hardly susceptible to it such as in dowel welding two main differences are noticeable: (1) the rate of temperature increase to reach a useful welding temperature is much faster in dowel welding than in linear welding. For example, from Figs. 1 and 2, 183°C is reached in approx 1 s in dowel welding (Fig. 2) and in 2.5–3 s in linear welding (Fig. 1). (2) No fibres are ejected in dowel welding while a large amount is ejected in linear welding. Thus, in the former the fiber stays in the weldline, while it is possible that a large amount of it might be expelled in the latter case. The conditions of the two types of weldings are thus rather different: the time of linear welding is longer (4–5 s under the conditions used up to now in previous experiments [14]) hence the temperature of operation is higher (230–250°C) [14], while in dowel welding the operational temperature is lower (183°C) and welding time in practice is much shorter, around 1–1.5 s [15].

The hypothesis that can be advanced is that if it is possible to change the parameters of linear welding to values more similar to those of dowel welding the water resistance of the linearly welded joint might be improved. A relationship between vibration frequency, pressure and displacement exists [16]. This is used by welding equipment manufacturers to calculate the energy used in friction welding of any material [16]. To imitate more closely the parameters of rotational dowel welding it is thus necessary to play with these three parameters, vibration frequency, pressure and displacement, to (a) obtain a faster rate of increase of the temperature, hence (b) to possibly limit the maximum temperature reached and shorten considerably the welding time, and lastly (c) to minimize or eliminate fibre ejection from the interface during welding. All these can, in principle, be achieved by providing the same input energy. This can be achieved by increasing the vibrational welding frequency that will simultaneously entail the need for a shorter displacement of one surface in relation to the other [16]. The relation between time of welding, frequency and displacement is of particular note. Shorter times and smaller displacement should expel a much lower amount of fibres from the interface. This has been observed during welding. It is the amplitude of the displacement that appears to be the main cause of the increased ejection of fibres [17].

The results in Table 1 show that, contrary to the tendency of dry strength shown in Fig. 1, the durability of the joints in water improves with shorter welding times. While the improvement is constant but relatively small as one passes from 5 to 2 s welding time, the water resistance improvement is very marked indeed for 1.5 s welding time. It must be pointed out that such short welding times are only possible with an increase in vibration frequency (150 Hz instead of 100 Hz) and a smaller displacement of one piece of wood in relation to the other during welding (1.8–2 mm instead of 3 mm). The result of such a set of parameters will cause a markedly

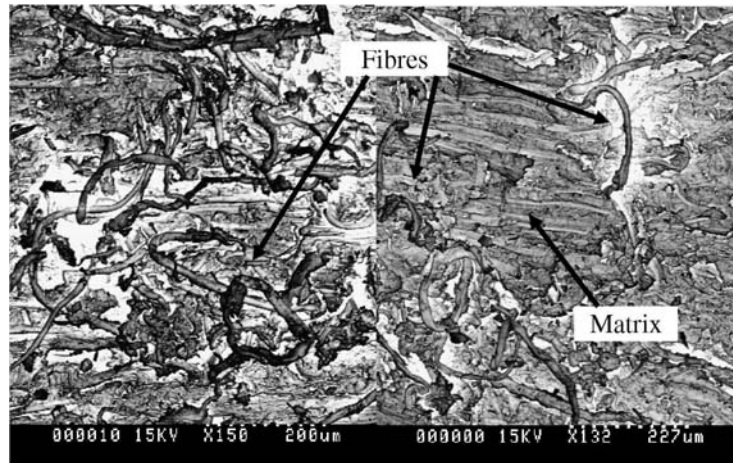


Figure 3. Scanning electron microscope images of the separated weldline (1.5 s welding time) after 25 h in cold water showing (a) unbroken fibres of the interfacial weld composite and (b) unbroken fibres drowned in molten matrix of the interfacial weld composite.

faster rate of temperature increase than that experienced in the past [1, 3, 14], similar to what is shown in Fig. 2 [15]. This leaves no time for fibres to be expelled from the interface during welding. Furthermore, as the ejection of the fibres is physically driven by the alternating friction movement, a shorter displacement will also cause much less movement, hence lesser ejection of fibres at the interface during welding.

It is interesting that at 150 Hz, 2 mm and 1.5 s: (a) no fibres are expelled from the welded interface edge and (b) that the interface edge is no more visible as it is not dark anymore, indicating almost no charring of the interfacial region. These observations indicate that the process observed here is quite different from that observed in the past. Scanning electron microscopy allowed to observe what is the cause of the difference and to confirm the hypothesis advanced above. Thus, in Fig. 3a, b the 1.5 s welded interface after being in water for more than 25 h is shown. In Fig. 4 the 5 s welded interface after 1 h 35 min is shown. In both Fig. 3a, b long unbroken fibers drowned in a molten and resolidified matrix can be observed, indicating that a strong interfacial composite was formed, and this being the condition for good welding and solid joints to be formed. In Fig. 4 instead, no fibres can be seen imbedded in the interfacial region but only the continuous molten/solidified matrix without any fibre reinforcement: all the fibres at the interface have been ejected. The longer the welding time used the less the fibres remaining, hence the lesser is the interfacial composite water resistance. This is so not only because the fibre reinforcement has disappeared, but also because the longer is the welding time the greater and deeper is the amount of char formed, char that being rather porous facilitates the penetration of water along the whole interface. In Table 2 is shown the decrease of strength as a function of time for 1.5 s welded joint immersed in cold water for progressively longer periods. The joints still maintain reasonable strength

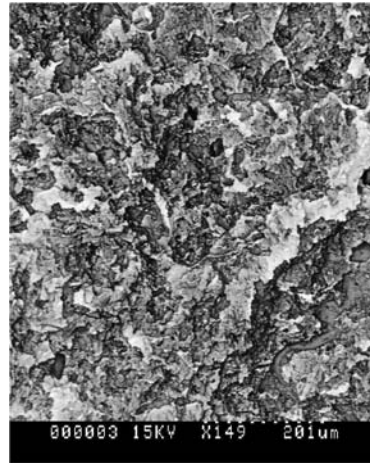


Figure 4. Scanning electron microscope image of the separated weldline (5 s welding time) after 1 h 35 min in cold water showing a thicker molten matrix and total absence of fibres in the welded interface.

Table 2.

Shear strength as a function of time in cold water of wood specimens welded for 1.5 s, at 150 Hz and 2 mm displacement. The samples were tested wet except for the control at time = 0

Time in cold water (h)	Shear strength (MPa)
0	13.4
1.5	12.7
2	9.6
3	11.3
4	5.9
5	0.9
6	0.1
up to 25	0.1

after 4 h immersion in cold water, while staying intact for 25 h. The samples welded in 5 s stay intact for only 1.5 h and have completely lost already the strength within the first 10 min. The samples welded with the parameters used in previous work [1] stay intact only for approximately 30 min and lose strength almost immediately they are placed in cold water.

4. Conclusions

A change to higher vibration frequency (150 Hz) and lower displacement (2 mm) than those used previously during linear welding resulted in:

- (a) a much shorter welding time (1.5 s) and higher dry strength;
 - (b) no fibres being expelled from the interface edge during welding;
 - (c) the interface edge not darkening, indicating almost no charring of the interfacial region;
 - (d) a much improved water resistance of the welded joint. This was due to the decrease or almost absence of the rather porous weldline char which would have facilitated water penetration;
 - (e) the maintenance of all the fibres in the interfacial composite with no or little expulsion of fibres from the interface edge during welding.
- All this appeared to indicate a quicker rise but lower maximum value of the temperature of the weldline.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1425–1590 (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. C. Ganne-Chedeville, J. M. Leban, M. Properzi, F. Pichelin and A. Pizzi, *Wood Sci. Technol.* **40**, 72–76 (2006).
11. C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *Holzforschung* **60**, 434–438 (2006).
12. P. Omrani, *PhD thesis*, University Henri Poincare — Nancy 1, Epinal, France (2008).
13. European Norm EN 302-1. Adhesives for load-bearing timber structures (2004).
14. C. Ganne-Chedeville, J.-M. Leban, M. Properzi, A. Pizzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.*, in press.
15. A. Zoulalian and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 97–108 (2007).
16. J. F. Janin, Mecasonic, private communication, Annemasse, France (2007).
17. C. Ganne-Chedeville, *PhD Thesis*, University Henri Poincare — Nancy 1, Epinal, France (2008).

VII.2 : Raisons physico-chimiques de la résistance à l'eau des assemblages bois soudés linéairement

Il a été observé qu'un changement des paramètres de soudage, à savoir l'utilisation de temps plus courts à une fréquence de vibration plus haute, conduit à des assemblages performants qui présentent une résistance à l'eau améliorée [10].

Dans ce document, on cherche à expliquer d'un point de vue physico-chimique en quoi les changements des paramètres ont amélioré la résistance à l'eau des assemblages.

Un changement des conditions de soudage linéaire, à savoir une fréquence de vibration plus élevée (150 hertz) et un déplacement plus petit (2 millimètres), induit une montée en température plus rapide de la ligne de soudage mais à une température maximale inférieure. Ceci a permis de réduire le temps de soudage (1.5 s) et d'obtenir une meilleure performance des joints, particulièrement une résistance à l'eau plus élevée. Ceci ne signifie pas pour autant que les joints sont de catégorie extérieure. Il s'est avéré que le temps de soudage, la température maximale atteinte et la résistance à l'eau du joint soudé sont inversement corrélés.

Une augmentation marquée de la résistance à l'eau se produit pour des temps de soudage n'excédant pas 2 s dans les conditions utilisées qui permettent en outre de limiter la dégradation des parois cellulaires au niveau de la surface soudée. Ceci est attribué au fait que sous de telles conditions, la vapeur d'eau n'est pas totalement éliminée du joint et cela limite la reprise en eau au niveau de l'interface.

La cartographie par microdensitométrie de rayons X a montré que plus le temps de soudage augmente, plus la ligne de soudure s'élargit et devient dense d'une part et plus la température maximale atteinte en fin de procédé est élevée d'autre part. Ceci cause une dégradation toujours plus importante qui a été confirmée également par CP-MAS et ^{13}C RMN. En effet, on a constaté que le degré de détérioration de la ligne de soudure est d'autant plus faible que le temps de soudage est court.

Physico-chemical Causes of the Extent of Water Resistance of Linearly Welded Wood Joints

P. Omrani^a, A. Pizzi^{a,*}, H. R. Mansouri^a, J.-M. Leban^{b,c} and L. Delmotte^d

^a ENSTIB-LERMAB, Nancy University, 27 Rue du Merle Blanc, F-88000 Epinal, France

^b INRA, UMR 1092, F-54280 Champenoux, France

^c AgroParisTech, UMR 1092, F-54280 Champenoux, France

^d ICSI, University of Haute Alsace, 15 rue Jean Starcky, F-68057 Mulhouse, France

Received in final form 29 October 2008

Abstract

A change in linear welding conditions, namely higher vibration frequency (150 Hz) and lower displacement (2 mm) during welding, produced a quicker rise in temperature of the weldline. This allowed a much shorter welding time (1.5 s). X-ray microdensitometry mapping showed a progressive increase in broadening and average density of the weldline as the welding time lengthens. As the welding time lengthens the maximum temperature reached at the end of welding is progressively higher. This causes increasingly greater degradation. This effect was confirmed also by CP-MAS ¹³C NMR and it was found that the lower is the degree of deterioration of the weldline of the wood joint the shorter is the welding time. Monitoring of the temperature of the weldline showed that the temperature reached in wood joints during welding was inversely correlated to its water resistance. Furthermore, the increase in weldline temperature is markedly quicker at a vibration frequency of 150 Hz than at 100 Hz. Thus, the shorter is the welding time the lower is the degree of deterioration of the weldline of the wood joint. This appears to be due to welding occurring when water vapour is still present in the joint, hence providing a less damaging welding environment.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Linear wood welding, water resistance, welding conditions, temperature, welding time

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]. While rotational wood dowel welding [4–6] yields joints that possess a certain degree of long-term resistance to water [7–9] this

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

is not the case for linear vibration welding of a flat wood surface to another flat wood surface [1]. Thus, linear vibration-welded wood joints are rather sensitive to water attack, thus the joints being suitable exclusively for interior grade applications such as furniture, in spite of their dry strength being at the structural level. There has been interest in overcoming this limitation without the use of waterproofing chemicals which would spoil the totally environmentally-friendly characteristics of such welded joints.

Recently, however, it was found that a change in welding parameters, namely the use of shorter welding times at a well-defined higher vibration frequency, yielded both much improved dry strength and, particularly, much improved resistance to water of the joint [10]. The apparent causes of the improved water resistance of such welded joints could only be conjectured without sufficient data to explain the causes of such a noticeable improvement [10].

This paper deals with the investigation at the physico-chemical level of why the change of parameters induced such an improved water resistance.

2. Experimental

The mechanical welding machine used was a Mecasonic linear vibration welding machine, type LVW 2061, with vibration frequency up to 260 Hz, normally used to vibrationally weld plastics.

2.1. Preparation of Joints by Mechanically-Induced Wood Fusion Welding and Their Test Results

Specimens composed of two pieces of beech wood, each of dimensions 150 mm × 20 mm × 20 mm, were welded together to form a bonded joint of 150 mm × 20 mm × 40 mm dimensions by a vibrational movement of one wood surface against another at a frequency of 150 Hz. When welding was achieved, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then maintained for 5 s until solidification of the weld.

The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% RH) before testing.

The parameter which was varied in the experiments was the welding time (W.T. = 1.5, 2, 3, 4 and 5 s). The other parameters were maintained at the same values: the pressure holding time maintained after the welding vibration had stopped (H.T. = 5 s); the welding pressure (W.P.) exerted on the surfaces (W.P. = 1.33 MPa); the holding pressure (H.P.) exerted on the surfaces after the welding vibration had stopped (H.P. = 2 MPa); and the length of displacement, or amplitude (A) imparted to one surface relative to the other during vibrational welding (A = 2 mm). The frequency of welding was maintained at a higher frequency of 150 Hz to ensure a much steeper rise of the weldline temperature than obtained with past parameters [1]. Beech (*Fagus sylvatica*), a hardwood, was used. The equilibrium moisture content of the samples was 12% and remained the same before and

after welding due to the sharp temperature gradient within the sample [10, 11]. The samples were welded in the longitudinal wood grain direction.

The specimens were cut according to the method described in European Norm EN 302 [12] for bonded wood joints, i.e., with a welded overlap of 1 cm along the length of the joint and 2 cm width. Series of 10 samples so prepared for each welding time were immersed in cold water (15°C) and the average time the samples took to fall apart while immersed was measured. The samples that lasted longer in water before falling apart were those welded for 1.5 s. Thus, a new series of 25 samples welded for 1.5 s were immersed in water (15°C) and the shear strength was measured at regular time intervals for 5 samples for each immersion time, thus after 1.5, 2, 3, 4 and 5 h immersion in water. The samples were tested wet and the results compared with the dry test control results as time = 0. The shear strength of the joints was measured in traction with an Instron universal testing machine at a rate of 2 mm/min.

Fast response thermocouples capable of measuring temperature at 0.3–0.5 s intervals were inserted in thin predrilled holes placed at 1 mm, 2 mm and 3 mm distance from the welding interface. An ALMEMO data acquisition station using the AMR Control programme (AMR Control for ALMEMO, Version 5.01 by AHLBORN, Holzkirchen, Germany) was used to measure the increase in temperature of the system.

2.2. X-Ray Microdensitometry

The X-ray microdensitometry equipment used consisted of an X-ray tube producing ‘soft rays’ (low energy level) with long wave characteristics emitted through a beryllium window. These were used to produce an X-ray negative photograph of approx. 2 mm thick samples, conditioned at 12% moisture content, at a distance of 2.5 m from the tube. This distance is important to minimise blurring of the image on the film frame (18 × 24 cm) used. The usual exposure conditions were: 4 h, 7.5 kW and 12 mA. The specimens were tested in this manner on an equipment consisting of an electric generator (INEL XRG3000), an X-ray tube (SIEMENS FK60-04 Mo, 60 kV–2.0 kW) and a KODAK negative film, Industrex type M100.

2.3. Solid State NMR

Solid state CPMAS (cross-polarisation magic angle spinning) ^{13}C NMR spectra were recorded on a Bruker MSL 300 spectrometer at a frequency of 75.47 MHz. Chemical shifts were calculated relative to tetramethyl silane (TMS). The rotor was spun at 4 kHz on a 7 mm Bruker probe. The spectra were acquired with 5 s recycle delays, a 90° pulse of 5 μs and a contact time of 1 ms. The number of transients was 3000.

The C-MAS ^{13}C NMR spectra with dipolar dephasing [13] were run with a delay of 50 μs . The number of transients was 16 000.

Deconvolution of the corrected spectrum with DMFIT software [14] gives the relative proportion of each component.

3. Results and Discussion

In Figs 1–5 are shown the results of the X-ray microdensitometry analysis of linear friction welded joints, after 1.5 s (Fig. 1), 2 s (Fig. 2), 3 s (Fig. 3) and 4 and 5 s (Figs 4 and 5). The X-ray pictures and the microdensitometry maps derived from them show that there is a definite difference in the weldline as a function of the welding time. Thus, at 1.5 s (Fig. 1) the weldline is very thin and even, and of density mainly in the 1000–1200 kg/m³ range. At 2 s (Fig. 2) the weldline is thicker and of higher average density, density being in the 1100–1300 kg/m³ range. The trend is continued at 3 s (Fig. 3) welding time: in particular, average density is still higher, the range being narrower at the higher 1200–1300 kg/m³ densities. Finally at 4 s (Fig. 4) and 5 s (Fig. 5) welding times, extensive cracks appear where the already formed weldline has been damaged. This progressive widening of the weldline which progresses until reaching a partially cracked weldline, as well as its

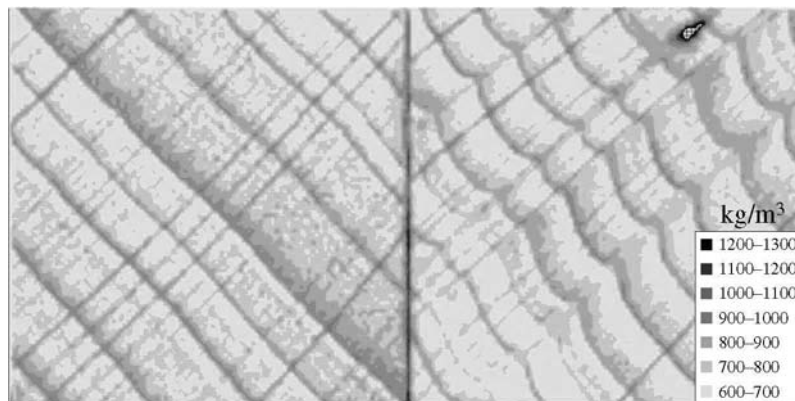


Figure 1. X-ray microdensitometry map of a beech wood joint welded for 1.5 s at 150 Hz.

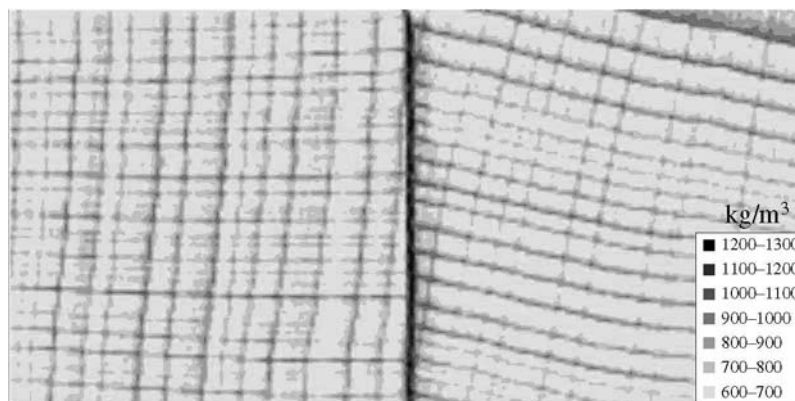


Figure 2. X-ray microdensitometry map of a beech wood joint welded for 2 s at 150 Hz.

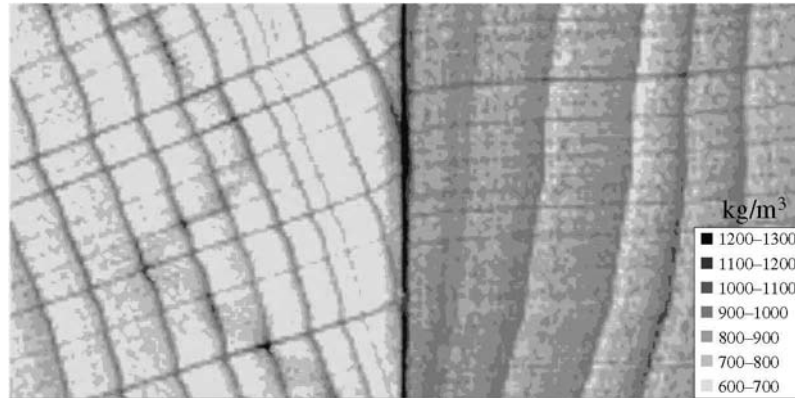


Figure 3. X-ray microdensitometry map of a beech wood joint welded for 3 s at 150 Hz.

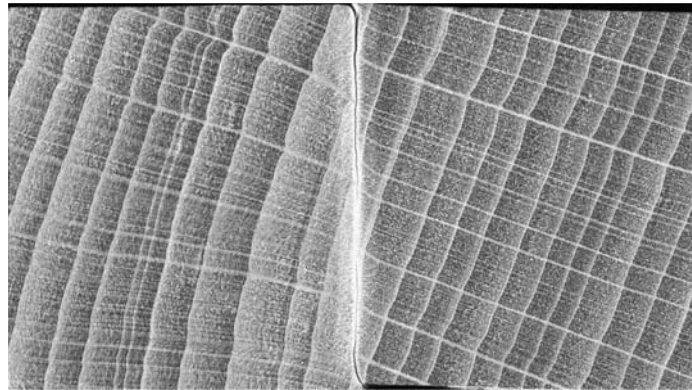


Figure 4. X-ray microdensitometry photograph of a beech wood joint welded for 4 s at 150 Hz. Note the narrow cracks in the broad weldline.

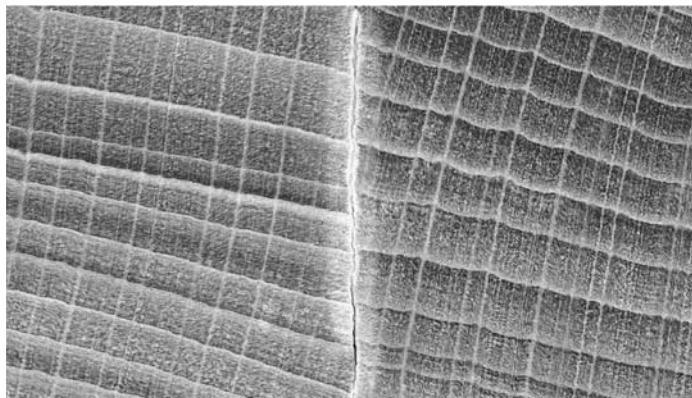


Figure 5. X-ray microdensitometry photograph of a beech wood joint welded for 5 s at 150 Hz. Note the narrow cracks in the broad weldline.

increase in average density as a function of weld time indicates that the longer is the weld time the more damaged is the weldline.

Thus, a shorter weld time means a less damaged weldline, hence a better welded joint. Why this should be so, however, is not immediately clear. To understand why this should be so, in Fig. 6 are shown the curves of temperature as a function of time on the weldline, and at 1, 2 and 3 mm distance from it, for a fixed weld time of 1.5 s. After a very rapid increase during the first 1 s the temperature appears to stabilise at around 150°C between 1 and 1.5 s. This effect is expected as the interfacial material after 1 s friction is now relatively fluid and thus friction forces decrease and there is no more temperature increase. Once friction is stopped and the joint maintained under pressure, first a slow increase of temperature occurs bringing the interface to a maximum of approximately 180°C at 3.5 s from the beginning of welding. Then the temperature starts to decrease and by the time the pressure on the joint is released it is down to around 130°C. All this is of interest for several reasons: (1) first of all the rate of temperature increase at a frequency of welding of 150 Hz is much faster, between double and triple, than that observed in linear welding at 100 Hz [1, 15, 16] where 150°C is reached at around 3 s weld time. In this respect, the thermal behaviour of the joint obtained at 150 Hz linear welding frequency is similar to that observed in rotational dowel welding [17]. (2) This similarity of behaviour extends also to the maximum temperature reached at the weldline, this being 180°C in linear welding for 1.5 s at 150 Hz, rotational dowel welding reaching 183°C maximum temperature [17], and very different from the 230°C–250°C reached in 4–6 s linear welding at 100 Hz [15, 16].

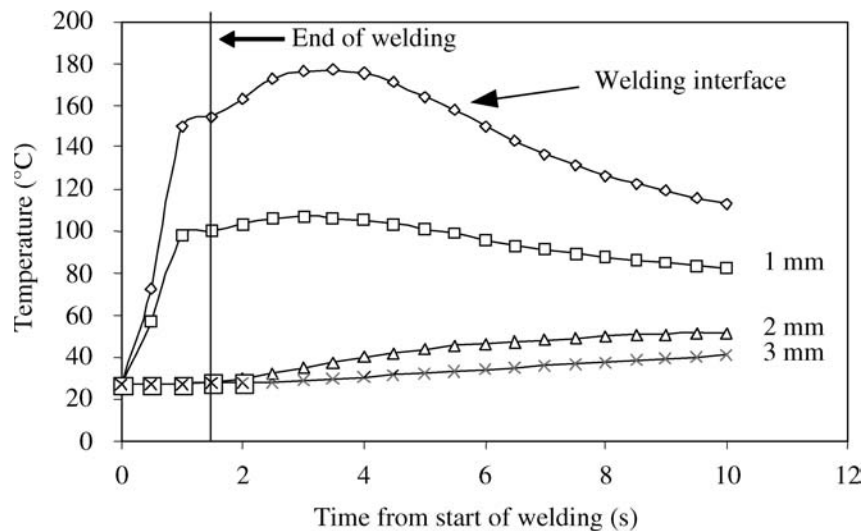


Figure 6. Temperature as a function of time from the beginning of welding: at the welding interface, at 1 mm, 2 mm and 3 mm distance from the welding interface. Welding time was 1.5 s at 150 Hz as indicated by vertical line in the graph.

The difference in maximum temperatures reached provides a clue to explain what is observed in Figs 1–5. It appears that there is some correlation between too high a welding temperature and the greater damage of the wood at the joint interface. Thus, Fig. 7 reports both the temperature reached at the end of welding and the maximum temperature, at 150 Hz frequency, as a function of welding time. As the welding time increases so do both the maximum temperature and the temperature at the end of welding. The indications in Fig. 8 are that when the temperature reaches more than approx. 250°C the joints will be severely damaged, hence weaker. It is of interest to recall that even for vibration frequency of 100 Hz, in the very early linear welding work better shear strength results for the welded joint, up to 11 MPa, were obtained [1] while later work using 5 s welding time [15, 16] never gave

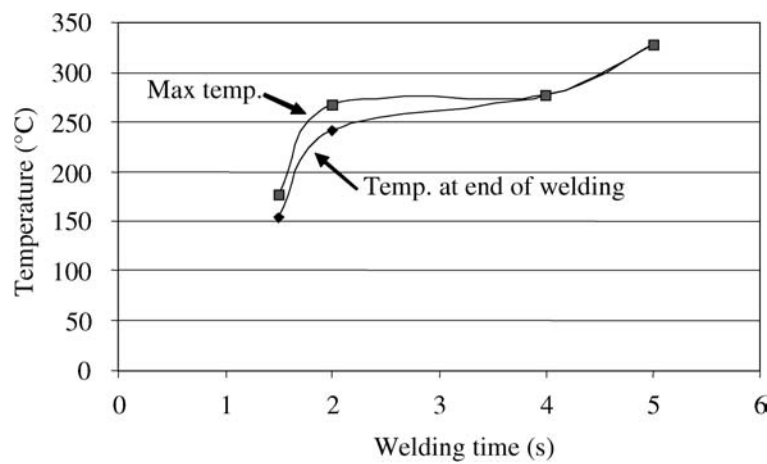


Figure 7. Maximum temperature and temperature at end of welding as a function of welding time.

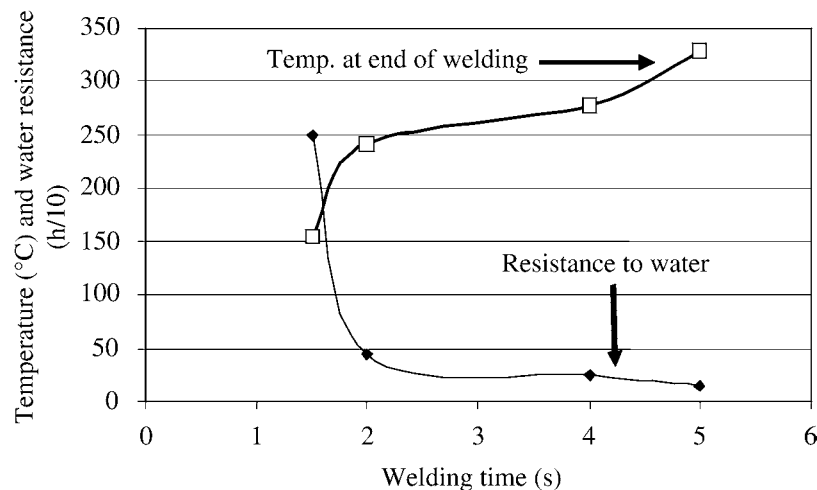


Figure 8. Temperature and water resistance as a function of welding time.

joints with shear strength higher than 8.5–9 MPa. Thus, at 100 Hz, while effectively the maximum dry joint strength is obtained between 3 and 5 s welding time [15, 16] this corresponds also to the weldline being severely damaged by the temperature reached. The consequence is not immediately evident for the dry strength of the joint, although 150 Hz for 1.5 s gives joint strengths of 12–16 MPa against strengths of 8–11 MPa for 100 Hz [10]. The difference is instead very marked for the wet strength results [1, 10] where the effect of the damaged weldline is predominant. Such a damage has already been shown to correspond to a major expulsion of wood fibers from the welded interface during welding [10]. This effect is well represented in Fig. 8, where the curve of temperature at the end of welding and the time of resistance to water immersion as a function of welding time are reported. The inverse correlation between the two curves is rather clear. It must be clearly stressed here that notwithstanding such an improvement in water resistance these joints are exclusively interior grade.

While the above is an explanation of how joint water resistance, welding temperature and weldline damage are correlated, it is not yet an explanation of why such differences occur by just varying vibration frequency and weld time. For this reason in Fig. 9 are shown the temperature increase curves as a function of welding time for the 150 Hz and the 100 Hz cases. The reason why the differences occur is then noticeable. Water vaporises from the joint as the temperature reaches 100°C–115°C in both cases. It might take up to a half a second to actually get out of the joint due to diffusion through wood. This has been shown to be the case as regards the permanence of water vapour in the wood at these temperature under welding conditions [18, 19]. However, in the 150 Hz case welding is so fast that by the time welding temperature is reached after 1 s a high proportion of the water is still in the wood at

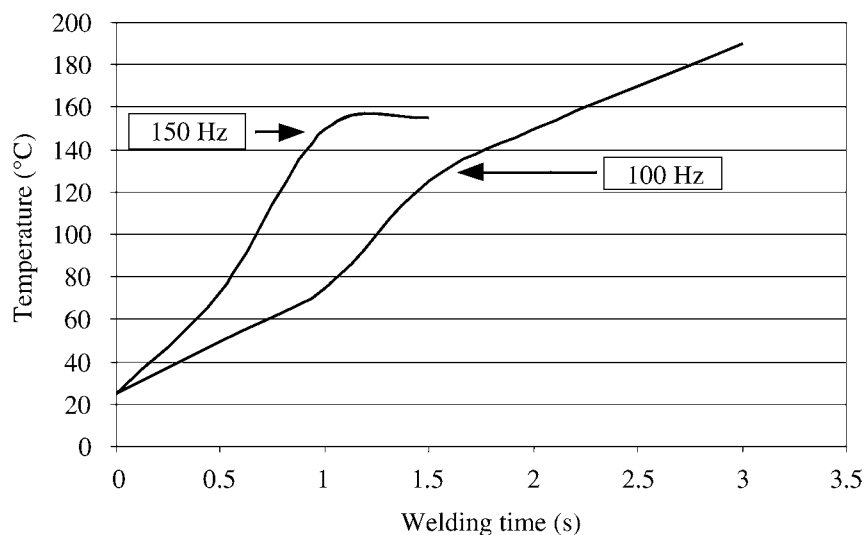


Figure 9. Comparison of rate of temperature increase for linear welding at 150 Hz and 100 Hz.

the interface, in the form of steam. In the 100 Hz case instead, by the time the same temperature is reached at around 2.5–3 s the majority of the water has evaporated. Thus, for the 150 Hz case welding occurs in presence of a certain amount of water vapour. For the 100 Hz case instead the water vapour is absent once the welding temperature is reached. The physical environment in which welding occurs is thus rather different in the two cases. It is this difference, probably among other factors, that may mainly account for the much lower damage to the weldline for very rapid welding at higher friction frequency. This mechanism probably also causes the stabilisation of the temperature at around 150°C between 1 and 1.5 s for 150 Hz welding noticed in Figs 6 and 8.

^{13}C NMR analysis of the weldline after different welding times shown in Fig. 10 indicates the changes occurring with the lengthening of welding time. The modifications observed are similar to those already observed for 100 Hz welding [1, 20], with the extent of the modifications becoming progressively more evident the longer is the welding time used. The extents of some of these modifications, however, are of interest to understand and support what has been discussed above. First of all the intensities of the peaks of the lignin region increase the longer is the welding time. This is expected as the higher is the temperature the greater is the decomposi-

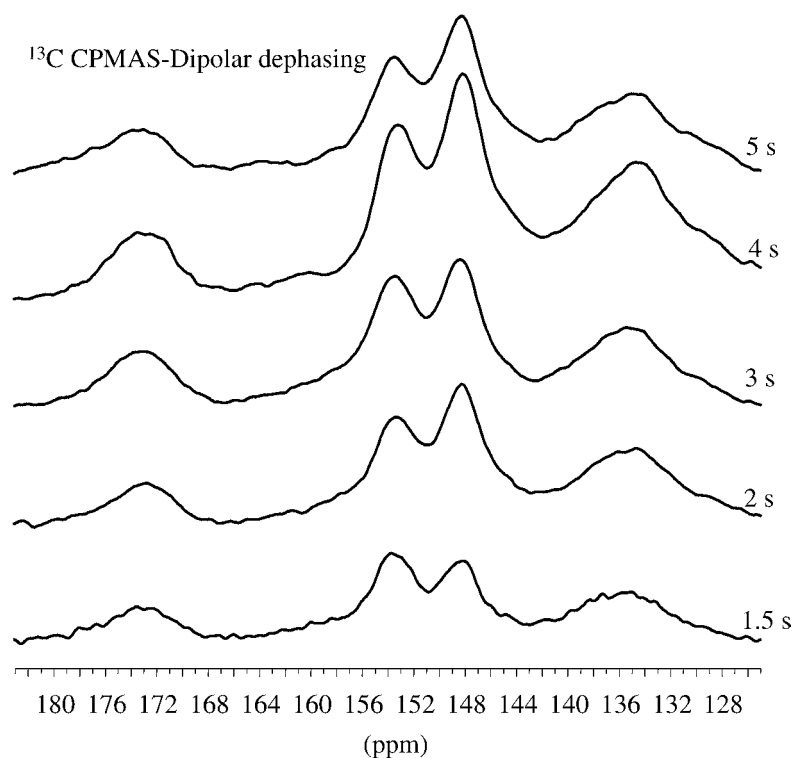


Figure 10. Solid phase CPMAS ^{13}C NMR spectra of the weldline material after 1.5 s, 2 s, 3 s, 4 s and 5 s welding times. 125–185 ppm region.

tion of the hemicelluloses fraction. The behaviour of the 148 ppm peak is, however, of greatest interest. This peak is a superposition of signals from furfural produced by hemicellulose thermal decomposition and of signals from substituted aromatic lignin rings. At 1.5 s welding time this peak is smaller than the 153 ppm peak of the aromatic carbons of lignin. As the welding time lengthens its intensity increases and already at 2 s welding time it shows higher intensity than the 153 ppm peak. This supports the finding that much less heat-generated degradation of the wood in the weldline has occurred at 1.5 s welding time. Thus, less fibre has been degraded or eliminated and the colour of the weldline does not present a dark, burned appearance [10].

4. Conclusions

A change in linear welding conditions, namely higher vibration frequency (150 Hz) and lower displacement (2 mm), during welding, produced a quicker rise in temperature of the weldline and a lower maximum temperature reached. This allowed a much shorter welding time (1.5 s) and better joint performance, especially higher resistance to water. This does not mean that the joints are of exterior grade, as they are not. It has been shown that welding time, maximum temperature reached and water resistance of the welded joint are inversely correlated. A marked decrease in water resistance occurs at welding times longer than 2 s under the conditions used. The change in welding parameters led to a lower degree of deterioration of the weldline of the wood joint. This has been ascribed to welding occurring when water vapour is still present in the joint, hence providing a less damaging welding environment, contrary to previous parameters where water had mostly disappeared from the interface during welding.

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. Leba 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. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.*, in press.
11. C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, A. Pizzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *Holzforschung* **60**, 434–438 (2006).
12. European Norm EN 302-1. Adhesives for load-bearing timber structures (2004).
13. S. J. Opella and M. H. Frey, *J. Am. Chem. Soc.* **101**, 5854–5855 (1979).
14. D. Massiot, *J. Magn. Reson.* **122**, 240–245 (1996).
15. C. Ganne-Chedeville, M. Properzi, J.-M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 761–773 (2008).
16. C. Ganne-Chedeville, G. Duchanois, A. Pizzi, J.-M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 1209–1221 (2008).
17. A. Zoulalian and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **21**, 97–108 (2007).
18. P. Omrani, E. Masson, A. Pizzi and H. R. Mansouri, *Polymer Degrad. Stabil.* **93**, 794–799 (2008).
19. P. Omrani, E. Masson, A. Pizzi and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.*, in press.
20. L. Delmotte, C. Ganne-Chedeville, J.-M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *Polym. Degrad. Stabil.* **93**, 406–412 (2008).

VII.3 : Influence de la fréquence du soudage sur les modifications chimiques des constituants du bois

Le soudage du bois par vibration mécaniquement induite, sans ajout d'adhésif, conduit à des joints répondant aux exigences pour des applications structurales en génie civil [1-10]. Le mécanisme du soudage repose sur la fusion et l'écoulement des matériaux amorphes entre les cellules, principalement la lignine et les hémicelluloses du bois [1, 2, 7, 8, 11]. De nombreuses études de ce processus, d'un point de vue chimique, ont été effectuées [1, 12]. Néanmoins, l'effet d'un changement de la fréquence de soudage, de 100 à 150 hertz, sur les réactions chimiques et les réarrangements des polymères naturels du bois, reste obscur. Or, nous avons pu constater qu'un tel changement pouvait conduire à une amélioration nette des performances des joints et plus particulièrement de leur résistance à l'eau.

L'analyse par FT-IR et ^{13}C RMN des interfaces soudées lors d'un procédé de soudage par vibration linéaire sous des fréquences de 100 et 150 Hertz a permis d'observer des différences chimiques intéressantes. Une augmentation de la proportion de groupements phénoliques non oxydés et la diminution des groupements foncés de quinone de la lignine sont observées par FT-IR et la résistance accrue des joints est attribuée à une meilleure adhésion qui découle de ces modifications chimiques. Un plus faible niveau d'oxydation du à un temps de soudage plus court lorsque l'on travaille à 150 Hertz a été observé en ^{13}C RMN par une diminution marquée voire une disparition complète des composés colorés de type quinone au niveau de l'interface ce qui se traduit par l'obtention de lignes de soudure beaucoup plus claires (voire quasiment invisibles).

Le rapport des bandes de RMN à 153 ppm/148 ppm diminue plus vite à 150 hertz qu'à 100 hertz. Cet effet a été attribué soit à l'hydrolyse des éthoxylates aromatiques soit à l'apparition d'espèces furaniques dérivées du chauffage des hémicelluloses soit aux deux. Ceci indique une augmentation de la réticulation du système, soit de la lignine avec elle-même ou de la lignine avec d'autres constituants du bois, contribuant ainsi à la résistance accrue du joint.

Influence of Wood Welding Frequency on Wood Constituents Chemical Modifications

L. Delmotte^a, H. R. Mansouri^b, P. Omrani^b and A. Pizzi^{b,*}

^a Institut de Chimie des Surfaces et Interfaces (ICSI), UPR CNRS 9069, 15 rue Jean Starcky,
B.P. 2488, 68057 Mulhouse, France

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

Received in final form 26 February 2009

Abstract

Interesting chemical differences between weldlines obtained at 100 Hz and 150 Hz frequencies in linear vibration wood welding were observed by FT-IR and ¹³C NMR. An increase in the proportion of unoxidized phenolic groups in the lignin is observed by FT-IR and the increased joint strength observed is ascribed to the improved adhesion derived from this. The much decreased level of oxidation due to the much shorter welding time possible at 150 Hz was clearly observed by ¹³C NMR by a marked decrease, even disappearance, of the presence of dark coloured quinones in the weldline at 150 Hz. This yielded colourless weldlines.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

NMR, FT-IR, wood welding, welding frequency, quinones, weldline color, oxidation

1. Introduction

Mechanically-induced vibration welding of wood, without any adhesive, has been shown to rapidly yield wood joints satisfying the relevant requirements for structural civil engineering applications [1–10]. The mechanism of mechanically-induced vibration wood welding has been shown to be mostly the melting and flowing of the amorphous materials between wood cells, mainly lignin and hemicelluloses [1, 2, 7, 8, 11]. Although extensive chemical investigations on this process have been carried out [1, 12], the effect on chemical reactions and rearrangements of the wood natural polymers caused by the change in welding frequency from 100 Hz to 150 Hz, which has shown a marked improvement in the strength and water resistance of a welded joint, remains obscure.

* To whom correspondence should be addressed. E-mail: antonio.pizzi@enstib.uhp-nancy.fr

2. Experimental

The samples of beech wood welded joints obtained using 100 Hz and 150 Hz welding frequency were collected by scraping the open surfaces of beech wood samples that had been welded and separated after testing the tensile strength. Samples were collected after 2 s, 4.5 s, 6 s and 11 s friction welding. A unwelded control (0 s) was also tested. All specimens were passed through a sieve of 0.25 mm before testing.

2.1. FT-IR Spectroscopy

FT-IR spectra were recorded by direct transmittance using KBr pellets on a Bruker Equinox 55 spectrometer using the Bruker OPUS software. A Deuterated Triglycine Sulfate (DTGS) detector was used. Samples were mixed with KBr (spectral analysis grade, Prolabo from Merck, Fontenay-sous-bois, France) for IR spectroscopy at 1% concentration. All spectra were collected at a resolution of 4 cm^{-1} and 60 scans per sample. Deconvolution of the corrected spectrum with Dmfit software [13] gave the relative proportion of each component.

2.2. Solid State NMR

Solid state CPMAS (cross-polarisation/magic angle spinning) ^{13}C NMR spectra were recorded on a Bruker AVANCE 300 spectrometer at a frequency of 75.47 MHz. Chemical shifts were calculated relative to tetramethyl silane (TMS). The rotor was spun at 4 kHz on a double-bearing 7 mm Bruker probe. The spectra were acquired with 5 s recycle delay, a 90° pulse of 5 μs and a contact time of 1 ms. The number of transients was 3000.

The ^{13}C CPMAS spectra with dipolar dephasing [14] were recorded with a delay of 50 μs . The number of transients was 16 000.

Deconvolution of the corrected spectrum with Dmfit software [13] gives the relative proportion of each component.

3. Results and Discussion

The results of the FT-IR analysis on weldlines welded for 2 s either at 100 Hz or 150 Hz, shown in Figs 1 and 2, show marked differences mainly in the 1247 cm^{-1} band indicating a greater proportion of C–O–C linkages that are formed at 150 Hz. Also the 1595 and 1505 cm^{-1} bands show more evident modifications of the aromatic rings of lignin in the case of 150 Hz welding frequency. The bands in Fig. 3 between 2900 and 3800 cm^{-1} show also some interesting trends: at $>3600\text{ cm}^{-1}$ the 150 Hz case shows a lower FT-IR absorption curve indicating a decrease in the proportion of free water in relation to the 100 Hz case. In the 3200 – 3600 cm^{-1} range the higher absorption peak for the 150 Hz case indicates an increase in the proportion of phenolic groups, while the curves in the 2900 – 3200 cm^{-1} range

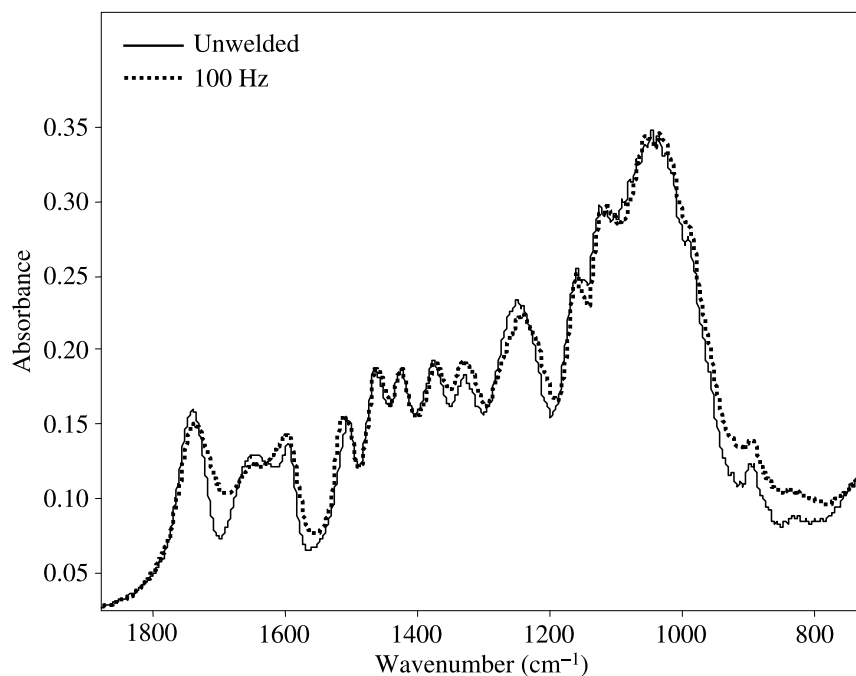


Figure 1. FT-IR spectra in the 800–1800 cm⁻¹ range of unwelded beech wood (control), and of the welded interphase of beech wood welded for 2 s at 100 Hz.

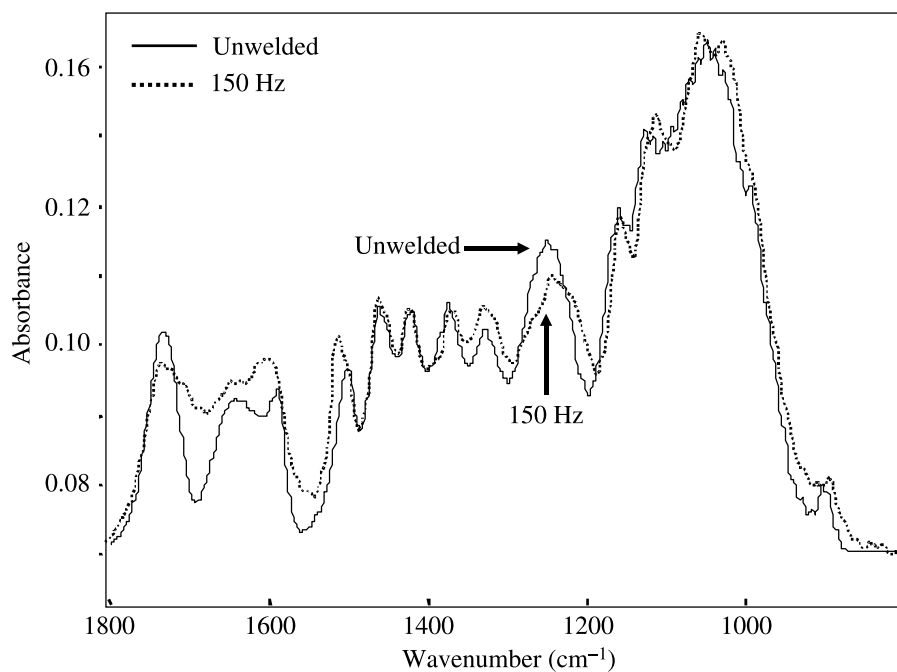


Figure 2. FT-IR spectra in the 800–1800 cm⁻¹ range of unwelded beech wood (control), and of the welded interphase of beech wood welded for 2 s at 150 Hz.

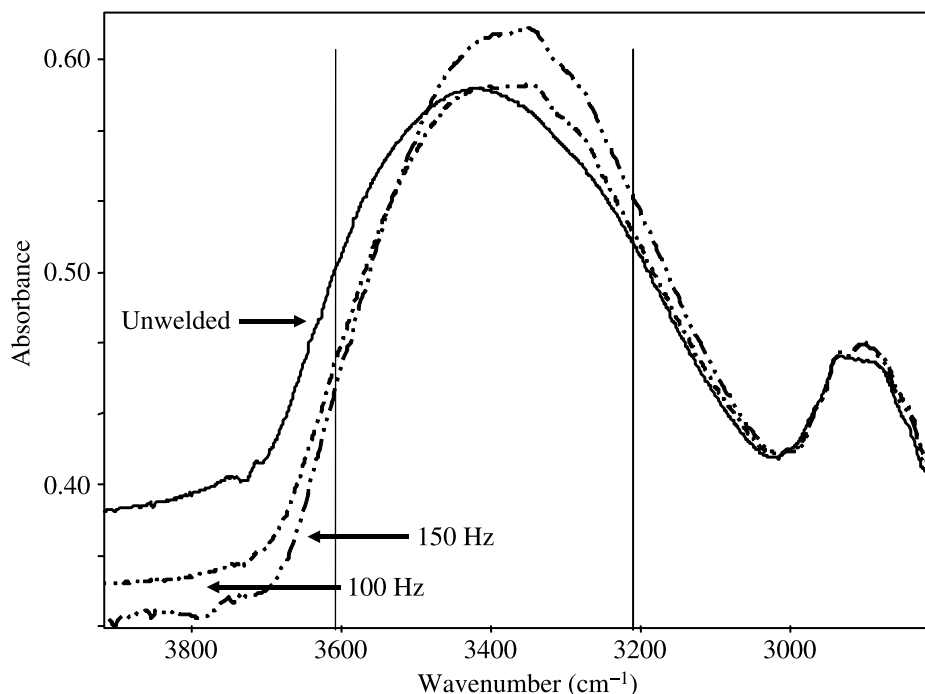


Figure 3. FT-IR spectra in the 2900–3800 cm^{-1} range of unwelded beech wood (control), and of the welded interphase of beech wood welded for 2 s at 100 and 150 Hz.

indicate an increase in the proportion of bound water for the 150 Hz case in relation to the 100 Hz case. The intensity of the 1740 cm^{-1} band (stretching) is only slightly affected by the welding frequency. A clear bathochromic effect is observed nonetheless. Such an effect could be attributed to strong hydrogen bonds.

The ^{13}C NMR study indicates a number of differences between the two cases. The carboxylates band at 173 ppm decreases at 100 Hz. At 100 Hz it reaches a stable value at about 4.5 s welding time [12]. This decrease appears to be quicker for 150 Hz where stability of this band is reached just after 2 s welding time (see Fig. 4 where the value is almost the same after 4.5 s at 100 Hz and 2 s at 150 Hz). However, in Fig. 4 it can be observed that the quantity of residual carboxylates is still higher for the 150 Hz than for the 100 Hz case. This is probably due to the quicker appearance of molten lignin in the 150 Hz case, protecting the molten mass from further degradation.

From Figs 4–6 it is possible to see that the ratio of the 153 ppm/148 ppm bands decreases quicker at 150 Hz than at 100 Hz. This is shown in a graph form in Fig. 8. This effect has been ascribed either to the hydrolysis of the aromatic ethoxylates or to the appearance of furanic species derived by heating of the hemicelluloses [12] or both. Whatever is the cause for this, in all cases this indicates an increase in cross-

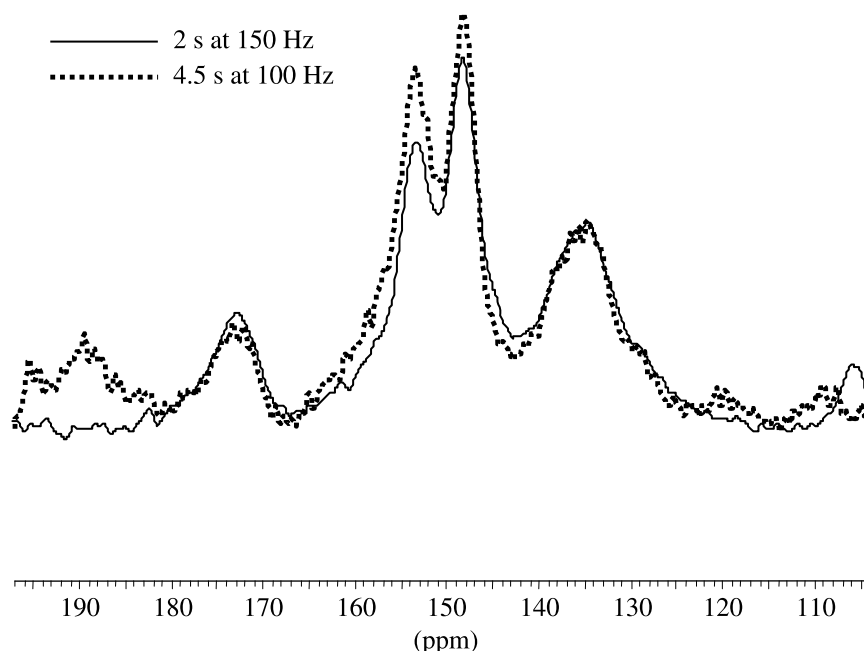


Figure 4. ^{13}C NMR spectra in the 100–200 ppm range of the welded interphase of beech wood welded for 4.5 s at 100 Hz and 2 s at 150 Hz.

linking of the system, either of the lignin with itself or of the lignin with other wood constituents. Figure 7 shows that this bands ratio tends towards the same value with both welding frequencies. The stabilisation of this ratio can be ascribed to the same reasons as advanced above for the 173 ppm band.

Comparing Figs 4 and 7 the presence of quinones can be gleaned by the presence of the 190 ppm band. These quinones result from the oxidation of lignin phenolic groups by the oxygen of air. Quinones are very reactive species and can cause a number of reactions. Thus, with phenols they yield charge transfer complexes. All these chemical species are intensely coloured. The fact that their concentration appears to be markedly lower at 150 Hz can explain why the welding zone presents little or no darkening when welding is carried out at this frequency. Thus, notwithstanding the increase in phenolic groups observed by FT-IR, welding at 150 Hz is too quick to cause any major oxidation of lignin's phenolic hydroxy groups to quinones. Oxidation still occurs, but at a much lower level. One could again explain this difference on the basis that the quicker melting and flow of lignin might decrease the oxygen diffusion rate in the welding zone.

At 150 Hz the formation of $\text{Ar-CH}_2\text{-Ar}$ linkages is not observed anymore. At 100 Hz there were more $\text{Ar-CH}_2\text{-Ar}$ groups as noticed by the wide band centred at 128 ppm. These radical cross-linking reactions are thus too slow to occur after 2 s welding but can only appear at longer welding times.

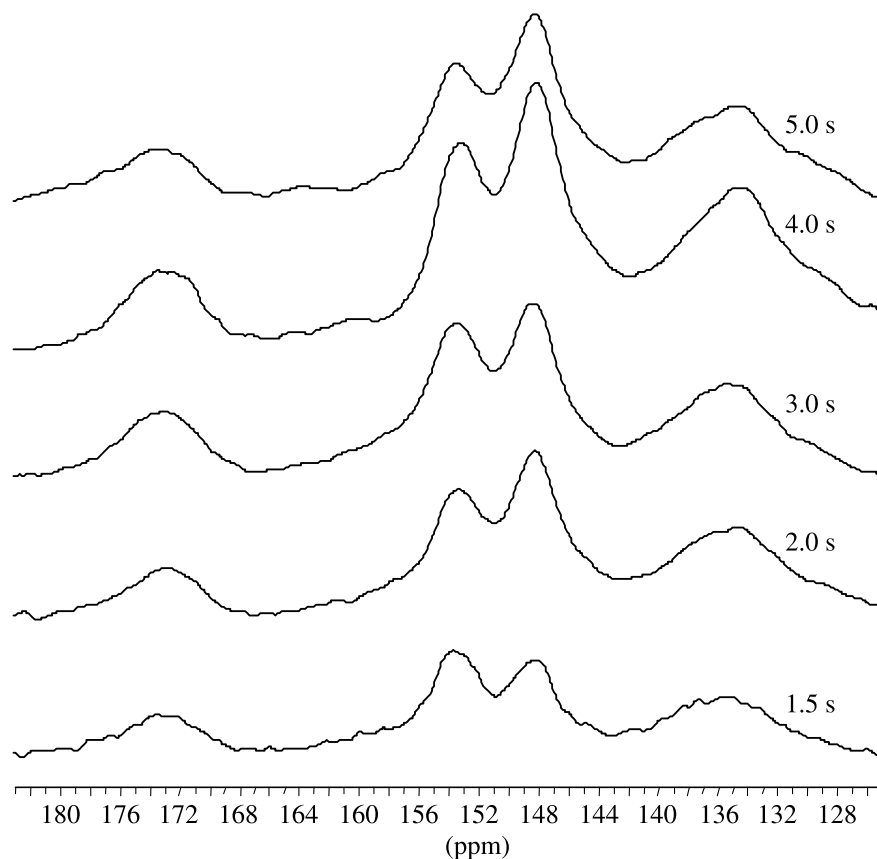


Figure 5. ^{13}C NMR spectra in the 120–190 ppm range of the welded interphase of beech wood welded for 1.5 s, 2 s, 3 s, 4 s and 5 s at 150 Hz.

In conclusion the more rapid appearance of the flowing lignin at 150 Hz limits, to a great extent, both oxidation and hydrolysis. Figures 4 and 7 show this by the lower concentration of quinones and the faster decrease of carboxylates. The increase in unoxidized phenolic groups, observed by FT-IR, contributes to interfacial adhesion in the joint and thus to the greater strength of the joint welded at 150 Hz, as it has been observed [15, 16]. The marked decrease in quinone proportion explains also the absence of a dark welded interphase at the joint line which is obtained at 150 Hz welding frequency. The weldline is then colourless.

4. Conclusion

Chemical differences between weldlines obtained at 100 Hz and 150 Hz frequencies in linear vibration wood welding were observed by FT-IR and ^{13}C NMR. An in-

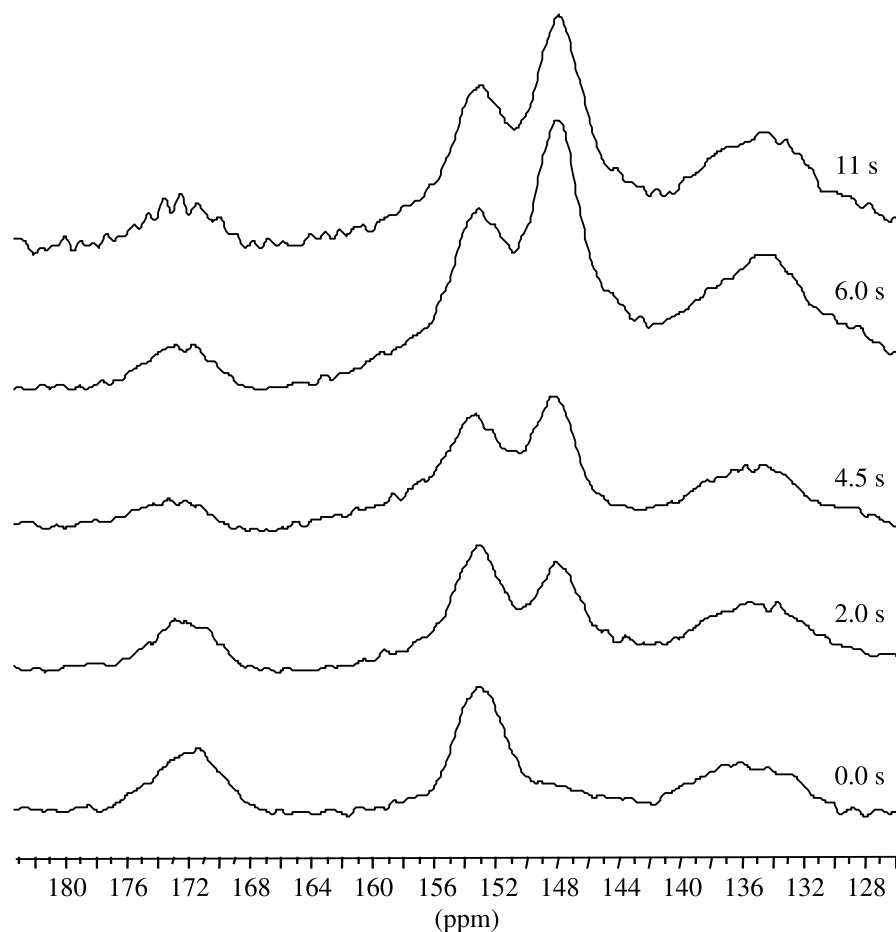


Figure 6. ^{13}C NMR spectra in the 120–190 ppm range of unwelded beech wood (control), and of the welded interphase of beech wood welded for 2 s, 4.5 s, 6 s and 11 s at 100 Hz.

crease in the proportion of unoxidized phenolic groups and decrease in dark quinone groups in the lignin are observed by FT-IR and the increased joint strength observed is ascribed to the improved adhesion derived from this. The much decreased level of oxidation due to the much shorter welding time possible at 150 Hz was clearly observed by ^{13}C NMR by a marked decrease, even disappearance, of the presence of dark coloured quinones in the weldline at 150 Hz. This yielded colourless weldlines. The ratio of the 153 ppm/148 ppm NMR bands decreased quicker at 150 Hz than at 100 Hz. This effect has been ascribed either to the hydrolysis of the aromatic ethoxylates or to the appearance of furanic species derived by heating of the hemicelluloses or both. This indicates an increase in cross-linking of the system, either of the lignin with itself or of the lignin with other wood constituents, contributing to the increased strength of the joint.

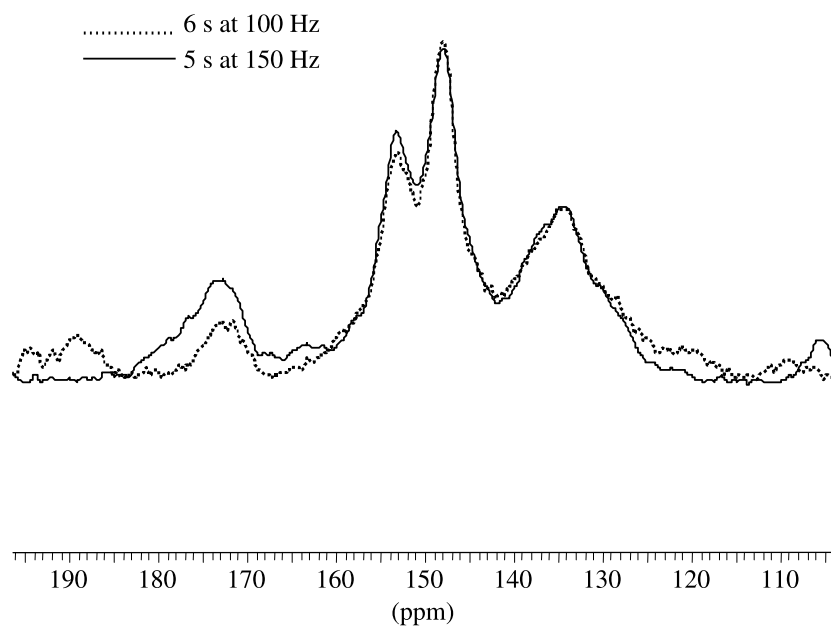


Figure 7. ^{13}C NMR spectra in the 100–200 ppm range of the welded interphase of beech wood welded for 6 s at 100 Hz and 5 s at 150 Hz.

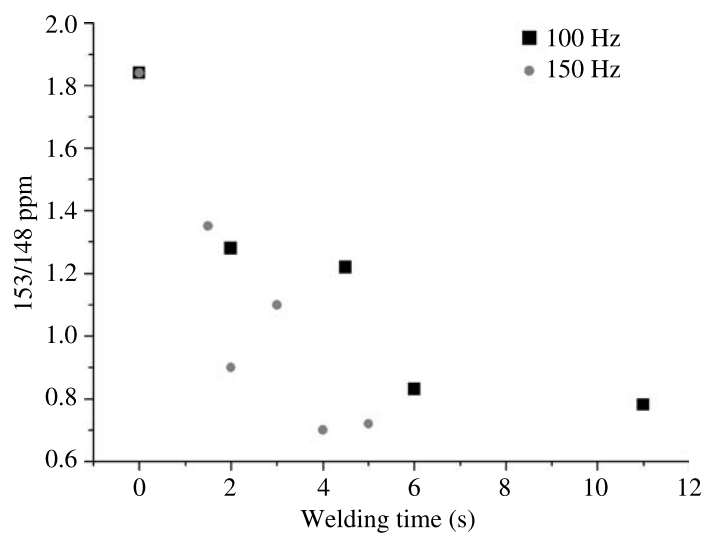


Figure 8. Trend of the ^{13}C NMR 153/148 ppm bands ratio for welding at 150 Hz (●) and 100 Hz (■) as a function of welding time.

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. A. Pizzi, J.-M. Leban, F. Kanazawa, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 1263–1278 (2004).
3. M. Properzi, J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, F. Pichelin and M. Lehmann, *Holzforschung* **59**, 23–27 (2005).
4. F. Kanazawa, A. Pizzi, M. Properzi, L. Delmotte and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **19**, 1025–1038 (2005).
5. 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).
6. B. Stamm, J. Natterer and P. Navi, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 313–318 (2005).
7. B. Stamm, J. Natterer, E. Windeisen and G. Wegener, *Holz Roh Werkstoff* **63**, 388–389 (2005).
8. S. Wieland, S. Bozhang, A. Pizzi, M. Properzi, M. Stampanoni, R. Abela, X. Lu and F. Pichelin, *Forest Products J.* **55**, 84–89 (2005).
9. L. Resch, A. Despres, A. Pizzi, J.-F. Bocquet and J.-M. Leban, *Holz Roh Werkstoff* **64**, 423–424 (2006).
10. J.-M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, M. Zanetti, M. Properzi and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **18**, 673–685 (2004).
11. A. Pizzi, A. Despres, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and S. Rigolet, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 427–436 (2006).
12. L. Delmotte, C. Ganne-Chedeville, J.-M. Leban, A. Pizzi and F. Pichelin, *Polymer Degrad. Stabil.* **93**, 406–410 (2008).
13. D. Massiot, *J. Magn. Reson.* **122**, 240–242 (1996).
14. S. J. Opella and H. M. Frey, *J. Am. Chem. Soc.* **101**, 5854 (1979).
15. H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 63–70 (2009).
16. P. Omrani, A. Pizzi, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 827–837 (2009).

VII.4 : Mécanique de la rupture pour du bois soudé linéairement : effet de l'orientation de fil et de l'essence du bois

Le soudage du bois par frottement linéaire est une technique d'assemblage qui est de plus en plus mise en œuvre au niveau industriel pour les assemblages bois [1-11]. Pendant les sept dernières années, un certain nombre d'études ont été effectuées pour caractériser les propriétés mécaniques de ce nouveau type d'assemblage [1-11]. Jusqu'ici les études qualifiant le comportement mécanique des joints linéairement soudés ont été limitées à la réalisation d'essais de cisaillement [1-6,8,9] en mode II de rupture selon la norme européenne EN 205 [12]. Cependant, il est nécessaire d'étudier et quantifier le comportement à la rupture d'assemblages bois soudés si ceux-ci doivent être employés en construction bois dans des structures porteuses.

La mécanique de la rupture porte sur l'étude de la formation des fissures dans les matériaux. C'est une méthode d'analyse quantitative basée sur l'évaluation des taux de restitution d'énergie pour évaluer le comportement structural en termes d'effort appliqué, de longueur de fissure et de géométrie de l'échantillon. Cette technique a été appliquée au bois pour la première fois par Porter en 1964 [13]. Depuis lors plusieurs études ont été menées sur le comportement à la rupture du bois [14-22]. La plupart de ces études ont été effectuées en mode-I DCB. Tester le comportement à la rupture d'interfaces bois-adhésif en mode I avec des éprouvettes DCB s'est révélé être une approche très utile pour l'analyse de la plupart des joints collés [23]. Bien que diverses méthodes de calcul de la complaisance aient été développées pour évaluer le comportement à la rupture de joints bois collés, la méthode identifiée comme étant la plus appropriée est la méthode de la complaisance expérimentale [23-25].

Une étude de mécanique de la rupture pour des joints bois soudés linéairement a déjà été présentée [25], et des résultats intéressants ont été obtenus. Cependant, cette étude était (i) limitée à un seul type de bois, à savoir du hêtre qui est un bois dur, et (ii) à la soudure le long de la direction longitudinale du fil la plus utilisée généralement pour les deux pièces de bois à souder. Mijovic et Koutsky [26], par ailleurs, ont déjà montré l'influence de l'orientation des fibres de bois, par conséquent de l'orientation du fil, sur l'énergie de rupture des joints. En outre, la formation de joints réalisés avec des directions de fil du bois très différentes, comme par exemple dans l'assemblage soudé de bois bout à bout pour former des joints plats, présente un grand intérêt. Il est clair que la direction du fil dans le bois peut influencer considérablement le type d'enchevêtrement de fibres résultant de la soudure et par conséquent la résistance du composite formé au niveau de l'interface. Peu de travaux ont

porté sur ce sujet, et aucun n'a adopté une approche par la mécanique de la rupture [27-29]. Dans ces études, les pièces de différents bois sont soudées le long de la direction longitudinale des deux surfaces : face tangentielle contre tangentielle, radiale contre radiale, tangentielle contre radiale et face « intermédiaire tangentielle-radiale » contre « intermédiaire tangentielle-radiale » (ni tangentiel/ni radiales) [27]. Les résultats varient en fonction de l'essence et de la direction du bois.

Cet article traite de la quantification du taux de restitution de l'énergie par mécanique de la rupture en appliquant la méthode de la complaisance expérimentale. Les éprouvettes DCB sont formées par des assemblages linéairement soudés avec différentes essences (2 bois durs : chêne et hêtre et un bois tendre : pin) et avec des orientations de fil variables (direction longitudinale et soudage bout à bout).

Les taux de restitution d'énergie obtenus varient considérablement selon l'orientation du fil, l'essence du bois et le cycle de soudure utilisé. Dans beaucoup de cas, les taux obtenus avec la technologie de soudage sous 150 Hz (temps de soudage plus court) sont de l'ordre de ceux déterminés pour des assemblages collés voire légèrement supérieurs. Dans les joints plats obtenus par soudage bout à bout, il ne semble pas y avoir de différence significative entre les taux de restitution d'énergie mesurés pour les trois essences utilisées mais on peut noter que ces taux sont plus faibles que ceux obtenus dans les autres cas. Des équations qui relient la complaisance à la propagation de la fissure sont proposées et permettent de prévoir le taux de restitution de l'énergie dans les gammes considérées pour tous les différents cas testés.

Fracture Mechanics of Linearly Welded Wood Joints: Effect of Wood Species and Grain Orientation

P. Omrani^a, H. R. Mansouri^a, G. Duchanois^b and A. Pizzi^{a,*}

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

^b Ecole Nationale Supérieure d'Architecture de Nancy, 2 Rue Bastien Lepage, BP 40435,
F-54001 Nancy, France

Received in final form 31 August 2009

Abstract

The energy release rates of beech, oak and pine wood specimens welded by linear friction were determined using double cantilever beam (DCB) tests. The influence of grain orientation both in welding along the wood longitudinal direction as well as in end-grain-to-end-grain welding to give butt joints was determined. The analysis of results was done with the experimental compliance method, based on linear-elastic fracture mechanics. The energy release rates obtained varied considerably according to wood grain orientation, wood species and welding cycle used. In many cases, the energy release rates obtained with the recently developed 150 Hz/faster weld technology were in the range as obtained for adhesive-bonded wood joints. Some cases also gave energy release rates higher than adhesive-bonded joints. Welding of butt joints by end-grain-to-end-grain welding was achieved, although the joints presented much lower energy release rates. In butt joints there appeared to be no significant difference in the energy release rates obtained for the three different timber species used.

© Koninklijke Brill NV, Leiden, 2009

Keywords

Wood, fracture mechanics, fracture behaviour, compliance, energy release rate, wood grain orientation, butt joints, wood welding, double cantilever beams, wood species, hardwoods, softwoods

1. Introduction

Linear friction wood welding is a joining technique that is slowly gaining acceptance in industrial wood joining [1–11]. During the last seven years a number of studies have been carried out to characterize the mechanical properties of this new type of connection [1–11]. So far the studies qualifying the mechanical behaviour of linearly welded joints have been limited to tensile shear tests [1–6, 8, 9]. This

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

is mode-II fracture according to European Standard EN 205 [12]. However, it is necessary to study and quantify the fracture behaviour of welded wood connections if these have to be used for load-bearing timber structures.

Fracture mechanics is concerned with the study of the formation of cracks in materials. It is a quantitative analysis method based on the evaluation of energy release rates for evaluating structural behavior in terms of applied stress, crack length and specimen component geometry. This technique was first applied to wood by Porter in 1964 [13]. Since then several studies have been carried out on the fracture behaviour of wood [14–22]. Most of these studies were carried out in mode-I with double cantilever beams. Testing the fracture behaviour of wood–adhesive interfaces in mode-I with double cantilever beam specimens has proven to be a useful approach for the analysis of most types of bonded joints [23]. While various compliance calculation methods have been developed to evaluate using double cantilever beams the fracture behaviour of bonded wood joints, the method recognized as being the most suitable for this purpose is the method of experimental compliance [23–25].

A fracture mechanics study of linearly welded wood joints has already been presented [25], and interesting results were obtained. However, this study was limited (i) to only one type of wood, beech wood, a hardwood and (ii) to welding along the most commonly used longitudinal grain direction of both wood pieces to be welded. Mijovic and Koutsky [26], however, had already shown the influence of the orientation of wood fibres, hence of grain orientation, on the fracture energy of joints. Furthermore, great interest lies in the formation of joints of vastly different wood grain directions, such as, for example, end-grain-to-end-grain welding to form butt joints. It is clear that the direction of the grain in the wood is of considerable importance to influence the type of fibres entanglement resulting from welding. Thus, it influences the strength of the interphase composite and ultimately of the weldline. Only little work has been done on this topic, and none of it by a fracture mechanics approach. This work is limited to only three articles [27–29] on wood pieces welded along the longitudinal direction of the two wood surfaces: tangential face to tangential face, radial face to radial face, tangential face to radial face and neither tangential nor radial mixed faces [27]. Equally, it has been shown that the behaviour of different woods can be vastly different in linear wood welding [28, 29].

This paper then deals with the quantification of the energy release rate by fracture mechanics using the method of experimental compliance of double cantilever specimens for linearly welded wood joints of different woods (2 different hardwoods and a softwood) where the grain orientation of the wood pieces is considerably different.

2. Experimental

2.1. Linear Friction Welding

Specimens composed of two pieces of tangential/tangential, radial/radial, tangential/radial, and neither tangential nor radial mixed faces along the longitudinal

directions of the two wood surfaces, each of dimensions $150 \times 20 \times 20$ mm, were welded together using a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France) to form bonded joints of $150 \times 20 \times 40$ mm dimensions by applying vibrational movement of one wood surface against the other at a frequency of 150 Hz. When the fusion state was reached on the joint interface, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then briefly maintained until solidification of the bond. The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% relative humidity) before testing. Specimens composed of two pieces of tangential/tangential, radial/radial, tangential/radial, and neither tangential nor radial mixed faces welded along the longitudinal directions of the two wood surfaces are indicated in the text and tables, respectively, as:

$L \times T/L \times T$ (Longitudinal welding of a Tangential face to a Tangential face),

$L \times R/L \times R$ (Longitudinal welding of a Radial face to a Radial face),

$L \times T/L \times R$ (Longitudinal welding of a Tangential face to a Radial face),

Neither $L \times T$ nor $L \times R$ (Longitudinal welding of two faces each with the wood grain angle in between the wood Tangential and Radial directions).

Specimens composed of two pieces of wood along the end-grain-to-end-grain directions (Fig. 1) of the two wood surfaces were welded together using a Mecasonic LVW 2361 linear vibration welding machine (Mecasonic, Annemasse, France). The wood pieces before welding were of dimensions either $200 \times 50 \times 20$ mm

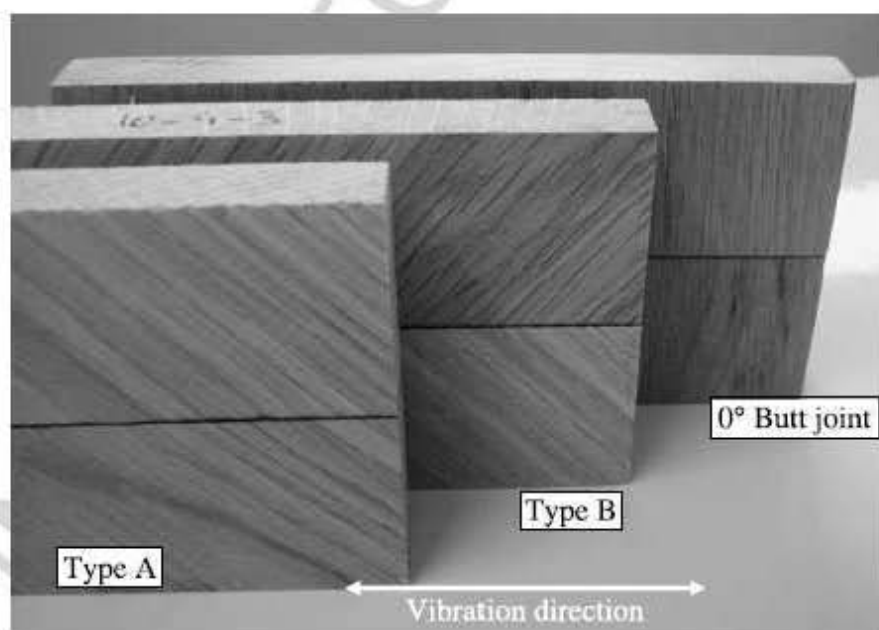


Figure 1. Photographs of test pieces of end-grain-to-end-grain wood welded with end grain at 0° , at 45° (Type A) and at 45° (Type B).

or of $200 \times 20 \times 20$ mm. These were welded together to form bonded joints of $200 \times 100 \times 20$ mm and $200 \times 40 \times 20$ mm dimensions by applying vibrational movement of one wood surface against the other at a frequency of 150 Hz. Wood pieces of several other wood grain orientations were tested: (1) vibration with the grain perpendicular to the wood longitudinal direction (Fig. 1), (2) vibration with the grains of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction (Type A, Fig. 1) and (3) vibration with the grains of both wood pieces at 45° to the wood longitudinal direction but at 90° to each other to form a fish bone-like pattern (Type B, Fig. 1). (4) Specimens composed of two pieces of tangential/tangential, radial/radial, tangential/radial and neither tangential nor radial mixed faces along the longitudinal directions of the two wood surfaces, each of dimensions $150 \times 20 \times 20$ mm were also welded [28]. When the fusion state was reached on the joint interface, the vibration process was stopped. The clamping pressure was then briefly maintained until solidification of the weld. The welded samples were conditioned for one week in an environmental chamber (20°C and 65% relative humidity) before testing.

The species of woods compared were two hardwoods, beech (*Fagus sylvatica*) and Oak (*Quercus robur*) from France and a softwood species, *Pinus sylvestris*, from Sweden. The equilibrium moisture content (MC) of the samples was 12%.

The parameters used for welding were those optimized previously for a higher frequency that had shown to give better results [8, 10, 11, 27] than the older technology (100 Hz, 3 s to 5 s welding) [1]: the welding time (WT) was = 1.5 s; the contact holding time maintained after the welding vibration was stopped (HT) was = 5 s; the welding pressure applied on the surfaces was varied. The pressures used varied but in general were: for the first 1 s = 1 MPa, for the 0.5 s that followed = 3 MPa; the holding pressure on the surfaces after the welding vibration was stopped was = 8.0 MPa for 5 s; the amplitude of the shift imparted to one surface relative to the other during vibrational welding was either 2 mm throughout or 1 mm for the first 1 s and 2 mm afterwards. The frequency of welding was maintained at 150 Hz. In the case of end-grain-to-end-grain welded butt joints the parameters used were different: the total welding time (WT) was = 5 s for beech wood and 6 s for oak; the contact holding time maintained after the welding vibration was stopped (HT) was = 5 s; the welding cycles used were: welding time, 1 s–1 s–3 s for beech wood and 1 s–1 s–4 s for oak, at the respective displacements of 1 mm–2 mm–2 mm and pressures of 1 MPa–1 MPa–3 MPa. The holding pressure on the surfaces after the welding vibration was stopped was = 8.0 MPa for 5 s; the frequency of welding was maintained at 150 Hz.

2.2. Preparation of DCB Specimens

The test specimens were prepared as illustrated in Fig. 2. In order to connect the specimens to the load cell, two holes were drilled. By means of two metal bars, which were fitted through these holes, the specimen was attached to the test device. A 2 mm wide kerf was produced with a band saw over a 50 mm length over the

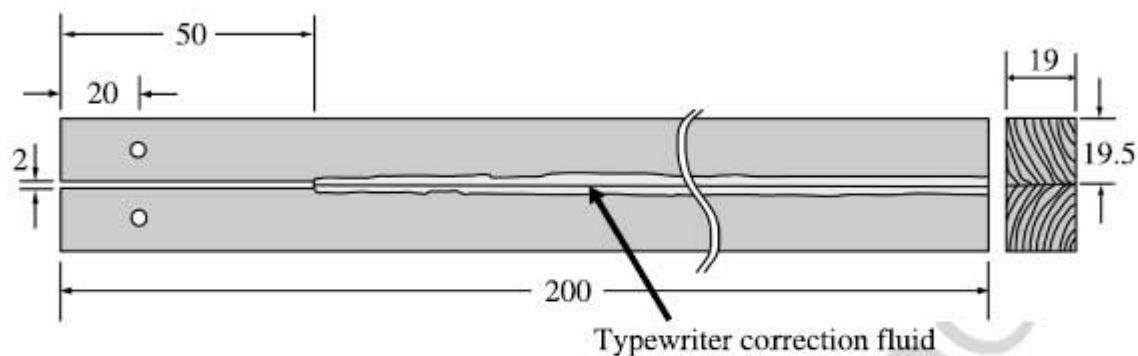


Figure 2. Double cantilever beam (DCB) specimen (dimensions in mm). The weldline is delineated with typewriter correction fluid to better observe crack propagation.

welded joint. This kerf makes it possible to provide an initial defect in order to perform the test and to provide a starting position for the crack. White typewriter correction fluid was painted onto the bondline, providing a brittle, high-contrast coating that simplified crack visualisation.

2.3. DCB Test Device

The tests were carried out on an INSTRON tensile testing machine equipped with maximum load capacity of 30 kN in the displacement control mode. The loading was initiated at 1 mm/min displacement. The specimen was positioned in a kneecap device in order to avoid torsion forces. The opening displacement value was measured via a displacement transducer (Instron 4467 test transducer) positioned on the specimen as indicated in Fig. 3. The crack was initiated by subjecting the specimen to load and stopping after propagation of a few centimetres (approximately 3 cm). The places of the crack arrest were then located by marks on each side of the specimen and then the system was unloaded. The loading and unloading cycle was repeated several times (see Fig. 4) until the sample failed completely. This made it possible to determine an average value of the energy release rate for the specimen.

2.4. The Energy Release Rate

The aim of applying the fracture mechanics theories to wood connections is to analyse mathematically the load responsible for the initiation and the propagation of a crack in the wood, in the adhesive, or in both. This crack is due to a flaw in one or both materials. In the case of welded wood, the joints are not flexible but rigid. According to the energy criterion suggested by Griffith [30] the fracture occurs when sufficient energy is released by the growth of the crack to supply the energy needed to create new fracture surfaces. The energy released comes from stored elastic and potential energies of the loading system. The sum of these two energies is called 'surface energy of fracture' or 'energy release rate of deformation'. In the case of materials whose behaviour is linear-elastic the energy release rate, G_C , is written as:

$$G_C = \frac{P_C^2}{2b} \times \frac{\partial C}{\partial a}, \quad (1)$$

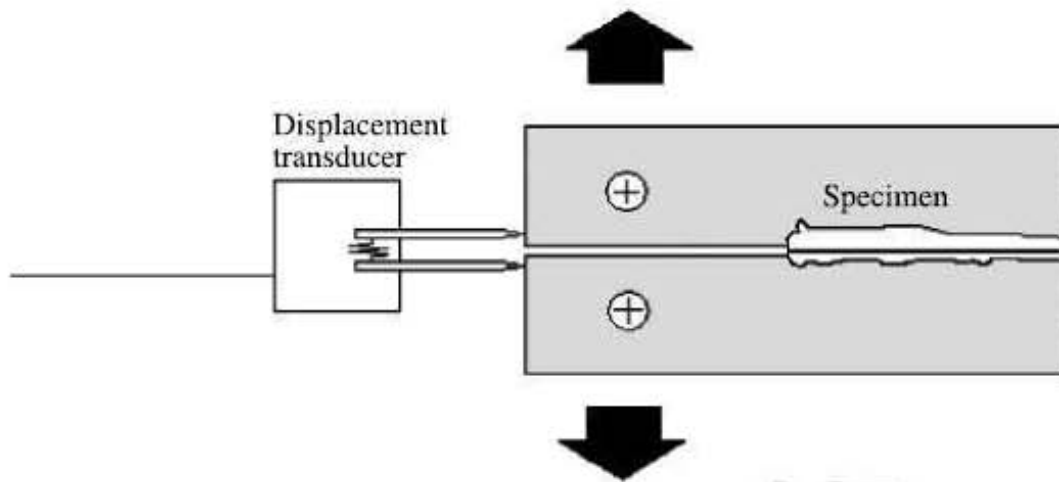


Figure 3. Test device and position of the displacement transducer for opening displacement measurements.

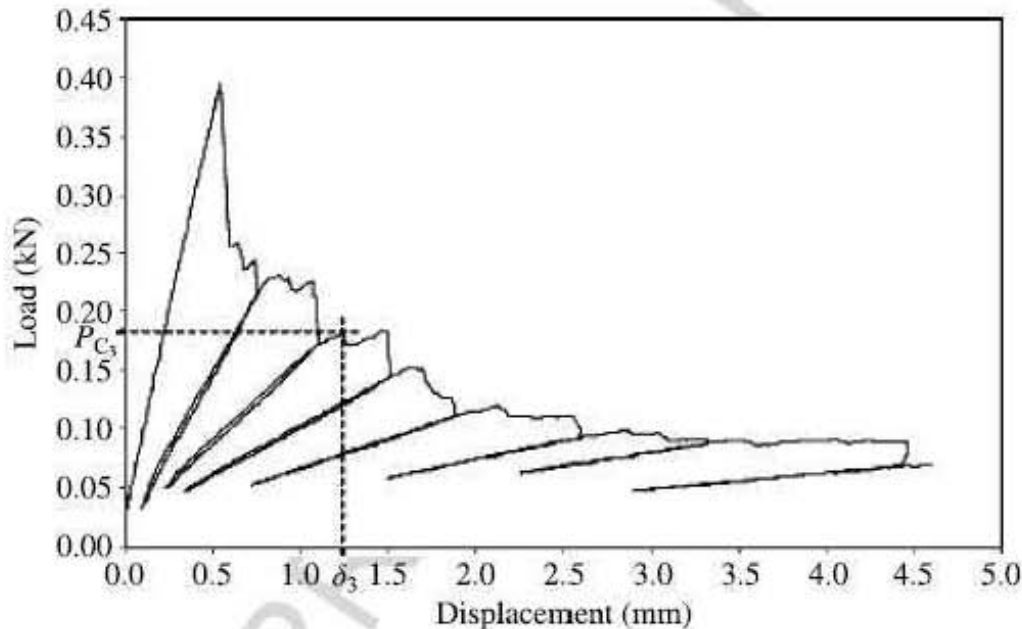


Figure 4. An example of a typical load–displacement curve obtained from a welded wood DCB specimen. Determination of the third loading and unloading cycle ($x = 3$) non-linearity point coordinates (P_{C3} and δ_3) necessary for the experimental compliance calculation.

where (P_C) is the load at the onset of the crack propagation or ‘critical load’, b is the specimen thickness, C is the compliance and a is the crack length. G_C is expressed in J/m^2 .

2.5. Data Analysis

There are different methods for the determination of G_C , either by experimentation or by analytical methods. For the case of the wood/adhesive couple, the experimental compliance is an accurate method to describe the real behaviour of a double cantilever beam (DCB) type of specimen [24, 25]. It is, thus, this type of calcu-

lation and this type of specimen which we chose for this experimentation. In this case, compliance is defined by the ratio:

$$C = \frac{\delta}{P_C}, \quad (2)$$

where δ is the displacement resulting from the critical load P_C .

3. Results

The load data measured by the system according to the opening displacement, given by the displacement transducer, are collected for each test. On the load–displacement plot (Fig. 4) of the specimens three successive stages are noticeable for each cycle: (i) a linear elastic range, (ii) a non-linear fall corresponding to the crack growth and (iii) a catastrophic fall. The point of non-linearity corresponding to the beginning of the propagation of the crack corresponds to the critical load [17, 25]. Here (Fig. 4) the critical load (P_{C_i}) corresponds to the point where the curve is no longer linear. It generally corresponds to the maximal load recorded. The crack does not propagate symmetrically on the two faces of the specimen; therefore, we calculated the average of the two values measured in order to obtain the crack length a .

3.1. Calculation of the Energy Release Rate in Mode-I (G_{IC}) for Each i Specimen

At the cycle x , the location of the critical load ($P_{C_i x}$), as well as the value of the opening displacement ($\delta_{i x}$) enable, using equation (2), to calculate compliance $C_{i x}$. An example of non-linearity point determination is given in Fig. 5. When the tests are performed on a single wood species, each sample has its own compli-

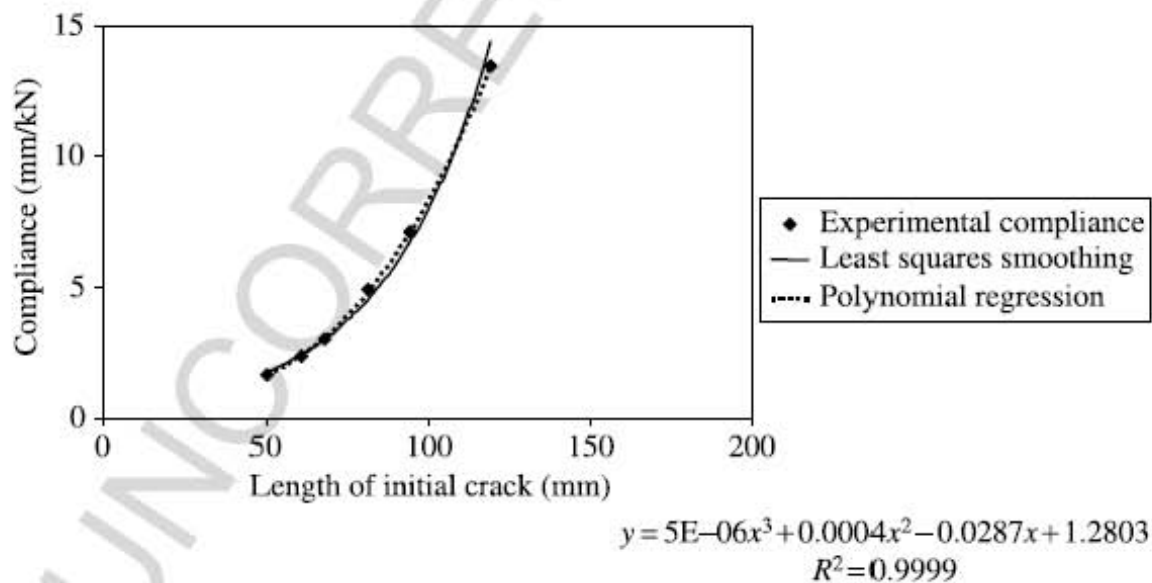


Figure 5. Example of a graph of compliance as a function of length of initial crack for a welded beech wood DCB specimen. Experimental compliance values (◆) and linear and polynomial curve fitting of the experimental data.

ance variation according to the crack length. The differences are due to the material heterogeneity. To determine the value of the term $\partial C/\partial a$, calculation of the compliance function was made by smoothing (least squares) each experimental $C_i x$ value either by fitting an exponential function or with a polynomial function of the following type:

$$C_i x = W_i a^3 + X_i a^2 + Y_i a + Z_i, \quad (3)$$

where W , X , Y and Z are constants calculated for each specimen for the crack length a . An example of smoothing with a good correlation coefficient r^2 of more than 0.999 is presented in Fig. 5. The relevant coefficients W , X , Y and Z of equation (3), and the correlation coefficients, are reported in tables for each of the cases examined. The energy release rate G_{IC_i} for each sample i is given by:

$$G_{IC_i} = \left[\frac{(P_C)^2}{2b} \right] \times (3W_i a^2 + 2X_i a + Y_i). \quad (4)$$

This type of calculation was used recently [22, 25] for estimating fracture toughness in mode-I of wood using the double cantilever beam test. The authors specify that, due to its simplicity, this method is destined to become a standard test method. The results for the different welding modes are presented in Tables 1–4. For each specimen, between 5 and 7 cycles of successive loading and unloading were carried out. This enabled to give an intraspecimen average value and an interspecimen average value.

4. Discussion

In Table 1 are given the results obtained for a and for G_{IC} for the stepwise crack propagation due to the successive loading and unloading of the double cantilever specimens of longitudinally welded beech wood, and how these yield the average G_{IC} for each case. The energy release rate of wood joints bonded with conventional thermosetting adhesives has been reported to range from 100 to 300 J/m² [26, 31]. The average values obtained for the energy release rate of welded wood joints, in Tables 1–3, in general, correspond to this range, but not always. In the literature there are only a few references concerning the calculation of G_{IC} for adhesively bonded beech wood joints. Takatani and coworkers [32, 33] studied the wood–adhesive connections using beech. They obtained results varying from values as low as 170 J/m² for phenol–formaldehyde resins, to values as high as 390 J/m² for resorcinol formaldehyde and phenol-modified poly(vinyl acetate) and solid beech wood yielded a value of 475 J/m². The value of the average energy release rate G_{IC} for beech connections welded along the longitudinal grain direction (Table 1) is in general consistently higher than the average result reported in previous work (106 J/m²) [24] and is heavily dependent on grain orientation.

These are results for longitudinal grain welding of two faces each in between the wood tangential and radial directions (neither $L \times T$ nor $L \times R$). The average values obtained for beech joints of the same kind and same orientation (Table 1), range

Table 1.

Values of the energy release rate G_{IC} , crack length a and global average and standard deviation for beech double cantilever beams welded on different tangential (T) and radial (R) faces along the wood longitudinal (L) direction

Sample number (i)	Loading/unloading cycle number								G_{IC} average (J/m ²)
	1	2	3	4	5	6	7	8	
Orientation: L × T/L × R, no preheating									
1	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.12		
	G_{IC} (J/m ²)	–	600	624	729	797	567		664
2	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.12	0.13		
	G_{IC} (J/m ²)	–	191	208	276	294	302		254
3	a (m)	0.05	0.06	0.08	0.09	0.11	0.12	0.14	
	G_{IC} (J/m ²)	–	293	227	285	303	287	212	68
4	a (m)	0.05	0.06	0.09	0.11	0.12	0.14		
	G_{IC} (J/m ²)	–	153	198	165	172	200		178
Global average G_{IC} (J/m ²)									341 ± 219
Orientation: L × R/L × R, no preheating									
1	a (m)	0.05	0.06	0.08	0.09	0.10	0.12	0.13	
	G_{IC} (J/m ²)	–	263	214	323	349	205	254	269
2	a (m)	0.05	0.07	0.08	0.10	0.12	0.14		
	G_{IC} (J/m ²)	–	227	255	144	101	96		165
3	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.09	0.11	0.13		
	G_{IC} (J/m ²)	–	147	158	171	176	166		164
Global average G_{IC} (J/m ²)									200 ± 60
Orientation: L × T/L × T, no preheating									
1	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.12	0.13		
	G_{IC} (J/m ²)	–	82	83	114	97	103		96
2	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.11	0.14	
	G_{IC} (J/m ²)	–	265	150	74	69	59	42	110
3	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.11	0.12	0.13		
	G_{IC} (J/m ²)	–	89	65	106	156	245		132
4	a (m)	0.05	0.08	0.10	0.12	0.13			
	G_{IC} (J/m ²)	–	75	106	163	233			144
Global average G_{IC} (J/m ²)									121 ± 22
Orientation: neither L × T/nor L × R, no preheating									
1	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.09	0.10	0.13	0.14	
	G_{IC} (J/m ²)	–	144	130	99	118	104	105	117
2	a (m)	0.05	0.06	0.08	0.09	0.11	0.12	0.12	0.14
	G_{IC} (J/m ²)	–	211	159	173	170	171	185	183
3	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.13			
	G_{IC} (J/m ²)	–	58	74	94	97			81
4	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.13	0.14	
	G_{IC} (J/m ²)	–	254	268	231	228	182	186	225
Global average G_{IC} (J/m ²)									150 ± 64

Table 2.

Fracture mechanics energy release rate of joints welded along the longitudinal direction (L) according to radial (R) or tangential (T) wood faces. Effects of preheating and welding cycle

Sample number (i)		Loading/unloading cycle number								G_{IC} average (J/m ²)
		1	2	3	4	5	6	7	8	
Beech wood										
Orientation: L × R/L × R, preheating at 70°C										
1	a (m)	0.05	0.08	0.10	0.11	0.13				
	G_{IC} (J/m ²)	–	145	131	118	97				123
2	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.11	0.12			
	G_{IC} (J/m ²)	–	58	59	76	99	156			90
Global average G_{IC} (J/m ²)										107 ± 8
Orientation: L × R/L × R, preheating at 85°C										
1	a (m)	0.05	0.07	0.08	0.11	0.12				
	G_{IC} (J/m ²)	–	66	70	84	114				83
Orientation: neither L × T/nor L × R, no preheating										
1	a (m)	0.05	0.06	0.08	0.09	0.11	0.13	0.15		
	G_{IC} (J/m ²)	–	241	160	187	232	196	161		196
2	a (m)	0.05	0.08	0.09	0.11	0.13	0.15			
	G_{IC} (J/m ²)	–	383	339	361	252	189			305
Global average G_{IC} (J/m ²)										251 ± 77
Orientation: neither L × T/nor L × R, no preheating										
1	a (m)	0.05	0.06	0.07	0.10	0.11	0.12	0.14	0.15	
	G_{IC} (J/m ²)	–	176	246	188	199	189	155	133	184
2	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.11	0.13	0.14			
	G_{IC} (J/m ²)	–	138	181	168	193	222			180
Global average G_{IC} (J/m ²)										182 ± 3

between 150 and 281 J/m². Such higher energy release rate results can be ascribed to the newer and more effective welding technology recently developed [8, 10, 11, 27]. This notwithstanding, the results of the neither L × T nor L × R orientations in Table 1 are different already from the results of the same orientation reported in Table 2, indicating that results heavily depend on the type of welding cycle used. This illustrates that in linear welding careful optimisation of welding cycle can considerably improve the final results. Even more interesting is the results of L × T/L × R face welding orientation where an average G_{IC} value of 341 J/m² is obtained (Table 1). It is necessary to remark that such a high value is due to one specific joint presenting a G_{IC} value of 664 J/m², nonetheless even without which the average G_{IC} would have been very high, i.e., 233 J/m². A value of 664 J/m² is even higher than the range of G_{IC} values found for the best adhesive-bonded joints and even for solid beech wood [25, 32, 33]. This was an unexpected positive result and needed further investigation. The same very high value of G_{IC} was observed (Table 3) for

Table 3.

Fracture mechanics energy release rate of joints welded along the longitudinal direction (L) according to radial (R) or tangential (T) wood faces. Effect of different wood species (oak and pine) and effect of heartwood and sapwood for softwood welding

Sample number (i)	Loading/unloading cycle number								G_{IC} average (J/m ²)
	1	2	3	4	5	6	7	8	
Oak wood (<i>Quercus robur</i>)									
Orientation: L × R/L × R, preheating at 70°C									
1	a (m)	0.05	0.07	0.08	0.10	0.12			
	G_{IC} (J/m ²)	–	91	124	98	111			106
2	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.13			
	G_{IC} (J/m ²)	–	94	124	126	142			122
Global average G_{IC} (J/m ²)									114 ± 11
Orientation: L × R/L × R, preheating at 85°C									
1	a (m)	0.05	0.08	0.09	0.11				
	G_{IC} (J/m ²)	–	21	62	109				64
Pine wood (<i>Pinus sylvestris</i>)									
Orientation: neither L × T/nor L × R, no preheating, SAPWOOD									
1	a (m)	0.05	0.07	0.08	0.10	0.12			
	G_{IC} (J/m ²)	–	545	632	605	574			589
2	a (m)	0.05	0.08	0.09	0.11	0.14			
	G_{IC} (J/m ²)	–	584	723	794	419			630
Global average G_{IC} (J/m ²)									610 ± 29
Orientation: neither L × T/nor L × R, no preheating, HEARTWOOD									
1	a (m)	0.05	0.08	0.10	0.11				
	G_{IC} (J/m ²)	–	273	233	223				248

neither L × T/nor L × R pine (*Pinus sylvestris*) welded joints, with an average G_{IC} value of 610 J/m². It must be pointed out that the average tensile strength of such pine welded joint is relatively low (about one third that of beech) at around 4.5 MPa, but presents 100% wood failure (0% for beech); thus, it is not an indication of the actual strength of the welded interphase, as the break occurs exclusively in the part of the wood joint unaffected by welding. In this case the wood itself is much weaker than the interphase. Observation of these pine joints confirmed the interphase density to be as high as 1300 kg/m³, thus at least 15% higher than usual for this type of joints [34]. Thus, a weaker wood leads to higher densification due to the pressure applied and this translates into a stronger interphase notwithstanding that the joint is weaker as the substrate which is unaffected by welding is weaker. In wood, higher density is always equal to considerably higher strength.

The coefficients of the polynomial equation W , X , Y and Z were calculated for each case linking the compliance with crack advancement by least squares smooth-

Table 4.

Fracture mechanics energy release rates G_{IC} of butt joints welded end-grain-to-end-grain and according to other wood grain orientations. Coefficient of correlation $r^2 = 0.999$ for all cases

Sample number (i)	Loading/unloading cycle number								G_{IC} average (J/m ²)
	1	2	3	4	5	6	7	8	
Beech wood									
End grain-to-end-grain (90°)									
1	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.10	0.12	0.15		35
	G_{IC} (J/m ²)	–	30	24	30	46	44		
2	a (m)	0.09	0.11	0.14					23
	G_{IC} (J/m ²)	–	32	15					
3	a (m)	0.05	0.08	0.09	0.11	0.13	0.15		19
	G_{IC} (J/m ²)	–	22	18	21	21	12		
4	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.11	0.13	0.15		53
	G_{IC} (J/m ²)	–	54	38	49	80	59		
Global average G_{IC} (J/m ²)									33 ± 15
End grain at 45°, fish bone pattern									
1	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.11				36
	G_{IC} (J/m ²)	–	26	38	44				
2	a (m)	0.05	0.10	0.11	0.14				20
	G_{IC} (J/m ²)	–	17	24	20				
Global average G_{IC} (J/m ²)									28 ± 11
End grain at 45°, parallel pattern									
1	a (m)	0.05	0.10	0.12					24
	G_{IC} (J/m ²)	–	23	26					
2	a (m)	0.05	0.07	0.11	0.12				44
	G_{IC} (J/m ²)	–	84	34	14				
Global average G_{IC} (J/m ²)									34 ± 14

ing and by fitting a polynomial equation such as equation (3). These equations are predictive of the joint behaviour and present excellent coefficient of correlation between 0.993 and 0.999 and are reported elsewhere [10].

In the case of wood–adhesive joints, the variation in the results of double cantilever beam (DCB) tests is explained by the fact that the crack travels randomly in the adhesive as well as in the wood [31]. Similarly, from the data in Tables 1–3 the crack travels randomly in the welded interphase as well as in the wood. This appears evidently to occur with well-welded wood joints using the new technology developed (150 Hz/fast welding). Thus, our conclusions differ quite considerably from the conclusion reached in a previous study done with the older and less performing welding technology [25]. Thus, contrary to the previous study, with the exception of beech, high percentage wood failures are visible in both pine and oak joints (Fig. 6). More notable still is that welded joints of energy release rates in the

Table 4.
(Continued)

Sample number (i)	Loading/unloading cycle number								G_{IC} average (J/m ²)
	1	2	3	4	5	6	7	8	
Oak wood									
End grain-to-end-grain (90°)									
1	a (m)	0.05	0.09	0.12	0.14				
	G_{IC} (J/m ²)	–	29	38	33				33
2	a (m)	0.05	0.07	0.10	0.13				
	G_{IC} (J/m ²)	–	71	48	21				47
Global average G_{IC} (J/m ²)									40 ± 10
End grain at 45°, fish bone pattern									
1	a (m)	0.05	0.08	0.09	0.11	0.12			
	G_{IC} (J/m ²)	–	23	26	31	39			30
2	a (m)	0.05	0.07	0.09	0.12	0.14			
	G_{IC} (J/m ²)	–	18	35	41	33			32
3	a (m)	0.05	0.06	0.09	0.12				
	G_{IC} (J/m ²)	–	17	25	39				27
Global average G_{IC} (J/m ²)									30 ± 3
End grain at 45°, parallel pattern									
1	a (m)	0.05	0.06	0.08	0.10	0.12	0.13		
	G_{IC} (J/m ²)	–	23	13	18	33	31		24

**Figure 6.** Example of welded oak wood joint after testing presenting a high percentage of wood failure, showing that cracks did not occur only in the welded interphase.

higher range than those observed with either adhesive-bonded joints or even of solid wood, and in some cases even much higher, are possible and do occur. This occurs if the double cantilever beam is expressly designed to maximize crack propagation in the welded interphase. As this interphase has acquired by welding a density two or three times greater than the wood [2], since strength is directly proportional to density [2], a higher strength is obtained the greater is the proportion of the crack occurring in the welded interphase. A fracture in the wood, which is equivalent to a cohesive fracture in the case of a wood–adhesive bond, does indeed occur during DCB testing of pine and oak wood welded joints. This type of crack growth can then be considered not to be dangerous at all for structural applications [31] when correct parameters for given wood species are used.

The common case of end-grain-to-end-grain joining, very much used, but yielding generally much lower results, was also investigated here for wood welding. It has been tried for butt joints but generally is found to yield poor results with adhesives due to adhesive overpenetration and glue-line starvation. Table 4 presents butt joints welding results for beech and oak, with the grains of the two faces to be joined presenting different orientation angles and patterns in relation to each other (Fig. 1). The results are of interest and indicate a good energy release rate although much lower than what is found for longitudinal welding. This corresponds to the lower tensile strength already reported for welded joints of this type [27]. However, these results are still rather acceptable for butt joints rendering possible timber end-to-end welding, although not for structural applications. It must be pointed out, however, that end grain welding parameters have not been optimized and that further improvements could be expected.

A last comment is of interest. The results show that considerable variation in energy release rate occurs for high average energy release rate of a joint. In short, the stronger is the joint the more variable the fracture mechanics properties are. This indicates that notwithstanding the extensive optimisation carried out for linear wood welding parameters there is still considerable room for improvement to obtain even stronger welded joints.

5. Conclusion

Double cantilever beam tests by following crack initiation and growth in different types of welded wood joints allow to obtain the energy release rate of the welded wood interphase. The effect of grain orientation on the fracture mechanics behaviour of the joint is considerable. Thus, even in the most common type of linear wood welding, i.e., welding along the wood longitudinal direction, the difference in relative orientation — tangential, radial or mixed — of the wood faces to be welded can yield different results. Second, for the same orientation of the wood faces the type of welding cycle used can yield differences in strength and energy release rate results that are quite marked. Third, different wood species can yield different results even if belonging to the same wood family (hard- or softwood). Lastly, welded

butt joints by end-grain-to-end-grain welding can be achieved to yield good results although the joints present much lower energy release rates and there appear to be no significant differences in the energy release rates obtained among the three different wood species used. The energy release rate values obtained can be used to analyse welded wood structures and to model the mechanical behaviour of the welded joints. In this respect, predictive equations were obtained linking the compliance with crack growth for all the different cases tested, which allowed to predict the energy release rate in the ranges considered.

References

1. B. Gfeller, M. Zanetti, M. Properzi, A. Pizzi, F. Pichelin, M. Lehmann and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **17**, 1573–1589 (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. M. Boonstra, A. Pizzi, C. Ganne-Chédeville, M. Properzi, J. M. Leban and F. Pichelin, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 359–369 (2006).
4. A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **20**, 829–846 (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. C. Ganne-Chédeville, M. Properzi, A. Pizzi, J.-M. Leban and F. Pichelin, *Holz Roh Werkst.* **65**, 83–85 (2007).
7. P. Omrani, E. Masson, A. Pizzi and H. R. Mansouri, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 85–94 (2009).
8. H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 63–70 (2009).
9. P. Omrani, A. Pizzi, H. R. Mansouri, J.-M. Leban and L. Delmotte, *J. Adhesion Sci. Technol.* **23**, 827–837 (2009).
10. P. Omrani, *PhD Thesis*, University Henry Poincaré — Nancy 1, France (2009).
11. L. Delmotte, H. R. Mansouri, P. Omrani and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.* In press.
12. European Standard EN 205, Adhesives — wood adhesives for non-structural applications. Determination of the tensile-shear strength of lap joints (2003).
13. A. Porter, *Forest Prod. J.* **14**, 325–331 (1964).
14. J. D. Barrett and R. O. Foschi, *Eng. Fract. Mech.* **9**, 371–378 (1977).
15. D. G. Hunt and W. P. Croager, *J. Mater. Sci. Lett.* **1**, 77–79 (1982).
16. S. Mall, J. F. Murphy and J. E. Shottafer, *J. Eng. Mech.* **109**, 680–690 (1983).
17. P. Triboulot, P. Jodin and G. Pluvinage, *Wood Sci. Technol.* **18**, 51–58 (1984).
18. G. Valentin and P. Caumes, *Wood Sci. Technol.* **23**, 43–53 (1989).
19. G. Valentin and G. Adjanohoun, *Mater. Struct.* **25**, 3–13 (1992).
20. S. Vasic and I. Smith, *Eng. Fract. Mech.* **69**, 745–760 (2003).
21. I. Smith and S. Vasic, *Mech. Mater.* **35**, 803–815 (2003).
22. H. Yoshihara and T. Kawamura, *Composites A* **37**, 2105–2113 (2006).
23. P. Lavisici, B. Pizzo, J. M. Gagliano, P. Triboulot and M. De Ciechi, *Holz Roh Werkst.* **61**, 355–357 (2003).
24. J. M. Gagliano and C. E. Frazier, *Wood Fiber Sci.* **33**, 377–385 (2001).
25. C. Ganne-Chédeville, G. Duchanois, A. Pizzi, E. Pichelin, M. Properzi and J. M. Leban, *J. Adhesion Sci. Technol.* **22**, 169–179 (2008).
26. J. S. Mijovic and J. A. Koutsky, *Wood Sci.* **11**, 164–168 (1979).

27. P. Omrani, H. R. Mansouri and A. Pizzi, *J. Adhesion Sci. Technol.*, submitted (2009).
28. M. Properzi, J. M. Leban, A. Pizzi, S. Wieland, F. Pichelin and M. Lehamann, *Holzforschung* **59**, 23–27 (2005).
29. P. Omrani, H. R. Mansouri, A. Pizzi and E. Masson, *Holz Roh Werkst.* In press (2009).
30. A. A. Griffith, *Phil. Trans. Roy. Soc.* **221**, 163–198 (1921).
31. B. H. River, in: *Handbook of Adhesive Technology*, A. Pizzi and K. L. Mittal (Eds), pp. 151–177. Marcel Dekker, New York, NY (1994).
32. M. Takatani and H. Sasaki, *Wood Res.* **66**, 30–51 (1980).
33. M. Takatani, R. Hamada and H. Sasaki, *Mokuzai Gakkaishi* **30**, 130 (1984).
34. J.-M. Leban, unpublished results (2009).

Conclusion générale & Perspective

Conclusion générale

Les recherches sur le soudage du bois ont commencé il y a quelques années d'où le peu d'informations disponibles sur ce sujet. Pour notre part, nous avons décidé de travailler en parallèle sur le soudage rotatif et le soudage linéaire du bois afin d'apporter un éclairage nouveau sur cette technologie et comparer les deux procédés mis en œuvre.

Les assemblages étudiés étaient :

L'assemblage plan, obtenu par une friction linéaire réalisée avec une machine de soudage par friction. Des échantillons à partir d'une même ou de plusieurs essences, selon différentes orientations du fil du bois ont ainsi pu être assemblés.

L'assemblage de chevilles de bois dans un support massif, obtenu par friction rotative à l'aide d'une perceuse à colonne classique et qui permet d'envisager des applications pour l'industrie de l'ameublement ainsi que pour le grand public.

Dans le cas du soudage rotatif :

Le nouveau modèle que nous avons conçu pour obtenir des joints plats avec une disposition en zigzag des tourillons s'est avéré particulièrement intéressant en ce sens que les assemblages ainsi réalisés présentent une résistance à l'eau remarquable. Alors que cela semblait indiquer le potentiel d'un tel type d'assemblage pour des applications extérieures, les résultats obtenus au cours d'un vieillissement climatique ont été en-deçà de ceux exigés par les normes de grade extérieur pour les applications structurales. Ils restent cependant intéressants pour des demandes non-structurales avec de brèves durées d'exposition non protégée.

L'influence de la vitesse de rotation des tourillons sur les caractéristiques des assemblages a été étudiée. Il en ressort 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 moins grande mesure.

Nous avons pu montrer qu'au cours de ce type de soudage, les composés volatils émis sont majoritairement de la vapeur d'eau et du dioxyde de carbone en très faibles quantités (pas de CO ni de CH₄). Le soudage se révèle donc être une technologie particulièrement respectueuse de l'environnement.

Dans le cas du soudage linéaire :

Nos résultats ont montré que la direction du fil a une certaine influence sur le soudage linéaire du bois. Les meilleures performances des joints au cisaillement ont été obtenues lorsque l'une ou les deux surfaces sont de section tangentielle alors que les pires résultent d'assemblages de faces radiales. Dans ce dernier cas, un préchauffage des pièces peut conduire à une amélioration des performances surtout pour le hêtre.

Le soudage linéaire a permis de réaliser avec succès l'assemblage bout à bout de différentes essences. Les performances sont d'autant meilleures que les bois utilisés sont plus denses (chêne > hêtre).

L'utilisation de surfaces rainurées dans le but de faciliter l'élimination de la vapeur d'eau et augmenter la surface de soudure n'a pas permis d'améliorer la résistance au cisaillement des joints

Nous avons cherché à améliorer la résistance à l'eau des assemblages en changeant les paramètres du soudage. Nous avons pu observer que l'utilisation d'un déplacement plus petit et de temps plus courts à une fréquence de vibration plus élevée (150 Hz) conduisent à des assemblages qui présentent une résistance à l'eau accrue car sous ces conditions la température atteinte à l'interface est inférieure, d'où une moindre dégradation des parois cellulaires et une plus faible évaporation de l'eau.

Cela a aussi été confirmé par analyse FT-IR et ^{13}C RMN des interfaces soudées.

Par ailleurs, l'approche par la mécanique de la rupture nous a permis de montrer que les taux de restitution de l'énergie des assemblages testés varient en fonction de l'orientation du fil, de l'essence du bois et du cycle de soudure utilisé. Il s'est avéré que dans beaucoup de cas, les taux obtenus avec la technologie de soudage sous 150 Hz (temps de soudage plus court) sont de l'ordre de ceux déterminés pour des assemblages collés voire légèrement supérieurs.

Comme dans le cas du soudage rotatif, nous avons pu montrer que les composés volatils émis étaient de la vapeur d'eau et du dioxyde de carbone en très faibles quantités (pas de CO ni de CH_4). Ce procédé est donc respectueux de l'environnement.

Des techniques d'analyse telles que la microdensitométrie de rayons X et la microscopie électronique à balayage (MEB) ainsi que le suivi de la température à l'interface par

l'intermédiaire d'un thermocouple ont permis de mieux comprendre les phénomènes qui se produisent au cours des procédés de soudage (densification, échauffement...)

Nous avons pu montrer que le soudage est réalisable sur de nombreuses essences mais sous réserve d'adapter les paramètres du procédé.

Parallèlement au travail présenté dans ce manuscrit, nous avons cherché à adapter des machines dédiées aux thermoplastiques afin de transposer au bois le procédé de soudage linéaire à plus grande échelle (comme le soudage en continu en utilisant des pièces très longues mais peu larges, ...). Des essais ont été réalisés dans l'usine MECASONIC (Annemasse) dans le cadre du projet SOUDABOIS et les assemblages sont en cours de caractérisation.

Perspective:

L'ensemble de ce travail a donc permis de répondre aux questions de la problématique scientifique ouverte par la découverte du soudage du bois. Mais au fur et à mesure de l'avancement du travail, de nouvelles problématiques sont apparues, ouvrant de nouvelles perspectives scientifiques. La difficulté principale dans cette technologie est que, bien que sa mise en œuvre soit assez simple et rapide, les phénomènes permettant l'adhésion sont très complexes et leur compréhension requiert des connaissances fondamentales.

Dans le futur, si l'on souhaite que ces procédés soient largement mis en œuvre dans l'industrie, il faudrait :

- adapter l'appareillage afin d'être capable de souder du bois à grande échelle
- réduire les dimensions et le coût des machines dans le cadre du soudage linéaire
- définir les paramètres qui donnent les meilleurs résultats mécaniques à sec et en ambiance humide pour utiliser les assemblages soudés dans des applications structurales en intérieur et en extérieur.

INDEX

Liste des figures

Figure 1: Les plans de référence du bois, A : Plan transversal, B : Plan radial, C : Plan tangentiel	15
Figure 2: Coupes transversale et radiale d'un billot	16
Figure 3: Plan ligneux d'un résineux et les trois directions anatomiques	17
Figure 4: Plans ligneux résineux (a), feuillus (b)	18
Figure 5: Représentation schématisée des couches de la paroi cellulaire de trachéide de résineux ou de fibre de feuillu	19
Figure 6: Pourcentages approximatifs pour des bois des zones tempérées	21
Figure 7: Deux unités de β – D – glucopyranose formant une unité de cellobiose	22
Figure 8: Structure chimique partielle de la cellulose	22
Figure 9: Structure supramoléculaire de la cellulose	23
Figure 10: Structure chimique partielle d'un xylane de feuillus (O-acetyl-4-O-methylglucoronoxylane)	24
Figure 11: Structure chimique partielle d'un mannane de résineux (O-acetyl-galactoglucomannane)	24
Figure 12 : Précurseur de la lignine: alcool p-coumarylique (I), alcool coniférylique (II), alcool sinapylique (III)	25
Figure 13 : Formation des radicaux phénoxyles à partir de l'alcool coniférylique par déshydrogénation enzymatique	25
Figure 14 : Représentation de la structure moléculaire d'une lignine de résineux	26
Figure 15 : Isoprène	27
Figure 16 : Structure chimique de la vanilline (I), de la pinosylvine, dérivé stilbène (II) et de la catéchine, flavonoïde (III)	28
Figure 17 : Structure chimique des acides ellagique (I), gallique (II) et digallique (III)	28
Figure 18 : Structure d'un tanin condensé	28
Figure 19 : Mécanisme réactionnel de l'hydrolyse des polysaccharides (Fengel et Wegener 2003)	29
Figure 20 : Formation du furfural, de l'hydrométhylfural, d'acides lévuliniques et formiques à partir de monosaccharides en milieu acide	30
Figure 21: Diagramme densité apparente - taux d'humidité	31
Figure 22: Dépendance de la conductivité thermique du bois et de produits dérivés en fonction de la densité	33

Figure 23: Chaleur spécifique du bois en fonction de la teneur en eau	34
Figure 24 : Illustration du séchage d'une pièce de bois en coupe transversale	36
Figure 25 : Quelques exemples de défauts de séchage en fonction du débit de l'air	36
Figure 26: Effets des conditions de traitement sur les produits obtenus par pyrolyse de bois	39
Figure 27 : Perte de masse et teneur en carbone de <i>Fagus sylvatica</i> après un traitement thermique progressant de 5°C par minute	40
Figure 28 : Diagramme thermogravimétrique de <i>Populus</i> sp. et de ses principaux composants isolés	41
Figure 29 : Analyse thermique différentielle de <i>Fagus sylvatica</i> et de ses principaux composants	42
Figure 30: Evolution du module élasticité du bois avec la température	42
Figure 31 : Température de transition vitreuse: (a) des constituants isolés en fonction de la teneur en eau, (b) de la matrice hémicelluloses-lignine native en fonction de l'humidité relative de l'air	43
Figure 32 : Etapes probables de la dégradation thermique des hémicelluloses	44
Figure 33 : Etapes probables de la dégradation thermique de la cellulose	45
Figure 34 : Produits issus de la dégradation thermique de la lignine	46
Figure 35 : Illustration des 3 modes élémentaires de rupture d'une plaque fissurée.	51
Figure 36 : Les différents comportements lors de la propagation d'une rupture dans un joint bois-adhésif: (a) fort/instable, (b) fort/stable, (c) fort/modérément instable, (d) faible/stable	52
Figure 37: Illustration d'un brevet sur la soudure rotatoire par BEVINGTON	54
Figure 38: Les différentes formes de soudage en fonction du mouvement de friction.	55
Figure 39 : Schéma de principe de l'opération de soudage par friction linéaire	58
Figure 40 : Principe du soudage par friction linéaire	59
Figure 41 : Représentation des différentes phases du procédé de soudage par friction linéaire	60
Figure 42 : Représentation de la déformation de l'extrudat pour une vibration dans la longueur (à gauche) et une vibration dans la largeur (à droite)	62
Figure 43 : Principe de fonctionnement d'une machine de soudage par friction linéaire	63
Figure 44 : Schéma de principe du soudage par friction rotative	64

Figure 45 : Vue schématique d'une perceuse à colonne_____66

Figure 46 : Image de microscopie électronique à balayage de l'interface soudée ouverte mettant en évidence l'existence d'un réseau de fibres de bois enchevêtrées et bloquées dans une matrice durcie de matériel inter-cellulaire_____67

Figure 47: Image obtenue par tomographie pour un échantillon soudé. La zone de contact apparaît sous la forme d'une raie lumineuse au milieu_____68

Figure 48 : Résultat d'une densitométrie aux rayons X d'un joint soudé de Picea abies____68

Figure 49: (a) micrographie de rayons X de la section longitudinale d'un tourillon cannelé soudé au substrat (hêtre sur hêtre). Les secteurs qui apparaissent plus blancs correspondent aux secteurs de plus forte densité (grossissement 25x). (b) Carte microdensitométrique de rayons X en kg/m^3 de la section longitudinale d'un tourillon cannelé en hêtre soudé par rotation inséré dans un substrat hêtre (section radiale). (c) idem b (section longitudinale)_____72

Figure 50 : micrographie optique de la section perpendiculaire à la direction longitudinale d'un tourillon cannelé soudé au substrat (hêtre sur hêtre) (grossissement 50x). Le cercle soudé, en foncé sur l'image, fait partie de l'interface soudée et correspond à une zone de plus grande densité._____72

Figure 51 : Micrographies SEM de la surface d'un tourillon. (a) pièce non-soudée dépassant du substrat (partie supérieure de l'image) montrant la structure intacte du bois. La partie la plus inférieure de la même micrographie montre la partie soudée du tourillon avec perte de la structure du bois (grossissement 100x). (b) fibres des parois du trou du substrat soudées aux fibres sous-jacentes du tourillon (grossissement 104x).(c) Détail de (b) (grossissement 358x). (d) Détail d'une zone où le bois non-densifié du tourillon à la base de l'interface soudée s'est cassé pendant l'essai. La structure inchangée du bois au-dessous de la couche plus résistante et soudée, peut être observée (grossissement 422x)_____74

Liste des tableaux

Tableau 1 : Distribution des composants de la paroi cellulaire selon les différentes couches de trachéide de *Picea abies* _____ 20

Tableau 2: densité ρ_0 pour le sapin et le hêtre _____ 31

Tableau 3: Capacités de chaleur de bois (pour une gamme de températures entre 350 et 500K), de l'eau et de la vapeur en fonction de la température (excepté l'eau) _____ 35

Tableau 4: Pourcentage massique des produits de réaction de pyrolyse en fonction des conditions de traitement _____ 38

Résumé

La technologie de soudage par friction, déjà appliquée aux thermoplastiques et aux métaux depuis plusieurs décennies, est utilisée ici pour le bois.

Les objectifs de notre travail sont la réalisation d'assemblages soudés par rotation ou vibration linéaire et l'étude des paramètres qui influent sur les caractéristiques des joints soudés, à savoir le type d'essence utilisée, l'orientation du fil, la conception du joint et les réglages machine (fréquence, amplitude de déplacement, pression, temps).

Les performances mécaniques des assemblages ont été testées par cisaillement, traction et selon une approche de la mécanique de la rupture.

Dans le cas du soudage rotatif, nous avons proposé un nouveau modèle de conception de joints plats avec une disposition en zigzag des tourillons qui conduit à des assemblages qui peuvent être utilisés pour des demandes non-structurales en extérieur avec de brèves durées d'exposition non protégée.

Pour le soudage linéaire, il ressort que les paramètres fréquence de vibration et temps de soudage sont déterminants pour la qualité des assemblages.

Alors que la microdensitométrie de rayons X et la microscopie électronique à balayage (MEB) ont permis d'observer une densification de l'interface soudée, les analyses par résonance magnétique nucléaire (RMN) du ^{13}C ont mis en évidence des modifications chimiques du matériau dans cette zone qui conduisent à une amélioration de la résistance à l'eau des assemblages.

Par ailleurs, l'analyse par chromatographie en phase gazeuse couplée spectrométrie de masse (GC-MS) des gaz émis pendant le soudage démontre le caractère propre du procédé (vapeur d'eau majoritaire, quantités négligeables de CO_2 , absence de CO et de CH_4).

Mots-clés : bois, soudage rotatif, soudage linéaire, assemblages, adhésion microdensitométrie de rayons X, paramètre du soudage, RMN,

Abstract

Frictional wood welding, a technology already applied to weld thermoplastics and metals for several years, is used here to weld wood.

The aims of this work were to put together welded wood joints either by linear or rotational welding as well as to study the parameters which have an influence on the characteristics of welded joints: thus, the wood species used, the orientation of the wood grain, the construction design of the joint and the welding parameters (such as the vibration frequency, displacement, welding pressure and welding time).

The mechanical performance of the wood joints prepared were tested in shear, in tension as well as according to the principles of fracture mechanics.

For rotational welding, a new planar joint design has been proposed with a zig-zag positioning of the welded dowels which led to joints that can be used for non-structural applications under exterior unprotected conditions for brief periods of time (up to one year).

For linear vibration welding it was determined that the welding parameters used are determinant to the quality of the joints. Much improved joint strengths and water resistance were obtained as a consequence.

Analysis by X-ray microdensitometry coupled to scanning electron microscopy have allowed to observe and follow the densification of the welded interface as a function of welding parameters. FTIR and ^{13}C NMR analysis of the welded line have pointed out marked chemical modifications at the welded interface contributing to the improvement of both joint strengths and water resistance.

Furthermore, gas chromatography analysis coupled with mass spectrometry (GC-MS) has allowed to determine the non-polluting nature of the mix of gases emitted during welding (Predominance of water vapour, traces only of CO_2 , absence of CO and CH_4) and to list exactly the traces of the decomposition products issue during welding from the degradation of lignin and hemicelluloses.

Keyword: Wood, rotational welding, liner vibration welding, assemblies, adhesion, X ray microdensitometry, welding parameter, NMR.