

**LUIZ FERNANDO DE MOURA**

**ÉTUDE DE TROIS PROCÉDÉS DE FINITION DES  
SURFACES DU BOIS D'ÉRABLE À SUCRE POUR  
FINS DE VERNISSAGE**

Thèse présentée  
à la Faculté des études supérieures de l'Université Laval  
dans le cadre du programme de doctorat en Sciences du bois  
pour l'obtention du grade de Philosophiæ Doctor (Ph.D.)

DÉPARTEMENT DES SCIENCES DU BOIS ET DE LA FORÊT  
FACULTÉ DE FORESTERIE ET DE GÉOMATIQUE  
UNIVERSITÉ LAVAL  
QUÉBEC

2006

## Résumé

La présente recherche a eu comme objectif principal d'identifier le meilleur procédé de préparation des surfaces du bois d'érable à sucre pour fins de vernissage. Le procédé traditionnel de ponçage de même que le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression et le rabotage périphérique hélicoïdal ont été étudiés. La possibilité de substitution complète ou partielle du ponçage par les autres procédés a été ensuite analysée. Le dispositif expérimental fut divisé en quatre étapes: les trois premières ont servi à optimiser chaque procédé d'usinage par rapport à la qualité de surface du bois, tandis que la quatrième a servi à comparer les procédés par rapport à leur aptitude au vernissage. La qualité de surface a été évaluée en fonction des caractéristiques de rugosité, de mouillabilité et d'endommagement cellulaire. Les meilleures conditions d'usinage rencontrées dans les trois premières étapes furent les suivantes: la coupe oblique à 0,25 mm de profondeur, à 25° d'angle d'attaque et aux angles obliques de 30° et de 50°; le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil à 0,50 mm de profondeur de coupe et aux vitesses d'avance ajustées pour 14 et 17 traces de couteau par 25,4 mm de longueur rabotée; et le ponçage à l'aide de l'oxyde d'aluminium à une vitesse d'avance de 14 m/min et aux grosseurs finales de grain de 100 et de 150. Ces conditions furent testées lors de la quatrième étape, où on a revêtu les surfaces avec un vernis polyuréthane. La qualité du revêtement fut alors jugée à l'aide des essais de résistance à l'adhésion et d'un vieillissement accéléré. Le ponçage et le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil ont produit des surfaces sans défauts visibles, tout en procurant la meilleure adhésion du revêtement avant le vieillissement. Ces surfaces ont toutefois subi une perte d'adhésion suite au vieillissement accéléré. En revanche, ce vieillissement n'a pas affecté l'adhésion des surfaces préparées à l'aide de la coupe oblique avec barre de pression. Ainsi, l'adhésion après vieillissement fut similaire pour les trois procédés d'usinage. Cependant, le vieillissement a détérioré davantage les échantillons rabotés par coupe hélicoïdale que ceux poncés. On a conclu que la coupe oblique et le rabotage hélicoïdal pourraient réduire la dépendance au ponçage.

## Abstract

The main objective of this research was to identify the best machining method to prepare sugar maple wood surfaces to varnishing. Conventional sanding, as well as the fixed-oblique-knife pressure-bar cutting and the peripheral helical-knife planing were studied. The possibility of complete or partial substitution of sanding by these other methods was then evaluated. The experiment was divided in four stages: the first three stages aimed to optimize each surfacing method in terms of wood surface quality, while the fourth stage was intended to compare these methods in terms of their aptitude for coating. The surface quality was evaluated based on roughness characteristics, wetting properties and cell damage. The best conditions found in the first three stages are described as follows: oblique cutting at 0.25-mm cutting depth, 25° rake angle, and 30° and 50° oblique angles; cross-grain helical planing at 0.50-mm cutting depth and feed speeds set to 14 and 17 knife marks per 25.4 mm of planed length; and sanding with aluminum oxide at 14 m/min of feed speed, and final grit sizes of 100 and 150. These conditions were tested in the fourth stage of the experiment, in which surfaces were coated with a polyurethane varnish. The quality of the coating films was then assessed by pull-off adhesion tests and by an accelerated aging treatment. Sanding and cross-grain helical planing produced surfaces with no visible defects and yielded the best pull-off adhesion before aging. However, these surfaces underwent a loss of adhesion during aging. On the other hand, the accelerated aging did not affect the adhesion in the oblique-knife pressure-bar cut surfaces. As a result, the pull-off adhesion measured after aging was similar for the three surfacing methods. However, the accelerated aging caused more coating deterioration in cross-grain helical-planed than in sanded samples. Results allow to conclude that oblique cutting and helical planing could reduce the need for sanding.

## Avant-propos

La présente thèse a été rédigée dans le cadre d'un doctorat conduisant au grade de Philosophiæ Doctor (Ph.D.). Elle a été conçue conformément aux critères de présentation adoptés par le comité de programme de 2<sup>e</sup> et 3<sup>e</sup> cycles en sciences du bois de l'Université Laval, en avril 1988. On y retrouve cinq articles écrits en anglais, présentés dans les chapitres II à VI:

- Chapitre II: de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005. Evaluation of varnish coating performance for two surfacing methods on sugar maple wood. *Wood and Fiber Science*, 37(2):355-366.
- Chapitre III: de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005. Characteristics of sugar maple wood surfaces machined with the fixed-oblique-knife pressure-bar cutting system. Soumis à *Wood Science and Technology*.
- Chapitre IV: de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005. Characteristics of sugar maple wood surfaces produced by helical planing. *Wood and Fiber Science*, 37(4):000-000.
- Chapitre V: de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005. Effects of abrasive mineral, grit size and feed speed on the quality of sanded surfaces of sugar maple wood. Accepté à *Wood Science and Technology*.
- Chapitre VI: de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005. Evaluation of varnish coating performance for three surfacing methods on sugar maple wood. Soumis à *Forest Products Journal*.

Les résultats contenus dans ces chapitres furent présentés lors des conférences et congrès suivants:

- 72<sup>e</sup> Congrès de l'ACFAS (Association francophone pour le savoir), tenu à l'UQÀM (Université de Québec à Montréal) du 10 au 14 mai 2004. C-208 Les produits du bois à valeur ajoutée: changements technologiques et organisationnels (colloque): Chapitre II.
- 73<sup>e</sup> Congrès de l'ACFAS (Association francophone pour le savoir), tenu à l'UQÀC (Université de Québec à Chicoutimi) du 9 au 13 mai 2005. C-205 La transformation du bois à l'heure des produits à valeur ajoutée (colloque): Chapitre IV.
- 2005 SWST (Society of Wood Science and Technology) Annual Convention, tenu à Québec, le 19 juin 2005: Chapitre V.

- FPS (Forest Products Society) 59<sup>th</sup> International Convention, tenu à Québec, du 19 au 22 juin 2005: Chapitres II et IV.
- 17<sup>th</sup> IWMS (International Wood Machining Seminar), tenu à Rosenheim, Allemagne, du 26 au 28 septembre 2005: Chapitres IV et V.
- 2005 Meeting of the IAWS (International Academy of Wood Science) - X Meeting on products research and developments, tenu à Concepción, Chili, du 14 au 17 novembre 2005: Chapitre IV.

Comme premier auteur de ces articles, j'ai effectué la planification du travail, la préparation des échantillons, les essais de laboratoire, l'analyse statistique des données, ainsi que la rédaction et soumission des publications. Le professeur Roger E. Hernández, co-auteur et directeur de ce projet de doctorat, a garanti les conditions techniques et financières nécessaires à la réalisation de la recherche, m'a conseillé lors de la planification du travail, a corrigé les articles et m'a assisté dans la démarche de soumission des publications.

Ce travail est le résultat de l'effort conjoint des plusieurs personnes, qui y ont contribué directe ou indirectement dès la préparation des échantillons jusqu'à l'interprétation des résultats. En plus de remercier infiniment mon directeur de recherche et ami Roger Hernández, je tiens à exprimer mes sincères remerciements aux excellents professionnels que j'ai eu la chance de côtoyer pendant mon doctorat, en spécial Sylvain Auger, Alpha Barry, Robert Beauregard, Guylaine Bélanger, Kathleen Boivin, Colette Bourcier, Daniel Bourgault, Julie Cool, Isabelle Duchesne, Yves Fortin, Marie-Noël Gagnon, Luc Germain, Manon Gignac, Martin Leclerc, Richard Lépine, Torsten Lihra, Rémy Marchal, Martin O'Connor, Serge Plamondon, Bernard Riedl, Benoît St-Pierre et Albert Tremblay.

On remercie finalement Forintek Canada Corp. et Les Industries PG pour leur support technique et leur coopération. Ce projet de recherche a été financé par le Conseil national de développement scientifique et technologique du Brésil (CNPq), par le Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) et par le Développement Économique Canada pour les régions du Québec (DEC).

## Table des matières

RÉSUMÉ .....	I
ABSTRACT .....	II
AVANT-PROPOS .....	III
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE I .....	4
REVUE DE LITTÉRATURE .....	4
1.1 Rabotage .....	4
1.1.1 Coupe du bois .....	4
1.1.2 Coupe orthogonale .....	5
1.1.2.1 Efforts induits lors de la coupe orthogonale du bois .....	7
1.1.2.2 Formation du copeau en direction 90°-0° .....	8
1.1.2.2.1 Copeau de type I .....	9
1.1.2.2.2 Copeau de type II .....	9
1.1.2.2.3 Copeau de type III .....	11
1.1.3 Coupe oblique avec barre de pression .....	11
1.1.4 Coupe périphérique .....	17
1.1.4.1 Formation du copeau en coupe périphérique .....	18
1.1.4.2 Efforts induits lors de la coupe périphérique du bois .....	18
1.1.5 Coupe hélicoïdale .....	19
1.2 Ponçage .....	24
1.2.1 Caractéristiques géométriques du ponçage .....	25
1.2.2 Matériaux pour la fabrication des abrasifs .....	26
1.2.2.1 L'oxyde d'aluminium .....	26
1.2.2.2 Le carbure de silicium .....	27
1.2.3 Procédé de ponçage .....	28
1.3 Qualité de surface du bois .....	29
1.3.1 Critères d'évaluation de la qualité de surface .....	29
1.3.1.1 Évaluation de la topographie de surface .....	31
1.3.2 Défauts de surface produits lors de l'usinage .....	32
1.3.2.1 Fil arraché .....	32
1.3.2.2 Grain laineux ou pelucheux .....	33
1.3.2.3 Marques de copeaux .....	34
1.3.2.4 Écrasement cellulaire .....	35
1.3.2.5 Défauts reliés au ponçage .....	36
1.4 Adhésion à une surface .....	36
1.4.1 Théories d'adhésion .....	37

1.4.1.1	Théorie mécanique .....	37
1.4.1.1.1	Effet de la pénétration sur l'adhésion mécanique.....	37
1.4.1.1.2	Effet de la rugosité sur l'adhésion mécanique.....	38
1.4.1.2	Théorie électrique.....	38
1.4.1.3	Théorie de la diffusion .....	38
1.4.1.4	Théorie de l'adhésion spécifique.....	39
1.4.1.5	Théorie des liaisons covalentes.....	39
1.4.2	Mouillabilité de surface .....	40
1.4.2.1	Énergies régissant le mouillage.....	41
1.4.2.2	Angles de contact et l'équation de Young.....	42
1.4.2.3	Quantification de l'énergie de surface d'un solide.....	44
1.4.2.3.1	Loi de Berthelot .....	44
1.4.2.3.2	Moyennes géométrique et harmonique.....	44
1.4.2.4	Indices de dispersion et de pénétration .....	46
1.4.2.5	Effet de la rugosité et de l'usinage sur la mouillabilité .....	47
1.5	Vernissage du bois.....	47
1.5.1	Caractéristiques des vernis.....	48
1.5.2	Méthodes d'évaluation du revêtement.....	49
1.5.2.1	Vieillessement accéléré à l'aide de machines .....	50
1.5.2.2	Essais mécaniques du film de revêtement.....	51
1.5.2.2.1	Relation entre l'adhésion et la performance du film .....	52
1.5.2.3	Techniques de microscopie pour l'évaluation de revêtements .....	53
1.6	Caractéristiques du bois d'érable à sucre.....	53
1.6.1	Description anatomique .....	53
1.6.2	Composition chimique .....	54
1.6.3	Propriétés physiques .....	54
1.6.4	Propriétés d'usinage.....	54
CHAPITRE II .....		56
EVALUATION OF VARNISH COATING PERFORMANCE .....		56
FOR TWO SURFACING METHODS ON SUGAR MAPLE WOOD.....		56
2.1	Résumé.....	56
2.2	Abstract.....	57
2.3	Introduction and background.....	57
2.4	Materials and methods.....	59
2.4.1	Testing materials .....	59
2.4.2	Machining treatments.....	59
2.4.3	Surface wettability tests .....	60
2.4.4	Surface roughness measurements .....	61
2.4.5	Coating procedure.....	61
2.4.6	Accelerated aging.....	62
2.4.7	Adhesion tests .....	62

2.4.8	Microscopic evaluation .....	62
2.5	Results and discussion.....	63
2.5.1	Surface topography .....	63
2.5.2	Surface wettability .....	65
2.5.3	Interfaces and coating films .....	67
2.5.4	Adhesion .....	69
2.6	Conclusions.....	73
CHAPITRE III.....		74
CHARACTERISTICS OF SUGAR MAPLE WOOD SURFACES MACHINED .....		74
WITH THE FIXED-OBLIQUE KNIFE PRESSURE-BAR CUTTING SYSTEM.....		74
3.1	Résumé.....	74
3.2	Abstract.....	75
3.3	Introduction and background.....	75
3.4	Materials and methods.....	77
3.4.1	Testing materials .....	77
3.4.2	Machining treatments.....	78
3.4.3	Force measurements.....	78
3.4.4	Surface wettability tests .....	79
3.4.5	Surface topography measurements .....	79
3.4.6	Microscopic evaluation.....	80
3.5	Results and discussion.....	80
3.5.1	Resultant force components .....	80
3.5.2	Surface topography and cell damage .....	83
3.5.3	Surface wettability .....	89
3.6	Conclusions and recommendations.....	91
CHAPITRE IV.....		93
CHARACTERISTICS OF SUGAR MAPLE WOOD SURFACES .....		93
PRODUCED BY HELICAL PLANING.....		93
4.1	Résumé.....	93
4.2	Abstract.....	94
4.3	Introduction and background.....	94
4.4	Materials and methods.....	95
4.4.1	Testing materials .....	95
4.4.2	Machining treatments.....	96
4.4.3	Surface wettability tests .....	96
4.4.4	Surface topography measurements .....	97
4.4.5	Microscopic evaluation.....	97

4.5	Results and discussion.....	98
4.5.1	Surface topography .....	98
4.5.2	SEM evaluation.....	103
4.5.3	Surface wettability .....	107
4.6	Conclusions and recommendations.....	111
CHAPITRE V.....		113
EFFECTS OF ABRASIVE MINERAL, GRIT SIZE AND FEED SPEED ON THE.....		113
QUALITY OF SANDED SURFACES OF SUGAR MAPLE WOOD .....		113
5.1	Résumé.....	113
5.2	Abstract.....	114
5.3	Introduction and background.....	114
5.4	Materials and methods.....	116
5.4.1	Testing materials .....	116
5.4.2	Machining treatments.....	116
5.4.3	Surface wettability tests .....	117
5.4.4	Surface topography measurements .....	117
5.4.5	Microscopic evaluation.....	118
5.5	Results and discussion.....	118
5.5.1	Surface topography .....	118
5.5.2	SEM analysis of transverse faces.....	124
5.5.3	Surface wettability .....	127
5.6	Conclusions and recommendations.....	131
CHAPITRE VI.....		133
EVALUATION OF VARNISH COATING PERFORMANCE .....		133
FOR THREE SURFACING METHODS ON SUGAR MAPLE WOOD .....		133
6.1	Résumé.....	133
6.2	Abstract.....	134
6.3	Introduction and background.....	134
6.4	Materials and methods.....	136
6.4.1	Testing materials .....	136
6.4.2	Machining treatments.....	137
6.4.3	Surface wettability tests .....	138
6.4.4	Surface topography measurements .....	138
6.4.5	Coating procedure.....	139
6.4.6	Accelerated aging.....	139
6.4.7	Adhesion tests .....	140
6.4.8	Microscopic evaluation.....	140

6.5	Results and discussion.....	140
6.5.1	Surface topography .....	140
6.5.2	Surface wettability .....	143
6.5.3	Interfaces and coating films .....	145
6.5.4	Adhesion and aging resistance.....	148
6.6	Conclusions and recommendations.....	151
	CONCLUSION GÉNÉRALE.....	153
	BIBLIOGRAPHIE.....	158

## Liste des tableaux

<b>Table 2–1.</b> Roughness parameters obtained for two surfacing methods applied to sugar maple wood. ....	65
<b>Table 2–2.</b> Wetting properties obtained for two surfacing methods applied to sugar maple wood. ....	66
<b>Table 2–3.</b> Statistical correlations obtained among wetting properties, roughness, film characteristics and adhesion performances for sugar maple wood coated with a high-solids PU after two surfacing methods. ....	67
<b>Table 3–1.</b> Average of roughness average ( $R_a$ ), measured along and across the grain, for sugar maple surfaces produced by a fixed-knife pressure-bar cutting system at three oblique angles, four nominal rake angles and three cutting depths. ....	84
<b>Table 3–2.</b> Statistical correlations obtained among cutting parameters and surface properties for sugar maple wood after surfacing with a fixed-knife pressure-bar system. ....	87
<b>Table 4–1.</b> Average of roughness average ( $R_a$ ) of helical-planed sugar maple surfaces measured along and across the grain for three cutting depths, four feed speeds and two planing modes. ....	99
<b>Table 4–2.</b> Pearson correlation coefficients obtained among machining parameters and surface properties of sugar maple wood after helical planing oblique to the grain. ...	101
<b>Table 4–3.</b> Pearson correlation coefficients obtained among machining parameters and surface properties of sugar maple wood after helical planing across the grain. ....	101
<b>Table 4–4.</b> Skewness coefficients measured along ( $R_{sk//}$ ) and across ( $R_{sk\perp}$ ) the grain as a function of the feed speed, for sugar maple surfaces helical-planed oblique to the grain. ....	102
<b>Table 4–5.</b> Total wetting time and k-value, using water as probe liquid, for sugar maple surfaces helical-planed at three cutting depths, four feed speeds and two planing modes. ....	110

<b>Table 5–1.</b> Average roughness average ( $R_a$ ) of sugar maple sanded surfaces measured along and across the grain for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals.....	119
<b>Table 5–2.</b> Statistical correlations obtained among sanding parameters and surface properties for sugar maple wood after sanding with aluminum oxide.....	122
<b>Table 5–3.</b> Statistical correlations obtained among sanding parameters and surface properties for sugar maple wood after sanding with silicon carbide. ....	123
<b>Table 5–4.</b> Total time for complete surface wetting and k-value, using water as probe liquid, for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals. ....	128
<b>Table 6–1.</b> Roughness averages ( $R_a$ ) and skewness coefficients ( $R_{sk}$ ), measured along ( $//$ ) and across ( $\perp$ ) the grain, obtained for three surfacing methods and two selected conditions applied to sugar maple wood.....	141
<b>Table 6–2.</b> Wetting parameters obtained for three surfacing methods and two selected conditions applied to sugar maple wood.....	143
<b>Table 6–3.</b> Statistical correlations obtained among surface roughness parameters, wetting properties, coating film adhesion and performance for sugar maple wood coated with high-solids polyurethane after three surfacing methods at two selected conditions..	144
<b>Table 6–4.</b> Pull-off adhesion strength and global ranking for a polyurethane coating applied on sugar maple wood machined by three surfacing methods and two selected conditions.....	149

## Liste des figures

<b>Figure 1–1.</b> Principaux types de coupe orthogonale (d'après Hoadley 2000).....	6
<b>Figure 1–2.</b> Géométrie de la coupe orthogonale et composantes des forces de coupe (adaptée de Woodson et Koch 1970).....	7
<b>Figure 1–3.</b> Copeau de type I obtenu en direction $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de $25^{\circ}$ et à 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970).....	10
<b>Figure 1–4.</b> Copeau de type II, obtenu en direction $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de $15^{\circ}$ et 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970).....	10
<b>Figure 1–5.</b> Copeau de type III, obtenu en direction $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de $5^{\circ}$ et 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970).....	12
<b>Figure 1–6.</b> Schéma montrant la position de l'arête tranchante du couteau en coupe orthogonale et en coupe oblique .....	12
<b>Figure 1–7.</b> Variation du rayon de l'arête tranchante en fonction de l'angle oblique ( $i$ ).....	14
<b>Figure 1–8.</b> Variation de l'angle d'attaque du couteau en fonction de l'angle oblique ( $i$ ) ...	14
<b>Figure 1–9.</b> Coupe du bois en utilisant une barre de pression et un couteau fixe (d'après Stewart 1986) .....	16
<b>Figure 1–10.</b> Schéma illustrant la coupe périphérique en opposition (adapté de Wengert 1988) .....	19
<b>Figure 1–11.</b> Porte-outil hélicoïdal: $\theta$ est l'angle d'hélice et $L$ est la distance axiale entre rangées adjacentes de couteaux (tirée de Stewart 1975b).....	21
<b>Figure 1–12.</b> Géométrie de la coupe périphérique hélicoïdale et de celle à couteaux droits (adapté de Stewart 1975b).....	21
<b>Figure 1–13.</b> Comportement des forces de coupe en fonction du temps, pour un porte-outil hélicoïdal (adaptée de Stewart 1975b).....	22
<b>Figure 1–14.</b> Divers niveaux de fil arraché à la surface de l'érable à sucre (tirée de ASTM D 1666 1987) .....	33
<b>Figure 1–15.</b> Divers niveaux de grain laineux ou pelucheux à la surface du sapin Engelmann (tirée de ASTM D 1666 1987).....	34

<b>Figure 1–16.</b> Marques de copeaux à la surface du bouleau jaune (tirée de ASTM D 1666 1987) .....	35
<b>Figure 1–17.</b> Goutte d'un liquide en équilibre (à droite) (adaptée de Rozumek et Elbez 1985) et énergies du système (à gauche) (adaptée de Good 1993) .....	43
<b>Figure 2–1.</b> Schema showing sample dimensions used for each test. ....	60
<b>Figure 2–2.</b> Tangential surface of sugar maple wood peripherally planed with a freshly sharpened knife. ....	64
<b>Figure 2–3.</b> Tangential surface of sugar maple wood sanded with a 120-180 grit program. ....	64
<b>Figure 2–4.</b> Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface peripheral planed with a freshly sharpened knife and coated with polyurethane. ....	68
<b>Figure 2–5.</b> Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a 120-180 grit program and coated with polyurethane. ....	68
<b>Figure 2–6.</b> Adhesive failure of PU coating caused by the razor blade during SEM preparation. Arrows indicate vessels filled with PU sealer. Apparently, the extent of penetration was not sufficient to obtain satisfactory adhesion. ....	70
<b>Figure 2–7.</b> Typical matched planed (P) and sanded (S) specimens showing different conditions after accelerated aging. ....	70
<b>Figure 2–8.</b> Pull-off test dollies showing the coating interfaces holding fibers pulled out from the surface. At the left-hand side, four representative dollies pulled-off from planed surfaces (P); at the right-hand side, four dollies pulled-off from sanded surfaces (S). ....	72
<b>Figure 3-1.</b> Fixed-knife position in orthogonal (a) and oblique (b) cutting: the oblique angle ( $i$ ) is found between the knife edge and a line perpendicular to the feeding direction. ....	76
<b>Figure 3-2.</b> Variation in rake angle ( $\alpha$ ) as a function of oblique angle ( $i$ ) (a). The interaction between $\alpha$ and $i$ results in a modified rake angle, called <i>effective rake angle</i> ( $\alpha_e$ ). Variation in knife edge radius as a function of the oblique angle ( $i$ ) (b). ....	76

- Figure 3-3.** Overall normal cutting force ( $F_N$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors)..... 81
- Figure 3-4.** Parallel cutting force ( $F_P$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors)..... 81
- Figure 3-5.** Lateral cutting force ( $F_L$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors)..... 82
- Figure 3-6.** Tangential surfaces of sugar maple cut with a fixed-oblique knife pressure-bar system. Multiseriate ray presenting splits parallel to the knife cutting edge (0.25-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (a). Rays that underwent ruptures by bending below the cutting plane (0.75-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (b). Rays severed in the cutting-plane level at the highest  $\alpha$  level (0.25-mm cutting depth;  $55^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (c). Region where group of cells have been pulled out by lateral forces at the highest  $i$  level (0.25-mm cutting depth;  $55^\circ \alpha$ ;  $70^\circ i$ ) (d)..... 85
- Figure 3-7.** Proportion of samples with machining defects as a function of cutting depth and  $i$  ( $\alpha$  pooled,  $n = 80$ ) (a). Proportion of samples with machining defects as a function of  $\alpha$  and  $i$ , for a 0.25-mm cutting depth ( $n = 20$ ) (b). ..... 88
- Figure 3-8.** Transverse SEM micrographs of sugar maple cut with a fixed-oblique knife pressure-bar system. At low cutting depth and  $\alpha$ , the propagation of cracks below the cutting plane was inhibited by the pressure-bar action, limiting the defect to slight fuzzy grain (0.25-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (a). Superficial cell damage was not visible transversally even for the hardest cutting conditions (0.75-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (b)..... 88
- Figure 3-9.** Total wetting time (a) and k-value (b), using water as probe liquid, obtained in sugar maple surfaces cut with a fixed-knife pressure-bar system at a 0.25-mm cutting depth, as a function of  $\alpha$ , for three  $i$  levels..... 90

- Figure 4–1.** Macroscopic view of sugar maple helical-planed boards. At the left-hand side, a surface obtained by helical planing oblique to the grain; at the right-hand side, a surface produced by helical planing across the grain. .... 100
- Figure 4–2.** Proportion of samples with torn grain (left y-axis) and maximum defect depth (right y-axis) as a function of feed speed for helical planing oblique to the grain (cutting depths pooled)..... 104
- Figure 4–3.** Tangential surfaces of sugar maple helical-planed oblique to the grain. Low (a) and relatively severe (b) tearing out of vessel walls; sound cut vessels, rays and fibers (c); predominance of plateau-like zones, torn-out vessel walls and relatively crushed rays (d)..... 105
- Figure 4–4.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing oblique to the grain at increasing feed speeds. Smooth surface obtained at 5.5 m/min feed speed (a); higher roughness and slight tearing out of cells (arrows) at 10.0 m/min feed speed (b)..... 106
- Figure 4–5.** Tangential surfaces of sugar maple helical-planed across the grain. Low (a) and relatively high (b) levels of fibrillation; neighboring cells pushed into vessels (a-c); severe separation of vessel walls and incompletely severed rays (c-d)..... 107
- Figure 4–6.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing across the grain. Valley left by a group of fibers torn-out from middle lamella (a); group of torn-out fibers remaining attached to the workpiece (b)..... 108
- Figure 4–7.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing across the grain. Rays presenting ruptures by bending below the cutting plane (a-b); multiseriate ray with rupture deeper than in uniseriate ray (a); arrow indicates a multiseriate ray and neighboring cells completely removed from the surface at the highest feed speed (b). Neighboring cells pushed into vessels at the lowest feed speed (c); arrow indicates tissues completely removed near a vessel at the highest feed speed (d)..... 109
- Figure 5–1.** Roughness average ( $R_a$ ) as a function of sanding program for two abrasive minerals and two directions of roughness measurement (feed speeds pooled). ..... 120

- Figure 5-2.** Roughness average ( $R_a$ ) as a function of feed speed for two abrasive minerals and two directions of roughness measurement (grit sizes pooled). ..... 120
- Figure 5-3.** Tangential surfaces of sugar maple sanded with 100-grit silicon carbide presenting relatively low fibrillation at 8 m/min feed speed (a) and high fibrillation at 14 m/min feed speed (b). This behavior was observed for the three sanding programs and for both types of abrasive minerals. .... 123
- Figure 5-4.** Transverse SEM micrographs of sugar maple sanded with 100-grit aluminum oxide. At 8 m/min feed speed, uncut multiseriate rays are usually bent and crushed (arrow) (a), whilst at 14 m/min feed speed these rays may remain raised, leaving peaks (b). .... 125
- Figure 5-5.** Transverse SEM micrographs of sugar maple sanded with silicon carbide at 8 m/min feed speed. The attenuation of roughness profile from the 100-grit (a) to the 100-120-150-grit sanding program (b) is noticed. .... 125
- Figure 5-6.** Maximum depth of damage of sugar maple surfaces as a function of sanding program for two abrasive minerals (feed speeds pooled). .... 126
- Figure 5-7.** Total time for complete surface wetting by water and surface energy as a function of the sanding program for sugar maple sanded with aluminum oxide (four feed speeds pooled). .... 129
- Figure 5-8.** Total time for complete surface wetting by water and surface energy as a function of feed speed for sugar maple sanded with aluminum oxide (three sanding programs pooled). .... 130
- Figure 6-1.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a single-stage 100-grit program and coated with polyurethane. .... 146
- Figure 6-2.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a 100-120-150-grit program and coated with polyurethane. .... 146
- Figure 6-3.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface cross-grain helical-planed and coated with polyurethane. Arrow indicates a multiseriate ray with a rupture below the cutting plane. .... 147
- Figure 6-4.** Transverse SEM micrograph of sugar maple surfaced by fixed-oblique knife pressure-bar cutting and coated with polyurethane. .... 147

## Liste des symboles

Symbol Symbole	Unit Unité	English	Français
A	m/min	Feed speed	Vitesse d'alimentation ou d'avance
D	mm	Cutting diameter	Diamètre de coupe
e	mm	Cutting depth or thickness	Profondeur ou épaisseur de coupe
EMC	%	Equilibrium moisture content	Teneur en humidité d'équilibre
F	N/mm	Resultant cutting force	Force résultante de coupe
F <sub>c</sub>	N/mm	Concentrated cutting force	Force de coupe concentrée
F <sub>L</sub>	N/mm	Lateral cutting force component	Composante latérale de la force de coupe
F <sub>N</sub>	N/mm	Normal cutting force component	Composante normale de la force de coupe
F <sub>P</sub>	N/mm	Parallel cutting force component	Composante parallèle de la force de coupe
h	mm	Machining wave height	Hauteur de l'onde d'usinage
H	%	Moisture content	Teneur en humidité
i	°	Oblique angle	Angle oblique
K	-	k-value	Valeur de k
L	mm	Distance between knife rows	Distance entre rangées de couteaux
N	rpm	Cutterhead rotations per minute	Nombre de tours du porte-outil par minute
O	mm	Machining wavelength	Largeur de l'onde d'usinage
ø	°	Helix angle	Angle d'hélice
R	mm	Cutting radius	Rayon de coupe
R <sub>a</sub>	µm	Roughness average	Rugosité moyenne
R <sub>a//</sub>	µm	R <sub>a</sub> measured along the grain	R <sub>a</sub> mesuré parallèlement au fil
R <sub>a⊥</sub>	µm	R <sub>a</sub> measured across the grain	R <sub>a</sub> mesuré perpendiculairement au fil
r <sub>c</sub>	µm	Cutting edge radius	Rayon de l'arête tranchante
r <sub>e</sub>	µm	Effective cutting edge radius	Rayon effectif de l'arête tranchante
RH	%	Relative humidity	Humidité relative
R <sub>ku</sub>	-	Kurtosis coefficient	Coefficient d'aplatissement
R <sub>ku//</sub>	-	R <sub>ku</sub> measured along the grain	R <sub>ku</sub> mesuré parallèlement au fil
R <sub>ku⊥</sub>	-	R <sub>ku</sub> measured across the grain	R <sub>ku</sub> mesuré perpendiculairement au fil

$R_q$	$\mu\text{m}$	Root mean square roughness	Rugosité moyenne quadratique
$R_{sk}$	-	Skewness coefficient	Coefficient d'asymétrie
$R_{sk//}$	-	$R_{sk}$ measured along the grain	$R_{sk}$ mesuré parallèlement au fil
$R_{sk\perp}$	-	$R_{sk}$ measured across the grain	$R_{sk}$ mesuré perpendiculairement au fil
$V_t$	$\text{m/s}$	Transversal cutting edge speed	Vitesse transversale de l'arête tranchante
$W$	$\text{mm}$	Cutting width	Largeur de coupe
$W_t$	$\mu\text{m}$	Total waviness depth	Profondeur totale d'ondulation
$Z$	-	Number of knives or knife rows	Nombre de couteaux ou de rangées de couteaux
$\alpha$	$^\circ$	Rake angle	Angle d'attaque
$\alpha_e$	$^\circ$	Effective rake angle	Angle d'attaque effectif
$\acute{\alpha}$	$^\circ$	Inclination of knife marks	Inclinaison des marques de couteau
$\beta$	$^\circ$	Knife angle	Angle du couteau
$\beta_e$	$^\circ$	Effective knife angle	Angle effectif du couteau
$\gamma$	$^\circ$	Clearance angle	Angle de dépouille
$\gamma_e$	$^\circ$	Effective clearance angle	Angle de dépouille effectif
$\gamma_{lv}$	$\text{mN/m}$	Liquid surface tension	Tension superficielle du liquide
$\gamma_{sl}$	$\text{mN/m}$	Liquid/solid interfacial tension	Énergie à l'interface liquide/solide
$\gamma_{sv}$	$\text{mN/m}$	Surface energy of solid	Énergie de surface du solide
$\gamma_l^d$	$\text{mN/m}$	$\gamma_{lv}$ dispersion component	Composante de dispersion de $\gamma_{lv}$
$\gamma_l^p$	$\text{mN/m}$	$\gamma_{lv}$ polar component	Composante polaire de $\gamma_{lv}$
$\gamma_s^d$	$\text{mN/m}$	$\gamma_{sv}$ dispersion component	Composante de dispersion de $\gamma_{sv}$
$\gamma_s^p$	$\text{mN/m}$	$\gamma_{sv}$ polar component	Composante polaire de $\gamma_{sv}$
$\theta$	$^\circ$	Contact angle	Angle de contact
$\theta_e$	$^\circ$	Equilibrium contact angle	Angle d'équilibre
$\theta_i$	$^\circ$	Initial contact angle	Angle de contact initial
$\theta_w$	$^\circ$	Ideal contact angle	Angle de contact idéal

## INTRODUCTION

La finition représente une des étapes les plus importantes pour ajouter de la valeur aux produits en bois. La plupart des produits manufacturés en bois requièrent l'application d'un revêtement de finition. D'ailleurs, la durée de vie d'un produit en bois est souvent associée à la durabilité de son revêtement. Ainsi, l'amélioration de la durabilité des revêtements de finition s'avère un sujet très important, surtout pour les espèces à haute valeur commerciale, tel que l'érable à sucre.

Il est généralement reconnu que la durabilité d'un film de revêtement est étroitement reliée à son adhésion à la surface du substrat. La compréhension des mécanismes d'adhésion des revêtements de finition sur des surfaces de bois est ainsi essentielle afin d'augmenter leur durée de vie. Des traitements chimiques et physiques ont été suggérés dans le but d'améliorer les propriétés d'adhésion de surfaces de bois. Les traitements chimiques les plus efficaces sont toutefois relativement dispendieux et nocifs pour l'environnement. Dans ce contexte, l'amélioration des propriétés d'adhésion de surfaces de bois à l'aide d'approches physiques s'avère également importante.

L'évaluation de la topographie et de la mouillabilité des surfaces fournit des informations importantes sur leurs propriétés d'adhésion et, conséquemment, sur leur aptitude à recevoir un revêtement de finition. En général, l'évaluation de la topographie d'une surface, incluant sa rugosité, indique la forme de ses aspérités, ainsi que la surface réelle disponible pour les interactions d'adhésion. On reconnaît que les surfaces trop rugueuses ne sont pas appropriées pour recevoir des revêtements de finition transparents, tels que les vernis. Plusieurs recherches démontrent, toutefois, que les surfaces trop lisses sont inadéquates

pour une bonne adhésion. Dans ce contexte, on soutient l'hypothèse que la meilleure performance d'un certain revêtement de finition est obtenue à une certaine rugosité optimale de la surface usinée.

L'analyse de mouillabilité indique l'aptitude d'une surface à être mouillée par le revêtement de finition dans sa phase liquide. Un mouillage incomplet entraînera un manque de contact effectif entre le film de revêtement durci et la surface du bois, ce qui va nuire à l'adhésion. Ainsi, le mouillage complet est une condition indispensable pour que la surface réelle du bois soit entièrement utilisée pour les interactions d'adhésion avec le film de revêtement. En effet, plusieurs auteurs rapportent des corrélations significatives entre l'adhésion et la mouillabilité de surfaces de bois.

L'évaluation du niveau d'endommagement cellulaire à la surface pourrait également s'avérer utile dans une étude sur l'adhésion. L'effet de ce paramètre sur la performance au collage du bois fut démontré dans plusieurs études. Il est reconnu que la couche de cellules écrasées à la surface se comporte comme une zone de faiblesse pour les assemblages collés. L'effet de l'endommagement cellulaire sur l'adhésion de revêtements de finition n'est toutefois pas bien élucidé à ce jour. On mentionne souvent que la couche de cellules écrasées produite par l'usinage empêche la pénétration du revêtement liquide dans la surface du bois, diminuant ainsi la possibilité d'une adhésion mécanique effective.

Le ponçage est normalement la dernière opération effectuée avant l'application d'un revêtement de finition. Cependant, des travaux récents suggèrent que ce procédé pourrait nuire à l'aptitude des surfaces à recevoir un revêtement de finition. En effet, le ponçage produit des forces normales de coupe élevées, causant ainsi de l'endommagement des cellules superficielles. De plus, il génère de la poussière qui se dépose dans le lumen des cellules à la surface, en contribuant également à l'obstruction des chemins de pénétration du revêtement liquide. D'ailleurs, le ponçage est un des procédés les plus lents et onéreux de l'industrie de meubles et de planchers.

Dans une tentative de réduire la dépendance au ponçage, le rabotage périphérique par coupe hélicoïdale et le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression furent proposés.

Des études précédentes suggèrent que ces deux procédés alternatifs d'usinage, une fois optimisés, pourraient remplacer partiellement l'opération de ponçage. Dans le cas du rabotage par coupe hélicoïdale, on mentionne une réduction de l'incidence des défauts d'usinage, notamment du fil arraché, du fil soulevé et des marques de copeaux. Le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression réduit considérablement la sévérité du fil arraché et de l'endommagement cellulaire. Cependant, les caractéristiques de rugosité, de mouillabilité et d'adhésion des surfaces produites à l'aide de ces deux procédés alternatifs d'usinage ont été très peu étudiées. De plus, les surfaces obtenues par ces procédés n'ont jamais été évaluées quant à leur aptitude à recevoir des revêtements de finition.

Les procédés d'usinage sont optimisés généralement dans le but de réduire la rugosité et l'incidence de défauts. Les recommandations disponibles ne mettent pas en valeur les effets de l'usinage sur les propriétés d'adhésion et sur l'aptitude des surfaces à recevoir des revêtements de finition. Dans le présent travail, la topographie, la mouillabilité et le niveau d'endommagement cellulaire furent adoptés comme critères d'évaluation de la qualité des surfaces usinées. D'autre part, la qualité des surfaces revêtues a été évaluée à l'aide d'un traitement de vieillissement accéléré et des essais de résistance à l'adhésion.

L'objectif principal du présent travail fut d'étudier et d'optimiser le procédé traditionnel d'usinage de finition du bois, soit le ponçage, ainsi que deux procédés alternatifs d'usinage de finition, soit le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression et le rabotage périphérique par coupe hélicoïdale. Cette optimisation fut suivie d'une étude visant à comparer ces trois procédés d'usinage en fonction de leur aptitude à recevoir un revêtement de finition. La possibilité de substitution complète ou partielle du ponçage par les procédés alternatifs d'usinage a été également analysée.

Le revêtement utilisé dans le cadre de cette étude, du type polyuréthane, est présentement le vernis synthétique le plus répandu pour la finition des produits du bois où la résistance à l'abrasion est importante. On s'attend donc à ce que les résultats obtenus pour ce revêtement soient applicables à une grande variété de produits.

## **CHAPITRE I**

### **REVUE DE LITTÉRATURE**

#### **1.1 Rabotage**

Le rabotage est, après le sciage, un des plus importants procédés d'usinage du bois (Cantin 1967; Williams et Morris 1998). Les prochains paragraphes traitent des principaux aspects concernant ce type de procédé.

##### **1.1.1 Coupe du bois**

La coupe conventionnelle du bois est définie comme étant l'action de l'arête tranchante d'un outil sur une pièce de bois, qui produit des copeaux de dimensions et d'épaisseurs variables. La formation de ces copeaux dépendra entre autres de la géométrie de l'outil, des propriétés du bois et de la direction de coupe par rapport à l'orientation des éléments ligneux. La qualité de la surface obtenue suite à l'usinage sera ainsi reliée à la formation des copeaux. L'usinage ou coupe classique est alors un procédé de contrainte et de rupture. La contrainte est appliquée au bois par l'action humaine ou par l'action d'une machine, à l'aide d'un outil de coupe (Hoadley 2000). L'orientation et la direction de la force sont contrôlées par le type d'instrument de coupe et par le bras de l'opérateur (ou par la machine). L'outil présente une géométrie particulière et le bois a également des propriétés physiques et mécaniques particulières. La direction du mouvement et la forme de l'outil déterminent le

développement des contraintes imposées au bois et, par conséquent, la manière dont la rupture ou la « coupe » est réalisée.

Deux facteurs interviennent lors de la coupe du bois, soit:

- la notion d'affûtage dans laquelle la surface de coupe de l'arête tranchante de l'outil doit être la plus petite possible pour que la force appliquée par l'outil puisse causer une contrainte supérieure à la résistance mécanique du bois, et
- l'état ou condition du bois, en termes de sa teneur en humidité, température, présence de défauts, etc.

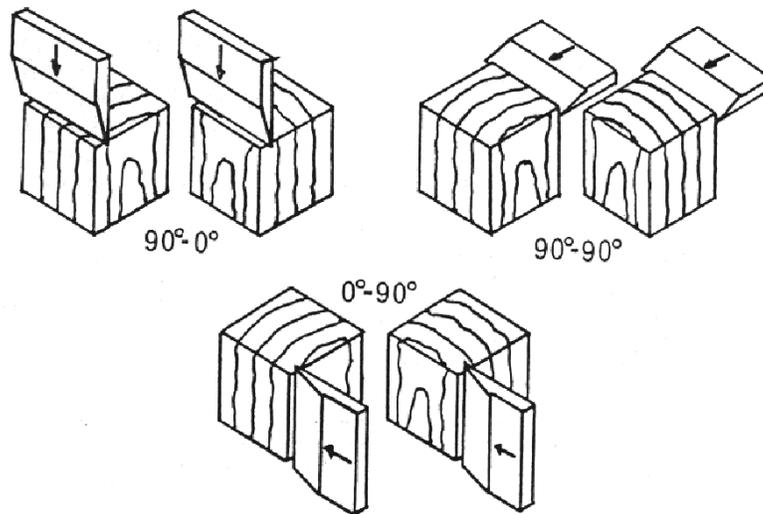
Pour fins d'analyse, on distingue deux modes principaux de coupe, soit les coupes orthogonale et périphérique. La plupart des problèmes d'usinage peuvent, avec certaines adaptations, être analysés par l'un ou l'autre de ces modes de coupe.

### **1.1.2 Coupe orthogonale**

La coupe orthogonale est produite par un outil dont l'arête tranchante est perpendiculaire à la direction du mouvement de la pièce de bois. La surface résultante est un plan parallèle à la surface originale. Le rabot de menuisier, la scie à ruban, la scie circulaire, le tour à bois et la trancheuse sont des exemples de machines-outils et d'outils travaillant en mode de coupe orthogonale. Par ailleurs, la coupe orthogonale est un cas particulier d'usinage périphérique où le diamètre du porte-outil tend vers l'infini. Ce mode de coupe est alors utilisé quelques fois pour analyser la formation de copeaux en coupe périphérique.

McKenzie (1960) a proposé une nomenclature à deux chiffres pour décrire les principales situations qui peuvent se présenter en coupe orthogonale. Le premier représente l'angle entre l'arête tranchante de l'outil et le fil du bois tandis que le deuxième indique l'angle entre la direction de coupe et celle du fil. On retrouve ainsi trois coupes de base, soit les coupes  $90^{\circ}-0^{\circ}$ ,  $90^{\circ}-90^{\circ}$  et  $0^{\circ}-90^{\circ}$  (Figure 1-1).

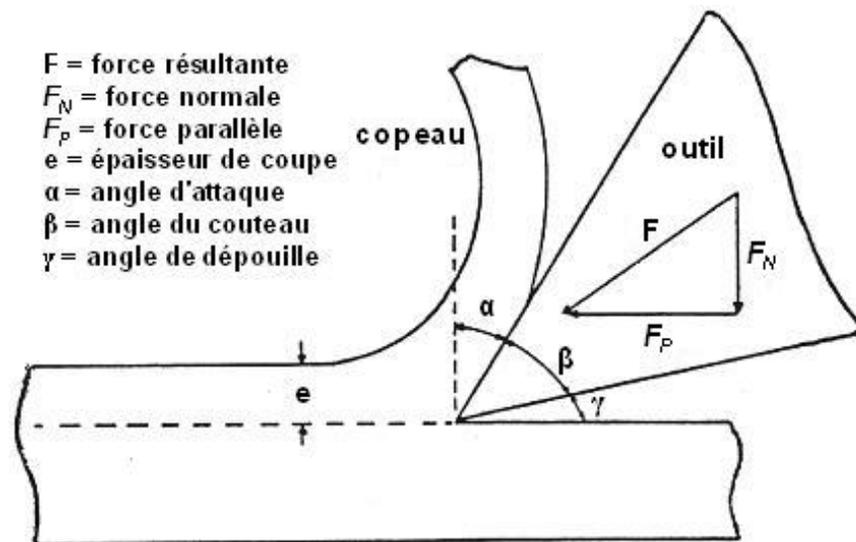
La coupe orthogonale en direction  $90^{\circ}-0^{\circ}$  se présente dans des procédés tels que le tranchage longitudinal, le rabotage manuel, c'est-à-dire dans tout travail du bois effectué suivant la direction parallèle au fil. La formation du copeau en coupe orthogonale  $90^{\circ}-0^{\circ}$



**Figure 1–1.** Principaux types de coupe orthogonale (d'après Hoadley 2000)

représente ainsi une des situations d'usinage les plus fréquentes, ce qui explique le fait qu'elle ait été étudiée plus en détail. Il est clair que les efforts impliqués lors de l'usinage vont varier selon la direction de coupe. Normalement, des efforts plus importants sont nécessaires pour la direction  $90^\circ-90^\circ$  que pour celle  $90^\circ-0^\circ$ . La direction  $0^\circ-90^\circ$  exige des énergies de coupe encore moindres (Koch 1985).

Trois angles de coupe sont identifiés lors de la coupe orthogonale à la Figure 1–2. L'angle d'attaque ( $\alpha$ ) affecte la pénétration de l'arête tranchante dans le bois et intervient lors du dégagement du copeau. Un angle  $\alpha$  faible provoque un effort important et l'outil gratte le bois plutôt qu'il ne le coupe. Un angle  $\alpha$  important diminue les efforts mais tend à provoquer de l'arrachement des fibres. L'angle de dépouille ( $\gamma$ ) sert à éviter le talonnement du bois sur l'outil. S'il est trop faible, la face de dépouille va frotter sur le bois, provoquant de l'échauffement et de l'usure sur l'outil. S'il est trop grand, l'arête tranchante devient plus fragile. L'angle du couteau ( $\beta$ ) est le complémentaire des deux précédents et conditionne la résistance de l'outil à l'usure. Les angles les plus adéquats sont choisis en fonction du type d'usinage, du matériau usiné et de la composition de l'outil (Jodin 1994).



**Figure 1–2.** Géométrie de la coupe orthogonale et composantes des forces de coupe (adaptée de Woodson et Koch 1970)

### 1.1.2.1 Efforts induits lors de la coupe orthogonale du bois

La force résultante qui agit sur le bois peut être décomposée en une force parallèle ( $F_P$ ) et une force normale ( $F_N$ ) par rapport à la surface générée (Figure 1–2). La magnitude et la direction des composantes parallèle et normale de la force résultante vont dépendre des divers facteurs propres à l'outil de coupe, aux conditions de travail ainsi qu'au matériau travaillé (Koch 1985).

La variation des forces en fonction des diverses variables de coupe a fait l'objet de plusieurs études. Ainsi, les forces de coupe ont été étudiées en fonction de l'angle d'attaque (Woodson et Koch 1970; Stewart 1977; 1988b; Komatsu 1993; Huang 1994b; Jin et Cai 1996; Neri et al. 1999; 2000), de l'épaisseur du copeau (Woodson et Koch 1970; Axelsson et al. 1993; Neri et al. 1999; 2000), de l'orientation des couteaux (Komatsu 1994; Jin et Cai 1996), de l'usure des outils (Stewart 1985; 1988c; 1991; Huang 1994a; Hernández et Rojas 2002; Hernández et de Moura 2002), ainsi que de la masse volumique (Woodson et Koch 1970; Neri et al. 1999; 2000), de la teneur en humidité et de la température du bois (Axelsson et al. 1993).

Plusieurs méthodes sont disponibles pour mesurer les forces de coupe. Brendel (1990) affirme que le fonctionnement des dynamomètres est généralement basé sur le principe selon lequel une structure soumise à une force présentera une déformation proportionnelle à la force appliquée. Selon l'auteur, deux méthodes peuvent être employées pour mesurer cette déformation:

- L'évaluation du changement de propriétés physiques produit dans le matériau de la structure, comme ses propriétés magnétiques (chez les matériaux ferromagnétiques) ou celles piézo-électriques (chez les structures cristallines);
- La mesure indirecte, prise par des jauges de déformation.

Ces deux catégories peuvent être subdivisées en dynamomètres du type *auto-générateur* et du type *interrogé*. Un dynamomètre type *auto-générateur* est capable de générer des voltages électriques proportionnels aux déformations produites dans sa structure (ex. dynamomètre piézo-électrique à cristaux de quartz). D'autre part, un dynamomètre type *interrogé* requiert une deuxième source d'énergie, de façon que la déformation soit estimée par biais du changement de la résistance électrique des jauges installées sur la structure (Brendel 1990).

Stewart (1969) et Huang (1994b) ont évalué les forces normale et parallèle en coupe orthogonale à l'aide d'un type de dynamomètre interrogé proposé par Franz (1958). D'autre part, King et Foschi (1969) ont suggéré un dynamomètre de type interrogé qui permet de déterminer les composantes de la force de coupe selon trois directions (parallèle, normale et latérale). Cet appareil comporte quatre demi-anneaux entrecroisés munis d'un système de douze jauges de résistance. Ainsi, ce dynamomètre élimine la possibilité d'obtenir une sensibilité croisée ou dépendante du point d'application de la charge. Le dynamomètre à demi-anneaux entrecroisés a été employé avec succès par Néri et al. (1999; 2000), Hernández et Naderi (2001), Hernández et Rojas (2002) et Hernández et de Moura (2002).

### **1.1.2.2 Formation du copeau en direction 90°-0°**

Le type de copeau détermine la qualité de la surface générée dans la pièce. Franz (1958) a étudié l'usinage orthogonal 90°-0° et a identifié trois types de copeaux, soit: I, II et III.

### **1.1.2.2.1 Copeau de type I**

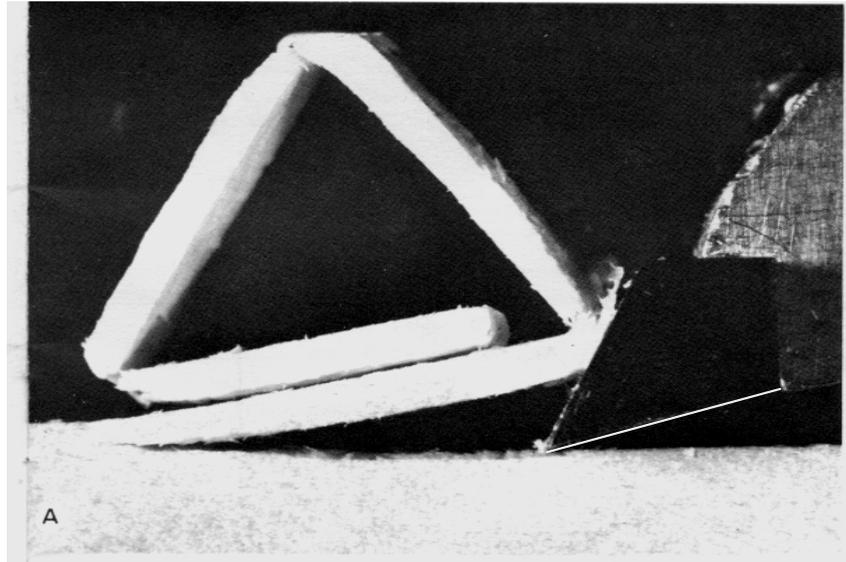
Il se forme lorsque les conditions de coupe sont telles que le bois fend devant le tranchant du couteau formant un copeau qui est ensuite séparé tel une poutre encastrée en porte-à-faux (Figure 1–3). Ce type de copeau est produit de façon cyclique étant ses étapes de formation les suivantes: l'outil applique initialement une compression parallèle au fil jusqu'à ce qu'un fendage survienne devant l'arête tranchante de l'outil. La rupture par fendage suit le fil du bois et se poursuit jusqu'à ce que l'effort de flexion produit par l'allongement du copeau devienne le facteur limitant et que le copeau casse comme étant une poutre encastrée en porte-à-faux. À ce moment, un nouveau cycle de formation de copeau commence. Le copeau produit par fendage suit le fil du bois de telle manière qu'il peut se former même en dessous du plan de coupe provoquant ainsi un défaut du type fil arraché (cf. paragraphe 1.3.2.1).

Les conditions qui favorisent la formation de ce type de copeau sont entre autres l'emploi d'un angle d'attaque élevé (supérieur à environ  $25^\circ$ ) de même qu'une épaisseur de copeau trop grande. D'autre part, étant donné que la résistance du bois au fendillement longitudinal est faible, la production de copeaux de type I est associée à une faible consommation d'énergie de la machine-outil.

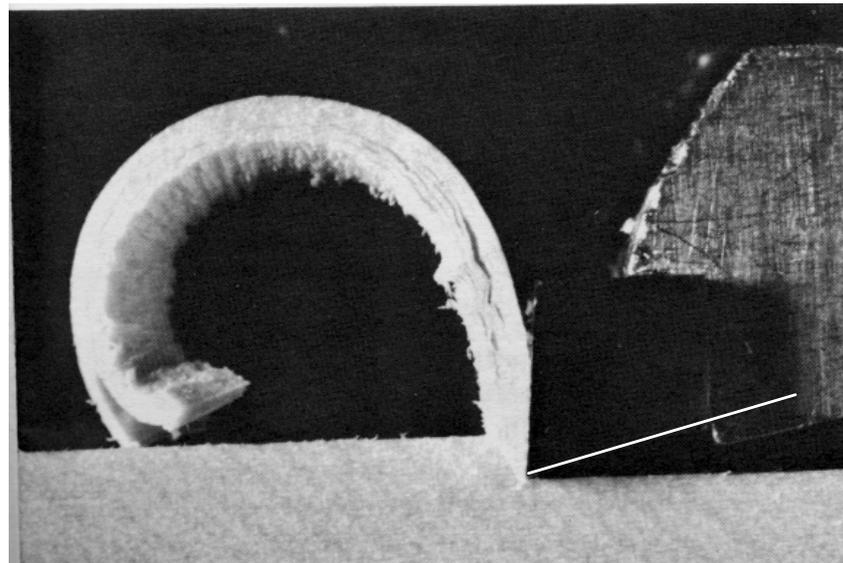
### **1.1.2.2.2 Copeau de type II**

Le copeau de type II se forme dans des conditions plus limitées. Le mouvement de l'outil déforme le bois devant l'arête tranchante en compression longitudinale et provoque des contraintes de cisaillement diagonales. La rupture du bois se produit le long d'une ligne qui s'étend à partir de l'arête tranchante de l'outil, formant ainsi un copeau en continu. Le copeau de type II représente ainsi l'idéal du point de vue de la qualité de surface (Figure 1–4).

Les principaux facteurs qui permettent la formation de ce type de copeau sont l'emploi d'un angle d'attaque intermédiaire (en général entre  $10^\circ$  et  $25^\circ$ ) et de faibles épaisseurs de coupe. En général, le copeau de type II est obtenu lorsque la force normale de coupe est proche de



**Figure 1-3.** Copeau de type I obtenu en direction  $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de  $25^{\circ}$  et à 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970)



**Figure 1-4.** Copeau de type II, obtenu en direction  $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de  $15^{\circ}$  et 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970)

zéro ou légèrement négative (Franz 1958). Stewart (1977) proposa ainsi une méthode pour estimer un angle d'attaque susceptible de favoriser la formation de copeaux de type II, à partir des valeurs moyennes des forces normale et parallèle de coupe.

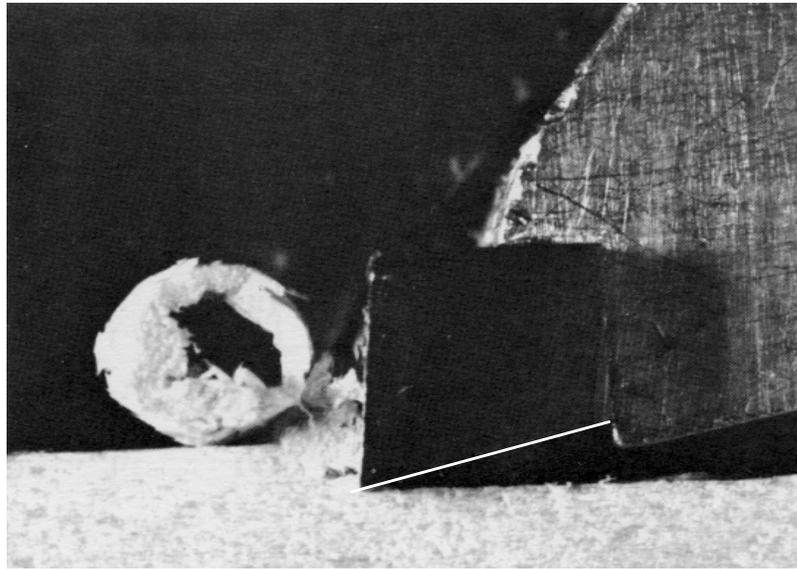
### 1.1.2.2.3 Copeau de type III

Le copeau de type III est également formé de façon cyclique. Le bois supporte initialement une compression longitudinale dans des conditions telles que les ruptures se produisent par compression et cisaillement longitudinal devant l'arête tranchante de l'outil de coupe. Le copeau obtenu est sans forme précise et a de la difficulté à s'échapper de la face d'attaque du couteau, se faisant compacter contre cette face. Les contraintes sont ensuite transférées vers des surfaces non atteintes, qui vont être coupées à leur tour (Figure 1–5). Les principales conditions qui favorisent la formation de ce type de copeau sont l'utilisation d'un angle d'attaque faible ainsi que l'emploi des couteaux émoussés. Ce type de copeau provoque le défaut appelé grain laineux ou pelucheux, ainsi que le fil soulevé. Par ailleurs, étant donné les propriétés mécaniques du bois impliquées dans la formation de ce type de copeau, la consommation d'énergie est plus élevée que celles observées pour les copeaux de type I et II.

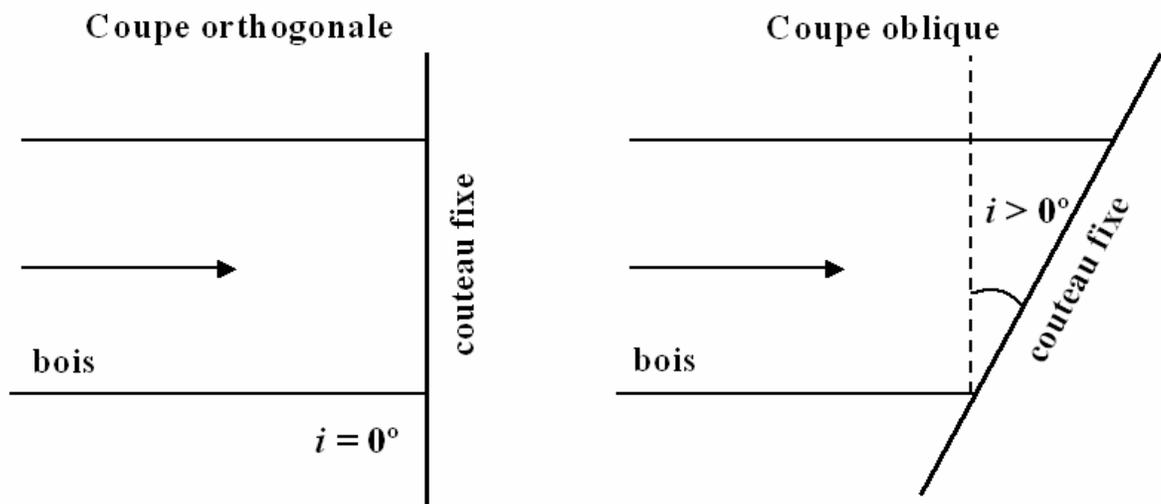
### 1.1.3 Coupe oblique avec barre de pression

La coupe oblique se différencie de la coupe orthogonale par une inclinaison donnée ( $i$ ) à l'arête tranchante du couteau, nommée *angle d'inclinaison* (Ozaki et Fukui 1985; Ozaki et Kimura 1989) ou *angle oblique* (Jin et Cai 1996; 1997) (Figure 1–6). Cette inclinaison induit plusieurs changements dans la géométrie de l'outil et les forces produites durant la coupe (Ozaki et Fukui 1982; Jin et Cai 1996; 1997), ainsi que dans la qualité de la surface usinée (Ozaki et Fukui 1985; Ozaki et Kimura 1989; Stewart 1989).

À mesure que l'angle  $i$  augmente, l'angle d'attaque ( $\alpha$ ) augmente, tandis que l'angle de dépouille ( $\gamma$ ) et l'angle du couteau ( $\beta$ ) diminuent (Ozaki et Kimura 1989; Jin et Cai 1996; 1997). Jin et Cai (1997) signalent que les changements dépendant de la géométrie de coupe deviennent plus accentués à partir d'un angle  $i$  de 30°. Selon ces auteurs, un angle  $i$  d'environ 30° avec un angle d'attaque entre 20° et 30° pourraient être utilisés dans la pratique. D'après Kuraptsev (1975), l'angle  $i$  doit être toujours inférieur à 45°. Cependant, ces recommandations ne tiennent pas compte de l'utilisation d'éléments limitant le fendillement du bois en face de l'arête tranchante.



**Figure 1-5.** Copeau de type III, obtenu en direction  $90^{\circ}$ - $0^{\circ}$ , à un angle d'attaque de  $5^{\circ}$  et 1,14 mm de profondeur de coupe (tiré de Woodson et Koch 1970)



**Figure 1-6.** Schéma montrant la position de l'arête tranchante du couteau en coupe orthogonale et en coupe oblique

Une particularité très importante de la coupe oblique est que le rayon de courbure de l'arête tranchante diminue à mesure que l'angle  $i$  augmente, ce qui augmente le pouvoir coupant du couteau (Jin et Cai 1997). Le rayon de l'arête tranchante est considéré comme étant circulaire ( $r_c$ ) lorsque  $i$  est nul. Cependant, la courbature de l'arête tranchante devient

elliptique lorsque  $i$  diffère de zéro, en acquérant un rayon  $r_e$ , lequel est calculé comme suit (Jin et Cai 1996):

$$r_e = r_c \cdot \cos i \quad (1)$$

Cette relation génère une courbe telle que montrée à la Figure 1–7. On remarque ainsi que le rayon de courbure diminue rapidement à partir d'un angle  $i$  supérieur à  $15^\circ$ . On obtient alors un rayon réduit de moitié à un angle  $i$  de  $60^\circ$  et réduit de trois quarts à un angle  $i$  de  $75,5^\circ$ .

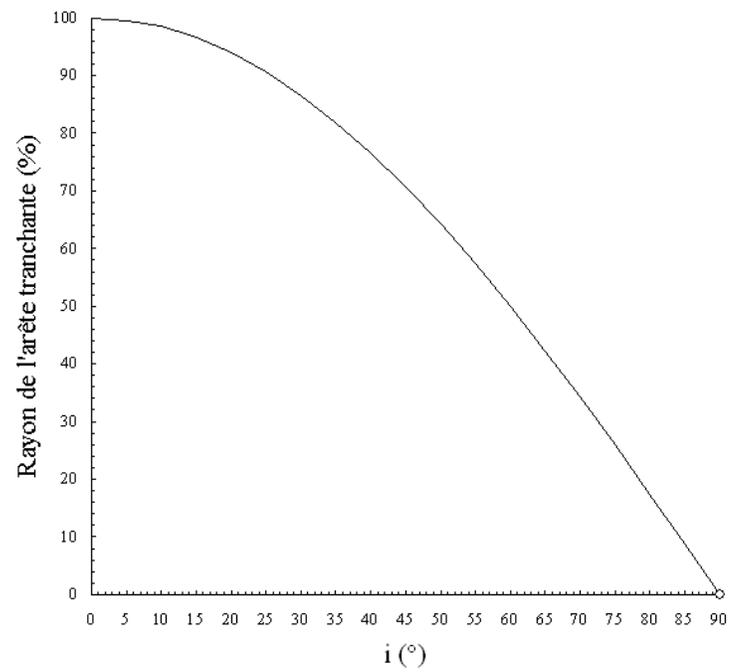
D'autre part, la variation de l'angle d'attaque en fonction de l'inclinaison de l'arête tranchante ( $i$ ) est estimée à l'aide de l'équation suivante (Ozaki et Kimura 1989):

$$\alpha_e = \arcsin(\sin^2 i + \cos^2 i \cdot \sin \alpha) \quad (2)$$

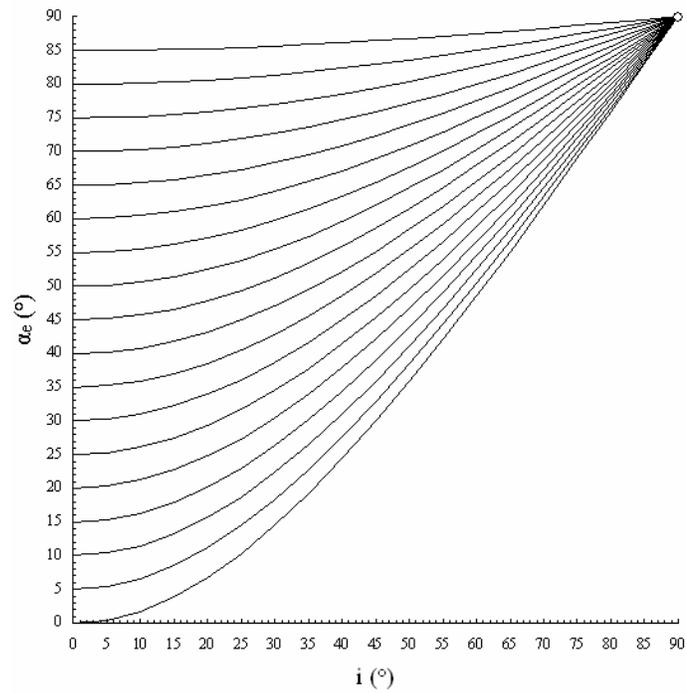
où  $\alpha_e$  est l'angle d'attaque effectif (en degrés),  $i$  est l'angle d'inclinaison de l'arête tranchante (en degrés) et  $\alpha$  est l'angle d'attaque à un angle  $i$  égal à  $0^\circ$ . Cette équation est illustrée à la Figure 1–8. On remarque que l'effet de l'angle d'inclinaison ( $i$ ) diminue à mesure que l'angle d'attaque à  $i = 0^\circ$  augmente.

Jin et Cai (1996) indiquent que la composante parallèle de la force de coupe ( $F_p$ ) diminue à mesure que l'angle  $i$  augmente, lors de la coupe parallèle au sens du fil. Ils rapportent toutefois que, pour la coupe perpendiculaire au sens du fil, cette composante augmente à mesure que l'angle  $i$  augmente. Les auteurs expliquent que, durant la coupe parallèle au fil, la coupe évolue de la situation  $90^\circ-0^\circ$  vers celle  $0^\circ-90^\circ$  avec l'augmentation de  $i$ , ce qui entraîne une réduction des forces de coupe. La situation inverse se présente lors de la coupe transversale aux fibres.

D'après Jin et Cai (1997), la force normale ( $F_N$ ) en coupe oblique est affectée par l'angle  $i$  et par l'angle d'attaque effectif  $\alpha_e$  du couteau. La force normale diminue ainsi de façon linéaire à mesure que l'angle oblique augmente, pour les coupes longitudinale et transversale aux fibres. Cette force devient négative (vers le haut) lorsque l'angle d'attaque  $\alpha$  dépasse  $30^\circ$ , notamment en présence d'un angle  $i$  également supérieur à  $30^\circ$ .



**Figure 1–7.** Variation du rayon de l'arête tranchante en fonction de l'angle oblique ( $i$ )

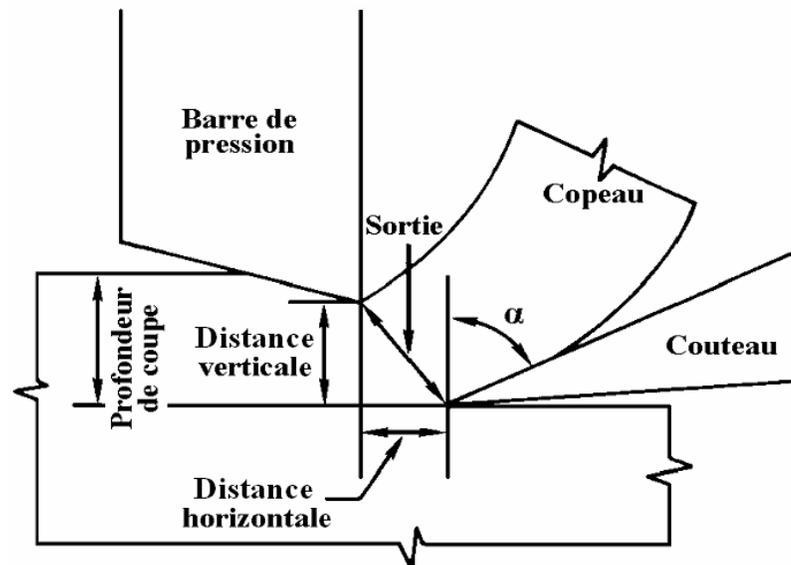


**Figure 1–8.** Variation de l'angle d'attaque du couteau en fonction de l'angle oblique ( $i$ )

Selon Ozaki et Fukui (1985), l'effet de l'angle oblique sur la rugosité des surfaces coupées diffère en fonction de la situation de coupe. Ainsi, pour la coupe perpendiculaire aux fibres, la rugosité a diminué rapidement avec l'augmentation de l'angle oblique; une tendance inverse fut toutefois observée pour la coupe parallèle aux fibres. L'angle d'attaque effectif  $\alpha_e$  et l'angle entre l'orientation des fibres et l'arête tranchante furent les facteurs les plus importants affectant la rugosité obtenue.

Il est reconnu que des forces normales négatives (vers le haut), associées à des angles d'attaque élevés, peuvent provoquer un fendillement longitudinal des copeaux en face de l'arête tranchante (Franz 1958; Stewart 1971a; 1980; 1986). Selon les résultats de Jin et Cai (1997), des forces normales négatives très élevées peuvent survenir pour certaines conditions de coupe oblique, étant donné l'utilisation des angles d'attaque élevés. On pourrait donc prévoir que des copeaux similaires à ceux du type I (Franz 1958) pourraient être produits lors de la coupe oblique, en augmentant ainsi l'incidence du fil arraché. Pour empêcher la production de ruptures par fendillement longitudinal lors de l'emploi d'angles d'attaque élevés, Stewart (1986; 1989) propose un système incluant une barre de pression dans le design de l'outil, similaire à celle utilisée dans les opérations de déroulage du bois (Figure 1-9). L'objectif de la barre de pression est de modifier les champs de contraintes dans la région de coupe, de façon à minimiser l'incidence du fendillement. La barre de pression permet ainsi d'obtenir des surfaces et des copeaux de bonne qualité lors de la coupe à l'aide de couteaux fixes.

L'étude de Stewart (1986) fut réalisée en coupe orthogonale avec des angles d'attaque de 45° et 52,5°. Les distances horizontale et verticale entre l'arête tranchante du couteau et la pointe de la barre de pression furent variables (Figure 1-9). Des taux de compression transversale variant de 0% à 40% de la profondeur nominale de coupe furent alors appliqués. Les échantillons furent coupés de façon à présenter des angles de 0°, 10° ou 20° par rapport à l'axe parallèle ou perpendiculaire aux fibres, dans le but de simuler plusieurs angles d'alimentation. D'après ces conditions de coupe, les meilleurs résultats furent obtenus pour un angle d'alimentation de 20° par rapport au sens parallèle ou perpendiculaire aux fibres, soit en coupe 70°-20° ou 20°-70°.



**Figure 1–9.** Coupe du bois en utilisant une barre de pression et un couteau fixe (d'après Stewart 1986)

Stewart (1989) a adapté la coupe oblique dans le design proposé en 1986. L'alimentation fut alors parallèle aux fibres et l'arête tranchante était orientée selon un angle de  $20^\circ$  par rapport à l'orientation de l'alimentation, soit en coupe  $20^\circ-0^\circ$  ( $i = 70^\circ$ ). Les angles d'attaque et de dépouille furent de  $52,5^\circ$  et de  $0^\circ$ , respectivement. La profondeur de coupe et la distance verticale entre la barre de pression et l'arête tranchante furent de  $0,5$  mm et de  $0,37$  mm, respectivement. Lors de la coupe à l'aide d'un tel système, les forces produites par l'arête tranchante et par la barre de pression sont apparemment insuffisantes pour produire des déformations permanentes et affecter négativement la qualité de surface. Stewart (1989) affirme que la force normale produite est plus faible que celle observée lors de la coupe périphérique, ce qui explique l'absence d'écrasement cellulaire.

Pour une épaisseur de copeau donnée, les forces de coupe généralement augmentent à mesure que les distances horizontale et verticale diminuent (Figure 1–9). Ainsi, la qualité de surface est améliorée jusqu'au point où l'ouverture de sortie devient trop petite en limitant le passage du copeau (Stewart 1986).

D'après Hernández (1994), les surfaces produites par la méthode de coupe proposée par Stewart (1986; 1989) sont en effet meilleures que celles produites par coupe périphérique.

Ainsi, les surfaces d'érable à sucre rabotées selon cette méthode ont fourni des assemblages plus résistants que ceux obtenus avec des surfaces rabotées par coupe périphérique. Ce meilleur comportement fut attribué à un écrasement cellulaire plus faible chez les surfaces rabotées à l'aide de la nouvelle méthode.

Le système de couteau fixe avec barre de pression pourrait probablement produire des surfaces requérant peu ou aucune opération ultérieure de finition, principalement chez les espèces à porosité circulaire (Stewart 1986). Les surfaces obtenues par ce système présentent une apparence supérieure à celles produites par coupe périphérique et inférieure à celles finement ponçées (Stewart 1989). Stewart (1986; 1989) a d'ailleurs conclu que la barre de pression est efficace dans la réduction du fil arraché.

Ainsi, la coupe oblique combinée avec une barre de pression pourrait éliminer des défauts couramment attribués à la coupe périphérique conventionnelle et au ponçage (Stewart 1986; 1989). Les surfaces obtenues au moyen de ce système ne présentent pas de rainures ni de marques de couteaux, en plus d'être moins endommagées. Ainsi, ce système de coupe pourrait remplacer partiellement des opérations de rabotage par coupe périphérique ou de ponçage, tout en contribuant à la réduction des niveaux de bruit dans les industries du bois (Stewart 1986; 1989).

Dans ce contexte, le présent travail vise à évaluer la qualité des surfaces de bois produites au moyen de la coupe oblique avec barre de pression. La qualité de surface sera évaluée par rapport au vernissage. On analysera ainsi la viabilité de substitution complète ou partielle du ponçage à ce système de coupe lors d'une opération de finition.

#### **1.1.4 Coupe périphérique**

La coupe périphérique est un procédé où le bois est enlevé d'une pièce sous forme de copeaux individuels au moyen de l'action intermittente des couteaux placés dans la périphérie d'un porte-outil rotatif. La surface obtenue consiste en une série de traces ou ondes individuelles générées par le contact successif des couteaux sur le bois (Koch 1955)

(Figure 1–10). Il faut souligner que la coupe orthogonale est un cas particulier de coupe périphérique où le diamètre du porte-outil tend à l'infini.

Le rabotage conventionnel est un procédé de coupe périphérique qui peut être réalisé par *coupe en avalant*, où l'avance du bois et la trajectoire de l'outil de coupe vont dans le même sens, ou par *coupe en opposition*, où le sens du déplacement est opposé à la trajectoire de l'outil de coupe.

#### **1.1.4.1 Formation du copeau en coupe périphérique**

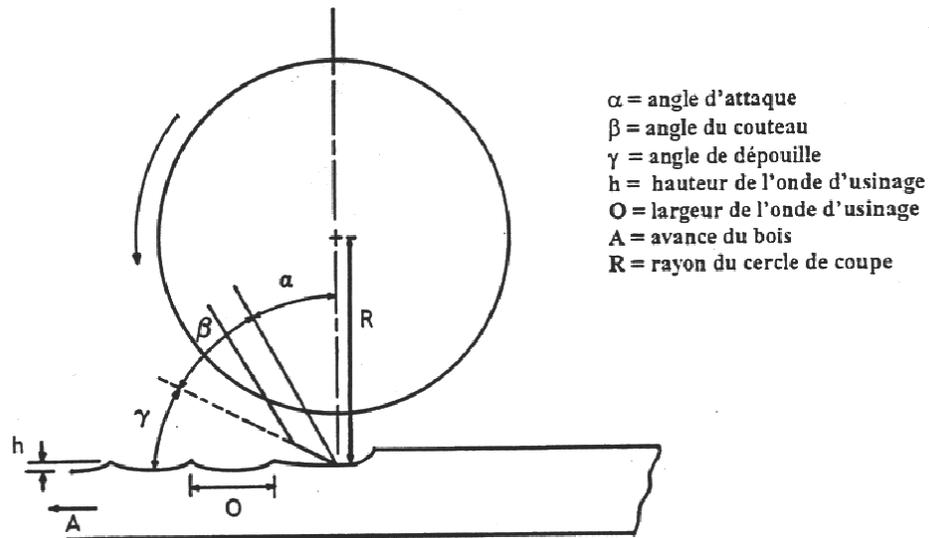
La formation du copeau par coupe périphérique en direction longitudinale est semblable à celle de la coupe orthogonale  $90^\circ-0^\circ$ . La coupe périphérique présente cependant certaines particularités dont voici un aperçu pour le cas de l'usinage en opposition (Koch 1985):

- Au début, la coupe est essentiellement parallèle au fil du bois, tandis qu'à la sortie du couteau la coupe présente un angle par rapport au fil.
- Le copeau augmente d'épaisseur à mesure que le couteau avance dans la coupe, atteignant une valeur maximale tout juste avant que celui-ci sorte de la pièce de bois. Le copeau à la sortie est souvent de type I.
- La partie de la trajectoire qui reste visible à la surface est la portion initiale de la coupe où l'épaisseur de copeau est minimale. Une rupture de type II peut alors être induite favorisant une bonne qualité de surface.

#### **1.1.4.2 Efforts induits lors de la coupe périphérique du bois**

Un nombre important de chercheurs ont étudié le comportement des forces en coupe orthogonale (McKenzie 1960; McKenzie 1961; McKenzie et Franz 1964; Stewart 1969; Woodson et Koch 1970; Stewart 1977; Koch 1985; Stewart 1985; Stewart 1988a; Stewart 1988b; Stewart 1988c; Stewart 1991; Axelsson et al. 1993; Komatsu 1993; Komatsu 1994; Huang 1994b; Jin et Cai 1996; Neri et al. 1999; Neri et al. 2000; Hernández et Naderi 2001; Hernández et Rojas 2002; Hernández et de Moura 2002). En revanche, la connaissance sur les forces induites lors de la coupe périphérique est encore insuffisante.

Palmqvist et Johansson (1999) ont utilisé une nouvelle technique pour mesurer les forces induites durant une coupe périphérique. Ils ont démontré que la force parallèle d'un couteau



**Figure 1–10.** Schéma illustrant la coupe périphérique en opposition (adapté de Wengert 1988)

augmente graduellement depuis zéro jusqu'à un maximum le long de la coupe, tandis que la force normale est positive (vers le bas) au début et devient ensuite négative (vers le haut) vers le milieu et la fin de la coupe. La grandeur de ces forces va dépendre du type de matériau usiné, de la géométrie des outils et des conditions de coupe. La force normale atteint sa valeur plus grande vers la fin de la coupe, juste avant que l'arête tranchante quitte la surface du bois. Cette force conditionne probablement la formation du fil arraché, pouvant causer des dommages dans la surface du bois, particulièrement si les fibres du bois sont mal orientées.

### 1.1.5 Coupe hélicoïdale

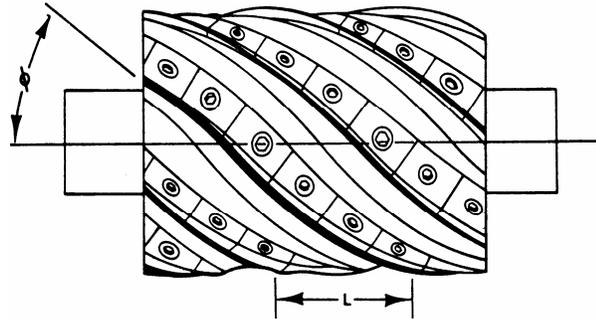
Les porte-outils opérant par coupe périphérique hélicoïdale présentent une géométrie dans laquelle les couteaux sont placés selon une inclinaison par rapport à l'axe de rotation (Stewart 1971b), en formant plusieurs rangées obliques (Stewart et Hart 1976) ayant une arête tranchante continue (Stewart 1978a). L'inclinaison de ces rangées par rapport à l'axe de rotation du porte-outil hélicoïdal est nommée « angle d'hélice » (Stewart 1971b; Stewart

et Lehmann 1974) lequel est représenté par  $\phi$  (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976; Stewart 1978a). La Figure 1–11 montre un modèle de ce type de porte-outil.

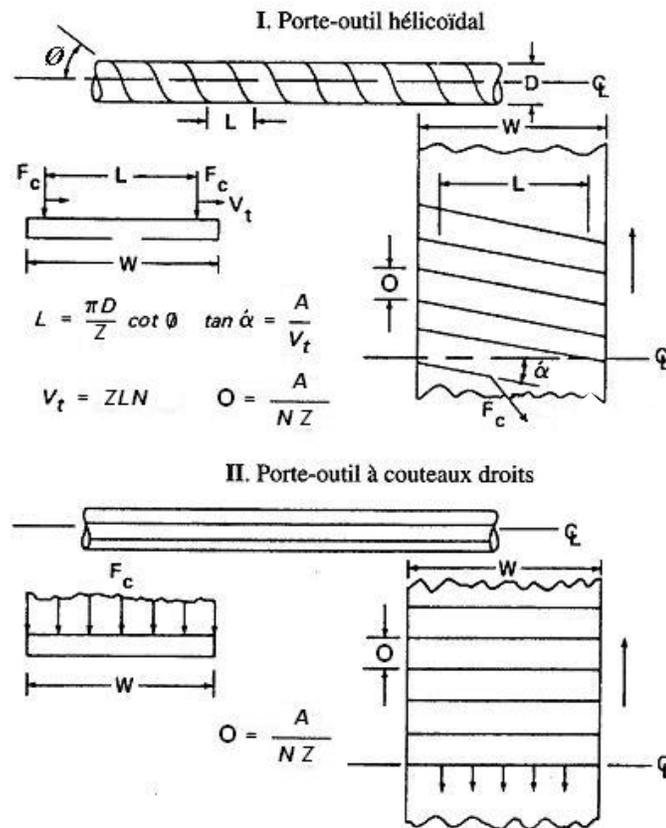
Les porte-outils hélicoïdaux réalisent la coupe de façon progressive: seulement quelques points du cylindre de coupe touchent la pièce à la fois (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976; Boles et Flanigan 1976; Stewart 1978a; Stewart 1981). Cette action de coupe minimise l'impact lors de l'usinage tout en réduisant le niveau de bruit généré (Stewart et Lehmann 1974; Stewart 1975b; York 1975; Stewart et Hart 1976; Stewart 1978a; Stewart 1981; Berolzheimer 1991; Jones 1994). En plus, la géométrie de la coupe hélicoïdale permet théoriquement d'obtenir des surfaces de meilleure qualité (Stewart et Lehmann 1974; York 1975; Jones 1994).

La Figure 1–12 compare la géométrie de coupe des porte-outils hélicoïdaux et de ceux conventionnels. Le schéma montre la distance entre rangées adjacentes de couteaux ( $L$ ), mesurée parallèlement à l'axe de rotation du porte-outil hélicoïdal (Stewart et Hart 1976; Stewart 1978a). Cette distance contrôle le nombre de rangées ayant contact au même temps avec la pièce usinée (Stewart et Hart 1976). Il est préférable que plusieurs rangées aient contact avec la surface du bois pendant la coupe (Stewart 1978a). Stewart (1978a) a proposé une distance  $L$  inférieure à 10 cm. Une réduction considérable de l'impact est obtenue lorsque la distance  $L$  est telle qu'un contact constant est maintenu entre le porte-outil et la surface de la pièce. La perte du contact constant, quand  $L$  est plus élevé que la largeur de la pièce usinée ( $W$ ), produit une augmentation de cet impact et, conséquemment, de la vibration du système (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976; Stewart 1978a).

Lors de la coupe hélicoïdale, une force concentrée avance transversalement à la surface de la pièce. La vitesse de cet avancement ( $V_t$ ) est fonction de la vitesse de rotation du porte-outil ( $N$ ) et de l'angle d'hélice ( $\phi$ ) (Figure 1–12). Pour un  $\phi$  de  $45^\circ$ ,  $V_t$  est approximativement égal à  $N$  (Stewart 1975b). La Figure 1–13 illustre le comportement des forces de coupe en fonction du temps pour un porte-outil hélicoïdal avec  $L$  plus petit et plus élevé que  $W$ . La variation de la force de coupe en fonction du temps ( $dF_c/dt$ ) est minimale lorsque le rapport de contact ( $W/L$ ) est supérieur à 1, car l'action de coupe est continue dans



**Figure 1-11.** Porte-outil hélicoïdal:  $\theta$  est l'angle d'hélice et  $L$  est la distance axiale entre rangées adjacentes de coupeaux (tirée de Stewart 1975b)



$\theta$  = angle d'hélice

$D$  = diamètre du cylindre de coupe

$Z$  = nombre de rangées de coupeaux

$A$  = vitesse d'alimentation ou d'avance

$W$  = largeur de coupe

$F_c$  = force de coupe concentrée

$V_t$  = vitesse transversale de l'arête tranchante

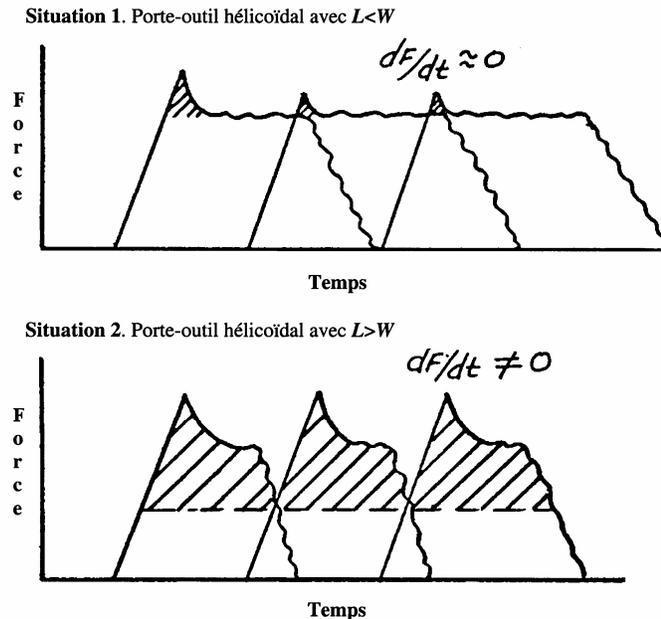
$\alpha$  = inclinaison des marques de coupeau

$O$  = marque de coupeau ou onde d'usinage

$L$  = distance entre rangées adjacentes de coupeaux

$N$  = vitesse de rotation du porte-outil

**Figure 1-12.** Géométrie de la coupe périphérique hélicoïdale et de celle à coupeaux droits (adapté de Stewart 1975b)



**Figure 1–13.** Comportement des forces de coupe en fonction du temps, pour un porte-outil hélicoïdal (adaptée de Stewart 1975b)

cette condition (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976; Stewart 1978a; Stewart 1981). Lorsque le rapport  $W/L$  est inférieur à 1, le contact devient intermittent, ce qui augmente l'impact, la vibration et, conséquemment, le niveau de bruit (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976). Les porte-outils à couteaux droits présentent un rapport  $W/L$  égal à 0 (Stewart 1978a) puisque  $L$  tend à l'infini.

Lors de la coupe périphérique hélicoïdale, l'impact est engendré seulement lorsque les couteaux débutent la coupe dans une extrémité de la pièce (Stewart 1975b). En revanche, lors de la coupe périphérique à couteaux droits, l'impact se produit simultanément dans une ligne comprenant toute la largeur de la pièce usinée (Figure 1–12) (Stewart 1975b; Stewart et Hart 1976; Boles et Flanigan 1976; Stewart 1981). La coupe périphérique hélicoïdale se distingue donc de celle à couteaux droits principalement par l'impact restreint à une extrémité et par l'application d'une force concentrée sur la pièce (Stewart 1975b; 1981).

Une autre caractéristique qui différencie la coupe hélicoïdale de celle à couteaux droits est la géométrie des marques de couteaux laissées à la surface de la pièce usinée. Selon Stewart (1975b), au fur et à mesure que l'arête tranchante traverse la largeur de la pièce à une vitesse  $Vt$ , la pièce est alimentée perpendiculairement l'axe de rotation du porte-outil à une vitesse  $A$ , en produisant un angle ( $\alpha$ ) entre la marque du couteau et l'axe de rotation (Figure 1–12). Pour les vitesses d'alimentation ( $A$ ) couramment utilisées dans les industries, l'angle des marques du couteau ( $\alpha$ ) ne dépasse pas usuellement  $10^\circ$ .

Selon Stewart et Lehmann (1974), la qualité de surface obtenue à l'aide des porte-outils hélicoïdaux est similaire à celle observée pour les porte-outils conventionnels lors de l'usinage perpendiculaire aux fibres. Autour des nœuds ou dans des cas de déviation du fil, l'alimentation du porte-outil avec un angle de  $45^\circ$  par rapport à la direction des fibres semble réduire l'incidence de l'arrachement à la surface (York 1975). D'après York (1975), cette méthode d'alimentation procure des surfaces de bonne qualité pour l'industrie des meubles. À l'aide d'un prototype, Koch (1976) a positionné l'outil hélicoïdal selon ce même principe.

Le type d'alimentation suggéré par Stewart et Lehmann (1974), York (1975) et Koch (1976) conduit à la coupe  $0^\circ$ - $90^\circ$ , laquelle fournit les meilleures qualités de surface (Stewart 1975a; Koch 1976). Ce type d'alimentation a toutefois l'inconvénient d'être restreint à l'usinage de planches courtes. Pour un angle d'hélice de  $45^\circ$ , les sens d'alimentation perpendiculaire et parallèle à l'axe de rotation sont virtuellement égaux, puisque la coupe est toujours oblique au fil du bois, ayant le même angle d'hélice pour les deux sens (York 1975).

Selon Jones (1994), le fil arraché (cf. paragraphe 1.3.2.1) et le fil soulevé sont réduits lors de la coupe hélicoïdale, étant donné que l'action de coupe est moins sévère. Les marques de copeaux (cf. paragraphe 1.3.2.3) sont fortement diminuées par ce mode de coupe car les copeaux sont facilement éloignés de la région de coupe pendant la rotation du porte-outil.

En plus des avantages de la géométrie hélicoïdale cités ci-dessus, Jones (1994) ajoute l'économie d'énergie et la réduction de l'impact sur l'arbre du porte-outil. Boles et Flanigan

(1976) expliquent que l'énergie de coupe requise diminue puisque l'engagement des copeaux se produit dans une largeur inférieure à celle de la pièce usinée.

En revanche, les désavantages des porte-outils hélicoïdaux sont résumés comme suit (Jones 1994):

- Coût plus élevé des copeaux et des porte-outils.
- Affûtage plus compliqué et coûteux.
- Augmentation du temps d'installation des copeaux.
- Nécessité d'aligner la machine de façon à compenser la poussée latérale, pour éviter une friction excessive lors de l'alimentation.

Les fabricants de porte-outils hélicoïdaux signalent qu'ils génèrent d'une part moins de bruit, ce qui concorde avec la littérature, et d'autre part qu'ils produisent des surfaces de meilleure qualité. Cependant, peu de travaux scientifiques ont été publiés sur les effets de cette géométrie de coupe sur la qualité des surfaces usinées. Dans ce contexte, le présent travail vise à analyser les effets du rabotage périphérique par coupe hélicoïdale sur la qualité de surfaces finies.

## **1.2 Ponçage**

Le ponçage est le procédé le plus employé pour la finition des surfaces du bois précédant l'application de vernis et de peintures. L'objectif est de produire des surfaces uniformément absorbantes et d'éliminer les défauts encore présents dans le bois. Ainsi, le ponçage enlève les marques et imperfections laissées par les copeaux lors du rabotage (Koch 1964; Stewart 1980; Cassens et Feist 1983; Heurtematte et al. 1985; Wengert 1988; Richter et al. 1995; Tichy 1997; Williams et Morris 1998; Lihra et Ganev 1999). Cependant, le ponçage est parmi les opérations d'usinage du bois les plus difficiles, lentes et onéreuses (Heurtematte et al. 1985; Taylor et al. 1999). Il serait donc plus économique de réaliser un rabotage soigné que d'avoir recours à un ponçage prolongé (Heurtematte et al. 1985).

### 1.2.1 Caractéristiques géométriques du ponçage

Le ponçage est un procédé d'usinage dont les outils de coupe sont les grains d'abrasif présents sur le papier sablé. Ce procédé est, dans quelques aspects, analogue au rabotage lorsqu'on considère un angle d'attaque faible ou même négatif du couteau (Stewart 1980; Heurtematte et al. 1985; Stewart 1989; Juan 1992).

Le ponçage polit les surfaces au moyen d'une séquence de dommages mécaniques successifs produits par le travail conjoint des grains abrasifs. Les grains abrasifs ont une géométrie qui conduit à la production de forces normales assez élevées. Ces forces peuvent être plus élevées que celles observées lors de l'usinage par coupe périphérique (Stewart 1980; Stewart et Crist 1982; Hall et Heard 1982; Stewart 1989).

Les papiers sablés sont fabriqués à partir d'une vaste gamme de grosseurs de grains abrasifs. Lors de la fabrication des abrasifs, les minéraux sont broyés et les particules résultantes sont triées par grosseur à l'aide de tamis. La grosseur des grains varie entre 12 et 600. Ces chiffres indiquent le nombre d'orifices par pouce linéaire d'un tamis (Koch 1964; Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Wengert 1988). Une classe particulière de grosseur des grains pourra varier légèrement par rapport à chaque fabricant et produira des résultats différents. Il y a trois systèmes de classement pour la grandeur des grains: le MICRO, l'ANSI (American National Standards Institute) et le FEPA (Federation of European Producers of Abrasives) ou grade « P » (Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Tichy 1997).

Les papiers sablés sont aussi classés selon la densité du poudrage: une structure ouverte (*open coat*) ou une structure fermée (*closed coat*). La structure ouverte présente entre 40% et 70% de la surface totale du papier couverte par les grains abrasifs. Le type fermé présente toute sa surface couverte par les grains abrasifs (Deniston 1949; Koch 1964; Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Wengert 1988; Juan 1992; Tichy 1997).

La faible quantité de grains des papiers sablés du type ouvert rend l'usinage plus lent, mais augmente la tolérance du papier sablé à l'encrassement par la poussière du bois et augmente sa flexibilité. Ce type de papier est généralement employé dans les premières étapes du

ponçage. Étant donné qu'il possède moins de matériau abrasif que celui du type fermé, le papier sablé ouvert a une durabilité réduite. Le ponçage à l'aide de ce type de papier sablé exige l'utilisation d'un plus grand nombre d'étapes de ponçage. Les papiers sablés ouverts sont typiquement employés pour le ponçage du bois et des couches intermédiaires des revêtements de finition (Deniston 1949; Koch 1964; Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Wengert 1988; Juan 1992; Tichy 1997).

D'autre part, les papiers sablés du type fermé coupent plus vite, mais deviennent plus facilement encrassés par la poussière. Ces papiers sablés produisent des rainures plus fines et donc une surface plus lisse (Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Tichy 1997). Beaty (1983) recommande le papier sablé fermé pour toute situation où l'encrassement des grains abrasifs par la poussière n'est pas une complication importante. Hall et Heard (1982) suggèrent l'emploi général de ce type de papier sablé, sauf si le ponçage est fait sur des surfaces couvertes avec de la peinture ou du vernis.

## **1.2.2 Matériaux pour la fabrication des abrasifs**

Le grain abrasif employé dans la fabrication de papiers sablés doit être dur, tranchant, résistant à l'usure et à l'augmentation de température (Beaty 1983; Juan 1992). L'usage des abrasifs naturels est actuellement restreint au ponçage manuel car le ponçage mécanique est effectué à l'aide des abrasifs artificiels (Heurtematte et al. 1985). Dans le cadre du présent travail, on a étudié l'effet de deux minéraux abrasifs artificiels, soit l'oxyde d'aluminium et le carbure de silicium, sur la qualité de surfaces de bois poncées.

### **1.2.2.1 L'oxyde d'aluminium**

L'oxyde d'aluminium ou corindon est manufacturé en fusionnant la bauxite avec du coke et de l'acier dans un four électrique à des températures très élevées, soit autour de 1900°C, ce qui résulte dans un matériau composé d'environ 50% d'oxyde d'aluminium (Deniston 1949; Koch 1964; Hall et Heard 1982; Juan 1992).

Les grains d'oxyde d'aluminium sont plus affûtés, plus durs (dureté de 9,5 dans l'échelle Moh et masse volumique de 3960 kg/m<sup>3</sup>) et plus chers que le grenat, en plus d'être plus durables et plus coupants. L'oxyde d'aluminium peut être utilisé à hautes pressions et à très hautes vitesses, étant indiqué pour le ponçage de bois durs (Lister 1948; Deniston 1949; Koch 1964; Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Cassens et Feist 1983; Heurtematte et al. 1985; Wengert 1988). Quelques auteurs le considèrent comme le meilleur abrasif pour le ponçage du bois (Deniston 1949; Hall et Heard 1982). Lorsque la dureté est le critère principal à considérer, l'oxyde d'aluminium s'avère meilleur que tous les autres abrasifs (Beaty 1983).

#### **1.2.2.2 Le carbure de silicium**

Le carbure de silicium est produit à partir du sable (SiO<sub>2</sub>), du coke et de petites quantités de sciure et de sel combinés à 2200°C. Il a une dureté 9,6 dans l'échelle Moh, similaire à celle du diamant, ayant toutefois le désavantage d'être cassant. Bien qu'il ne soit pas le plus lourd (masse volumique de 3200 kg/m<sup>3</sup>), ce minéral est le plus dur et le mieux coupant de ceux utilisés pour le ponçage du bois (Koch 1964; Hall et Heard 1982; Beaty 1983; Heurtematte et al. 1985; Wengert 1988).

Le carbure de silicium est normalement utilisé pour la fabrication de papiers sablés grossiers (Hall et Heard 1982). Ce minéral ne supporte pas les hautes pressions, étant toutefois excellent pour le ponçage léger (Koch 1964; Beaty 1983; Wengert 1988; Taylor et al. 1999). Il est également indiqué pour le ponçage de peintures d'apprêt, de laques et de vernis (Beaty 1983; Heurtematte et al. 1985).

Taylor et al. (1999) rapportent que le carbure de silicium a produit des surfaces plus lisses que celles produites à l'aide de l'oxyde d'aluminium, principalement lors du ponçage grossier. Juan (1992) signale toutefois que le carbure de silicium laisse des rainures plus profondes et étroites que celles produites par l'oxyde d'aluminium. Cet abrasif s'avère supérieur à tous les autres abrasifs pour son aptitude à pénétrer et à couper rapidement, principalement dans les applications où une faible pression est employée (Beaty 1983).

### 1.2.3 Procédé de ponçage

Plusieurs recherches ont été effectuées sur l'optimisation du procédé de ponçage du bois. Ces travaux ont étudié, parmi d'autres facteurs, la grosseur des grains abrasifs (Hamamoto 1974; Stewart 1978b; Manev 1992; Jirous-Rajkovic 1992; Taylor et al. 1999), les matériaux des grains abrasifs (Stewart 1978b; Taylor et al. 1999), la fréquence de vibration des ponceuses (Hamamoto et Mori 1973; Hamamoto 1974), l'orientation du ponçage (Kato et Fukui 1976; Manev 1992; Jirous-Rajkovic 1992; Taylor et al. 1999), la pression exercée (Hamamoto et Mori 1973; Hamamoto 1974; Stewart 1978b; Taylor et al. 1999), la vitesse du ponçage (Hamamoto et Mori 1973) et l'usure des grains abrasifs (Umetsu et al. 1978; Jirous-Rajkovic 1993; Westkämper et Riegel 1995).

En général, un programme de ponçage débute avec des papiers sablés grossiers suivis par des étapes plus fines (Deniston 1949; Beaty 1983; Williams et Morris 1998). Les papiers sablés à grains plus grands sont destinés au ponçage plus grossier, rapide et profond, tandis que ceux à grains plus petits servent aux travaux de finition (Hall et Heard 1982; Wengert 1988; Lihra et Ganev 1999). Chaque étape du ponçage doit diminuer les irrégularités à la surface laissées par l'étape précédente. Si les rainures laissées par l'abrasif plus grossier ne sont pas totalement supprimées par l'étape suivante (abrasif plus fin), elles seront probablement visibles une fois le vernis appliqué (Hall et Heard 1982; Tichy 1997; Williams et Morris 1998; Lihra et Ganev 1999). Selon Hall et Heard (1982), la règle principale du ponçage consiste à commencer par la plus fine granulation capable de poncer la surface sans être immédiatement saturée par les particules du bois. À cette règle, Beaty (1983) ajoute qu'il ne faut pas sauter plus qu'une étape de l'échelle de grains lors de la continuation du programme de ponçage.

Selon Cassens et Feist (1983) les surfaces destinées à recevoir des revêtements transparents doivent présenter des rainures suffisamment petites pour ne pas être visibles à l'œil nu, même après l'application du produit de finition. Jirous-Rajkovic (1992) recommande des papiers sablés de grains 100, 150 ou 180 pour le ponçage parallèle au fil du bois de hêtre (*Fagus sylvatica*). Les papiers plus fins n'ont pas changé significativement la rugosité de

surface. Tavita (1998) a employé un ponçage du type 100-180-320 pour évaluer la performance de différents revêtements sur le bois de sesendok (*Endospermum peltatum*). D'autre part, Taylor et al. (1999) se sont servis d'un programme 100-150-220 pour poncer le cerisier (*Prunus serotina*), l'érable à sucre (*Acer saccharum*), le chêne blanc (*Quercus alba*) et le pin (*Pinus strobus*). Lors d'une évaluation des propriétés de ponçage de plusieurs espèces de l'Est du Canada, Lihra et Ganev (1999) ont utilisé une étape unique de ponçage au grain 120. D'autre part, Williams et Morris (1998), pour des espèces de l'Ouest du Canada, ont choisi un programme de ponçage comprenant une étape initiale au grain 80 suivie d'une étape finale au grain 120. Pour le ponçage de bardeaux précédant l'application d'un revêtement de finition, Feist (1999) recommande une seule étape au grain 60. Richter et al. (1995) employèrent une seule étape de ponçage au grain 50 pour évaluer l'effet de la rugosité du bois sur la performance de revêtements de finition.

Il est reconnu que la grosseur de grain utilisée à la dernière étape du ponçage devrait être choisie en fonction de l'espèce, de l'orientation du ponçage et du type de revêtement à être appliqué sur la surface poncée (Beaty 1983; Williams et Morris 1998). Aucune information n'est toutefois disponible concernant l'optimisation du procédé de ponçage par rapport à la performance des revêtements appliqués sur des surfaces poncées. En réalité, la plupart des recommandations susmentionnées visent à obtenir une faible rugosité de surface ou à minimiser l'incidence de défauts d'usinage.

### **1.3 Qualité de surface du bois**

#### **1.3.1 Critères d'évaluation de la qualité de surface**

La qualité de surface peut être facilement jugée à l'aide d'une analyse visuelle des défauts provoqués par l'usinage. Ainsi, plusieurs auteurs se sont servis du pourcentage de planches libres de défauts d'usinage, dans le but d'estimer la qualité des surfaces obtenues par plusieurs procédés sous diverses conditions (Franz 1958; Koch 1964; Cantin 1967; Stewart 1971a; Stewart 1979; Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980; Feist 1983; Stewart 1986; ASTM D 1666 1987; Wengert 1988; Juan 1992; Jones 1994; Williams et Morris 1998; Williams 1999; Lihra et Ganev 1999; Hoadley 2000; Hernández et al. 2001). Stewart

(1986; 1988b) et Hernández et al. (2001) ont mesuré également la profondeur des défauts de surface produits lors du rabotage par coupe périphérique.

Stumbo (1963) recommande que la rugosité soit considérée lors du jugement de la qualité d'une surface de bois. La rugosité est souvent le paramètre principal d'évaluation de la qualité de surface dans les travaux sur le ponçage du bois (Hamamoto et Mori 1973; Kato et Fukui 1976; Manev 1992; Jirous-Rajkovic 1992; Jirous-Rajkovic 1993; Lemaster et Beall 1996; Tavita 1998; Taylor et al. 1999). Stewart (1986), Triboulot et al. (1995) et Hernández et de Moura (2002) se sont également servis de la rugosité pour estimer la qualité de surfaces rabotées.

Le niveau de l'endommagement cellulaire produit par l'usinage d'un bois est également un facteur couramment relié à la qualité de sa surface (River et Miniutti 1975; Jokerst et Stewart 1976; Stewart et Crist 1982; Murmanis et al. 1983; Caster et al. 1985; Stewart 1989; Hernández 1994; Stehr et Johansson 2000; Hernández et Naderi 2001; Hernández et Rojas 2002; Hernández et de Moura 2002). Stehr et Johansson (2000) ont introduit le concept des *couches de faiblesse limite* dans le domaine de la qualité de surface du bois. Ces auteurs font une distinction entre la *couche de faiblesse chimique limite* et la *couche de faiblesse mécanique limite*. La faiblesse chimique est principalement reliée aux extractibles qui migrent à la surface du bois après l'usinage. D'autre part, la faiblesse mécanique est souvent attribuée à l'endommagement cellulaire et à d'autres défauts d'usinage. L'effet du niveau d'endommagement cellulaire sur l'adhésion de revêtements de finition n'est toutefois pas bien élucidé dans la littérature.

D'autre part, plusieurs auteurs suggèrent l'analyse de mouillabilité comme moyen de contrôler la qualité de surface pour l'adhésion de colles et de revêtements de finition sur le bois (Garrett 1964; Lewis et Forrestal 1969; Collett 1972; Elbez 1978; Elbez 1983; Elbez et Bentz 1991; Wulf et al. 1997; Zivanovic-Trbojevic et al. 1999; Podgorski et al. 2000). La qualité de surface du bois pour le vernissage est souvent évaluée par biais de la résistance à l'adhésion du film de vernis ou de l'observation des défauts survenant à la surface du vernis suite à un vieillissement naturel ou accéléré (Arnold et al. 1992; Williams et Feist 1994;

Richter et al. 1995; Tavita 1998; Suleman et Rashid 1999; Yalinkiliç et al. 1999; Pincelli 1999).

### 1.3.1.1 Évaluation de la topographie de surface

La topographie d'une surface indique le niveau de rugosité et d'ondulation, ainsi que la forme et la distribution des aspérités de celle-ci. Le profil primaire d'une surface est composé de données de rugosité et d'ondulation. Le profil de rugosité contient les variations topographiques à faible longueur d'onde, tandis que celui d'ondulation comporte les irrégularités dont la longueur d'onde est plus importante. La délimitation entre les profils de rugosité et d'ondulation va dépendre des conditions de mesure et de filtrage employées lors de l'évaluation topographique (Mummery 1992).

La rugosité moyenne ( $R_a$ ) est probablement le paramètre le plus utilisé lors des études sur la topographie de surface. Ce paramètre correspond à la moyenne des déviations (en module) du profil par rapport à une ligne moyenne. Pour augmenter la sensibilité aux valeurs extrêmes du profil, i.e. sommets et creux, la rugosité moyenne quadratique ( $R_q$ ) peut également être calculée. Ce paramètre est la racine carrée de la moyenne des carrés des déviations par rapport à la moyenne. On mentionne également la hauteur totale de l'ondulation ( $W_t$ ), qui correspond à l'amplitude maximale du profil d'ondulation (ISO 4287-1 1984; Mummery 1992).

Pour l'étude de la forme et de la distribution des aspérités, des paramètres statistiques tels que les coefficients d'asymétrie ( $R_{sk}$ ) et d'aplatissement ( $R_{ku}$ ) peuvent être utilisés. Ces paramètres sont calculés à partir de la courbe de distribution d'amplitude, qui représente la distribution des valeurs des déviations le long de l'amplitude du profil (ISO 4287-1 1984; Mummery 1992). Les premier, deuxième, troisième et quatrième moments de cette courbe correspondent respectivement à sa moyenne, à sa variance, à son asymétrie et à son aplatissement. Une valeur négative de  $R_{sk}$  indique une plus grande concentration de matériau au sommet du relief de rugosité, tandis qu'une valeur positive révèle la prédominance de matériau à la base du profil. D'autre part, une valeur de  $R_{ku}$  inférieure à 3 signifie que les sommets et les creux sont petits et nombreux, tandis qu'une valeur

supérieure à 3 indique la présence d'aspérités grandes, larges et moins nombreuses (Mummery 1992).

La topographie des surfaces de bois est principalement étudiée à l'aide des rugosimètres à palpeur ou de ceux optiques (p. ex. au laser). Bien que les rugosimètres au laser soient les plus indiqués pour la mesure de la rugosité en ligne de production, leurs mesures peuvent être affectées par la couleur et la masse volumique du bois (Sandak et Tanaka 2003). En revanche, les rugosimètres à palpeur fournissent des mesures plus répétitives, plus détaillées et moins affectées par la poussière à la surface (Gurău et al. 2005). Cependant, une controverse existe quant au choix du diamètre de la pointe du palpeur, ainsi que de la charge de contact appliquée lors de l'évaluation de surfaces de bois. Ainsi, plusieurs recommandations et discussions détaillées sur la problématique associée à la mesure de la topographie des surfaces du bois ont été présentées (Peters et Mergen 1971; Usenius 1975; Triboulot 1984). Dans le présent travail, l'évaluation de la rugosité dans les zones sans défauts a été effectuée à l'aide d'un rugosimètre muni d'un palpeur en diamant travaillant à 0,15 N de charge avec une pointe de 5  $\mu\text{m}$  de diamètre et une conicité de 90°. D'autre part, la mesure de la profondeur maximale des défauts de surface produits lors de l'usinage a été réalisée à l'aide d'un rugosimètre au laser.

### **1.3.2 Défauts de surface produits lors de l'usinage**

#### **1.3.2.1 Fil arraché**

Le fil arraché est associé à l'usinage contre le fil. Ce genre de défaut est produit lorsque le fendillement des copeaux suit le fil en face du couteau et en dessous du plan de coupe, laissant des particules de bois rompues et enlevées en dessous du plan de coupe (Franz 1958; Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980) (Figure 1–14).

Le fil arraché survient couramment près des nœuds, où sa profondeur est beaucoup plus prononcée à cause de la déviation du fil (Franz 1958; Hernández et al. 2001). Stewart (1971a) rapporte que le fil arraché le plus élevé pour l'érable à sucre se produit en présence d'une déviation du fil d'environ 10°.

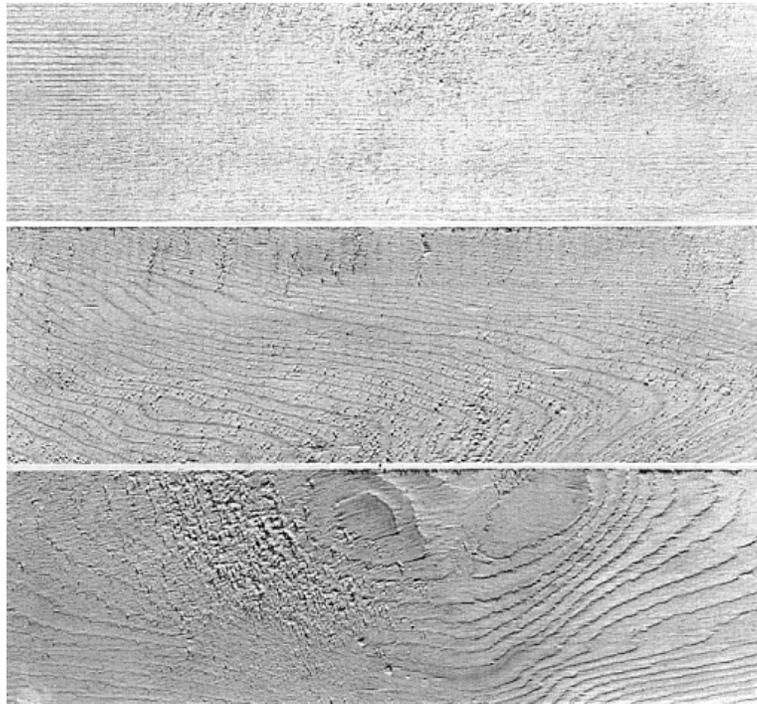


**Figure 1–14.** Divers niveaux de fil arraché à la surface de l'érable à sucre (tirée de ASTM D 1666 1987)

L'augmentation de l'incidence du fil arraché est également associée à des angles d'attaque élevés, à des grandes épaisseurs de coupe et à l'usinage du bois trop sec ou trop humide (Koch 1964; Stewart 1971a; Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980; Stewart 1986; Hernández et al. 2001). Selon Hernández et al. (2001), la profondeur de ce défaut augmente à mesure que l'angle d'attaque augmente de 10° à 30° et que le nombre de marques de couteaux par pouce décroît de 20 à 12.

### **1.3.2.2 Grain laineux ou pelucheux**

Le grain laineux ou pelucheux se présente lorsque la rupture du bois a lieu autant en dessous qu'en dessus du plan de coupe, tout en laissant des fibres ou groupes de fibres incomplètement coupées qui restent à la surface (Franz 1958; Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980) (Figure 1–15). Ce type de défaut devient plus visible lors d'un gonflement des cellules écrasées induit par des agents d'humidification (Panshin et de Zeeuw 1980).



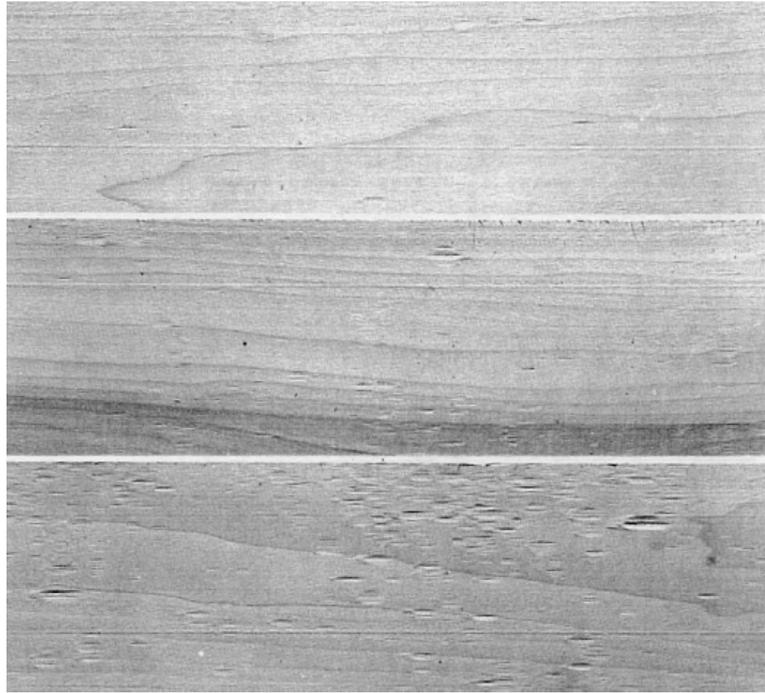
**Figure 1–15.** Divers niveaux de grain laineux ou pelucheux à la surface du sapin Engelmann (tirée de ASTM D 1666 1987)

Le grain pelucheux est plus couramment observé chez les feuillus, principalement en présence du bois de tension (Franz 1958; Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980; Hoadley 2000). Dans ce cas, le grain pelucheux est relié à la présence d'une couche gélatineuse, qui se décolle facilement du reste de la paroi cellulaire lors de l'usinage (Panshin et de Zeeuw 1980).

Les principaux facteurs causant le grain pelucheux sont les couteaux émoussés, les angles d'attaque faibles et le ponçage (Stewart 1980; Hoadley 2000; Hernández et al. 2001). Selon Hernández et al. (2001), l'incidence du grain laineux diminue à mesure que celle du fil arraché augmente.

### 1.3.2.3 Marques de copeaux

Les marques de copeaux sont des enfoncements faits par compression produits par des copeaux pressés contre la surface du bois (Figure 1–16). Les copeaux enlevés sont repris par les couteaux et repassés à travers de la région de coupe, en comprimant des surfaces



**Figure 1–16.** Marques de copeaux à la surface du bouleau jaune (tirée de ASTM D 1666 1987)

déjà coupées. Les marques ainsi produites gonflent lorsqu'elles absorbent de l'humidité. Ce type de défaut est souvent causé par un système d'aspiration déficient et par l'électrostatique (Koch 1964; Stewart 1980; Hoadley 2000).

#### **1.3.2.4 Écrasement cellulaire**

L'écrasement cellulaire résulte de l'application de forces normales élevées sur la surface du bois (Jokerst et Stewart 1976; Stewart et Crist 1982; Stewart 1986; Stewart 1989; Hernández et Naderi 2001; Hernández et Rojas 2002; Hernández et de Moura 2002). La magnitude de ces forces devient importante lorsqu'elle dépasse la contrainte de rupture en compression des tissus ligneux (River et Miniutti 1975). Les forces normales sont plus élevées lors du ponçage, ce qui entraîne un écrasement plus prononcé dans les surfaces ponçées que dans celles rabotées par coupe périphérique (Jokerst et Stewart 1976; Stewart et Crist 1982; Caster et al. 1985).

Lors du rabotage par coupe périphérique, l'écrasement peut se présenter sous forme d'une couche uniformément distribuée sous la surface, comme chez l'érable à sucre (Hernández et Naderi 2001; Hernández et Rojas 2002). Dans d'autres cas, cet écrasement se limite aux régions de cellules plus tendres, comme chez l'épinette (Hernández et Naderi 2001) et le chêne rouge (Hernández et de Moura 2002). Le dommage des surfaces rabotées se manifeste souvent sous forme d'un écrasement des vaisseaux et d'une déviation des rayons ligneux (River et Miniutti 1975). Ce dommage se produit d'abord dans la zone du bois initial et ensuite dans celle du bois final (Jokerst et Stewart 1976).

### **1.3.2.5 Défauts reliés au ponçage**

Lors du ponçage, en plus de l'écrasement cellulaire, on observe un échauffement de la surface du bois par friction. Ainsi, les défauts plus couramment associés au ponçage sont le grain pelucheux et les brûlures de surface (Panshin et de Zeeuw 1980; Stewart 1980; Wengert 1988; Juan 1992; Williams et Morris 1998). Les abrasifs émoussés augmentent la fréquence du grain pelucheux (Wengert 1988).

Juan (1992) énumère quelques défauts pouvant apparaître sur les surfaces poncées, soit: des marques transversales régulières provenant souvent du joint de la bande; des rainures visibles après le ponçage; des traces éparses et irrégulières dues à des grains abrasifs qui se détachent du papier sablé; et des zones non poncées, les abrasifs ayant été arrachés à un endroit de la bande. Beaty (1983) ajoute que des grains abrasifs trop grands irrégulièrement distribués peuvent nuire à l'apparence de la surface poncée.

## **1.4 Adhésion à une surface**

L'adhésion peut être définie comme l'ensemble des phénomènes qui expliquent l'établissement de liaisons entre deux surfaces (Couvrat 1990). L'ASTM D 907 (1997) définit l'adhésion comme la condition dans laquelle deux surfaces sont tenues ensemble par des forces à l'interface, lesquelles peuvent être des forces de valence et/ou des forces ayant une action d'ancrage. La performance ou durabilité d'un revêtement de finition est

couramment reliée à l'adhésion de son film à la surface du bois (Dight 1966; Ashton 1968; Vasishth et al. 1974; Mittal 1978; Bull et Rickerby 1991).

#### **1.4.1 Théories d'adhésion**

##### **1.4.1.1 Théorie mécanique**

Selon la théorie mécanique, l'adhésion résulte de la pénétration et du durcissement de l'adhésif dans les aspérités et pores d'une surface. La rugosité et la porosité sont ainsi des facteurs favorables à l'adhésion (Heitler 1966; Allen 1967; Couvrat 1990; Pizzi et Mittal 1994). Pour certains auteurs, l'action mécanique d'adhésion existe, mais sa contribution à l'adhésion totale est secondaire et non durable (Heitler 1966; Lewis et Forrestal 1969; Pizzi et Mittal 1994). Selon Boehme et Hora (1996), la qualité d'adhésion dépend de la liaison mécanique entre l'adhésif et les particules de bois. En revanche, Allen (1967) critique l'application de cette théorie au bois.

##### **1.4.1.1.1 Effet de la pénétration sur l'adhésion mécanique**

Une bonne pénétration du revêtement confère un meilleur ancrage mécanique de son film et améliore également d'autres mécanismes d'adhésion au moyen de l'augmentation de la surface effective de contact entre le revêtement et les parois cellulaires (Lewis et Forrestal 1969; Vasishth et al. 1974; Liptáková et Kúdela 1994; de Meijer et al. 1998). Vasishth et al. (1974) ont constaté que la pénétration du revêtement dans les vaisseaux a contribué à une forte adhésion du film à la surface du bois.

La pénétration des revêtements dans le bois est reliée au nombre de cellules ouvertes par l'usinage produisant des structures tubulaires qui aident la conduction des fluides vers l'intérieur du bois (Middleton 1996). Le nombre de voies de pénétration est réduit par le ponçage, du à l'écrasement cellulaire et à l'obstruction de cellules par la poussière générée, principalement pendant le ponçage plus fin (de Meijer et al. 1998). D'ailleurs, du à son effet sur la surface du bois, le ponçage réduit l'influence des caractéristiques anatomiques des espèces sur le comportement du produit de finition (Richter et al. 1995).

#### **1.4.1.1.2 Effet de la rugosité sur l'adhésion mécanique**

La rugosité du substrat affecte la surface disponible pour l'adhésion (Wenzel 1936; Reegen et Ilkka 1961; Parker et Taylor 1966; Pizzi et Mittal 1994; Hernández et de Moura 2002). En plus, la rugosité empêche la propagation de ruptures à travers d'un plan de faiblesse, comme il pourrait arriver dans une surface lisse (Pizzi et Mittal 1994). Une rugosité excessive peut toutefois nuire à l'adhésion, car le mouillage ne serait pas réalisé dans les creux, constituant ainsi des zones de faiblesse. De plus, une concentration de contraintes pourrait être produite au sommet des aspérités (Couvrat 1990).

Quelques auteurs mentionnent le traitement mécanique des surfaces visant à les rendre plus rugueuses pour améliorer l'adhésion (Zisman 1963; Parker et Taylor 1966; Collett 1972). Les travaux de Triboulot et al. (1995) et de Hernández et de Moura (2002) associent une meilleure adhésion du bois à des rugosités plus élevées. En revanche, Collett (1972) affirme que la rugosité et la contamination du bois sont les principaux facteurs qui limitent les interactions d'adhésion.

#### **1.4.1.2 Théorie électrique**

La théorie électrique soutient que l'adhésion serait due à l'établissement de forces électrostatiques à l'interface adhésif/substrat. Une couche double de charges électriques serait ainsi formée à l'interface adhésif/substrat, contribuant significativement à l'adhésion (Parker et Taylor 1966; Allen 1967; Lewis et Forrestal 1969; Couvrat 1990; Pizzi et Mittal 1994). L'application de cette théorie pour le bois semble incertaine, étant donné qu'aucune évidence expérimentale de sa validité n'a été rapportée (Pizzi et Mittal 1994).

#### **1.4.1.3 Théorie de la diffusion**

Selon la théorie de la diffusion, il y a une diffusion ou une pénétration de molécules entre les deux surfaces en contact, supposant la solubilité mutuelle des matériaux (Heitler 1966; Parker et Taylor 1966; Allen 1967; Huntsberger 1967; Couvrat 1990). Ainsi, l'adhésion serait attribuée à l'ancrage moléculaire, pouvant donc être considérée comme l'adhésion mécanique à échelle moléculaire (Heitler 1966; Lewis et Forrestal 1969).

La diffusion pourrait donc se produire entre les polymères amorphes du bois, comme la lignine, les hémicelluloses et la portion amorphe de la cellulose, et les adhésifs également amorphes (Pizzi et Mittal 1994). Dans ce cas, l'adhésion se produirait dans une interface tridimensionnelle, i.e. interphase, formée par la transition entre les polymères assemblés. Le degré d'adhésion dépendrait du nombre et de la longueur des molécules traversant cette interface (Allen 1967).

D'après Huntsberger (1967) et Pizzi et Mittal (1994), la contribution de ce mécanisme à l'adhésion totale semble être faible. Lewis et Forrestal (1969) signalent toutefois que la diffusion peut être importante pour les surfaces poreuses et rugueuses.

#### **1.4.1.4 Théorie de l'adhésion spécifique**

La théorie de l'adhésion spécifique soutient qu'un adhésif adhère à un substrat à cause des forces moléculaires et atomiques établies entre les deux matériaux. Les forces secondaires comme celles de van der Waals, les ponts d'hydrogène et les forces électrostatiques sont également reconnues ainsi que les liaisons ioniques, covalentes et métalliques (Heitler 1966; Maugis 1983; Pizzi et Mittal 1994). Selon cette théorie, les liaisons seraient du même type que celles responsables de la cohésion (ASTM D 907 1997).

Selon Pizzi et Mittal (1994), cette théorie est sûrement la plus acceptée et applicable. Elbez et Bentz (1991) ajoutent que l'association de l'effet de mouillage et de la théorie de l'adhésion spécifique permet la détermination de l'énergie totale d'adhésion.

#### **1.4.1.5 Théorie des liaisons covalentes**

Cette théorie interprète l'adhésion par la formation de liaisons covalentes (liaisons fortes) entre les deux corps en contact (la liaison covalente résulte de la mise en commun des électrons par deux atomes) (Couvrat 1990). Selon Collett (1972), les liaisons covalentes pourraient être très importantes pour l'adhésion, car elles seraient établies entre les composantes du bois et plusieurs résines synthétiques. Cette théorie n'existe que dans le domaine de l'adhésion du bois (Pizzi et Mittal 1994).

### 1.4.2 Mouillabilité de surface

Le mouillage est le plus fondamental et le plus étudié des phénomènes reliés à l'adhésion. Le mot « mouillage » désigne l'ensemble des phénomènes d'adhésion, de pénétration et de dispersion survenant lorsqu'un liquide fait contact avec une surface solide (Collett 1972; Kazayawoko et al. 1997; Nussbaum 1999; Shi et Gardner 2001). Selon Lewis et Forrestal (1969), le mécanisme d'adhésion est manifesté par le mouillage suivi du durcissement de l'adhésif.

Le mouillage peut être considéré comme l'achèvement du contact moléculaire entre le liquide et le solide (Huntsberger 1963). Étant donné que les forces d'attraction ont un champ d'action du même ordre de grandeur que les distances moléculaires, le contact étroit entre l'adhésif et le substrat s'avère une condition obligatoire d'une bonne adhésion (Sharpe et Schonhorn 1963; Huntsberger 1967; Collett 1972; Elbez et Bentz 1991). Dans ce contexte, la mouillabilité est intimement reliée à l'adhésion, car elle permet qu'un maximum de liaisons puisse s'établir à l'interface de contact, garantissant ainsi une adhésion optimale entre le revêtement et le bois (Sharpe et Schonhorn 1963; Allen 1967; Alner 1968; Collett 1972; Maugis 1983; Couvrat 1990; Elbez et Bentz 1991; Maldas et Kamdem 1998; Podgorski et al. 2000). Indépendamment du type de produit appliqué, une bonne mouillabilité du substrat est nécessaire afin d'obtenir un revêtement de haute qualité (Wulf et al. 1997).

En plus, si un produit de finition devient solide sans avoir complètement mouillé la surface, un réseau de boules d'air (ou de vapeur) se formera entre le film et le substrat (Zisman 1963; Huntsberger 1963; Sharpe et Schonhorn 1963; Garrett 1964; Gray 1964; Gray 1965; Dight 1966; Allen 1967; Huntsberger 1967; Dahlquist 1968; Lewis et Forrestal 1969; Bikerman 1978; Maugis 1983; Adamson et Gast 1997; Wulf et al. 1997). Lorsqu'un effort de séparation est appliqué, la rupture se propagera d'une bulle à l'autre, puisque la couche d'air constitue une zone de faiblesse mécanique à l'interface (Zisman 1963; Gray 1965; Dight 1966; Dahlquist 1968; Lewis et Forrestal 1969; Bikerman 1978; Stehr et Johansson 2000). Il est donc important que l'adhésif mouille complètement les creux et capillarités de

la surface du substrat (Zisman 1963; Garrett 1964; Gray 1965; Parker et Taylor 1966; Allen 1967; Dahlquist 1968; Collett 1972; Bikerman 1978; Couvrat 1990).

Il y a toutefois d'autres exigences pour une bonne adhésion en plus d'un bon mouillage (Gray 1965; Lewis et Forrestal 1969; Couvrat 1990). Il faut que des liaisons soient formées entre l'adhésif et le substrat, sans lesquelles il ne serait pas nécessaire d'avoir un contact parfait (Gray 1965; Couvrat 1990). L'étude isolée de la mouillabilité ne devrait donc pas fournir des corrélations directes avec la performance d'un adhésif appliqué sur une surface (Lewis et Forrestal 1969). La mouillabilité s'avère toutefois un critère important pour l'évaluation des propriétés d'adhésion du bois (Zhang et al. 1997). Des corrélations positives entre l'adhésion et la mouillabilité de surfaces de bois furent rapportées par plusieurs auteurs (Collett 1972; Elbez 1978; Elbez 1983; Elbez et Bentz 1991; Zivanovic-Trbojevic et al. 1999; Podgorski et al. 2000).

#### **1.4.2.1 Énergies régissant le mouillage**

Le phénomène de mouillage peut être vu comme la manifestation macroscopique des forces intermoléculaires agissant à l'interface solide/liquide (Wålinder 2000). Les quantités qui régissent le mouillage d'un adhésif sur un substrat sont l'énergie de la surface du solide  $\gamma_{sv}$ , la tension superficielle du liquide  $\gamma_{lv}$  et l'énergie à l'interface de contact entre le liquide et le solide  $\gamma_{sl}$  (Gray 1965; Nguyen et Johns 1978).

Dans un liquide, les molécules sont soumises à des forces d'attraction provenant de toutes les directions (Garrett 1964). La tension superficielle d'un liquide  $\gamma_{lv}$  est caractérisée par ses forces d'attraction intermoléculaire, c'est-à-dire par sa cohésion (Fowkes 1964; Alner 1968; Couvrat 1990). Pour accroître la surface d'un liquide, il faut surmonter ses forces de cohésion internes (Couvrat 1990). Ainsi, le mouillage se produira si la surface du solide attire les molécules du liquide avec des forces supérieures à celles de cohésion de celui-ci (Alner 1968; Collett 1972).

Dans la pratique, un liquide tendra à mouiller la surface d'un substrat solide si sa tension superficielle est inférieure ou égale à l'énergie de la surface du substrat (Garrett 1964; Gray

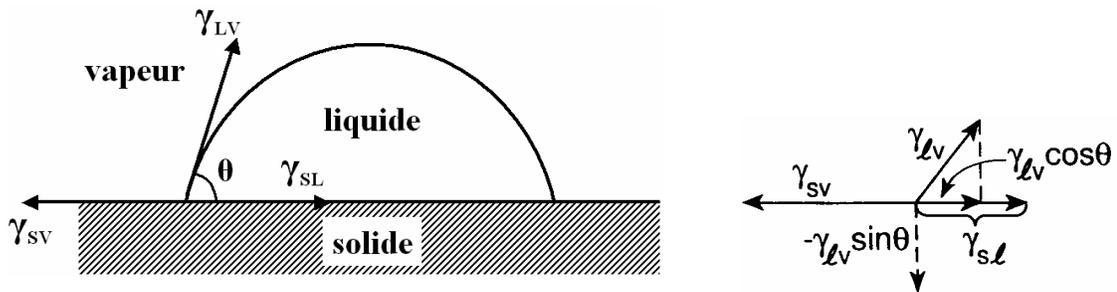
1964; Heitler 1966; Parker et Taylor 1966; Alner 1968; Nguyen et Johns 1978; Couvrat 1990). D'après Dolenko et al. (1974), l'énergie de surface du bois doit être la plus proche possible de la tension superficielle de la solution mouillante. Selon Gray (1965), pour avoir un mouillage adéquat,  $\gamma_{sv}$  doit être le plus élevé possible, tandis que  $\gamma_{lv}$  et  $\gamma_{sl}$  doivent être moindres. Dahlquist (1968) explique que, si la tension superficielle de l'adhésif dans sa phase liquide est plus élevée que l'énergie de surface du substrat solide, le mouillage sera incomplet et l'adhésion sera déficiente.

En plus de la tension superficielle, la viscosité du liquide joue également un rôle important lors du mouillage: la surface sera de plus en plus difficile à mouiller à mesure que le liquide devient visqueux (Heitler 1966; Huntsberger 1967; Collett 1972). L'adhésif à l'état liquide doit avoir une viscosité et une tension superficielle faibles, tout en étant capable de s'étaler sur la surface soit spontanément, soit à l'aide d'une pression et/ou de la chaleur (Heitler 1966; Collett 1972).

Le contact entre les phases liquide et solide entraîne la présence d'une énergie à l'interface. Cette énergie est produite principalement à cause d'une disparité des polarités des deux phases mises en contact. Les interactions à l'interface peuvent être polaires ou apolaires (de dispersion). Les interactions polaires incluent les types dipôle-dipôle, dipôle-induit dipôle et d'autres. Parmi les interactions polaires, celles prédominantes sont du type dipôle-dipôle (Wu 1971).

#### **1.4.2.2 Angles de contact et l'équation de Young**

La mouillabilité peut être exprimée au moyen de l'angle de contact formé entre la surface horizontale du substrat et la surface d'une goutte d'un liquide donné ou par le cosinus de cet angle (Figure 1-17). Ainsi, un angle de contact faible indique une bonne mouillabilité de la surface (Zisman 1961; Zisman 1963; Garrett 1964; Parker et Taylor 1966; Collett 1972; Elbez 1978; Elbez 1983; Kalnins et Feist 1993; Kalnins et Knaebe 1993; Johnson Jr. et Dettre 1993; Adamson et Gast 1997). C'est le cas des surfaces de bois hydrophiles qui forment des angles de contact faibles. D'autre part, des angles élevés sont propres aux bois hydrophobes (Boehme et Hora 1996). Lorsque l'énergie de surface du solide est élevée et la



**Figure 1–17.** Goutte d'un liquide en équilibre (à droite) (adaptée de Rozumek et Elbez 1985) et énergies du système (à gauche) (adaptée de Good 1993)

tension superficielle du liquide est faible, on s'attend à observer des angles de contact faibles (Jordan et Wellons 1977; Wulf et al. 1997).

Si la goutte d'un liquide ne s'étale pas complètement, une condition d'équilibre est établie dans un point en contact simultané avec les phases solide, liquide et gazeuse (Alner 1968; Collett 1972; Good 1993). La Figure 1–17 montre la situation d'équilibre d'une goutte déposée sur une surface solide, ainsi que les énergies affectant la condition du liquide. L'équilibre des forces est exprimé au moyen de l'équation classique de Young:

$$\gamma_{sv} - \gamma_{sl} = \gamma_{lv} \cdot \cos \theta_w \quad (3)$$

où  $\gamma_{sv}$ ,  $\gamma_{sl}$  et  $\gamma_{lv}$  représentent respectivement l'énergie de surface du solide, l'énergie interfaciale liquide/solide et la tension superficielle du liquide.  $\theta_w$  est l'angle de contact pour une surface parfaitement lisse.

Étant donné que l'on visualise plus facilement des valeurs de force que celles d'énergie, il a été décidé, par convention, de définir des forces (tensions superficielles) comme étant numériquement égales aux valeurs des énergies et de les considérer comme des grandeurs vectorielles. Ainsi, les valeurs d'énergie sont substituées par celles de force, exprimées en mN/m (Wenzel 1936). Ce raisonnement permet ainsi de représenter des énergies au moyen de vecteurs (Figure 1–17).

### 1.4.2.3 Quantification de l'énergie de surface d'un solide

L'équation de Young possède quatre variables dont seulement la tension superficielle du liquide et l'angle de contact peuvent être mesurés directement. Pour le calcul de l'énergie de surface du solide ( $\gamma_{sv}$ ), une deuxième équation est nécessaire afin d'éliminer l'énergie interfaciale ( $\gamma_{sl}$ ) de l'équation de Young. Pour cela, plusieurs modèles mathématiques sont disponibles dont trois sont présentés ci bas.

#### 1.4.2.3.1 Loi de Berthelot

La Loi de Berthelot est basée sur des interactions moléculaires. Cette loi est exprimée par l'équation suivante (Kwok et Neumann 2000):

$$\gamma_{sl} = \gamma_{sv} + \gamma_{lv} - 2 \cdot (\gamma_{sv} \cdot \gamma_{lv})^{1/2} \quad (4)$$

En combinant cette équation avec celle de Young, on obtient l'équation qui suit (Wu 1982; Kwok et Neumann 2000):

$$\cos \theta = 2 \cdot \left( \frac{\gamma_{sv}}{\gamma_{lv}} \right)^{1/2} - 1 \quad (5)$$

D'après Wu (1982), cette méthode doit être employée à l'aide d'une série de liquides ayant différentes tensions superficielles. Ainsi, des valeurs spécifiques d'énergie de surface sont obtenues pour chaque liquide. La valeur maximale calculée peut être alors considérée comme celle plus proche de l'énergie réelle de la surface. Cette technique fournit des résultats similaires à ceux obtenus au moyen d'autres méthodes.

#### 1.4.2.3.2 Moyennes géométrique et harmonique

Les équations présentées plus bas sont des outils importants pour déterminer la composante de dispersion de l'énergie de surface  $\gamma_s^d$ , ainsi que celle polaire  $\gamma_s^p$ , au moyen de la mesure des angles de contact de deux liquides ayant des  $\gamma_l^d$  (composantes de dispersion de la tension superficielle) et des  $\gamma_l^p$  (composantes polaires de la tension superficielle)

différentes. La somme de  $\gamma_s^d$  avec  $\gamma_s^p$  fournit une approximation raisonnable de l'énergie totale de la surface du solide  $\gamma_{sv}$  (Nguyen et Johns 1978).

La première équation concerne la méthode de la « moyenne géométrique » proposée par Owens et Wendt (1969):

$$\gamma_{sl} = \gamma_{sv} + \gamma_{lv} - 2 \cdot \left( \gamma_l^d \cdot \gamma_s^d \right)^{1/2} - 2 \cdot \left( \gamma_l^p \cdot \gamma_s^p \right)^{1/2} \quad (6)$$

L'équation (6), combinée avec celle de Young, fournit l'expression mathématique suivante:

$$\gamma_{lv} \cdot (\cos \theta + 1) = 2 \cdot \left( \gamma_l^d \cdot \gamma_s^d \right)^{1/2} + 2 \cdot \left( \gamma_l^p \cdot \gamma_s^p \right)^{1/2} \quad (7)$$

Selon Wu (1971), cette méthode fournit des valeurs de polarité faibles et incorrectes.

Une deuxième équation fut proposée par Wu (1971) dans le cadre de la méthode de la « moyenne harmonique »:

$$\gamma_{sl} = \gamma_{sv} + \gamma_{lv} - \frac{4 \cdot \gamma_s^d \cdot \gamma_l^d}{\gamma_s^d + \gamma_l^d} - \frac{4 \cdot \gamma_s^p \cdot \gamma_l^p}{\gamma_s^p + \gamma_l^p} \quad (8)$$

En combinant cette équation avec celle de Young, on obtient:

$$\gamma_{lv} \cdot (1 + \cos \theta) = \frac{4 \cdot \gamma_s^d \cdot \gamma_l^d}{\gamma_s^d + \gamma_l^d} + \frac{4 \cdot \gamma_s^p \cdot \gamma_l^p}{\gamma_s^p + \gamma_l^p} \quad (9)$$

Puisque les valeurs de  $\gamma_l^d$ , de  $\gamma_l^p$ , de  $\gamma_{lv}$  et de  $\cos \theta$  sont connues pour les deux liquides utilisés, il est possible d'établir un système de deux équations avec deux inconnues. Ce raisonnement est valide pour les deux méthodes mentionnées dans ce paragraphe. Ainsi, les valeurs de  $\gamma_s^d$  et de  $\gamma_s^p$  peuvent être déterminées au moyen du système d'équations établi.

Nguyen et Johns (1978) favorisent l'usage de la méthode de la moyenne harmonique pour l'étude de surfaces de bois.

#### 1.4.2.4 Indices de dispersion et de pénétration

L'angle de contact peut servir à indiquer la tendance de pénétration d'un fluide dans la surface d'un substrat poreux (Parker et Taylor 1966; Liptáková et Kúdela 1994; Boehme et Hora 1996; Maldas et Kamdem 1999; Shi et Gardner 2001; de Meijer et al. 2001). Le taux de diminution de l'angle de contact indique la rapidité avec laquelle le bois absorbe de l'eau (Maldas et Kamdem 1999). Selon ce principe, Shi et Gardner (2001) proposent la « valeur  $K$  » pour quantifier l'aptitude du liquide à s'étaler et à pénétrer sur la structure poreuse du bois. Pour le calcul de ce paramètre, les auteurs présentent l'expression suivante:

$$\theta = \frac{\theta_i \cdot \theta_e}{\theta_i + (\theta_e - \theta_i) \cdot \exp \left[ K \cdot \left( \frac{\theta_e}{\theta_e - \theta_i} \right) \cdot t \right]} \quad (10)$$

où  $\theta_i$  est l'angle initial et  $\theta_e$  représente l'angle d'équilibre de la goutte. En effet, l'évaluation d'un angle de contact isolé (ex. l'angle initial) ne fournit aucune conclusion générale sur la pénétration d'un liquide (Boehme et Hora 1996).

Au fur et à mesure que la valeur  $K$  augmente, l'angle de contact atteint son équilibre plus rapidement. Des valeurs élevées de  $K$  indiquent donc une pénétration et une dispersion plus rapides du liquide sur la surface du bois (Shi et Gardner 2001).

Dans le but de quantifier la rapidité de dispersion d'un liquide, Elbez (1983) recommande d'enregistrer le temps nécessaire pour arriver à une valeur de  $\cos \theta = 0,9$ , c'est-à-dire à la dispersion presque complète. Boehme et Hora (1996) utilisèrent la différence entre l'angle de contact au temps 0 et celui à 8 secondes comme un indice de la rapidité de pénétration du liquide. D'autres auteurs se sont basés sur la diminution graduelle du volume de gouttes d'eau déposées sur la surface du bois, sans considérer l'effet de l'évaporation (Liptáková et Kúdela 1994; Denesuk et al. 1993). de Meijer et al. (2001) signalent toutefois qu'une partie importante de la réduction du volume peut être causée par l'évaporation du liquide.

#### **1.4.2.5 Effet de la rugosité et de l'usinage sur la mouillabilité**

Bien que la rugosité n'ait pas d'effet sur l'énergie de surface, elle joue un rôle important dans les propriétés de mouillage d'un bois (Wenzel 1936; Maldas et Kamdem 1999). La formation de bulles d'air à l'interface est plus grave pour les adhésifs à angles de contact élevés appliqués sur des surfaces rugueuses (Zisman 1963; Lewis et Forrestal 1969). D'autre part, il est reconnu que l'augmentation de la rugosité cause une accélération de la dispersion du liquide sur la surface (Wenzel 1936; Parker et Taylor 1966; Lewis et Forrestal 1969; Maugis 1983).

La capillarité affecte la dispersion d'un liquide sur une surface (Lewis et Forrestal 1969). En absence de pressions externes, la force principale du mouillage est celle de capillarité (Huntsberger 1967). Le liquide tendra à s'étaler davantage parallèlement que perpendiculairement aux rainures. Le mouillage complet sera toutefois plus difficile à obtenir à mesure que les rainures deviennent plus étroites et profondes (Garrett 1964). Dans le présent travail, on va supposer que les traitements d'usinage de finition produisant des surfaces plus rugueuses tendront à procurer une action de capillarité plus prononcée.

Certains auteurs suggèrent que l'oxydation entraîne une augmentation de l'énergie et de la mouillabilité des surfaces de bois (Gray 1964; Podgorski et al. 2000; Wålinder 2002). Podgorski et al. (2000) ajoutent que l'oxydation du bois favorise l'adhésion des résines époxy et des polyuréthanes. Dans ce contexte, on suppose que les procédés d'usinage de finition produisant un effet d'oxydation peuvent procurer une augmentation de l'énergie de surface, pouvant contribuer à l'amélioration de la mouillabilité et de l'adhésion. On ne s'attend toutefois pas à observer des différences très importantes d'énergie chez les surfaces étudiées.

### **1.5 Vernissage du bois**

La finition représente une des plus importantes étapes pour ajouter de la valeur aux produits en bois. Étant le critère le plus évident de la qualité du produit, la finition exerce un impact majeur sur les décisions d'achat du consommateur (Tichy 1997). La fonction principale des

revêtements de finition est de protéger la surface du bois, de même que de maintenir une certaine apparence et de la rendre facile à nettoyer. Dans ce contexte, les vernis sont généralement employés lorsqu'on désire augmenter la durabilité d'une surface de bois, tout en préservant son apparence naturelle (Estrada 1958; Feist 1983; Williams 1983; Richter et al. 1995; Probst et al. 1997; Suleman et Rashid 1999; Williams 1999; Carlson 2002).

### **1.5.1 Caractéristiques des vernis**

Il y a deux types de produits de finition du bois: ceux qui pénètrent totalement dans le bois ne laissant aucune couche sur sa surface, soit par exemple les produits de préservation, les peintures d'apprêt translucides et les traitements chimiques; et ceux qui forment une couche sur la surface du bois, parmi lesquels on retrouve les peintures de finition et les vernis (Feist 1983; Williams 1995; Knaebe 1995; Falk et Williams 1997).

Les vernis sont des produits qui forment un film dur, transparent, doté de qualités protectrices, décoratives ou techniques particulières. Ils se distinguent des peintures principalement par l'absence de couleurs et par la dureté de leur film (Williams 1983; ISO 4618/1 1985; Blandford 1987; Cliffe 1990). Généralement, les vernis sont constitués d'une résine, d'une huile, d'un solvant et d'un accélérateur de séchage. Chez les vernis synthétiques, l'huile et la résine sont altérées afin d'en améliorer la résistance aux intempéries et d'en accélérer le séchage (Cliffe 1990). Les polyuréthanes sont les plus populaires vernis synthétiques (Hutchings et al. 1982; Cassens et Feist 1983). Ils présentent une bonne combinaison de dureté et de flexibilité, pouvant être employés sur les parquets, les cabinets et les meubles d'intérieur en général (Tichy 1997).

Les revêtements transparents, dont les vernis, ne sont pas adéquats pour la protection du bois à l'extérieur, car les radiations solaires UV (ultraviolettes) pénètrent à travers le film transparent en dégradant et photo-oxydant le bois et le film, principalement en présence d'humidité (Estrada 1958; Collier 1967; Ashton 1968; Feist 1983; Williams 1983; Feist 1988; Kropf et al. 1994; Knaebe 1995; Williams et al. 1996; Falk et Williams 1997; Williams 1999; Yalinkiliç et al. 1999; Suleman et Rashid 1999; Carlson 2002). En plus, le film transparent devient cassant suite à l'exposition au soleil (Williams et al. 1996). Bard

(1978) déconseille l'usage des vernis à base de polyuréthane à l'extérieur, puisqu'ils craquent en présence des facteurs climatiques. Yalinkiliç et al. (1999) constatèrent toutefois que le revêtement à base de polyuréthane fut le plus dur et plus stable après un vieillissement naturel.

Le film de vernis idéal devrait avoir une souplesse suffisante pour s'accommoder aux variations dimensionnelles induites par les cycles climatiques, tout en conservant toutefois sa dureté pour être capable de protéger la surface du substrat (Dight 1966; Ashton 1968; Back et Sandström 1982; Probst et al. 1997). Selon Heitler (1966), l'adhésif solide devrait présenter des propriétés physiques similaires à celles du substrat. Ashton (1968) affirme que les revêtements récemment appliqués sont généralement capables de supporter des extensions dépassant 5%. Cependant, quelques revêtements perdent rapidement leur souplesse avec le temps, deviennent cassants et craquent au fur et à mesure que le substrat se déforme (Dight 1966; Ashton 1968).

Bien que les revêtements de finition soient capables de limiter l'interaction entre le bois et l'humidité, ils sont quand même susceptibles à une certaine pénétration par des vapeurs d'eau (Williams 1999; Rice et Phillips 2001). Les revêtements ayant une bonne efficacité contre les vapeurs d'eau (basse perméabilité) libèrent plus lentement l'humidité absorbée (Ashton 1968; Williams 1999). Ces revêtements tendent à présenter le défaut du décollement, car ils retiennent l'humidité durant une plus longue période, affaiblissant ainsi l'interface (Back et Sandström 1982; Williams 1999). Lewis et Forrestal (1969) et Yalinkiliç et al. (1999) expliquent que l'eau établit des ponts d'hydrogène avec les molécules de cellulose, en défaisant ainsi les liens entre l'adhésif et le bois. Un polyuréthane à base d'eau présenta la plus faible capacité d'exclusion d'humidité parmi des revêtements testés par Rice et Phillips (2001).

### **1.5.2 Méthodes d'évaluation du revêtement**

La possibilité de prédire la durabilité des produits finis dans les conditions réelles de service est très importante pour les aspects techniques et de marketing (ASTM D 5722

1997). Dans le présent travail on planifie l'emploi d'une méthode de vieillissement accéléré jumelée avec un essai mécanique d'adhésion.

#### **1.5.2.1 Vieillissement accéléré à l'aide de machines**

Plusieurs auteurs ont utilisé des machines spécialement conçues pour simuler les conditions de vieillissement, comme le Weatherometer à lampe au xénon (Williams 1983; Feist 1988; Middleton 1993; Richter et al. 1995) et le Hex-House (Ingrassia 1964), qui permettent l'obtention des résultats au terme de quelques semaines. Généralement, les méthodes de vieillissement accéléré testent les effets des radiations UV et de l'humidité sur le produit fini (Arnold et al. 1991).

Back et Sandström (1982) affirment que le Weatherometer à lampe au xénon est très utile pour l'évaluation du comportement du film et des propriétés de surface du substrat. Ce type de machine peut accélérer les effets du vieillissement naturel de 5 à 20 fois, dépendant de la condition d'exposition choisie (Arnold et al. 1991). Selon Feist et Mraz (1978), sous certaines conditions d'essai, 2400 heures de vieillissement artificiel correspondent à 4 ou 5 ans de vieillissement naturel.

Le Weatherometer à lampe au xénon utilisé par Middleton (1993) a été ajusté pour l'émission de radiations de l'ordre de  $0,55 \text{ W/m}^2$  à 340 nm. Les températures de l'air et de l'eau furent fixées à 34°C et à 17°C, respectivement. Les cycles consistèrent en 18 minutes continues d'irradiation UV et de vaporisation d'eau suivies de 102 minutes d'irradiation seule. Les échantillons vernis furent ainsi vieillis pour des périodes de 1000, de 2000 et de 3000 heures.

Feist (1988) et Richter et al. (1995) se sont servis de ce même type de machine pour l'évaluation des performances de plusieurs types de revêtements, en appliquant des cycles de 20 heures de lumière et de 4 heures de lumière combinée avec de l'eau. Feist (1988) a employé une température de  $45 \pm 2^\circ\text{C}$  et une humidité relative de  $50 \pm 2\%$ . Williams (1983) a employé seulement des radiations UV pour l'évaluation des vernis polyuréthane et

d'espar. Ce dernier et Richter et al. (1995) utilisèrent des périodes de vieillissement de 600, 1200, 1800 et de 2400 heures.

### **1.5.2.2 Essais mécaniques du film de revêtement**

La norme ASTM D 3359 (1997), également appelée « test du ruban », permet de classer le degré d'adhésion de films selon leur résistance au tirage. Il s'agit d'une méthode qualitative (Lewis et Forrestal 1969; Bull et Rickerby 1991), où les résultats se limitent au jugement de l'opérateur. D'après Lewis et Forrestal (1969) et Bull et Rickerby (1991), cette méthode est probablement la plus utilisée pour l'évaluation de l'adhésion. Lewis et Forrestal (1969) mentionnent que cette méthode a l'avantage d'être très simple à utiliser, notamment concernant la préparation des échantillons. Cette facilité justifie, selon les auteurs, la large utilisation de ce test dans les industries, malgré qu'il soit hautement subjectif. D'après Pascoe (1965), bien que des essais qualitatifs d'adhésion soient largement employés, ils n'ont pas beaucoup contribué à la compréhension des phénomènes d'adhésion.

de Meijer et Militz (1998) ont mis au point une méthode dans laquelle l'éprouvette est humidifiée jusqu'à 30% (H) et ensuite soumise à un essai semblable au « test du ruban » à une vitesse de tirage de 30 mm/min. Cette procédure a l'avantage de permettre la mesure directe de la résistance à l'adhésion en fonction de la distance de tirage, car le ruban est accouplé à un tensiomètre. de Meijer et Militz (1998) rapportent que la nouvelle méthode a présenté une précision permettant de distinguer l'adhésion du bois final de celle du bois initial. Les méthodes utilisant des rubans peuvent toutefois être influencées par l'angle et la vitesse de tirage, la largeur du ruban et la rigidité du film essayé (Mao et Reegen 1961; Reegen et Ilkka 1961; Allen 1967; Gardon 1967; Lewis et Forrestal 1969; Klingenmaier et Dobrash 1978).

La méthode ASTM D 4541 (1995) comporte des essais de tirage à l'aide d'un appareil portatif sans l'utilisation des rubans adhésifs. Selon cette norme, une pièce circulaire plane d'aluminium est fixée sur la surface du film à l'aide d'un adhésif (ex. une résine époxy). Après le durcissement de l'adhésif, on incise le périmètre de la surface circulaire collée, dans le but d'isoler la surface à être testée. Un cylindre connecté à une pompe à vide est

alors placé sur la pièce d'aluminium. Le vide est appliqué dans le cylindre, à une vitesse toujours inférieure à 1 MPa/s, jusqu'au décollement de la pièce d'aluminium. La valeur maximale de la contrainte normale au moment de la rupture est enregistrée.

La norme ASTM D 4541 (1995) a l'avantage d'induire une haute proportion de ruptures d'adhésion, en plus de produire un effort de tirage selon un angle constant de 90°. Les résultats optimaux des essais de tirage sont obtenus au moyen d'un angle de tirage de 90°, car les angles inférieurs à 90° fournissent des valeurs surestimées de résistance au tirage, tandis que ceux supérieurs à 90° présentent une tendance à la sous-estimation. Ainsi, les résultats d'adhésion obtenus à l'aide de l'angle de 90° sont plus faciles à interpréter, car la géométrie du tirage est mieux connue pour cet angle (Pascoe 1965; Gardon 1967; Klingenmaier et Dobrash 1978). La norme ASTM D 4541 (1995) est donc celle qui se rapproche le plus des conditions idéales d'essai.

#### **1.5.2.2.1 Relation entre l'adhésion et la performance du film**

Bien que l'adhésion ait été utilisée comme un indice de la durabilité des films de revêtement sur le bois (Vasishth et al. 1974; Yalinkiliç et al. 1999), Williams et Feist (1994) signalent que ce paramètre pourrait ne pas être bien corrélé avec la performance du revêtement pour quelques espèces. Selon les chercheurs, ce constat est particulièrement valide pour les espèces plus denses qui tendent à subir des glaçures ou des craquements. Il est probable que ces espèces exigent des expositions plus longues avant d'afficher de diminutions significatives de la résistance à l'adhésion.

Vasishth et al. (1974) rapportent que l'adhésion des vernis *Goldspar* et *Marine Spar* ne fut pas affectée après un an de vieillissement naturel, quoique des craquelures en quadrillage fussent déjà présentes sur le film. Yalinkiliç et al. (1999) ont également constaté que l'adhésion des vernis n'a pas été changée significativement après 9 mois de vieillissement naturel. L'absence de corrélation entre l'adhésion et la performance des films dans les travaux susmentionnés pourrait également être attribuée à la basse sensibilité des essais qualitatifs d'adhésion employés.

### **1.5.2.3 Techniques de microscopie pour l'évaluation de revêtements**

La microscopie électronique à balayage peut apporter des informations importantes à propos de la condition du film de vernis. Par le biais de cette technique, on peut évaluer l'épaisseur du film, la profondeur des ses craquelures, ainsi que la profondeur et les voies de pénétration de produits de finition dans le bois (Vasishth et al. 1974; Middleton 1993; Kropf et al. 1994; de Meijer et al. 1998).

La microscopie de fluorescence peut être également utilisée pour l'étude de la pénétration de produits de finition dans le bois. Au moyen de cette technique, de Meijer et al. (2001) ont ajouté des groupes anthracènes aux scellants étudiés pour rendre possible la détection de leur pénétration dans le bois.

D'après les informations obtenues sur les méthodes d'évaluation de la performance et des caractéristiques du film de vernis, le vieillissement artificiel à l'aide du Weatherometer à lampe au xénon, les essais de tirage préconisés par ASTM D 4541 (1995) et l'observation de sections transversales du film au microscope électronique à balayage constitueraient la combinaison la plus intéressante pour l'évaluation de revêtements de finition pour le bois.

## **1.6 Caractéristiques du bois d'érable à sucre**

Le bois d'érable à sucre (*Acer saccharum* Marsh.) est une des espèces les plus valorisées en Amérique du Nord à cause de ses bonnes propriétés mécaniques. Il est typiquement employé pour la fabrication de parquets, de meubles, d'instruments musicaux, d'articles de sport, de pièces tournées, de placages, de panneaux lamellés et contreplaqués, etc. (Patterson et Titmuss 1988; Alden 1995; Miller 1999; Kline 2001; Zylkowski 2002).

### **1.6.1 Description anatomique**

L'érable à sucre possède, en pourcentage de volume, 21,0% de vaisseaux, 61,0% de fibres, 17,9% de parenchyme radial et 0,1% de parenchyme longitudinal. Les vaisseaux de l'érable à sucre présentent des diamètres relativement faibles et sont distribués uniformément dans l'anneau de croissance (porosité diffuse). La longueur individuelle moyenne des vaisseaux

est de 0,41 mm. Les fibres ont des diamètres variant de 16 à 30  $\mu\text{m}$  et leur longueur moyenne est de 0,92 mm. Les parois des fibres varient de minces à moyennement épaisses. Les rayons se divisent en deux classes de largeur, soit de 3 à 8 cellules ou de 1 à 2 cellules. Les rayons plus larges peuvent atteindre 800  $\mu\text{m}$  de hauteur, tandis que ceux plus minces présentent des hauteurs normalement inférieures à 200  $\mu\text{m}$ . Le parenchyme longitudinal peut être des types paratrachéal, apotrachéal diffus, métatrachéal diffus ou terminal (Isenberg 1963; Panshin et de Zeeuw 1980).

### **1.6.2 Composition chimique**

L'érable à sucre de l'Est canadien présente des proportions de lignine, de cellulose et d'hémicelluloses de 21,1%, 46,8% et 22,2%, respectivement. On rapporte des teneurs en extractibles solubles dans l'eau froide variant de 1,37% à 2,65%, et une teneur en cendres de 0,4% (Hawley et Wise 1926; Hägglund 1951; Clermont et Schwartz 1952). Selon Panshin et de Zeeuw (1980), la portion minérale de ce bois est riche en manganèse.

### **1.6.3 Propriétés physiques**

Le bois d'érable à sucre présente une masse volumique élevée. Les valeurs moyennes de la masse volumique basale rapportées dans la littérature pour cette espèce sont: 560  $\text{kg}/\text{m}^3$  (Hawley et Wise 1926; Kline 2001), 597  $\text{kg}/\text{m}^3$  (Jessome 1977), 603  $\text{kg}/\text{m}^3$  (Clermont et Schwartz 1952), 605  $\text{kg}/\text{m}^3$  (Cantin 1967) et 630  $\text{kg}/\text{m}^3$  (Panshin et de Zeeuw 1980; Green et al. 1999; Lihra et Ganev 1999).

On rapporte également un retrait élevé lors du séchage. Pour l'érable à sucre de l'Est canadien, Jessome (1977) mentionne des taux de retrait tangentiel et radial de 8,8% et de 4,6%, respectivement. Le retrait volumétrique total est de 15% (Hawley et Wise 1926; Jessome 1977; Kline 2001).

### **1.6.4 Propriétés d'usinage**

Le bois de l'érable à sucre est classé comme bon à excellent pour l'usinage (Panshin et de Zeeuw 1980). Lihra et Ganev (1999) citent l'érable à sucre parmi les trois meilleures

espèces de l'Est canadien pour son comportement au rabotage. D'après Cantin (1967), le meilleur angle d'attaque pour le rabotage de finition de cette espèce est de 15° (à 6% H). Les défauts de surface les moins profonds observés par Stewart (1988b) furent obtenus à l'aide d'un angle d'attaque de 25° lors du rabotage à 30 marques de couteau par 25,4 mm de longueur. D'autre part, Lihra et Ganev (1999) ont obtenu leurs meilleurs résultats à l'aide d'un angle d'attaque de 12° et d'une vitesse d'avance produisant 20 marques de couteau par 25,4 mm de longueur. Ces conditions de rabotage ont procuré 84% de planches parfaites ou avec quelques défauts légers. Le fil arraché semble être le défaut le plus couramment observé (Cantin 1967; Stewart 1988b; Lihra et Ganev 1999).

Pour le ponçage consistant en une étape unique au grain 120, à l'aide de l'oxyde d'aluminium et à une vitesse de 9 m/min, Lihra et Ganev (1999) rapportent que l'érable à sucre a fourni 100% de planches de bonne qualité, dont 82% étaient parfaites. Du à sa texture lisse et à ses lumens petits, l'érable à sucre requiert des rainures très fines lors du ponçage (Cassens et Feist 1983).

## **CHAPITRE II**

### **EVALUATION OF VARNISH COATING PERFORMANCE FOR TWO SURFACING METHODS ON SUGAR MAPLE WOOD**

#### **2.1 Résumé**

La compréhension des mécanismes d'adhésion de revêtements de finition sur des surfaces de bois est très importante pour augmenter leur durée de vie. Des essais de résistance à l'adhésion et un traitement de vieillissement accéléré furent utilisés afin d'évaluer l'adhésion et la performance d'un vernis polyuréthane appliqué sur des surfaces d'érable à sucre. Deux procédés d'usinage de finition furent étudiés: le rabotage par coupe périphérique et le ponçage. Le rabotage a produit des surfaces pratiquement sans endommagement, ce qui a favorisé une meilleure pénétration du vernis. Cette pénétration ne fut toutefois pas suffisante pour garantir une bonne adhésion. Le ponçage a amélioré les propriétés de mouillage des surfaces, bien que la pénétration du vernis liquide ait été limitée par les tissus superficiels écrasés. Les rainures produites par les grains abrasifs ont accéléré le mouillage. La plus forte adhésion et la meilleure résistance au vieillissement des films sur les surfaces poncées furent principalement associées à la présence de fibrilles déchirées à la surface. Ces fibrilles procurèrent un meilleur ancrage mécanique du film et une plus grande surface disponible aux interactions d'adhésion entre le bois et le film. La rugosité de surface, les

propriétés de mouillage et la résistance des films au vieillissement furent significativement corrélées avec l'adhésion.

## **2.2 Abstract**

The understanding of adhesion mechanisms on wood surfaces is essential in order to extend service life of film-forming coatings. Pull-off adhesion test and accelerated aging were used to assess adhesion and performance of a high-solids polyurethane coating on sugar maple wood. Two surfacing processes were employed prior to coating: peripheral knife planing and sanding. Planing produced surfaces and subsurfaces virtually free of damage, which provoked a higher coating penetration. However, this was not sufficient to promote good adhesion. Sanding offered better wetting properties of wood surface even though superficial crushing of cells hindered coating penetration. Wetting was facilitated in the direction of abrasive scratches. Stronger pull-off adhesion and better aging-resistance of films on sanded surfaces were mainly associated to the presence of torn-out micro-fibrils, which promoted a better mechanical anchorage and offered a greater actual surface available to coating and wood interactions. Surface roughness, wetting properties and film aging-resistance were significantly correlated with pull-off adhesion.

## **2.3 Introduction and background**

The understanding of adhesion mechanisms on wood surfaces is essential in order to extend service life of transparent film-forming coatings, especially for exterior uses. One of the most common approaches to enhance film durability is changing the chemical composition of wood surfaces. However, the most efficient chemical treatments for wood surfaces are relatively expensive and hazardous. In this context, physical approaches to increase adhesion and performance may also be regarded as primarily important.

Good wetting is fundamental for good adhesion as it provides better mechanical interlocking, molecular-level interactions and secondary force interactions between the coating and the wood surface. For any type of coating, good wetting contributes to good film performance (Wulf et al. 1997). If a coating cures prior to complete wetting, a weak

boundary layer of air bubbles will form in the interface (Gray 1965; Lewis and Forrestal 1969).

In general, wetting occurs when the surface tension of the liquid is inferior or equal to the solid surface energy. For good wetting, the solid surface energy must be as high as possible, whilst the liquid surface tension must be minimal (Gray 1965). Thus, if the surface tension of the liquid adhesive is higher than the surface energy of the substrate, the wetting process will be incomplete and adhesion will be poor.

The wettability may be evaluated by the contact angle measured between the horizontal surface of the solid and the surface of a droplet of a given liquid: lower contact angles indicate higher wettability. If the liquid does not spread completely, equilibrium is established in a point in simultaneous contact with the solid, liquid and gas phases (Collett 1972). This equilibrium is explained by the classic Young equation:

$$\gamma_{sv} - \gamma_{sl} = \gamma_{lv} \cdot \cos \theta_w \quad (11)$$

where  $\gamma_{sv}$ ,  $\gamma_{sl}$  and  $\gamma_{lv}$  represent, respectively, the solid surface energy, the liquid/solid interfacial energy and the liquid surface tension.  $\theta_w$  is the contact angle for an ideal, perfectly smooth surface.

The surface roughness affects the wetting characteristics of a solid. An increase in surface wettability is often associated to an increase in surface roughness (Wenzel 1936; Dolenko et al. 1974). Previous studies suggested that increasing roughness accelerates liquid spreading (Wenzel 1936; Lewis and Forrestal 1969).

Wood sanding produces a superficial layer of crushed cells with obstructed lumens, which precludes the coating penetration into the wood surface capillaries, principally through rays. Likewise, fine sanding may generate an accumulation of dust into lumens, also hindering penetration (de Meijer et al. 1998). However, crushed and raised cells produced by sanding or planing seem to improve the performance of stains, by avoiding the over penetration in earlywood tissue and providing sufficient finish penetration in dense

latewood zones. Owing to its crushing action, sanding homogenizes the surface and reduces the influence of wood anatomical characteristics on coating behaviour. Thus, surface damage possibly contributes to a homogeneous spread and penetration of the stain (Richter et al. 1995). In this work, we hypothesize that this effect may also be observed for film-forming coatings.

Few researches have been made concerning the effects of machining on the wetting characteristics of wood surfaces. The main objective of this work is to evaluate the effects of two machining processes on wood surface characteristics and coating performance. The relationships between surface roughness, wettability, coating adhesion and performance are studied. Sanding and planing were used to prepare surfaces prior to coating given that they produce surfaces with different characteristics.

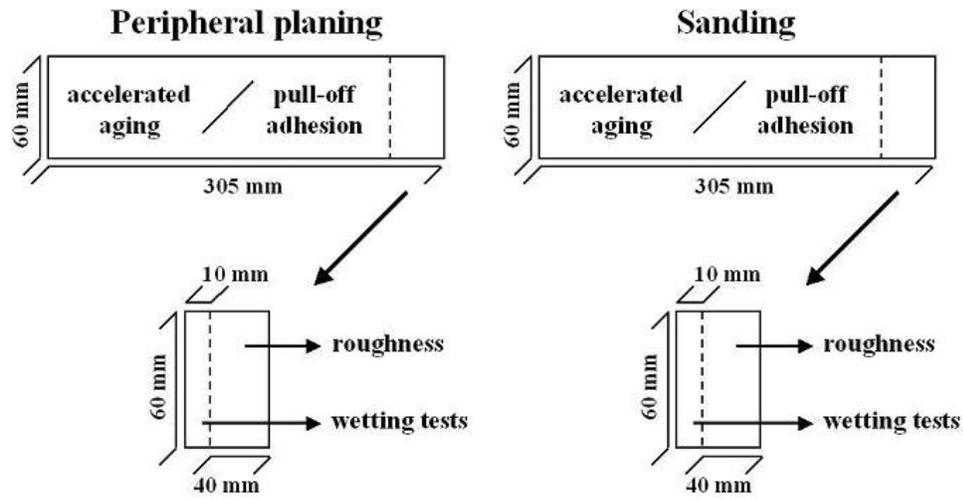
## **2.4 Materials and methods**

### **2.4.1 Testing materials**

Sugar maple (*Acer saccharum* Marsh.) wood was selected for this study. This species is a diffuse-porous hardwood commonly used for indoor applications. Air-dried flat-sawn boards were stored in a conditioning room at 20°C and 40% relative humidity (RH) for two months, until they reached 8% equilibrium moisture content (EMC). After conditioning, the boards were cut into fourteen 60-mm (T) by 612-mm (L) oriented-grain samples. These samples were freshly planed to a thickness of 19.8 mm (R) and crosscut in two 305-mm (L) matched sections (Figure 2–1). Each section underwent a surfacing treatment and was re-sectioned in order to prepare specimens for roughness (60x40 mm), wetting (60x10 mm), varnishing, accelerated aging and pull-off adhesion tests (60x250 mm) (Figure 2–1). The average and standard deviation of basic density of the boards were 586 and 20 kg/m<sup>3</sup>, respectively.

### **2.4.2 Machining treatments**

The first group of sections was knife planed using a conventional cabinet peripheral planer working at a feeding rate set to achieve 34 knife marks per 25 mm of length. A freshly



**Figure 2–1.** Schema showing sample dimensions used for each test.

sharpened non-rectified knife was installed in the cutterhead. The other two knives were kept in the cutterhead to avoid vibration but were disabled. A 15° rake angle was used as recommended for planing sugar maple wood (Cantin 1967). Planing was carried out parallel to the grain with a cutting depth of 0.40 mm.

The second group of sections was submitted to a 120-180-grit sanding program. The two sanding steps were performed with open-coat paper-backed sandpapers. Both sandpapers were composed of aluminum oxide abrasive grains coated with anti-static zinc stearate. The drums of the sander had a 390 mm diameter and worked at a speed of 21 m/s. The 120-grit sandpaper was installed onto the drum having a toughness of DURO 68. The 180-grit sandpaper was mounted onto a DURO 44 drum. Sanding was carried out fiberwise and the total removal rate was 216 g/m<sup>2</sup> with a cutting depth of 0.37 mm.

### 2.4.3 Surface wettability tests

Wetting analyses were performed within 24 hours after machining treatments with a Ramé-Hart imaging goniometer at room conditions of 23°C and 50% RH. Small droplets (2 µl) of distilled water were added to the machined wood surfaces with an injection microsyringe. A frame grabber recorded the changes in droplet profile during wetting. Contact angles of

droplets were measured at 1-second intervals until complete spreading. All measurements were carried out with a view parallel to the grain. Thus, the wetting process was assessed across the grain. Two replicates were performed on each specimen for a total of 28 measurements for each machining treatment. Contact angle was calculated as an average of both sides of droplets to compensate for horizontality variations. The initial contact angles  $\theta_i$ , recorded immediately after droplet deposition, were used to estimate the wood surface energies by the Berthelot's combining rule (Kwok and Neumann 2000). The surface tension of water was considered as being 72.8 mN/m (Wu 1982). In order to quantify the water spreading and penetration, the k-value proposed by Shi and Gardner (2001) was calculated for each machining condition. The time taken to complete surface wetting by water was also recorded.

#### **2.4.4 Surface roughness measurements**

Roughness measurements were carried out with a Hommel T1000 waveline-20 tester equipped with a TK300 pick-up. The pick-up travel length and cut off length were set to 15 mm and 2.5 mm, respectively. Measurements were performed at 0.5 mm/s. Roughness parameters were calculated as an average of five consecutive cut off lengths for each pick up travel length. The roughness average ( $R_a$ ), RMS roughness average ( $R_q$ ) and total waviness depth ( $W_t$ ) were determined, as well as skewness ( $R_{sk}$ ) and kurtosis ( $R_{ku}$ ) coefficients, according to ISO 4287-1 (1984). Kurtosis was calculated from the fourth moment of the amplitude distribution curve. The surface profile was assessed in the parallel and perpendicular directions to the grain. One pick up travel length was performed on each direction for a total of 28 for each machining treatment.

#### **2.4.5 Coating procedure**

Samples were roll coated immediately after machining treatments. The coating film consisted of 6 layers of sealer followed by 3 layers of varnish. All layers were composed of high-solids UV-curable polyurethane with 80 KU viscosity. A light 280-grit sanding was performed before the last layer of varnish. The average film thickness was 77.5  $\mu\text{m}$ . The

coated specimens were stored in a conditioning room at 20°C and 40% RH for two months prior to artificial aging and mechanical tests.

#### **2.4.6 Accelerated aging**

All specimens underwent an accelerated aging treatment in an Atlas xenon arc weatherometer. The treatment consisted of 50 cycles of 102 minutes of UV radiation followed by 18 minutes of UV radiation combined with distilled water spray, totalizing 100 hours of aging. Specimens were exposed without any protection against water penetration. The chamber during drying periods was at about 52°C and 40% RH. The conditions during humid periods were at about 45°C and 70% RH. After aging treatment, the specimens were conditioned at 20°C and 40% RH for a month to reach their initial 8% EMC. All aged specimens were ranked by the degree of deterioration of their coatings: grades varied from 1 (best) to 28 (worst). Aging-resistance was expressed in terms of the global ranking.

#### **2.4.7 Adhesion tests**

The adhesion of the aged films was evaluated by means of a pull-off test according to ASTM D 4541 (1995). A DeFelsko PosiTTest AT-P pull-off tester with maximal capacity of 8 MPa and  $\pm 1\%$  full-scale accuracy was employed. Small 20-mm diameter dollies were glued on the film surface with Araldite 2011 two-part epoxy resin. After 24 hours of curing at room conditions, the perimeters of the glued dollies were carefully incised in order to prevent propagation of failures out of the tested area. A cylindrical actuator connected to a hydraulic pump was placed over the dolly head. Vacuum was applied gradually into the actuator with a rate inferior to 1 MPa/s until separation of the dolly. The drag pointer of the pressure gage displayed the value of the maximal normal pull strength at the rupture. The pull-off tests were carried out at 20°C and 40% RH room conditions.

#### **2.4.8 Microscopic evaluation**

Small blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the tangential face were cut from the surfaced boards prior to coating for scanning electron microscopy (SEM) evaluation. After coating, other blocks with a coated surface were taken from each specimen for SEM examination. The

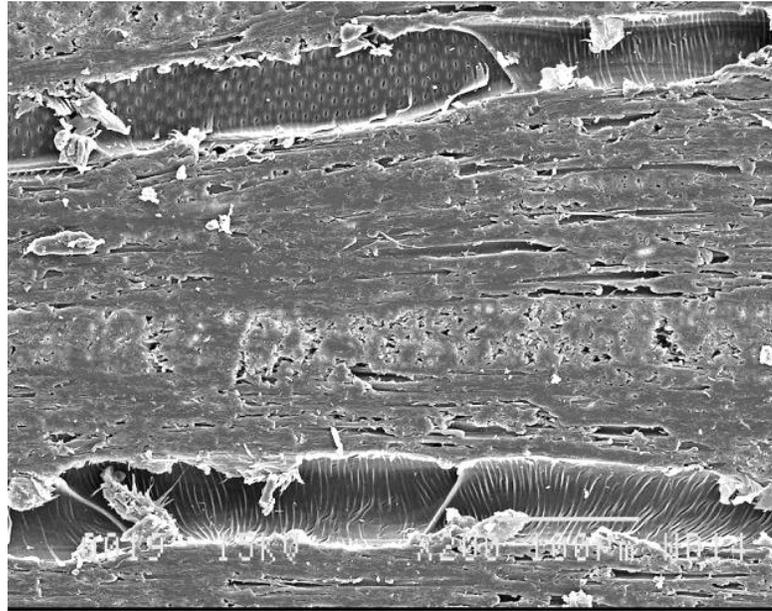
latter blocks were prepared with a razor blade mounted onto a microtome, by carefully cutting one of the end-grain surfaces. All blocks were then desiccated with phosphorus pentoxide for two weeks, mounted onto standard aluminum stubs with silver paint and coated with gold/palladium in a sputter-coater. Electron micrographs were taken for three representative machined surfaces and for all coated subsurfaces. The coated blocks were assessed for film thickness, gaps at the interface, coating penetration and cell damage at surface and subsurface. The mass of the film remaining above the machined surface was calculated based on a film density of 1.36 g/cm<sup>3</sup>. Coating penetration was estimated as the difference between the total mass of applied varnish and the mass remaining above the machined surface.

## **2.5 Results and discussion**

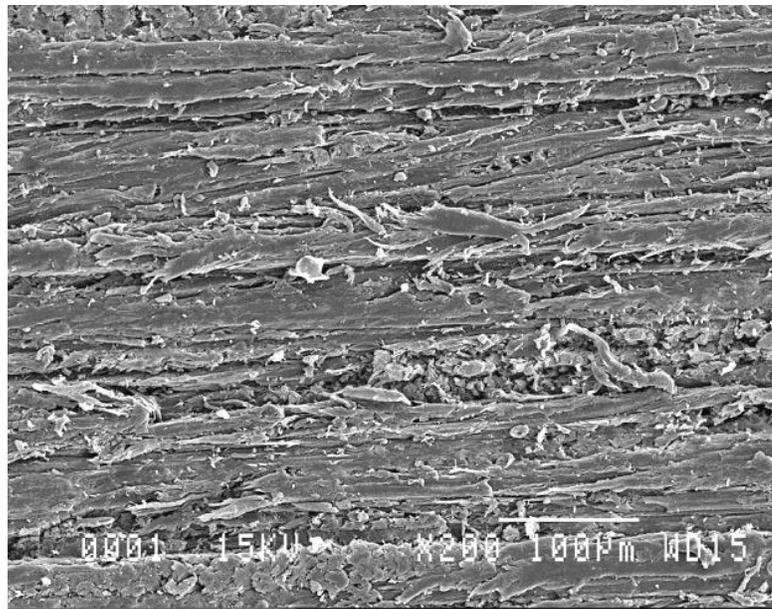
### **2.5.1 Surface topography**

An analysis of the SEM micrographs showed that the sanded surfaces were rougher than planed surfaces (Figures 2–2 and 2–3). Cell wall fibrillation was observed in sanded surfaces due to the abrasive tearing action. Scratches produced by abrasive grains could be easily observed on sanded surfaces (Figure 2–3). Sanding action obstructed lumens, mainly those from rays and fibers. Open vessels were seldom observed on sanded surfaces. Planing produced surfaces with relatively more open cells, particularly vessels (Figure 2–2), which could give paths for coating penetration. However, lumens of fibers and rays were not frequently visible in planed surfaces, due to superficial crushing.

Results of the roughness and waviness evaluation are presented in Table 2–1. Significant differences in roughness ( $R_a$  and  $R_q$ ) were only observed in measurements taken in the direction perpendicular to the grain. For this direction, sanded surfaces were rougher than planed surfaces. As expected, the roughness produced by sandpaper was more pronounced in the direction perpendicular to the movement of the abrasive grains (Figure 2–3). Otherwise, waviness ( $W_t$ ) differences were only detected along the grain. The higher waviness along the grain on sanded surfaces was probably associated to vibrations normal to the surface during sander feeding. These vibrations were more prominent than waves



**Figure 2–2.** Tangential surface of sugar maple wood peripherally planed with a freshly sharpened knife.



**Figure 2–3.** Tangential surface of sugar maple wood sanded with a 120-180 grit program.

produced by peripheral planing. For planed surfaces, roughness was consistently similar in both directions of measurement.

**Table 2–1.** Roughness parameters obtained for two surfacing methods applied to sugar maple wood.

Parameter	Perpendicular to grain <sup>1</sup>		Parallel to grain <sup>1</sup>	
	Planing	Sanding	Planing	Sanding
$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	2.6 (0.1) <sup>2</sup> A <sup>3</sup> a	4.9 (0.2) B a	2.7 (0.3) A a	3.3 (0.2) A b
$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )	4.2 (0.2) A a	6.2 (0.3) B a	4.2 (0.5) A a	4.4 (0.2) A b
$W_t$ ( $\mu\text{m}$ )	28.4 (6.2) A a	24.7 (5.2) A a	25.3 (3.5) A a	45.4 (3.9) B b
$R_{sk}$	-3.0 (0.2) A a	-0.7 (0.1) B a	-2.3 (0.3) A b	-0.4 (0.2) B a
$R_{ku}$	18.1 (1.5) A a	4.6 (0.6) B a	14.7 (2.5) A a	5.0 (0.6) B a

<sup>1</sup> Direction of measurement. Means of fourteen replicates

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a row followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Upper case letters are for machining comparison, for each roughness measurement direction separately. Lower case letters are for roughness measurement direction comparison, for each machining treatment separately.

The more negative skewness ( $R_{sk}$ ) confirms that planed surfaces had a higher concentration of material near the top of the roughness profile, indicating a plateau-like surface (Figure 2–2). Indeed, the scarce valleys on planed surfaces certainly corresponded to open lumens. On the other hand, sanded surfaces were characterized by smaller values of kurtosis ( $R_{ku}$ ), which signify more numerous small peaks and valleys in the surface profile, corresponding to abrasive scratches.

Although planed surfaces provided more possibilities for coating penetration, it is noticeable that they offered a lower real surface for superficial mechanical anchorage than sanded surfaces did (Figures 2–2 and 2–3).

### 2.5.2 Surface wettability

The results of wetting tests are summarized in Table 2–2. In general, water spreading was more pronounced along the grain, which confirms observations by Shi and Gardner (2001). Initial contact angles  $\theta_i$  were higher on planed than on sanded surfaces. Sanded surfaces offered better conditions for water spreading, due to the fiberwise abrasive scratches (Figure 2–3), which accelerated water conduction parallel to the grain. This effect was not

**Table 2–2.** Wetting properties obtained for two surfacing methods applied to sugar maple wood.

Surfacing Treatment	Contact angle $\theta_i$ <sup>1</sup> (°)	Wetting time <sup>1</sup> (s)	k-value <sup>1</sup>	Surface energy <sup>1</sup> (mN/m)
Planing	52.1 (2.8) <sup>2</sup> A <sup>3</sup>	120.4 (23.7) A	0.12 (0.01) A	47.3 (2.2) A
Sanding	39.7 (1.9) B	21.3 (5.3) B	0.44 (0.04) B	56.6 (1.4) B

<sup>1</sup> Means of twenty-eight replicates (two droplets for each specimen)

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a column followed by a different letter are significantly different at the 5% probability level (Tukey's test)

observed for planed surfaces. The acceleration of liquid spreading by surface scratches has been reported earlier (Garrett 1964). As a result, the time required for complete wetting was considerably less on sanded surfaces than on planed surfaces (Table 2–2). The statistically significant higher k-values confirm that sanding facilitated spreading. A significant negative correlation was detected between initial contact angles and roughness average values, which corroborates the classical theory in that roughness tends to decrease contact angles lower than 90° (Table 2–3). Furthermore, roughness averages were negatively correlated with wetting times and positively correlated with k-values, indicating that roughness enhanced the wetting properties (Table 2–3). Other researchers have previously associated better wettability to higher surface roughness (Wenzel 1936; Dolenko et al. 1974).

The surface energies provided by the Berthelot's combining rule depend on the surface tension of the testing liquid. An accurate estimation of the surface energies would require the analysis of a series of liquids (Wu 1982). Therefore, values shown in Table 2–2 must be regarded as critical surface tensions for wetting by water. Sanding produced surfaces with significantly higher energies than those observed on planed surfaces. The oxidation of wood extractives could have been increased by the high temperatures produced by friction of abrasive grains on the surface. The increase of wood surface energy by means of oxidation has been previously reported (Gray 1964; Podgorski et al. 2000; Wålinder 2000).

**Table 2–3.** Statistical correlations obtained among wetting properties, roughness, film characteristics and adhesion performances for sugar maple wood coated with a high-solids PU after two surfacing methods.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	Ra <sup>3</sup> (μm)	Global ranking (1 to 28)	Pull-off adhesion (MPa)
$\theta_i$ (°)	0.637 <sup>1</sup> 0.001 <sup>2</sup>	-0.555 0.001	n/a	-0.518 0.005	-0.085 0.668	-0.403 0.041
Wetting time (s)		-0.544 0.001	-0.640 0.001	-0.598 0.001	-0.294 0.129	-0.520 0.007
k-value			0.547 0.001	0.811 0.001	0.002 0.991	0.564 0.003
Surface energy (mN/m)				n/a	0.085 0.668	0.404 0.041
Ra <sup>3</sup> (μm)					-0.248 0.203	0.616 0.001
Global ranking (1 to 28)						-0.423 0.031

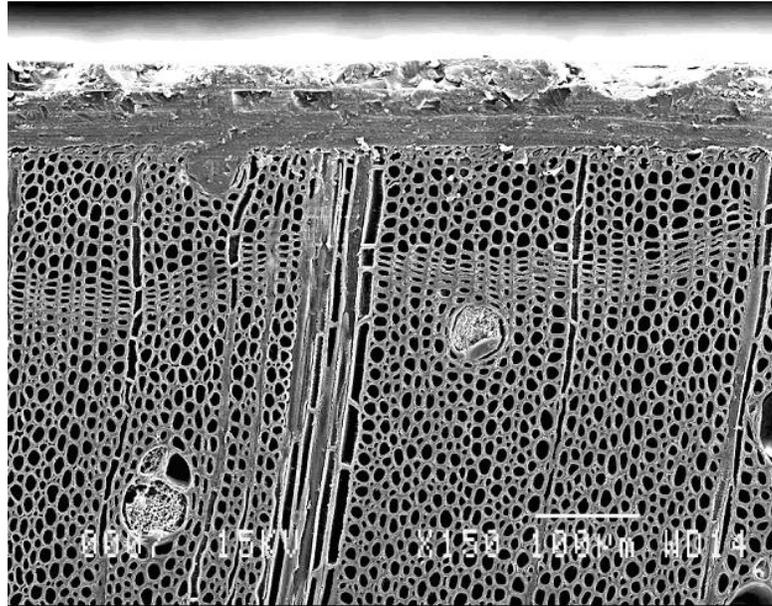
<sup>1</sup> Pearson correlation coefficient (r), for correlations between two continuous variables, and Spearman correlation coefficient (r), for correlations between Global ranking (ordinal variable) and any other variable.

<sup>2</sup> Prob. > |r| under H<sub>0</sub>:  $\rho = 0$ , for n = 28

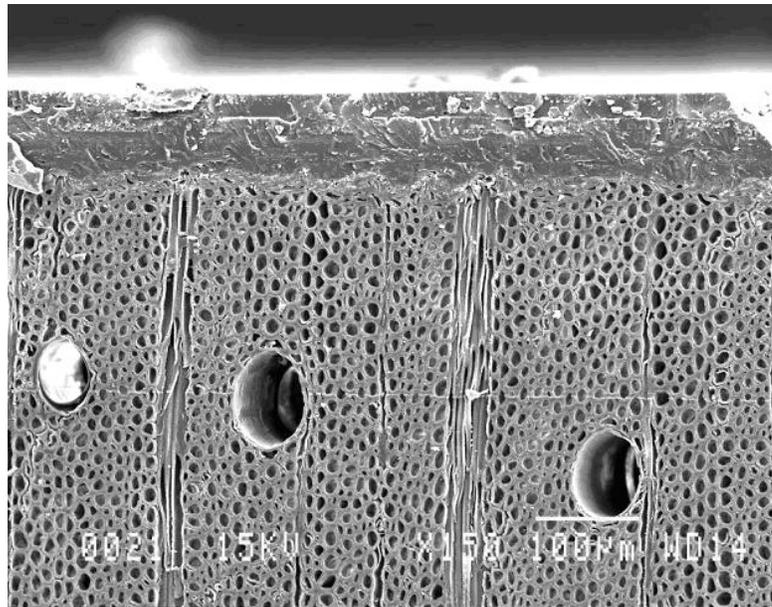
<sup>3</sup> Roughness average measured perpendicular to the grain. Among the roughness parameters and measurement directions studied, the cross-grain Ra presented the higher correlation coefficients (r).

### 2.5.3 Interfaces and coating films

Planing with a freshly sharpened unjointed knife produced surfaces and subsurfaces virtually free of damage, given that crushing occurred only in the most outward cell layers (Figure 2–4). In contrast, sanding produced a deeper layer of crushed and collapsed cells (Figure 2–5). Several authors have suggested that the severity of damage to the surface and subsurface is associated with the magnitude of normal cutting forces (Jokerst and Stewart 1976; Stewart and Crist 1982; Hernández and de Moura 2002). Normal cutting forces are higher in sanding than in planing, owing to the negative rake angle of abrasive grains



**Figure 2-4.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface peripheral planed with a freshly sharpened knife and coated with polyurethane.



**Figure 2-5.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a 120-180 grit program and coated with polyurethane.

(Stewart and Crist 1982). This fact explains the higher severity of damage observed on sanded surfaces.

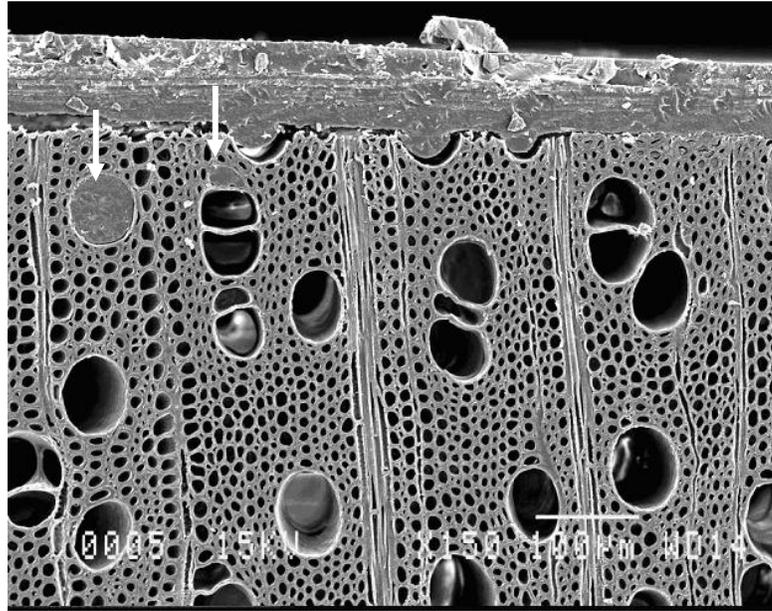
The percent of coating penetration was higher in planed (8.8%) than in sanded surfaces (4.6%). The PU sealer penetrated mainly via vessels (Figures 2–4 and 2–6) and sound cells opened up in the surface. The lack of totally opened vessels on the sanded surfaces has certainly contributed to the scarce coating penetration. The importance of vessels as paths for fluid penetration in wood has been previously reported (Vasishth et al. 1974; de Meijer et al. 1998). Ray cells have not shown to be important paths of penetration in the surfaces studied.

The presence of air bubbles in the coating film/substrate interface is a primary aspect of non-wetting systems. In this study, no air bubbles could be observed in the film/wood interfaces. This fact indicates that wetting was satisfactory for both types of surfaces. The pressure produced by rolls during coating application assured good wetting despite the relatively high PU sealer viscosity (Collett 1972).

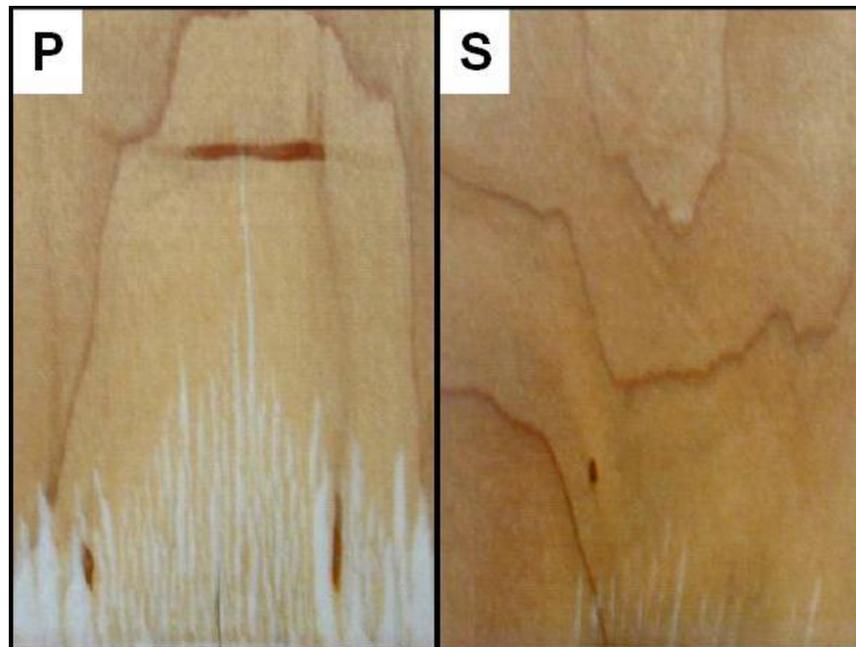
#### **2.5.4 Adhesion**

The PU coating adhered better on sanded than on planed surfaces. Despite of good wetting and penetration, adhesion was very weak between planed wood and the coating studied. For instance, most of the planed surfaces presented adhesive failures during microtome cutting for SEM observations (Figure 2–6). These failures were not observed during preparation of sanded specimens. Vasishth et al. (1974) also observed that strongly adhered coatings did not separate from the wood surface even during sectioning for SEM observations.

After the accelerated aging treatment, the planed surfaces presented the most severe adhesive failures (Figure 2–7). In general, coating failures and wood cracks occurred at the end edges of samples. Failures initiated predominantly near wood cracks whereby water infiltrated through the interface and formed hydrogen bonds with cellulose molecules, removing gradually the coating film from the surface (Lewis and Forrestal 1969; Yalinkiliç et al. 1999). This effect was less pronounced on sanded surfaces (Figure 2–7). As a result,



**Figure 2–6.** Adhesive failure of PU coating caused by the razor blade during SEM preparation. Arrows indicate vessels filled with PU sealer. Apparently, the extent of penetration was not sufficient to obtain satisfactory adhesion.

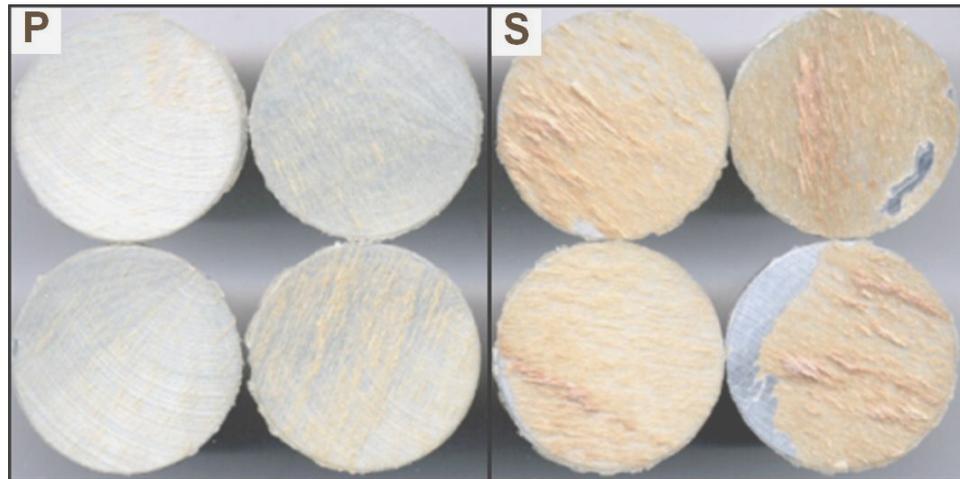


**Figure 2–7.** Typical matched planed (P) and sanded (S) specimens showing different conditions after accelerated aging.

pull-off adhesion was significantly higher on sanded (7.1 MPa) than on planed surfaces (4.5 MPa). The correlations among wetting properties, roughness, film characteristics and adhesion performances are presented in Table 2–3. A significant correlation was detected between the pull-off adhesion and the aging-resistance of films, as expressed by the global ranking. However, we observed that severely cracked specimens occasionally showed relatively good adhesion values, whereas the most aging-resistant films were necessarily related to high pull-off adhesion. In fact, the incidence of severe cracks in denser woods may not be an informative portrait of the actual loss of adhesion (Williams and Feist 1994).

There are no references available or direct evidences in this work indicating the presence of chemical linkages between wood and coatings. Hence, we could affirm that mechanical bonding was the major adhesion factor. The smooth zones of crushed fibers produced by peripheral planing couldn't contribute to good mechanical anchorage (Figure 2–2). Therefore, mechanical bonding on planed surfaces was mainly associated to the coating penetration into opened vessels and sound cells. However, the amount of penetration was not sufficient to obtain a strong bond. As a result, pull-off failures occurred principally in the film/wood interface (Figure 2–8).

The strongest adhesion on sanded surfaces may be explained by the presence of microfibrils torn out from cell walls by abrasive grains (Figure 2–3). These fibrils have certainly diffused through the liquid coating, so maintaining the film satisfactorily bound to the wood surface after curing. There are evidences that molecular entanglements (Lewis and Forrestal 1969) have occurred between the abrasive torn-out wood fibrils and the PU coating. This phenomenon is explained by the diffusion theory of adhesion, which may be regarded as a mechanical theory at a molecular level. According to Lewis and Forrestal (1969), diffusion may be an important adhesion mechanism on rough and porous surfaces. When diffusion occurs, adhesion takes place in a three-dimensional interface and is directly proportional to the length and number of molecules crossing the interface. In this case, a composite of polymer and wood is observed as a transition between wood and coating (Backman and Lindberg 2002). Owing to this interface characteristic, adhesive failures were rarely observed on sanded surfaces. Failures were predominantly cohesive and propagated



**Figure 2–8.** Pull-off test dollies showing the coating interfaces holding fibers pulled out from the surface. At the left-hand side, four representative dollies pulled-off from planed surfaces (P); at the right-hand side, four dollies pulled-off from sanded surfaces (S).

through damaged cells at surface and subsurface, which behaved as a mechanical weak boundary layer. In fact, the test dollies pulled-off from sanded specimens showed a considerable amount of fibers pulled out from the surface (Figure 2–8), which corroborates the effectiveness of the mechanical anchorage and the relative weakness of the crushed cell layers. Furthermore, increased roughness caused by torn-out micro-fibrils and abrasive scratches provided a greater actual surface available for other adhesion mechanisms. These facts are confirmed by the significant positive correlation detected between the surface roughness average, measured across the grain, and the pull-off adhesion of films (Table 2–3).

All wetting parameters studied were significantly correlated with pull-off adhesion. Among these parameters, the k-value was the most significantly correlated with pull-off adhesion, followed by the wetting time and, finally, by the initial contact angle and the critical surface energy for wetting by water (Table 2–3). Wetting parameters showed, however, lower Pearson's correlations than those obtained by the roughness average. These results confirm the possibility of predicting the adhesion ability of a wood surface by the means of wetting

and roughness analyses. Moreover, the aging-resistance of coating appeared to be directly related to pull-off adhesion.

## 2.6 Conclusions

Coating penetration was not sufficient for optimal adhesion on peripheral straight-knife planed surfaces. For these surfaces, further research on different coatings is required to enhance adhesion on smooth crushed zones. On the other hand, sanded surfaces showed a greater actual surface available to bonding. Good mechanical anchorage was guaranteed by the micro-fibrils torn out from cell walls by abrasive grains. Fibrillation is desirable for adhesion, but it has to be limited to an extent in that it cannot be considered as a machining defect, i.e. the fuzzy grain.

Further researches on surfacing methods producing different levels of fibrillation are needed. The effects of different types of abrasive minerals and their dimensions on the adhesion of coating films should also be studied. Furthermore, the effect of penetration cannot be ignored as a strategy of coating anchorage. Surfacing methods producing surfaces with a higher amount of opened cells could probably allow enough penetration. In this context, the development and optimization of alternative crushing-free surfacing methods would also be important.

Surface wetting properties and roughness were good criteria for evaluating coating adhesion as observed in previous works. Among the parameters studied, the time taken to complete wetting, the k-value and the roughness average ( $R_a$ ) measured across the grain were the most correlated with coating adhesion. Pull-off adhesion, in turn, was a good index for distinguishing coating aging-resistances.

## **CHAPITRE III**

### **CHARACTERISTICS OF SUGAR MAPLE WOOD SURFACES MACHINED WITH THE FIXED-OBLIQUE KNIFE PRESSURE-BAR CUTTING SYSTEM**

#### **3.1 Résumé**

La coupe oblique diffère de la coupe orthogonale par une inclinaison donnée à l'arête tranchante du couteau. Cette inclinaison induit des changements dans la géométrie de l'outil et les forces produites durant la coupe, ainsi que dans la qualité de la surface usinée. Dans la présente étude, une barre de pression a été utilisée afin de réduire l'incidence du fil arraché. On a étudié les effets de la profondeur de coupe, de l'angle d'attaque et de l'angle oblique sur les forces de coupe et la qualité de surface. La qualité de surface a été évaluée à l'aide de la rugosité, du niveau d'endommagement cellulaire et de la mouillabilité. Les forces de coupe ont augmenté à mesure que la profondeur de coupe a augmenté et que les angles d'attaque et oblique ont diminué. La force latérale a toutefois augmenté avec l'angle oblique. La rugosité de surface a augmenté avec la croissance de la force latérale. Des profondeurs de coupe et des angles obliques élevés ont procuré une rugosité accrue, tandis que les angles d'attaque élevés ont réduit la rugosité de surface. La barre de pression n'a pas évité totalement la formation du fil arraché lors de la coupe contre le fil. La fréquence de défauts a augmenté à mesure que la profondeur de coupe et l'angle oblique ont augmenté. Au fur et à mesure que l'angle d'attaque a diminué, le type de défaut a évolué du fil arraché

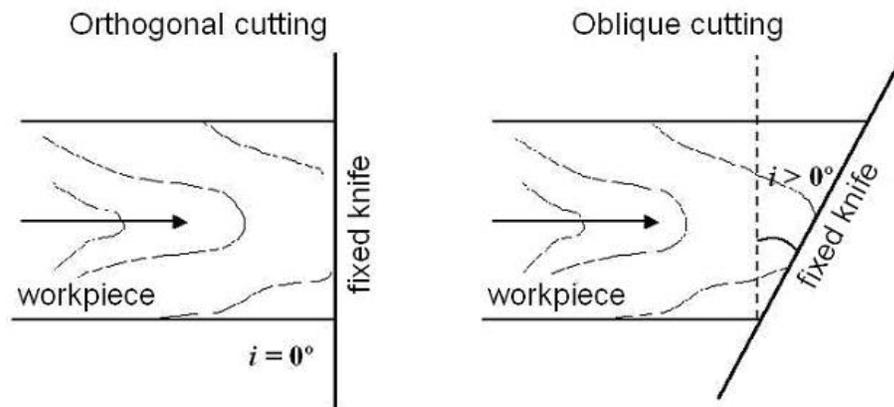
vers le fil pelucheux. Les meilleures conditions de mouillabilité ont été obtenues à faibles angles d'attaque, car ils produisent des surfaces plus rugueuses. Un angle d'attaque de 25°, un angle oblique de 30° et une faible profondeur de coupe sont ainsi indiqués pour réduire la dépendance au ponçage.

### 3.2 Abstract

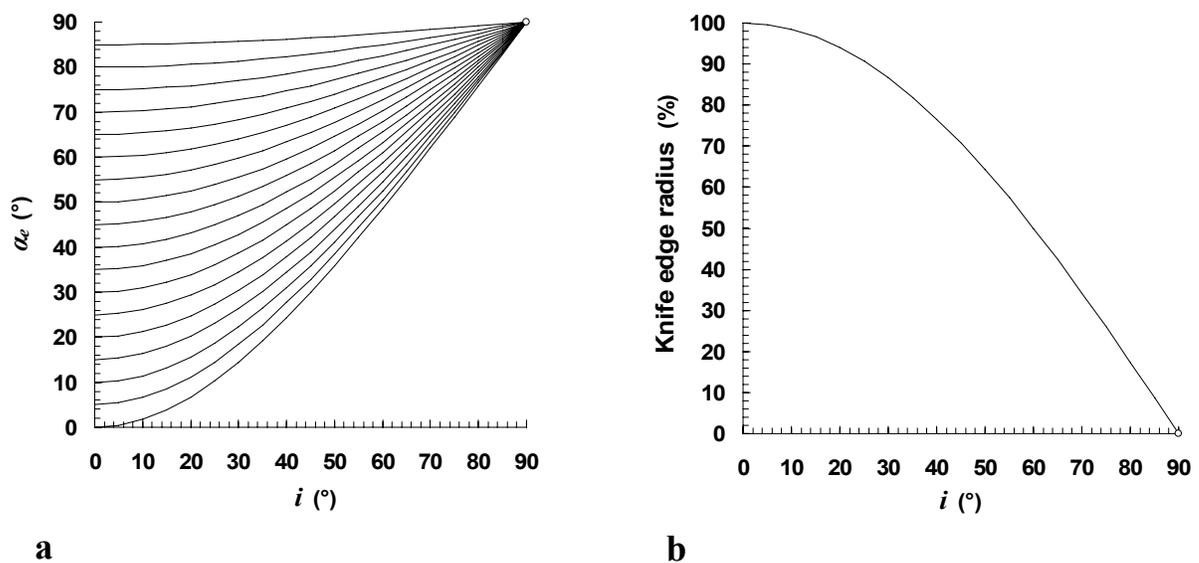
Oblique cutting differs from orthogonal cutting by an inclination given to the knife edge, which induces several changes on tool geometry, cutting forces, as well as on the quality of machined surfaces. In this work, a pressure bar was used during oblique cutting to reduce the occurrence of torn grain. The effects of cutting depth, rake angle, and oblique angle on cutting forces and surface quality were studied. Surface topography, cell damage and wetting properties were used to assess surface quality. All force components were increased by increasing cutting depth and decreasing rake and oblique angles. The lateral force, however, increased as the oblique angle increased. The surface roughness increased with increasing the lateral cutting force. Higher cutting depths and oblique angles tended to provide higher surface roughness, while higher rake angles tended to reduce surface roughness. The pressure-bar was not always able to completely prevent the occurrence of defects when cutting against the grain. The occurrence of machining defects increased at higher cutting depths and oblique angles. As the rake angle decreased, the type of machining defect tended to change from torn grain to slight fuzzy grain. Moreover, the best wetting properties were obtained at lower rake angles, as they induced higher surface roughness. A 25° rake angle, a 30° oblique angle, and thinner cutting depths should be preferred to reduce dependence on sanding.

### 3.3 Introduction and background

Oblique cutting differs from orthogonal cutting by an inclination given to the knife edge, called *oblique angle* ( $i$ ) (Figure 3-1). This angle induces several changes on tool geometry, cutting forces, as well as on the quality of machined surfaces (Ozaki and Fukui 1982; 1985; Ozaki and Kimura 1989; Stewart 1989; Jin and Cai 1996; 1997). Thus, when  $i$  increases, the rake angle ( $\alpha$ ) also increases (Figure 3-2a), while the clearance angle ( $\gamma$ ) and the knife



**Figure 3-1.** Fixed-knife position in orthogonal (a) and oblique (b) cutting: the oblique angle ( $i$ ) is found between the knife edge and a line perpendicular to the feeding direction.



**Figure 3-2.** Variation in rake angle ( $\alpha$ ) as a function of oblique angle ( $i$ ) (a). The interaction between  $\alpha$  and  $i$  results in a modified rake angle, called *effective rake angle* ( $\alpha_e$ ). Variation in knife edge radius as a function of the oblique angle ( $i$ ) (b).

angle ( $\beta$ ) decrease (Ozaki and Kimura 1989; Jin and Cai 1996; 1997). Another important characteristic of oblique cutting is the reduction of knife edge radius as  $i$  increases (Figure 3-2b), which enhances tool sharpness (Jin and Cai 1997).

When feeding parallel to the grain, the normal and parallel cutting forces decrease as  $i$  increases, given that the cut moves from a  $90^\circ\text{-}0^\circ$  to a  $0^\circ\text{-}90^\circ$  position (Jin and Cai 1996; 1997). It is recognized that negative normal forces (upwards) can induce longitudinal cracks in front of the knife edge during the cutting (Franz 1958; Stewart 1971a; 1986). To reduce the risk of longitudinal cracks when using fixed knives, Stewart (1986; 1989) studied a cutting system including a pressure bar, similar to that used in rotary cutting. The pressure bar modifies the field of stresses in the cutting zone, preventing the propagation of cracks and reducing the occurrence of torn grain. Moreover, the stresses from both knife edge and pressure bar are not likely to produce plastic deformation in superficial cells (Stewart 1989).

The fixed-oblique knife pressure-bar system might eliminate several defects often associated with conventional peripheral planing and sanding (Stewart 1986; 1989). This cutting system could produce surfaces requiring little or no further machining operation. The main objective of this work was to evaluate the effects of cutting depth, rake angle and oblique angle on the quality of sugar maple wood surfaces produced by a fixed-oblique knife pressure-bar cutting system. Surface topography, cell damage and wetting properties were used to assess surface quality. The relationship between surface roughness and wettability is also discussed.

### **3.4 Materials and methods**

#### **3.4.1 Testing materials**

Sugar maple (*Acer saccharum* Marsh.), a diffuse porous hardwood, commonly used for indoor applications, was selected for this study. Eighty air-dried flat-sawn 2400-mm (L) boards were stored in a conditioning room at  $20^\circ\text{C}$  and 40% relative humidity (RH), until they reached 8% equilibrium moisture content. After conditioning, the boards were divided into four independent groups of twenty boards each. Each board was crosscut into nine matched 250-mm (L) sections. These sections were machined at 50-mm (T) width and 20-mm (R) thickness. Such samples underwent one of the cutting treatments studied and were

re-sectioned in order to prepare specimens for roughness and wetting tests. The average and standard deviation of basic density of the boards were 598 and 26 kg/m<sup>3</sup>, respectively.

### 3.4.2 Machining treatments

The cutting treatments were performed with a fixed-knife pressure-bar assembly mounted on the column of a milling machine. Freshly sharpened HSS knives and a 65°-single-face pressure-bar were used. The vertical and horizontal gaps between the knife edge and the pressure bar edge were set to 0.8 and 1.5 times the cutting depth, respectively (Stewart 1986; Hernández 1994). Each group of twenty boards was machined at 600 mm/min of feed speed with one of four (25°, 35°, 45°, and 55°) nominal rake angles ( $\alpha$ ). Within every group, each of the nine matched sections was surfaced with one of three (30°, 50°, and 70°) oblique angles ( $i$ ) combined with one of three (0.25 mm, 0.50 mm, and 0.75 mm) cutting depths. These levels were set based on earlier experiments (Stewart 1986; 1989; Ozaki and Kimura 1989; Jin and Cai 1996; 1997). The interaction between  $\alpha$  and  $i$  resulted in effective rake angles ( $\alpha_e$ ) ranging from 34.5° to 78.2°. The knife angles ( $\beta$ ) were 30°, 40°, 50°, and 60° for the 55°, 45°, 35°, and 25° rake angles, respectively. The effective knife angles ( $\beta_e$ ) ranged from 10.1° to 51.1°. The effective clearance angles ( $\gamma_e$ ) were 1.7°, 3.2°, and 4.3° for 70°, 50°, and 30° oblique angles, respectively. Preliminary cuts were carried out to level samples prior to each cutting treatment. Samples were fed parallel to the grain direction. When samples had some grain deviation, attempts were made to feed them with the grain rather than against the grain.

### 3.4.3 Force measurements

During cutting treatments, the wood samples were fastened to a Kistler 9257B quartz three-component dynamometer, which was fixed to the feed table of the milling machine. The normal ( $F_N$ ), parallel ( $F_P$ ) and lateral ( $F_L$ ) components of the cutting forces were recorded with a computer and a data acquisition card, set at 500 readings per second and 10 seconds of measurement. The average forces for each treatment were determined from these data. The reported values equate to the resulting forces induced by the knife and pressure bar edges together.

#### 3.4.4 Surface wettability tests

The wetting analysis provides important information on the surface quality for adhesion of coating films (de Moura and Hernández 2005a). Analyses were performed with a FTÅ D200 imaging goniometer at room conditions of 20°C and 40% RH. Small droplets (6 µl) were added to the treated wood surfaces with an injection microsyringe. A frame grabber recorded the changes in droplet profile during the first 100 seconds of wetting. All measurements were carried out with a view parallel to the grain. Thus, the wetting process was assessed across the grain. Distilled water and formamide were used as probe liquids. One test of each liquid was performed on each specimen for 40 measurements for each cutting treatment. Contact angle was calculated as an average of both sides of droplets to compensate for horizontality variations. The initial contact angles ( $\theta_i$ ) of water and formamide, recorded immediately after droplet deposition, were used to estimate the wood surface energy by the harmonic mean approach (Wu 1971). In order to quantify the water spreading and penetration, the k-value proposed by Shi and Gardner (2001) was calculated for each cutting condition. The time taken to complete surface wetting by water was also recorded. Wetting parameters obtained with water were significantly correlated with coating adhesion in a previous work (de Moura and Hernández 2005a).

#### 3.4.5 Surface topography measurements

Roughness measurements were carried out on defect-free zones with a Hommel T1000 waveline-20 profilometer equipped with a TKL 300L stylus pick-up. The pick-up travel length and cut-off length were set to 15 mm and 2.5 mm, respectively. Measurements were performed at 0.5 mm/s. Roughness parameters were calculated as an average of five consecutive cut-off lengths for each pick-up travel length. The roughness average ( $R_a$ ) and skewness coefficient ( $R_{sk}$ ) were determined according to ISO 4287-1 (1984). The surface profile was assessed in the parallel and perpendicular directions to the grain. One pick-up travel length was performed in each direction for a total of 40 for each cutting treatment. The machined samples were also visually classified according to their surface conditions: excellent samples, samples with slight or moderate abnormalities (i.e. with uneven texture), and samples with different levels of torn or fuzzy grain.

### 3.4.6 Microscopic evaluation

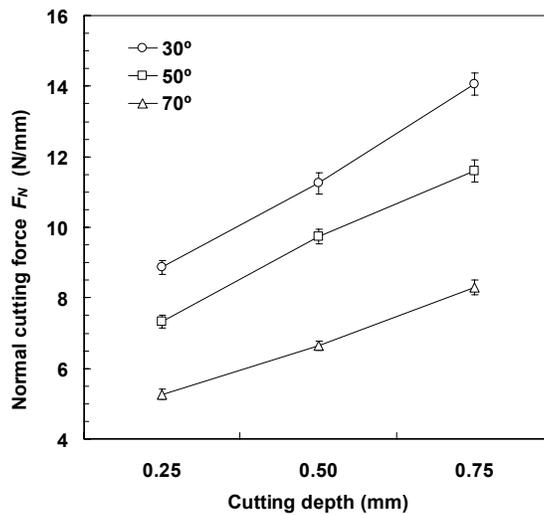
Small blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the treated tangential face were cut from boards for scanning electron microscopy (SEM) evaluation. For subsurface cell damage analysis, other blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the transverse face were prepared with a razor blade mounted onto a microtome, by carefully cutting an end-grain surface. All blocks were then desiccated with phosphorus pentoxide for two weeks, mounted onto standard aluminum stubs with silver paint and coated with gold/palladium in a sputter-coater. Electron micrographs were taken for two representative surfaces and subsurfaces for each cutting treatment.

## 3.5 Results and discussion

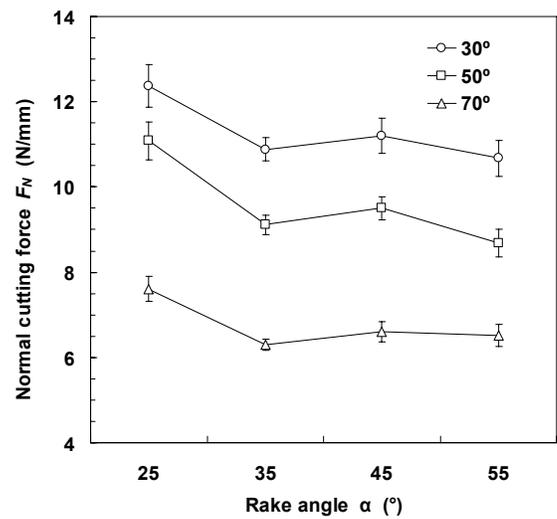
### 3.5.1 Resultant force components

The normal ( $F_N$ ), parallel ( $F_P$ ) and lateral ( $F_L$ ) average force components as a function of cutting depth, rake angle ( $\alpha$ ) and oblique angle ( $i$ ), for cutting sugar maple wood with a fixed-oblique knife pressure-bar system are shown in Figures 3-3 to 3-5. As expected, the average  $F_P$  (11.2 N/mm) was higher than the averages of  $F_N$  (9.2 N/mm) and  $F_L$  (3.2 N/mm, all cutting conditions pooled).

In orthogonal cutting, it is recognized that rake angles higher than 25° tend to produce negative normal cutting forces (upwards), mainly at higher cutting depths (Franz 1958; Woodson and Koch 1970). This fact can also occur in oblique cuttings when  $\alpha$  and  $i$  are both higher than 30° (Jin and Cai 1997). In this study, the overall  $F_N$  was always positive (downwards) for all cutting conditions. This shows that the positive normal force caused by the pressure bar prevailed over any possible negative normal force induced by the knife.  $F_N$  increased linearly as the cutting depth increased (Figure 3-3a). From 0.25- to 0.75-mm cutting depth, this force component increased 4.2 N/mm ( $\alpha$  and  $i$  pooled). Moreover, the 25°  $\alpha$  induced an overall  $F_N$  (10.4 N/mm) significantly higher than the pooled average from the other three  $\alpha$  levels (8.8 N/mm, cutting depths and  $i$  pooled) (Figure 3-3b).

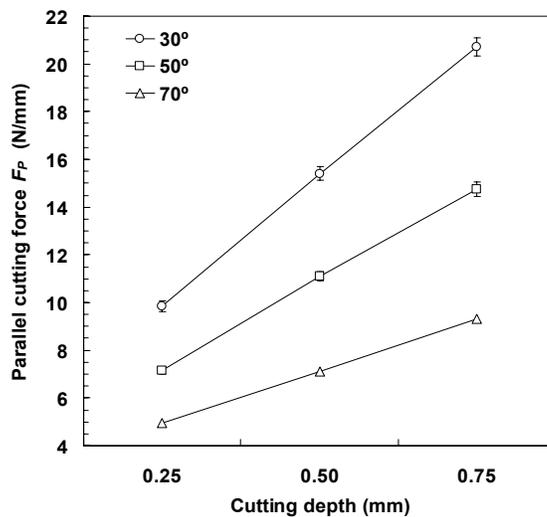


a

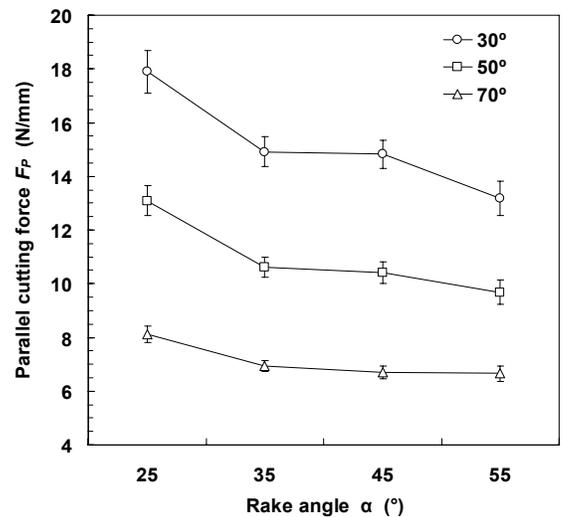


b

**Figure 3-3.** Overall normal cutting force ( $F_N$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors).

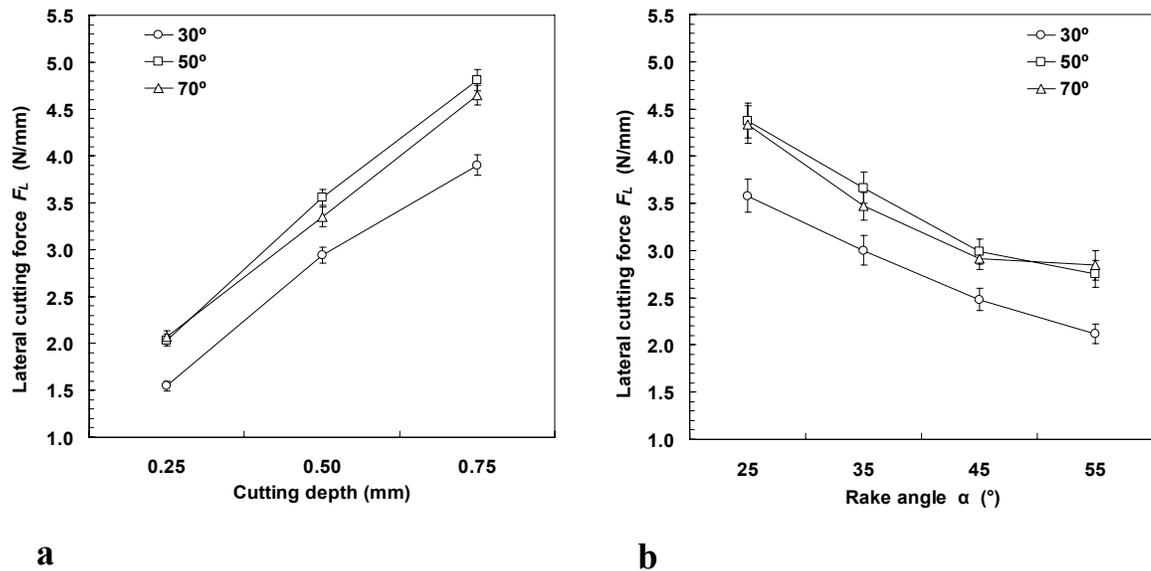


a



b

**Figure 3-4.** Parallel cutting force ( $F_P$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors).



**Figure 3-5.** Lateral cutting force ( $F_L$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-knife pressure-bar system, as a function of cutting depth (a) and rake angle (b), for three oblique angles (bars show standard errors).

As expected,  $F_P$  increased linearly with increasing the cutting depth (Figure 3-4a). This increase was more pronounced as  $i$  decreased (Figure 3-4a). From 0.25- to 0.75-mm cutting depth,  $F_P$  increased 4.4 N/mm, 7.6 N/mm, and 10.9 N/mm for 70°, 50°, and 30°  $i$ , respectively ( $\alpha$  pooled). As  $\alpha$  increased,  $F_P$  decreased (Figure 3-4b). The effect of  $\alpha$  on  $F_P$  was attenuated as  $i$  increased (Figure 3-4b). Thus, from 25° to 55°  $\alpha$ ,  $F_P$  was reduced by 4.7 N/mm, 3.4 N/mm, and 1.5 N/mm for 30°, 50°, and 70°  $i$ , respectively (cutting depths pooled).

$F_L$  increased as the cutting depth increased and  $\alpha$  decreased (Figure 3-5). From 0.25- to 0.75-mm cutting depth,  $F_L$  increased 2.6 N/mm ( $\alpha$  and  $i$  pooled); whereas from 25° to 55°  $\alpha$ , this force decreased 1.5 N/mm (cutting depths and  $i$  pooled).

$F_N$  and  $F_P$  decreased, while  $F_L$  increased as  $i$  increased (Figures 3–3 to 3–5). These results agree with those previously reported for oblique cutting without pressure bar (Ozaki and Fukui 1982; Jin and Cai 1996; 1997). From 30° to 70°  $i$ ,  $F_N$  and  $F_P$  linearly decreased 4.5 N/mm and 8.1 N/mm, respectively (cutting depths and  $\alpha$  pooled).  $F_L$ , in turn, increased 0.6

N/mm from 30° to 50°  $i$  (cutting depths and  $\alpha$  pooled). However, no significant difference in  $F_L$  was observed from 50° to 70°  $i$ . This suggests that the effect of  $i$  on  $F_L$  decreases as  $i$  increases.

According to results presented above,  $F_N$  and  $F_P$  were much more affected by cutting depth and  $i$  than by  $\alpha$ .  $F_L$ , in turn, was more influenced by cutting depth and  $\alpha$  than by  $i$ . Furthermore,  $F_P$  was the most sensitive of the cutting variables studied.

### 3.5.2 Surface topography and cell damage

The values of roughness average measured along ( $R_{a//}$ ) and across the grain ( $R_{a\perp}$ ) as a function of cutting depth, nominal rake angle ( $\alpha$ ) and oblique angle ( $i$ ), for cutting of sugar maple wood with a fixed-oblique knife pressure-bar system are shown in Table 3–1. The average roughness obtained by this surfacing method was lower than that measured for straight-knife peripheral planing but higher than that for oblique helical-knife peripheral planing of this same species (de Moura and Hernández 2005a; b).

Data analysis showed that  $R_{a\perp}$  (2.3  $\mu\text{m}$ ) was significantly higher than  $R_{a//}$  (1.8  $\mu\text{m}$ , all cutting conditions pooled). Similarly to surfaces peripherally planed (de Moura and Hernández 2005a), surfaces planed with the fixed-knife pressure-bar system presented plateau-like regions, with virtually no sign of fibrillation (Figure 3-6). The negative skewness coefficients ( $R_{sk}$ ) measured along (-0.5) and across the grain (-0.7, all cutting conditions pooled) confirm that surfaces had a higher concentration of material near the top of the roughness profile. Surface valleys corresponded to open lumens, ruptured rays and longitudinal voids left by pulled-out groups of cells (Figure 3-6).

The lateral forces had a very important effect on surface roughness. This is confirmed by the significant positive correlation between  $F_L$  and  $R_{a\perp}$  (0.339, all cutting conditions pooled,  $n = 720$ ). Indeed, this correlation was considerably higher than those obtained with  $F_N$  (-0.146) and  $F_P$  (-0.096, all cutting conditions pooled,  $n = 720$ ).  $F_L$  induced shear stresses, which caused lateral tearing-out of cells (Figure 3-6).

**Table 3–1.** Average of roughness average ( $R_a$ ), measured along and across the grain, for sugar maple surfaces produced by a fixed-knife pressure-bar cutting system at three oblique angles, four nominal rake angles and three cutting depths.

$i$ (°)	$\alpha$ (°)	$R_{a//}^1$ ( $\mu m$ )						$R_{a\perp}^2$ ( $\mu m$ )											
		Cutting depth (mm)																	
		0.25			0.50			0.75			0.25			0.50			0.75		
30	25	1.9 <sup>3</sup> (0.1) <sup>4</sup>	<u>A</u> <sup>5</sup> a	<u>B</u> a	2.2 (0.1)	<u>A</u> ab	<u>B</u> ab	2.2 (0.1)	<u>A</u> ab	<u>B</u> ab	2.2 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.4 (0.2)	<u>A</u> ab	<u>B</u> ab
	35	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.1 (0.1)	<u>B</u> ab	<u>B</u> ab	1.8 (0.1)	<u>AB</u> a	<u>AB</u> a	2.1 (0.2)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.1 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.2 (0.2)	<u>A</u> a	<u>AB</u> a
	45	1.6 (0.1)	<u>A</u> ab	<u>AB</u> ab	1.5 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.7 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.6 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.5 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a
	55	1.3 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.3 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.9 (0.1)	<u>B</u> a	<u>AB</u> a	1.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.5 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.1 (0.1)	<u>B</u> a	<u>AB</u> a
50	25	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.1 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	1.9 (0.2)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.2 (0.2)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.7 (0.2)	<u>A</u> a	<u>C</u> a	2.3 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a
	35	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.0 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	1.9 (0.2)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.4 (0.2)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.3 (0.2)	<u>A</u> a	<u>BC</u> a	2.4 (0.2)	<u>A</u> a	<u>A</u> a
	45	1.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.8 (0.1)	<u>B</u> a	<u>A</u> a	1.6 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.7 (0.1)	<u>AB</u> ab	<u>AB</u> ab	2.0 (0.1)	<u>B</u> a	<u>A</u> a
	55	1.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.4 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.0 (0.1)	<u>B</u> a	<u>A</u> a	1.5 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.7 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.4 (0.2)	<u>B</u> a	<u>A</u> a
70	25	1.9 (0.1)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.6 (0.2)	<u>B</u> b	<u>B</u> b	2.5 (0.2)	<u>B</u> b	<u>B</u> b	3.3 (0.2)	<u>A</u> b	<u>C</u> b	3.8 (0.2)	<u>A</u> b	<u>C</u> b	3.1 (0.3)	<u>A</u> b	<u>AB</u> b
	35	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>AB</u> a	2.4 (0.1)	<u>B</u> b	<u>B</u> b	2.2 (0.1)	<u>B</u> a	<u>AB</u> a	2.6 (0.2)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	2.8 (0.3)	<u>A</u> a	<u>B</u> a	3.8 (0.3)	<u>B</u> b	<u>B</u> b
	45	1.9 (0.1)	<u>A</u> b	<u>AB</u> b	1.5 (0.2)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.8 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.1 (0.1)	<u>A</u> b	<u>AB</u> b	2.1 (0.1)	<u>A</u> b	<u>AB</u> b	2.5 (0.1)	<u>B</u> b	<u>A</u> b
	55	1.5 (0.1)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	1.4 (0.2)	<u>A</u> a	<u>A</u> a	2.2 (0.1)	<u>B</u> a	<u>AB</u> a	1.8 (0.1)	<u>A</u> b	<u>A</u> b	2.0 (0.1)	<u>A</u> b	<u>A</u> b	3.2 (0.2)	<u>B</u> b	<u>AB</u> b

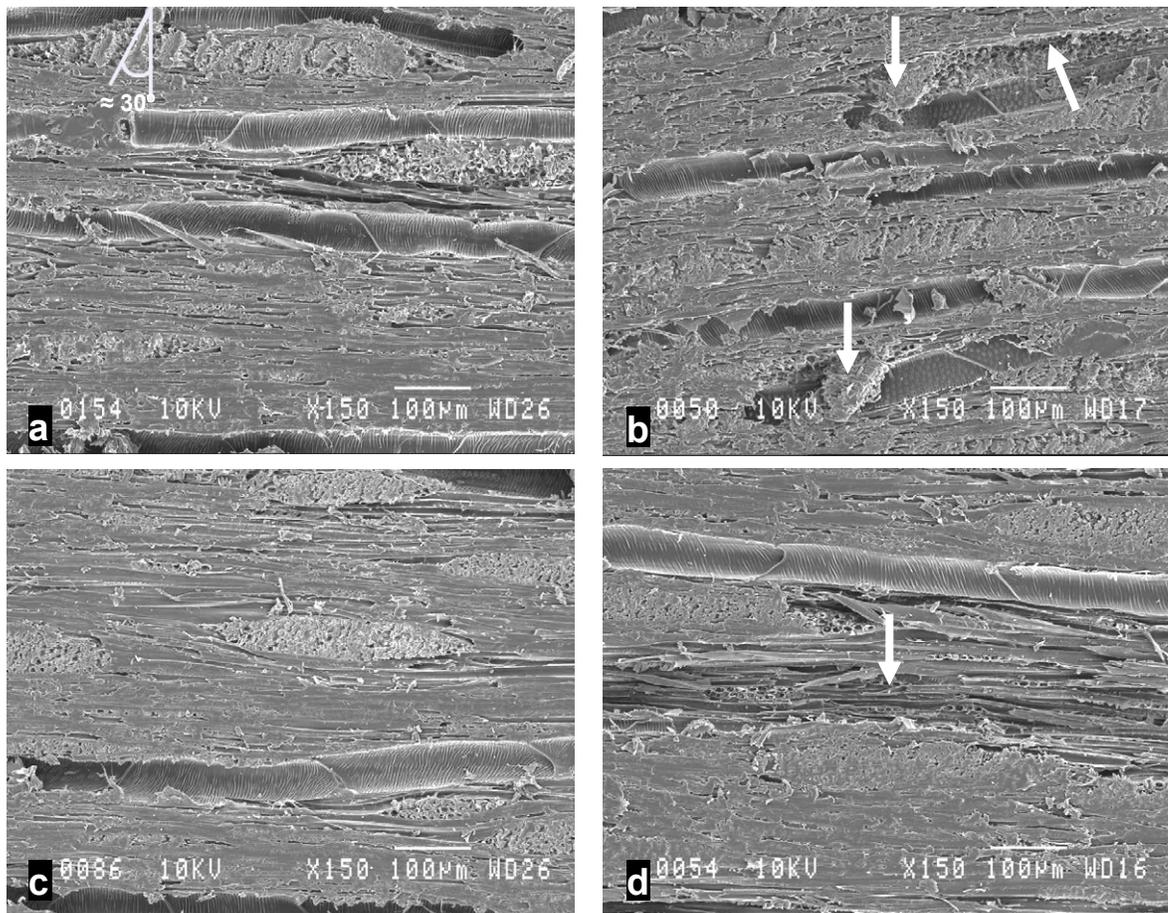
<sup>1</sup> Roughness average measured along the grain

<sup>2</sup> Roughness average measured across the grain

<sup>3</sup> Means of twenty replicates

<sup>4</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>5</sup> Means within a column or row followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Underlined capital letters are for cutting depth comparison within a row, for each oblique angle, rake angle and direction of measurement separately; uppercase letters are for rake angle comparison within a column, for each cutting depth, oblique angle and direction of measurement separately; lowercase letters are for oblique angle comparison within a column, for each cutting depth, rake angle and direction of measurement separately.



**Figure 3-6.** Tangential surfaces of sugar maple cut with a fixed-oblique knife pressure-bar system. Multiseriate ray presenting splits parallel to the knife cutting edge (0.25-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (a). Rays that underwent ruptures by bending below the cutting plane (0.75-mm cutting depth;  $25^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (b). Rays severed in the cutting-plane level at the highest  $\alpha$  level (0.25-mm cutting depth;  $55^\circ \alpha$ ;  $30^\circ i$ ) (c). Region where group of cells have been pulled out by lateral forces at the highest  $i$  level (0.25-mm cutting depth;  $55^\circ \alpha$ ;  $70^\circ i$ ) (d).

$R_a$  increased with increasing cutting depth (Tables 3-1 and 3-2). This increase was mainly related to the increase in  $F_L$  with increasing cutting depth (Figure 3-5a). The effect of the cutting depth on  $R_a$  became more marked as  $\alpha$  and  $i$  increased (Table 3-1). The cutting depth had a visible effect on the cut of multiseriate rays. At a 0.25-mm cutting depth, rays were often severed at the cutting-plane level (Figures 3-6a and c-d). On the other hand, at a 0.75-mm cutting depth, rays often underwent ruptures by bending below the cutting plane, leaving valleys in the surface (Figure 3-6b). When cutting the tangential plane, the knife

attacks rays transversally. Multiseriate rays occasionally showed regularly spaced splits below the cutting plane and parallel to the knife edge (Figure 3-6a), similar to those reported by Ozaki and Kimura (1989) in 90°-90° oblique cut. The depth and distance between these splits appeared to be shorter as the cutting depth decreased (not shown).

Surface roughness decreased as  $\alpha$  increased (Tables 3–1 and 3–2). From 25° to 55°  $\alpha$ ,  $R_{a\perp}$  varied 38% (cutting depths and  $i$  pooled). This result was mainly associated with a decrease in  $F_L$  as  $\alpha$  increased (Figure 3-5b), which reduced the lateral tearing-out of cells. Moreover, multiseriate rays were better cut as  $\alpha$  increased (Figures 3–6a and c). For instance, at 55°  $\alpha$  and 0.25-mm cutting depth, rays were virtually always severed at the cutting-plane level (Figure 3-6c), which contributed to produce smoother surfaces. Ozaki and Kimura (1989) have also demonstrated the benefits of increasing  $\alpha$  for oblique cutting of transverse sections.

Higher oblique angles provided rougher surfaces (Tables 3–1 and 3–2). From 30° to 70°  $i$ ,  $R_{a\perp}$  increased 43% (cutting depths and  $\alpha$  pooled). With increasing  $i$ , the cut moves from a 90°-0° to a 0°-90° cutting position (Jin and Cai 1996). de Moura and Hernández (2005b) reported that chips are often removed from the workpiece by pulling out cells when cutting across the grain (i.e. in a 0°-90° cutting position). Similarly, in the present experiment, the occurrence of lateral pulling-out of cells tended to increase as  $i$  increased (Figures 3–6c-d). The effect of  $i$  on  $R_a$  became more marked as the cutting depth increased (Table 3–1).

The occurrence of machining defects was strongly related to the grain conditions in wood pieces. The pressure-bar was not always able to completely prevent the occurrence of defects when cutting against the grain. Among the cutting parameters studied, the cutting depth was the most related to the occurrence of machining defects. The occurrence of torn or fuzzy grain decreased as cutting depth decreased (Figure 3-7a). Therefore, the evaluation of the effect of  $\alpha$  and  $i$  on the production of machining defects was only made for 0.25-mm cutting depth. Thus, Figure 3-7b shows that the proportion of excellent and uneven textured samples increased from 65% to 80% when  $i$  changed from 70° to 30° ( $\alpha$  pooled). Therefore,

**Table 3–2.** Statistical correlations obtained among cutting parameters and surface properties for sugar maple wood after surfacing with a fixed-knife pressure-bar system.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	$R_{a//}$ <sup>3</sup> (μm)	$R_{a\perp}$ <sup>4</sup> (μm)
Oblique angle (°)	-0.195 <sup>1</sup> 0.001 <sup>2</sup>	0.216 0.001	0.069 0.063	0.131 0.001	0.358 0.001
Rake angle (°)	0.252 0.001	-0.249 0.001	0.299 0.001	-0.353 0.001	-0.344 0.001
Cutting depth (mm)	-0.034 0.361	0.046 0.220	0.103 0.006	0.220 0.001	0.200 0.001
Wetting time (s)		-0.513 0.001	-0.173 0.001	-0.310 0.001	-0.308 0.001
k-value			-0.064 0.084	0.316 0.001	0.230 0.001

<sup>1</sup> Pearson correlation coefficient (r) for 720 replicates

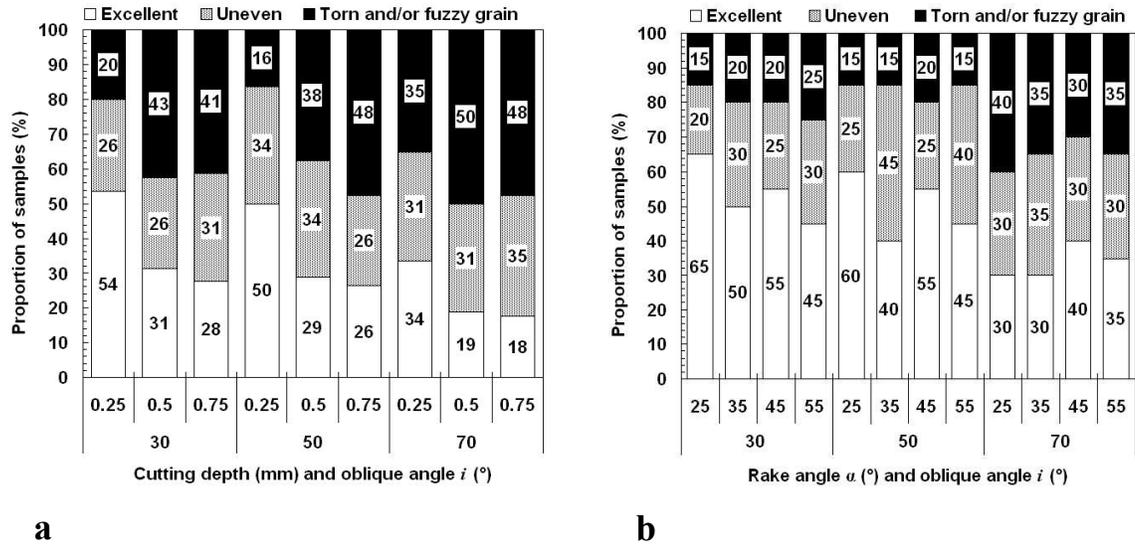
<sup>2</sup> Prob.  $> |r|$  under  $H_0: \rho = 0$

<sup>3</sup> // index for measurement taken along the grain

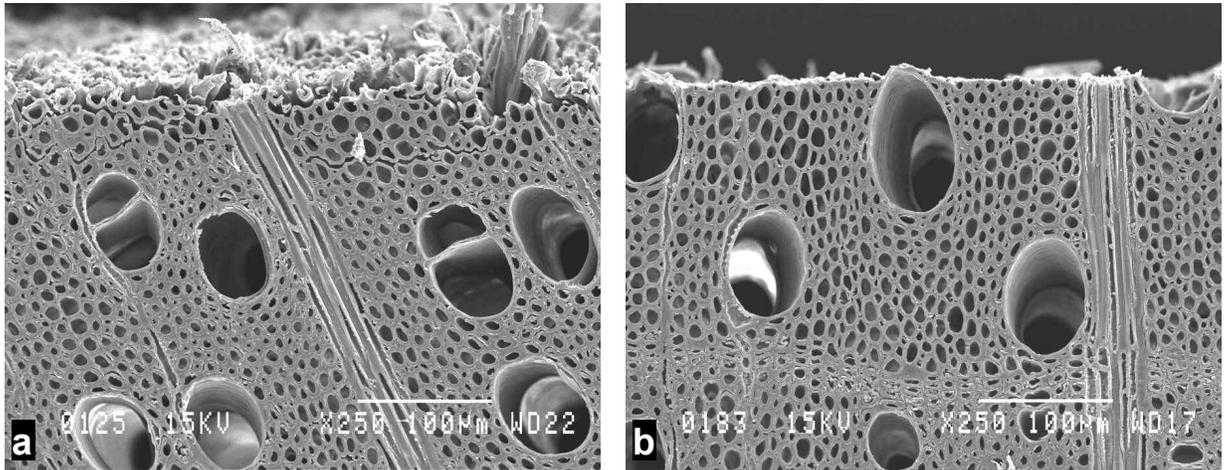
<sup>4</sup>  $\perp$  index for measurement taken across the grain

the best conditions to reduce the occurrence of machining defects when cutting against the grain were obtained at 0.25-mm cutting depth and 30°  $i$ . It is probable that a thinner cutting depth can eliminate even more the occurrence of torn grain. Furthermore, thinner cutting would certainly decrease surface roughness, which should be very suitable for certain types of finishing (i.e. oil finishes or surfaces free of finishing products).

At 25° and 35°  $\alpha$ , cutting against the grain often provoked fuzzy grain rather than torn grain. This effect was probably related to the higher  $F_N$  produced as  $\alpha$  decreased, which might reduce the propagation of cracks below the cutting plane when cutting against the grain. At 25°  $\alpha$ , the propagation of cracks below the cutting plane could often be inhibited by the pressure-bar action (Figure 3-8a). The machining defect tended hence to slight fuzzy grain.



**Figure 3-7.** Proportion of samples with machining defects as a function of cutting depth and  $i$  ( $\alpha$  pooled,  $n = 80$ ) (a). Proportion of samples with machining defects as a function of  $\alpha$  and  $i$ , for a 0.25-mm cutting depth ( $n = 20$ ) (b).



**Figure 3-8.** Transverse SEM micrographs of sugar maple cut with a fixed-oblique knife pressure-bar system. At low cutting depth and  $\alpha$ , the propagation of cracks below the cutting plane was inhibited by the pressure-bar action, limiting the defect to slight fuzzy grain (0.25-mm cutting depth;  $25^{\circ}$   $\alpha$ ;  $30^{\circ}$   $i$ ) (a). Superficial cell damage was not visible transversally even for the hardest cutting conditions (0.75-mm cutting depth;  $25^{\circ}$   $\alpha$ ;  $30^{\circ}$   $i$ ) (b).

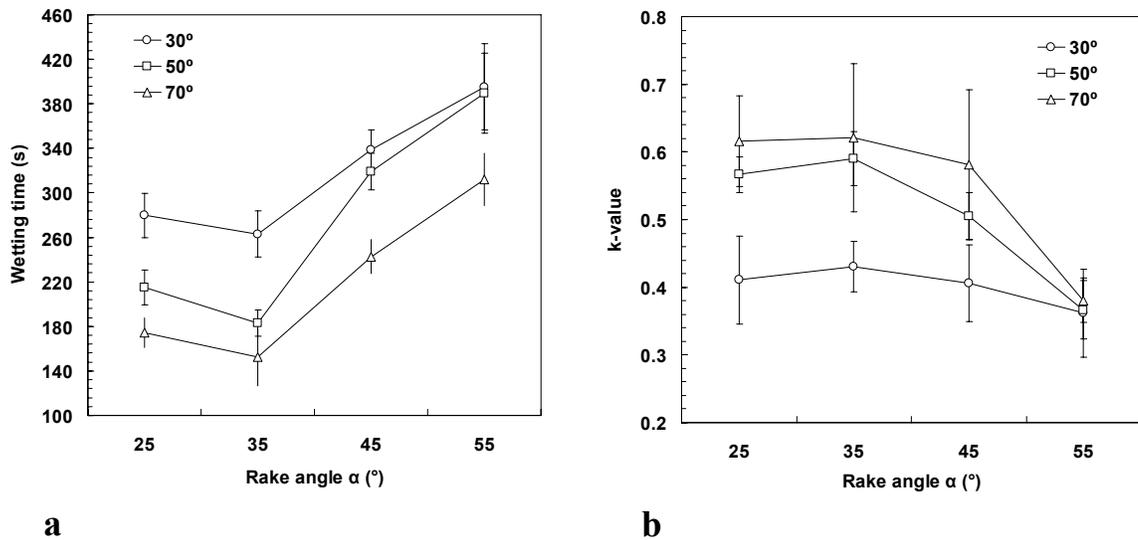
Moreover, torn grain tended to become deeper as  $\alpha$  increased. For a 0.25-mm cutting depth, the maximum depth of torn grain was 203  $\mu\text{m}$  and 251  $\mu\text{m}$ , for 25° and 55°  $\alpha$ , respectively ( $i$  pooled). This increase was more visible at higher cutting depths. Under this context, a 25°  $\alpha$  should be recommended to reduce the need for sanding.

Planing with a fixed-knife pressure-bar system produced surfaces and subsurfaces virtually free of damage, given that slight crushing occasionally occurred in the most outward cell layer. Superficial cell damage could not be measured in the transverse SEM micrographs, even for the highest normal forces recorded (27.5 N/mm, at 0.75-mm cutting depth, 25°  $\alpha$  and 30°  $i$ ) (Figure 3-8b). Thus, for the vertical and horizontal gaps used in this study, the positive normal force induced by the pressure bar was not sufficient to cause plastic deformation at the cutting-plane level. This result agrees with those reported in previous works (Stewart 1989; Hernández 1994).

### 3.5.3 Surface wettability

The results of wetting tests, using water as probe liquid, as a function of nominal rake angle ( $\alpha$ ) and oblique angle ( $i$ ) for cutting sugar maple wood with a fixed-oblique knife pressure-bar system are shown in Figure 3-9. The discussion on wetting parameters was mainly focused on the 0.25-mm cutting depth, as it provided the least occurrence of machining defects.

As demonstrated in previous works (Wenzel 1936; Lewis and Forrestal 1969; de Moura and Hernández 2005a; b), the increase in surface roughness accelerated liquid spreading.  $R_a$  was negatively correlated with the total wetting time and positively correlated with the  $k$ -value (Table 3–2). This confirms that the capillarity provided by roughness has a positive effect on liquid spreading. Consequently, the cutting treatments producing higher  $R_a$  presented lower wetting times and higher  $k$ -values (Figure 3-9). As  $\alpha$  increased from 25° to 55°, the wetting time increased 64%, while the  $k$ -value decreased 30% ( $i$  pooled). It has been previously demonstrated that lower wetting times and higher  $k$ -values indicate good adhesion properties for coating films (de Moura and Hernández 2005a). Under this context,



**Figure 3-9.** Total wetting time (a) and k-value (b), using water as probe liquid, obtained in sugar maple surfaces cut with a fixed-knife pressure-bar system at a 0.25-mm cutting depth, as a function of  $\alpha$ , for three  $i$  levels.

the wetting and adhesion properties tended to be enhanced by decreasing  $\alpha$  (Table 3–2; Figure 3-9). This reinforces the recommendation for using the 25°  $\alpha$ .

The surface wetting properties were improved by increasing  $i$  (Table 3–2; Figure 3-9). As  $i$  increased from 30° to 70°, the wetting time decreased 31% and the k-value increased 37% ( $\alpha$  pooled). At a 55°  $\alpha$ , however, there was no statistical difference in k-values among  $i$  levels (Figure 3-9). The cutting depth, in turn, had no correlation with the wetting time and the k-value (Table 3–2), excepting for a 55°  $\alpha$ . For this  $\alpha$  level, the cutting depth was significantly correlated with wetting time (-0.629) and k-value (0.326,  $i$  pooled).

The averages of initial contact angle and surface energy were 58.1° and 44.9 mN/m, respectively (all cutting conditions pooled). Increasing the surface energy reduced the total wetting time, as indicated by the negative correlation between these variables (Table 3–2). However, no relationship was found between the surface energy and the k-value (Table 3–2). As reported in a previous study (de Moura and Hernández 2005b), the cutting treatments had low effect on the initial contact angle and surface energy. As a result, the coefficient of

variation was much higher in surface profile assessments (e.g. 41%, for  $R_{a\perp}$ ) than in initial contact angle (13%) and surface energy analyses (12%, for all cutting conditions pooled). The slight deviations in initial contact angle and surface energy could hence be attributed to small chemical variations on surfaces. In spite of this, the surface energy was significantly correlated with cutting depth and  $\alpha$  (Table 3–2). As cutting depth increased from 0.25 to 0.75 mm, the surface energy increased 3% ( $\alpha$  and  $i$  pooled). A significant increase in surface energy with increasing cutting depth has also been observed in peripheral planing (de Moura and Hernández 2005b). In addition, as  $\alpha$  increased from 25° to 55°, the surface energy increased 11% (cutting depths and  $i$  pooled). Higher temperatures may have been generated when cutting at higher depths and rake angles, which could accelerate oxidation at the wood surface. The increase in wood surface energy by oxidation has been previously reported (Gray 1964; Wålinder 2002).

### **3.6 Conclusions and recommendations**

The lateral forces engendered by the knife caused lateral tearing-out of cells and groups of cells. Thus, the surface roughness increased with increasing the lateral forces. Under this context, higher cutting depths and oblique angles would provide higher surface roughness. The pressure-bar was not always able to completely prevent the occurrence of defects when cutting against the grain. The occurrence of machining defects increased at higher cutting depths and oblique angles. As the rake angle decreased, the type of machining defect tended to change from torn grain to slight fuzzy grain. Moreover, the best wetting conditions were obtained with lower rake angles, as they induced higher surface roughness. These results suggest that a 25° rake angle, a 30° oblique angle, and a thin cutting depth should be preferred to reduce dependence on sanding.

It was suggested that the use of cuts thinner than those studied in this work could eliminate even more the occurrence of machining defects. However, thinner cutting might reduce roughness to levels not suitable for adhesion of film-forming coatings. On the other hand, this increase in surface smoothness should be appropriate for oil type finishes. For these

finishes, a high nominal rake angle, which produces smoother surfaces, should also be used.

Little information is available concerning the effect of feed speed on this type of surfacing process. The present study was performed at relatively low feed speeds. Further studies with higher feed speeds would hence provide important information on the potential of industrial use of the fixed-knife pressure-bar system.

## CHAPITRE IV

### CHARACTERISTICS OF SUGAR MAPLE WOOD SURFACES PRODUCED BY HELICAL PLANING

#### 4.1 Résumé

Lors du rabotage hélicoïdal, l'arête tranchante des couteaux est continue et forme un angle par rapport à l'axe de rotation du porte-outil. Les manufacturiers affirment que les porte-outils hélicoïdaux produisent des surfaces de qualité supérieure. Cependant, peu d'études ont été consacrées à l'effet de cette géométrie de coupe sur la qualité de surface du bois. La qualité de surfaces d'érable à sucre obtenues par rabotage hélicoïdal fut évaluée pour deux modes de coupe, quatre vitesses d'avance et trois profondeurs de coupe. Le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil a procuré des surfaces plus rugueuses offrant de bonnes conditions de mouillabilité. Les pièces obtenues par rabotage hélicoïdal oblique présentèrent occasionnellement du fil arraché. Les surfaces sont devenues plus rugueuses et mouillables à mesure que la vitesse d'avance a augmenté. L'augmentation de la profondeur de coupe a entraîné une réduction de la rugosité des surfaces, principalement lors du rabotage perpendiculaire au fil. Le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil semble avoir du potentiel pour remplacer le ponçage, tout en améliorant les propriétés d'adhésion et la performance de revêtements de finition.

## 4.2 Abstract

In true helical planing, the knives form a continuous oblique cutting edge with an angle to the cutterhead rotation axis. Tool manufacturers affirm that the helical cutterheads produce superior quality surfaces. However, literature on the effect of this cutting geometry on the surface quality of planed wood is scarce. The surface quality of helical-planed sugar maple was evaluated as a function of two planing modes, four feed speeds and three cutting depths. The helical planing across the grain produced surfaces with higher roughness and improved wetting properties. A slight torn grain was observed in some samples that were helical-planed obliquely to the grain. As feed speed increased, surfaces became rougher and wetting was accelerated. Increasing cutting depth reduced surface roughness, mainly when planing across the grain. Cross-grain helical planing appears to have a good potential to reduce dependence on sanding to improve surface adhesion properties and enhance performance of coatings.

## 4.3 Introduction and background

In peripheral planing, the workpiece surface is a result of the successive action of knives installed onto the periphery of a rotating cutterhead (Koch 1964). In conventional straight-knife peripheral planing, the cutting edges of knives are parallel to the cutterhead rotation axis. Given that in some cases this type of planing tends to produce defects on wood surface, an additional sanding process is required in order to obtain a defect-free surface. Furthermore, straight-knife planing is one of the main sources of noise in wood industries (Stewart and Hart 1976). To reduce machining defects and noise level, helical-knife peripheral planing has been proposed. In real helical-knife planing, the knives are mounted onto the periphery of a cutterhead with an angle to the axis of rotation, called the helix angle, and form a continuous oblique cutting edge (Stewart 1971b; Stewart and Hart 1976). The helical geometry provides a gradual cut: only a few peripheral points of the cutting cylinder make simultaneous contact with the workpiece, producing concentrated forces which travel across the workpiece. Therefore, the cutting impact occurs only at one lateral edge of the workpiece as each knife starts to cut (Stewart 1975b). In contrast, in straight-

knife planing, the cutting impact takes place simultaneously across the entire workpiece width (Stewart and Hart 1976).

It is generally admitted that torn grain and raised grain are reduced in helical planing, due to a less severe cutting action. The occurrence of chipmarks should also be reduced by this cutting geometry, given that chips are easily moved away from the cutting zone during the cutterhead rotation (Jones 1994). Surface quality produced by planing across the grain is approximately the same using either the straight-knife or the helical cutter, but the latter is quieter (Stewart and Lehmann 1974). In addition, feeding the helical cutterhead with the wood grain parallel to the cutting edge reduces the incidence of tearing, mainly around knots or in peculiar grain patterns (York 1975). In tests with a prototype machine, Koch (1976) positioned a helical tool according to this principle. The planing mode suggested by Stewart and Lehmann (1974), York (1975) and Koch (1976) induces a  $0^{\circ}$ - $90^{\circ}$  cut. According to Stewart (1975a), this cutting mode provides the best surface quality for planing hardwoods, as it reduces the maximum defect depth.

Manufacturers of wood machinery claim that the helical cutterheads reduce noise and produce better surface quality. The efficiency of the helical geometry on noise reduction has been widely demonstrated in previous works (Stewart 1975b; York 1975; Berolzheimer 1991). However, little literature is available concerning the effect of this cutting geometry on the quality of planed wood surfaces. Therefore, the main objective of this work is to evaluate the surface quality of helical-planed sugar maple wood as a function of planing mode, feed speed and cutting depth. Surface quality was assessed by roughness measurements, cell damage analyses and wetting tests. The relationships between surface roughness and wettability are discussed.

## **4.4 Materials and methods**

### **4.4.1 Testing materials**

Sugar maple (*Acer saccharum* Marsh.), a diffuse-porous hardwood commonly used for indoor applications, was selected for this study. Eighty air-dried flat-sawn boards were

conditioned at 20°C and 40% relative humidity (RH) until 8% equilibrium moisture content (EMC) was reached. After conditioning, the original group of 2400-mm (L) boards was divided into two independent groups of forty boards each. Each board was crosscut into six matched sections 350 mm (L) in length. These sections were edge-machined to 50-mm (T) width and planed to a thickness of 20 mm (R). These samples underwent a helical planing treatment and were re-sectioned to prepare specimens for roughness and wetting tests. The average and standard deviation of basic density of the boards were 595 and 28 kg/m<sup>3</sup>, respectively.

#### **4.4.2 Machining treatments**

The helical planing treatments were performed with a Casadei R63H3 24" surface planer provided with a freshly sharpened flexible knife. This knife was replaced every six treatments to reduce the effect of knife wear on the quality of wood surfaces. The rake and helix angles were 30° and 14°, respectively. Boards from the first group underwent an oblique (76°-14°) peripheral planing. These boards were fed into the planer with the wood grain aligned perpendicularly to the cutterhead rotation axis. Boards from the second group were cross-grain (0°-90°) peripheral planed. For this purpose, the boards were fed with the wood grain aligned obliquely to the cutterhead axis and parallel to the knife edge (as Stewart and Lehmann 1974). Two jig boards were hence built in order to hold samples in an accurate position during feeding and to reduce vibration. For each planing mode, the matched sections were planed at three cutting depths (0.5, 1.0 and 1.5 mm) and four feed speeds (5.5, 7.0, 8.5 and 10.0 m/min). The feed speeds corresponded to 26, 20, 17 and 14 knife marks per 25.4 mm of length, and 0.99, 1.26, 1.53 and 1.80 mm of wavelength, respectively. The lowest feed speed level was the slowest speed of the planer. A helical planing at 0.5 mm of depth was carried out to level samples prior to machining treatment.

#### **4.4.3 Surface wettability tests**

Wetting analysis was performed within 6 hours after machining treatments with a FTÅ D200 imaging goniometer at room conditions of 20°C and 40% RH. Small droplets (6 µl) were added to the machined wood surfaces with an injection microsyringe. A frame grabber

recorded the changes in contact angle of droplets during the first 100 seconds of wetting. All measurements were carried out with a view parallel to the grain. Thus, the wetting process was assessed across the grain. Distilled water and formamide were used as probe liquids. One test of each liquid was performed on each specimen for a total of 40 measurements for each machining treatment. Contact angle was calculated as an average of both sides of droplets to compensate for horizontality variations. The initial contact angles of water and formamide, recorded immediately after droplet deposition, were used to estimate the wood surface energies by the harmonic mean approach (Wu 1971). To quantify the water spreading and penetration, the k-value proposed by Shi and Gardner (2001) was calculated for each machining condition. The total time taken to wetting and complete penetration was also recorded for water. Wetting parameters obtained with water were significantly correlated with coating adhesion in a previous work (de Moura and Hernández 2005a).

#### **4.4.4 Surface topography measurements**

Roughness measurements were carried out on defect-free zones with a Hommel T1000 waveline-20 profilometer equipped with a TKL 300L stylus pick-up. The pick-up travel length and cut off length were set to 15 mm and 2.5 mm, respectively. Measurements were performed at 0.5 mm/s. Roughness parameters were calculated as an average of five consecutive cut off lengths for each pick up travel length. The roughness average ( $R_a$ ) was determined, as well as skewness coefficient ( $R_{sk}$ ), according to ISO 4287-1 (1984). The surface profile was assessed in the parallel and perpendicular directions to the grain. One pick up travel length was performed in each direction for a total of 40 for each machining treatment. For torn-grain zones, the maximum defect depth was measured by a MTI Microtrak 7000 laser triangulation sensor. This latter assessment considered a variable number of replicates per treatment, according to the occurrence of defects.

#### **4.4.5 Microscopic evaluation**

Small blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the machined tangential face were cut from boards for scanning electron microscopy (SEM) evaluation. For subsurface cell damage analysis,

another group of blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the transverse face was prepared with a razor blade mounted onto a microtome, by carefully cutting one of the end-grain surfaces. All blocks were then desiccated with phosphorus pentoxide for two weeks, mounted onto standard aluminum stubs with silver paint and coated with gold/palladium in a sputter-coater. Electron micrographs were taken for two representative machined surfaces and subsurfaces for each machining treatment.

## **4.5 Results and discussion**

### **4.5.1 Surface topography**

The values of roughness average ( $R_a$ ) measured along and across the grain for three cutting depths, four feed speeds and two planing modes in helical planing are presented in Table 4–1.

The helical planing oblique to the grain produced smooth and glossy surfaces (Table 4–1). The appearance of these surfaces was similar to those normally produced by peripheral straight-knife planing at low feed speeds. Surface gloss and smoothness increased at lower feed speeds (Table 4–1). The roughness averages measured along and across the grain were 1.6  $\mu\text{m}$  and 1.5  $\mu\text{m}$ , respectively (all oblique planing conditions pooled). This roughness level was lower than that obtained in a previous work with peripheral straight-knife planing of sugar maple at 15° rake angle and with 34 knife marks per 25.4 mm of length (de Moura and Hernández 2005a).

The helical planing across the grain provided surfaces with higher roughness. This effect was observed in roughness measured along and across the grain (Table 4–1). For this planing mode, the roughness average was significantly higher when measured perpendicular to the grain (3.9  $\mu\text{m}$ ) than along the grain (3.3  $\mu\text{m}$ , all across-grain planing conditions pooled). The surfaces planed across the grain were generally not glossy (Figure 4–1) and presented a tactile roughness very similar to that of sanded surfaces. A slight fuzzy texture occurred occasionally where the grain was uneven. This texture pattern was predominantly observed on earlywood tissues, whilst the thin latewood bands appeared

**Table 4–1.** Average of roughness average ( $R_a$ ) of helical-planed sugar maple surfaces measured along and across the grain for three cutting depths, four feed speeds and two planing modes.

Cutting depth (mm)	Feed speed (m/min)	Planing oblique to the grain <sup>1</sup>				Planing across the grain <sup>1</sup>			
		$R_{a//}$ <sup>2</sup> ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a\perp}$ <sup>3</sup> ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a//}$ ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )	
0.5	5.5	1.3 (0.1) <sup>4</sup>	A <sup>5</sup> a	1.5 (0.1)	A ab	2.6 (0.3)	A a	3.1 (0.2)	A a
	7.0	1.6 (0.1)	AB a	1.8 (0.3)	A a	3.2 (0.3)	A ab	3.8 (0.3)	A a
	8.5	1.9 (0.2)	B a	1.7 (0.1)	A a	5.1 (0.4)	B b	4.8 (0.3)	AB b
	10.0	1.9 (0.1)	B a	1.5 (0.1)	A a	4.6 (0.4)	B b	5.5 (0.3)	B b
1.0	5.5	1.3 (0.1)	A a	1.7 (0.1)	A b	3.8 (0.3)	A b	3.7 (0.2)	A a
	7.0	1.5 (0.1)	AB a	1.4 (0.1)	A a	3.8 (0.3)	A b	3.4 (0.2)	A a
	8.5	1.7 (0.1)	B a	1.5 (0.1)	A a	2.9 (0.2)	A a	4.2 (0.3)	A ab
	10.0	1.6 (0.1)	AB a	1.3 (0.1)	A a	3.0 (0.2)	A a	4.3 (0.4)	A a
1.5	5.5	1.4 (0.1)	A a	1.2 (0.1)	A a	2.9 (0.2)	A ab	3.3 (0.2)	A a
	7.0	1.3 (0.1)	A a	1.4 (0.1)	A a	2.8 (0.2)	A a	3.6 (0.2)	A a
	8.5	1.6 (0.1)	A a	1.5 (0.1)	A a	2.5 (0.2)	A a	3.3 (0.2)	A a
	10.0	1.7 (0.1)	A a	1.6 (0.1)	A a	2.7 (0.2)	A a	3.7 (0.2)	A a

<sup>1</sup> Means of twenty replicates

<sup>2</sup> Roughness average measured along the grain

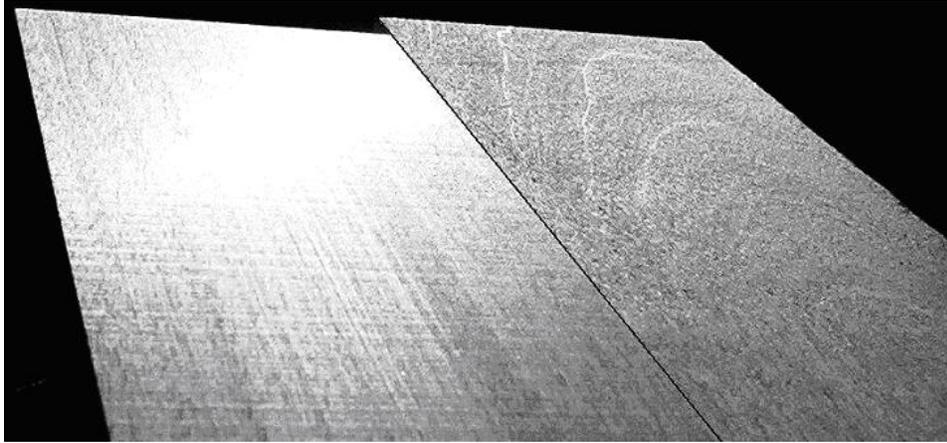
<sup>3</sup> Roughness average measured across the grain

<sup>4</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>5</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Uppercase letters are for feed speed comparison, for each cutting depth separately. Lowercase letters are for cutting depth comparison, for each feed speed separately.

often smoother and glossier (Figure 4–1). The higher roughness in earlywood is also attributed to the presence of very small longitudinal grooves, which were absent in latewood.

Roughness of surfaces tended to increase as feed speed increased. This was expected given that faster feed speeds generate deeper and wider knife marks. However, differences in roughness between 8.5 m/min and 10 m/min were not statistically significant, given that the interval of the number of knife marks generated between these two feedings was short (Table 4–1). Positive correlations were found between feed speed and  $R_a$  measured along the grain for helical planing oblique to the grain (Table 4–2) and between feed speed and  $R_a$



**Figure 4–1.** Macroscopic view of sugar maple helical-planed boards. At the left-hand side, a surface obtained by helical planing oblique to the grain; at the right-hand side, a surface produced by helical planing across the grain.

measured across the grain for helical planing across the grain (Table 4–3). In contrast, no correlations were found between these two variables when  $R_a$  was measured in the other direction (across the grain, Table 4–2; along the grain, Table 4–3). Therefore, the effect of feed speed was only apparent when roughness was measured in the same direction as the planing action (i.e. across the knife marks).

For planing oblique to the grain, the surface skewness coefficient ( $R_{sk}$ ) became more negative for both directions of measurement as feed speed decreased (Table 4–4). This indicates that surfaces presented more material on the top of the roughness profile as feed speed decreased, producing smoother plateau-like regions. This could explain the glossier surface observed at lower feed speeds in this planing mode. The  $R_{sk}$  of surfaces planed across the grain was not affected by feed speed.

Roughness tended to decrease as cutting depth increased (Tables 4–1, 4–2 and 4–3). This effect was more pronounced in planing across the grain than in planing oblique to the grain. For planing across the grain, the effect of cutting depth on  $R_a$  was more prominent at 8.5-m/min and 10-m/min feed speeds (Table 4–1). From 0.5-mm to 1.5-mm cutting depth,  $R_a$  decreased 11% and 25% for planing oblique and across the grain, respectively (feed speeds

**Table 4–2.** Pearson correlation coefficients obtained among machining parameters and surface properties of sugar maple wood after helical planing oblique to the grain.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	$R_{a//}^3$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{a\perp}^4$ ( $\mu\text{m}$ )
Cutting depth (mm)	-0.018 <sup>1</sup>	-0.016	0.037	-0.044	-0.148
	0.780 <sup>2</sup>	0.810	0.565	0.501	0.022
Feed speed (m/min)	-0.200	0.135	-0.057	0.306	-0.006
	0.002	0.039	0.379	0.001	0.930
Wetting time (s)		-0.528	-0.242	-0.151	-0.061
		0.001	0.001	0.020	0.347
k-value			0.088	0.125	0.058
			0.180	0.056	0.382

<sup>1</sup> Pearson correlation coefficient (r) for 240 replicates

<sup>2</sup> Prob.  $> |r|$  under  $H_0: \rho = 0$

<sup>3</sup> // index for measurement taken along the grain

<sup>4</sup>  $\perp$  index for measurement taken across the grain

**Table 4–3.** Pearson correlation coefficients obtained among machining parameters and surface properties of sugar maple wood after helical planing across the grain.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	$R_{a//}^3$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{a\perp}^4$ ( $\mu\text{m}$ )
Cutting depth (mm)	0.104 <sup>1</sup>	-0.138	0.279	-0.326	-0.240
	0.107 <sup>2</sup>	0.041	0.001	0.001	0.001
Feed speed (m/min)	-0.170	0.052	0.035	0.100	0.258
	0.008	0.441	0.586	0.121	0.001
Wetting time (s)		-0.631	-0.200	-0.355	-0.294
		0.001	0.002	0.001	0.001
k-value			0.066	0.331	0.204
			0.335	0.001	0.002

<sup>1</sup> Pearson correlation coefficient (r) for 240 replicates

<sup>2</sup> Prob.  $> |r|$  under  $H_0: \rho = 0$

<sup>3</sup> // index for measurement taken along the grain

<sup>4</sup>  $\perp$  index for measurement taken across the grain

**Table 4–4.** Skewness coefficients measured along ( $R_{sk//}$ ) and across ( $R_{sk\perp}$ ) the grain as a function of the feed speed, for sugar maple surfaces helical-planed oblique to the grain.

Feed speed (m/min)	5.5 <sup>1</sup>	7.0	8.5	10.0
$R_{sk//}$	-0.92 (0.1) <sup>2</sup> A <sup>3</sup> b <sup>4</sup>	-0.80 (0.1) A b	-0.60 (0.1) B b	-0.44 (0.1) C b
$R_{sk\perp}$	-1.77 (0.2) A a	-1.21 (0.2) B a	-1.22 (0.2) B a	-1.02 (0.2) B a

<sup>1</sup> Means of sixty replicates (cutting depths pooled)

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a row followed by the same uppercase letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test).

<sup>4</sup> Means within a column followed by the same lowercase letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test).

and directions of measurement pooled). In planing across the grain, the skewness coefficient ( $R_{sk}$ ) measured perpendicular to the grain became more positive with increasing cutting depth (not shown). This meant that surfaces planed across the grain had a higher concentration of material near the basis of the roughness profile as cutting depth increased.

The decrease in surface roughness with increasing cutting depth was induced by a reduction in planing vibration as cutting depth increased. Vibration measurements performed with a laser triangulation sensor on samples during planing confirmed that such parameter decreased as cutting depth increased (not shown). This behavior is explained by the continuous contact of the helical knife with the workpiece during the cut. The length of continuous contact between the knife and the workpiece corresponds to the length of path of knife engagement. This length, which may be calculated by the equation presented by Koch (1964), is strongly increased by increasing cutting depth. In this experiment, the lengths of path of knife engagement were of 8, 11 and 14 mm for the 0.5-, 1.0- and 1.5-mm cutting depths, respectively (feed speeds pooled). Thus, under the range of cutting depths studied, higher lengths of continuous contact have probably contributed to better stability during planing.

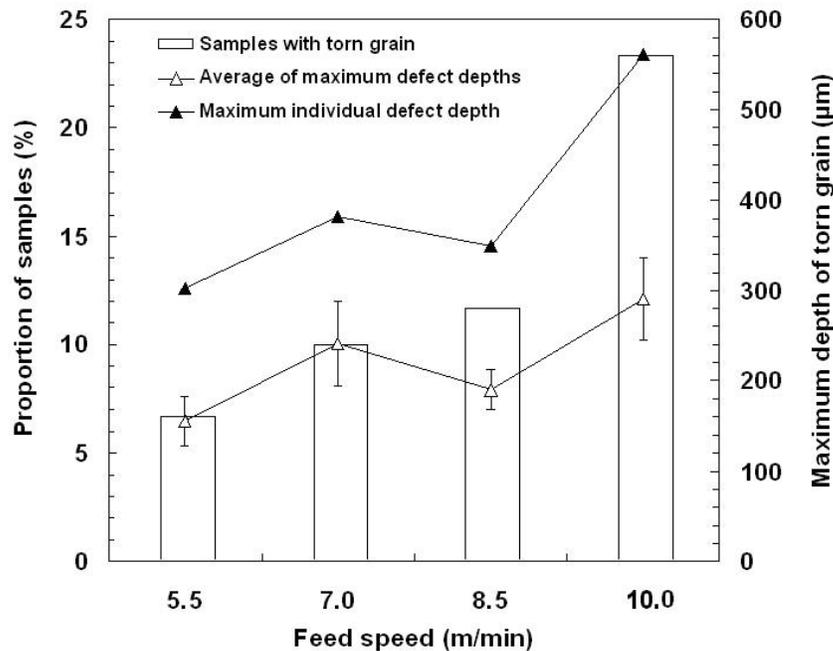
Torn grain was seldom observed, being restricted to regions with severe grain deviations. This defect was virtually only observed on samples that had been planed obliquely to the grain, although their defect-free surfaces were much smoother than those planed across the

grain. The average maximum defect depth in this experiment was 219  $\mu\text{m}$  (all oblique planing conditions pooled). The depth and frequency of torn grain tended to increase by increasing feed speed (Figure 4–2). This result has been also reported for sugar maple planed with straight knives (Davis 1962; Cantin 1967; Stewart 1971a). For samples machined at 5.5-m/min feed speed, a subsequent sanding with a 0.3-mm removal depth would be sufficient to produce defect-free surfaces (Figure 4–2). Otherwise, surfaces obtained at 10-m/min feed speed would require a 0.5-mm removal depth. The maximum individual depth of torn grain produced in planing oblique to the grain was 562  $\mu\text{m}$ . In this experiment, the helical knife worked with a relatively high rake angle ( $30^\circ$ ), which probably induced high negative normal forces. These upward forces tended to increase the risk of torn grain. Thus, further investigations are required in order to obtain an optimal rake angle for peripheral helical planing.

#### **4.5.2 SEM evaluation**

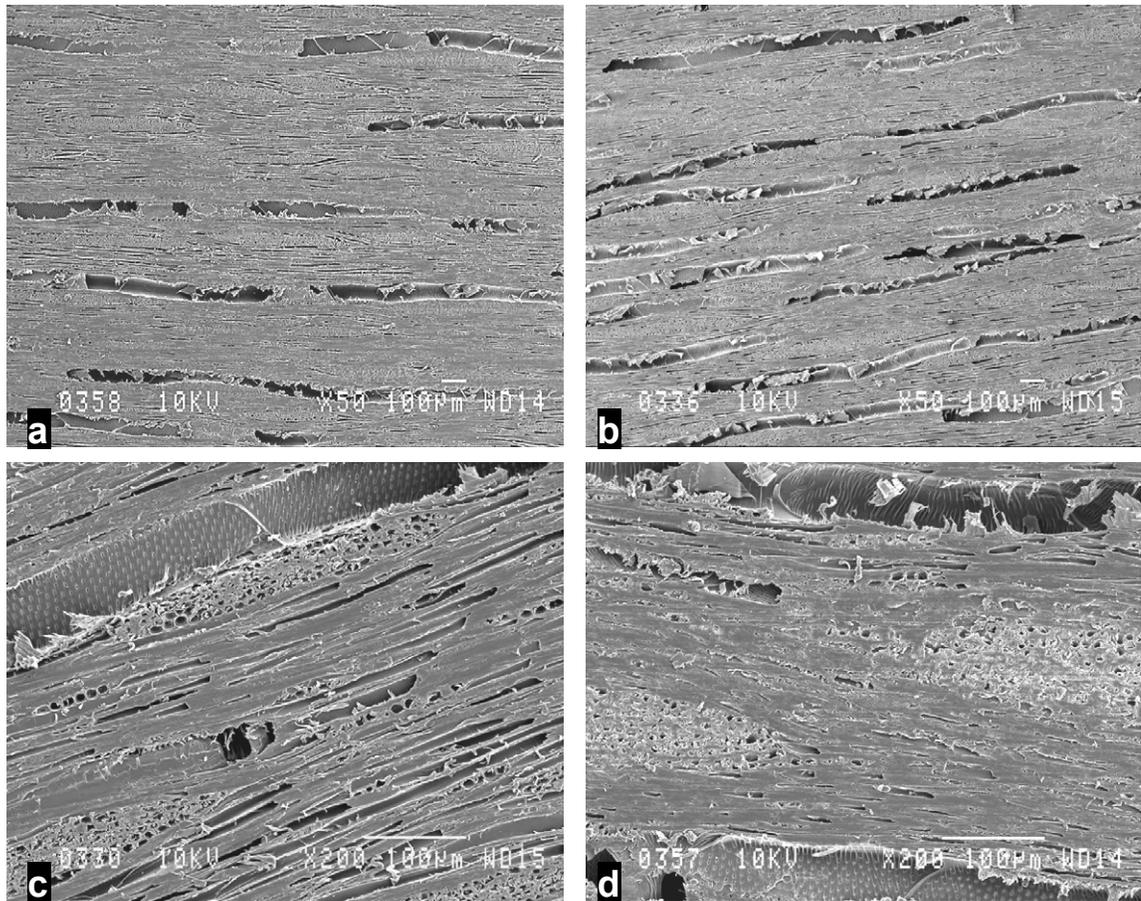
In peripheral straight-knife planing, cutting forces are almost only composed of the normal and parallel components. In helical planing, a lateral force component is also generated. The surfaces produced by planing oblique to the grain presented different levels of detachment of vessel walls, caused by lateral cutting forces (Figures 4–3a-b). However, vessels were always open and lumens of fibers and rays were often visible in these surfaces (Figure 4–3c). Peripheral straight-knife planed surfaces of sugar maple showed lumens of fibers and rays not frequently opened, while smooth crushed zones were very common (de Moura and Hernández 2005a). These smooth zones were also observed after helical planing oblique to the grain, but to a lesser extent (Figure 4–3d). This indicates that the helical knife produced less of a crushing effect than the straight knife did. The lateral force component generates a shear stress between cells above and below the cutting plane, occasionally causing separation of cells from middle lamella. This shear effect was more pronounced at higher feed speeds (Figure 4–4).

The surfaces produced by planing across the grain were characterized by the presence of packets of micro-fibrils, individual cells and groups of cells torn-out from the workpiece at



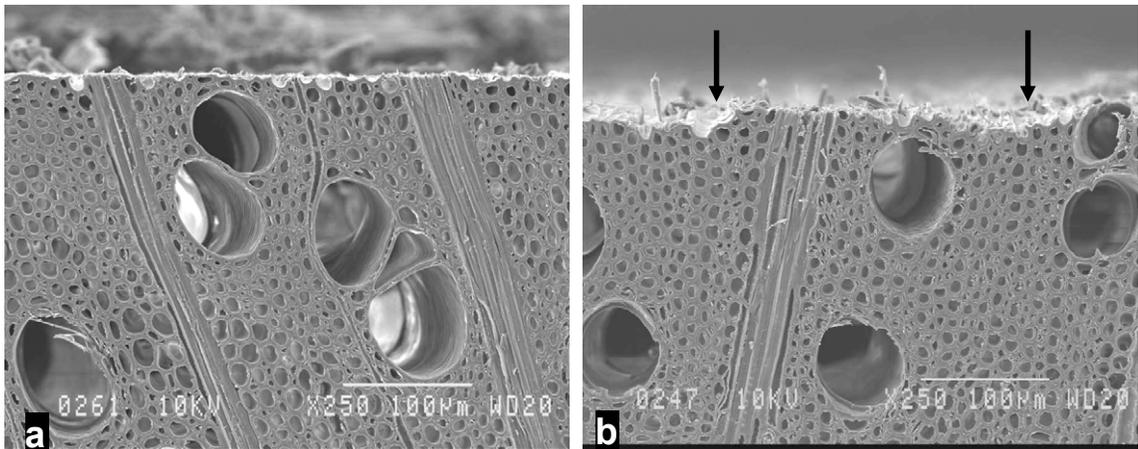
**Figure 4–2.** Proportion of samples with torn grain (left y-axis) and maximum defect depth (right y-axis) as a function of feed speed for helical planing oblique to the grain (cutting depths pooled).

different levels (Figures 4–5a-b). When cutting in the  $0^{\circ}$ - $90^{\circ}$  mode, the wood cells were not always sectioned by the knife edge and chips were often removed from the workpiece by pulling out cells from middle lamella (Figure 4–6). This surfacing process induces the formation of small longitudinal grooves, left on the surface by pulled-out individual cells or groups of cells. These small valleys accentuate the natural grain texture of wood, being perceptible by careful naked-eye inspection. In rare cases, a large group of cells is pulled out producing a deep valley in the surface, which may be regarded as torn grain. In this study, only three samples planed across the grain presented this defect and were obtained at the highest levels of cutting depth and feed speed. To reduce the risk of large grooves in the surface, the cutting depth should not be much higher than 1 mm when planing across the grain at 8.5-m/min feed speed. If a faster production is required, a 10-m/min feed speed could be used, but cutting depth should be limited to about 0.5 mm.



**Figure 4-3.** Tangential surfaces of sugar maple helical-planed oblique to the grain. Low (a) and relatively severe (b) tearing out of vessel walls; sound cut vessels, rays and fibers (c); predominance of plateau-like zones, torn-out vessel walls and relatively crushed rays (d).

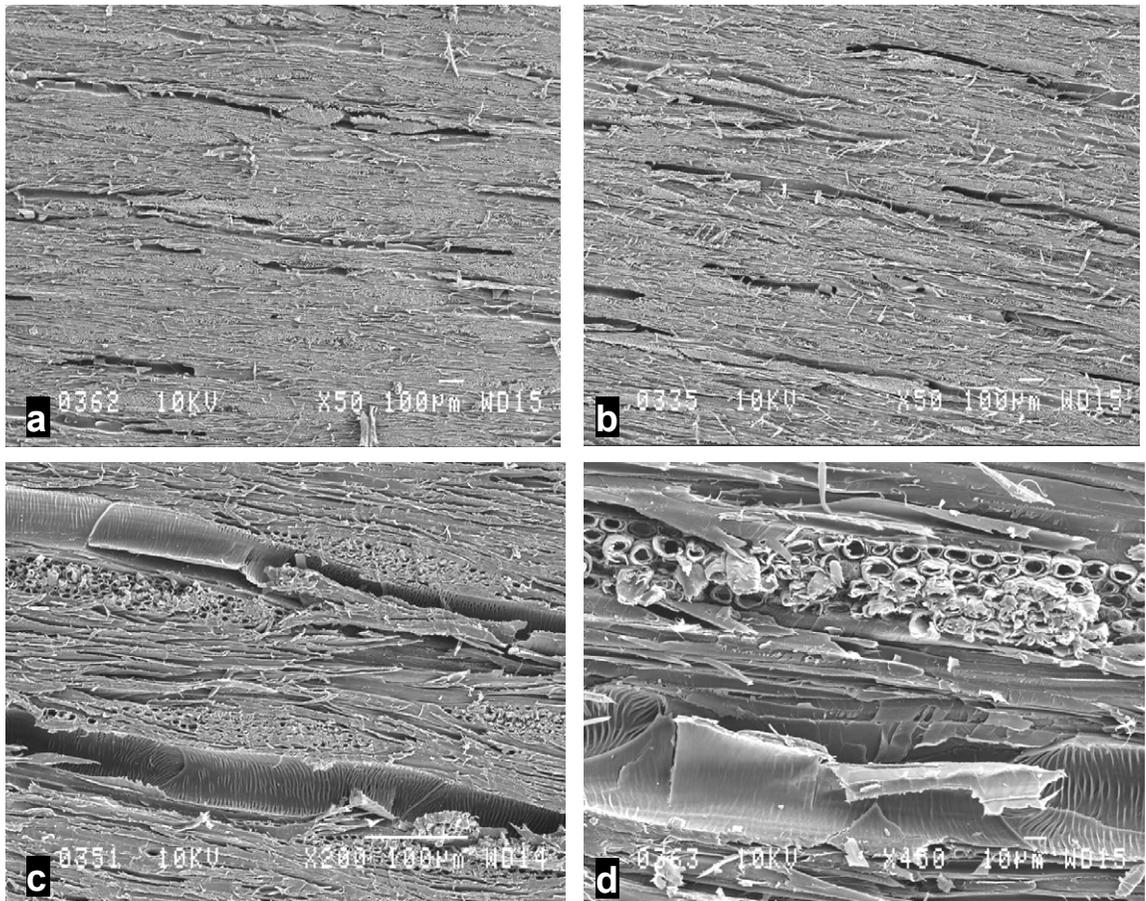
When planing across the grain, the helical knife attacks rays transversally, with its edge virtually parallel to the height of rays. This cutting situation often facilitated ruptures by bending of rays below the cutting plane. In general, these ruptures were deeper in multiseriate rays than in uniseriate rays (Figure 4-7a). At lower feed speeds, rays were often incompletely severed, leaving some uncut cells above the cutting plane (Figures 4-5d and 4-7a). At higher feed speeds, rays tended to be completely removed from the region of rupture. In this latter case, multiseriate rays left deeper valleys than uniseriate rays did (Figure 4-7b).



**Figure 4–4.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing oblique to the grain at increasing feed speeds. Smooth surface obtained at 5.5 m/min feed speed (a); higher roughness and slight tearing out of cells (arrows) at 10.0 m/min feed speed (b).

The lateral forces generated in planing across the grain caused severe separation of vessel walls and pushed neighboring cells into vessels (Figures 4–5c-d and 4–7c). At higher feed speeds, the cutting edge tended to completely remove the tissues near vessels, leaving deep valleys (Figure 4–7d). This effect was not noticed at lower feed speeds. Thus, for species having large vessels (e.g. oaks), a very low feed speed would be recommended in order to prevent this type of machining defect.

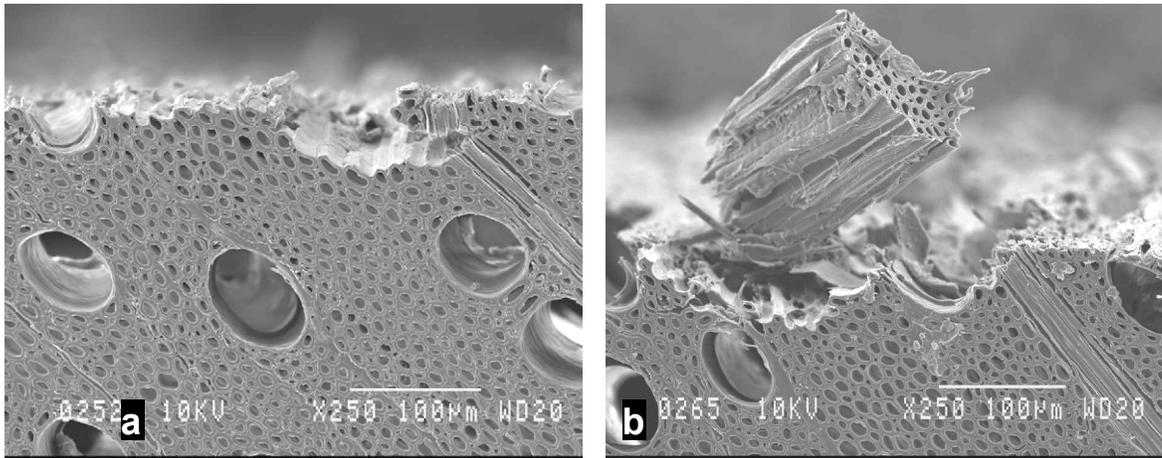
The presence of torn-out fibrils, individual cells and groups of cells (Figure 4–6b) could contribute to a stronger adhesion of film-forming coatings applied on samples planed across the grain. Fibrillation is desirable for adhesion, but it has to be limited to an extent in that it cannot be considered as a machining defect, i.e. fuzzy grain. The importance of torn-out fibrils on mechanical adhesion of a film-forming coating was demonstrated for sanded surfaces of sugar maple in a previous work (de Moura and Hernández 2005a). However, sanding produces a superficial layer of crushed cells that hinders coating penetration and may behave as a mechanical weak boundary layer, facilitating cohesive rupture. Otherwise, the cross-grain helical planing provides a high number of anchorage points with virtually no superficial crushing.



**Figure 4-5.** Tangential surfaces of sugar maple helical-planed across the grain. Low (a) and relatively high (b) levels of fibrillation; neighboring cells pushed into vessels (a-c); severe separation of vessel walls and incompletely severed rays (c-d).

### 4.5.3 Surface wettability

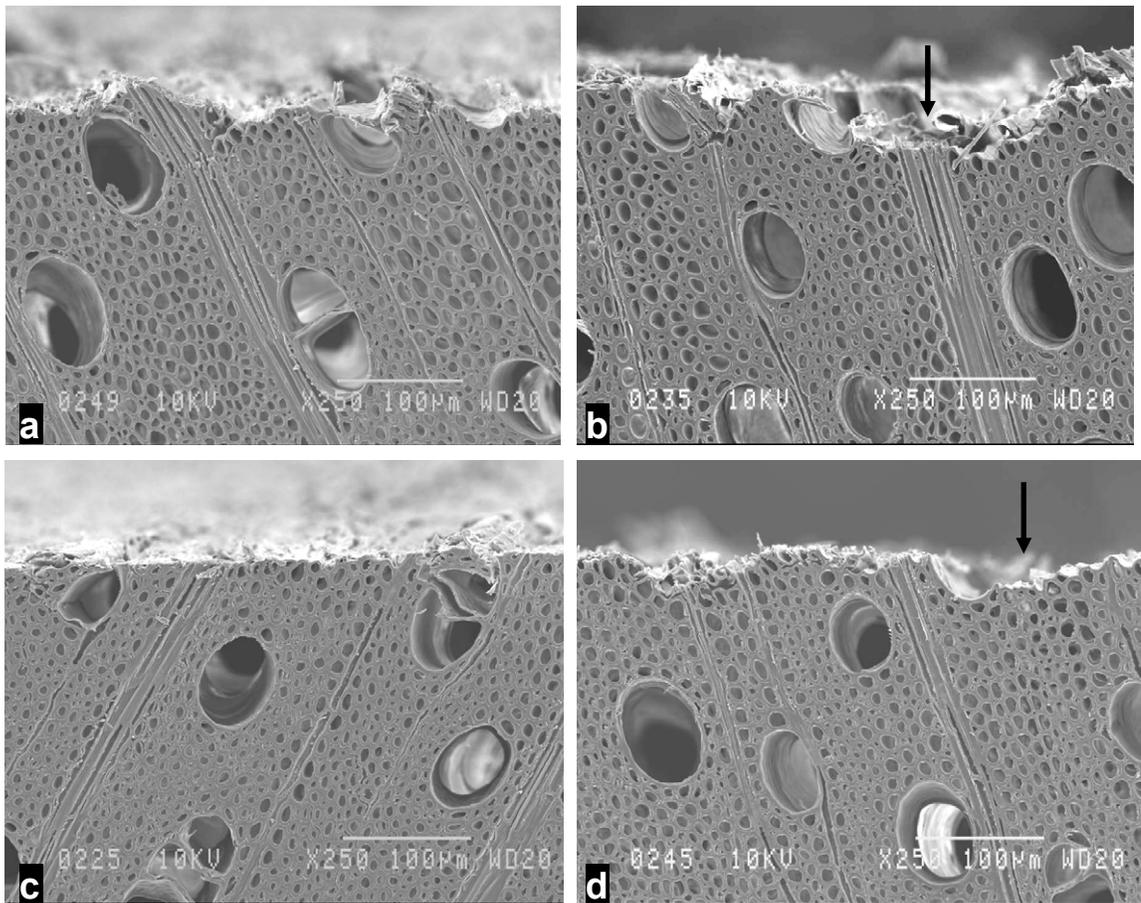
Wetting analysis could easily distinguish between surfaces obtained by helical planing across and oblique to the grain. However, only the total wetting time and the k-value were sensitive enough to differentiate between levels of feed speed and cutting depth. Furthermore, these two wetting parameters were previously shown to be the most significantly related to the pull-off adhesion strength of coating films on wood surfaces (de Moura and Hernández 2005a). The results obtained for total wetting time and k-value for all planing conditions are summarized in Table 4-5.



**Figure 4–6.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing across the grain. Valley left by a group of fibers torn-out from middle lamella (a); group of torn-out fibers remaining attached to the workpiece (b).

As seen by the shorter total wetting times observed, surfaces planed across the grain were more wettable than surfaces planed oblique to the grain (Table 4–5). This effect can be attributed to the higher roughness and, as a consequence, higher capillarity of these surfaces. Surfaces planed across the grain offered better conditions for water spreading due to the capillaries left by pulled out cells (Figures 4–6 and 4–7). This effect was not noticed for surfaces planed oblique to the grain. As a result, the overall average time taken to complete spreading and penetration was considerably less in planing across (168 s) than in planing oblique to the grain (610 s). The statistically significant higher k-values confirm that the cross-grain planing mode provided faster spreading (Table 4–5).

In helical planing across the grain, roughness was negatively correlated with wetting times and positively correlated with k-values. This indicates that roughness enhanced the wetting properties for this planing mode (Table 4–3). Other researchers have previously associated better wettability to higher surface roughness (Wenzel 1936; Dolenko et al. 1974; de Moura and Hernández 2005a). However, this relationship was not detected with the surfaces planed obliquely to the grain, which is probably due to the low influence of capillaries on wetting (Table 4–2).



**Figure 4–7.** Transverse SEM micrographs of sugar maple surfaces produced by helical planing across the grain. Rays presenting ruptures by bending below the cutting plane (a-b); multiseriate ray with rupture deeper than in uniseriate ray (a); arrow indicates a multiseriate ray and neighboring cells completely removed from the surface at the highest feed speed (b). Neighboring cells pushed into vessels at the lowest feed speed (c); arrow indicates tissues completely removed near a vessel at the highest feed speed (d).

The average initial contact angle for water was significantly higher in surfaces planed oblique to the grain ( $57.9^\circ$ ) than in those milled across the grain ( $51.0^\circ$ ). The former surfaces also presented a lower average surface energy ( $45.8 \text{ mN/m}$ ) than the latter surfaces ( $50.4 \text{ mN/m}$ ). In this study, measurements of the initial contact angle were carried out at 0.1-second intervals. Therefore, initial contact angles were recorded before they were significantly affected by surface profile (i.e. with negligible roughness hysteresis). As a result, no correlations between initial contact angle and surface profile parameters were

**Table 4–5.** Total wetting time and k-value, using water as probe liquid, for sugar maple surfaces helical-planed at three cutting depths, four feed speeds and two planing modes.

Cutting depth (mm)	Feed speed (m/min)	Planing oblique to the grain <sup>1</sup>						Planing across the grain <sup>1</sup>							
		Total wetting time (s)			k-value			Total wetting time (s)			k-value				
0.5	5.5	654 (27) <sup>2</sup>	B <sup>3</sup>	a	.088	(.012)	A	a	258 (30)	B	b	.476	(.096)	A	a
	7.0	627 (35)	AB	a	.144	(.019)	A	a	193 (35)	AB	a	.613	(.087)	A	a
	8.5	646 (22)	AB	a	.103	(.014)	A	a	100 (20)	A	a	.686	(.095)	A	a
	10.0	520 (50)	A	a	.108	(.014)	A	a	104 (16)	A	a	.622	(.085)	A	a
1.0	5.5	651 (32)	A	a	.089	(.009)	A	a	164 (26)	A	a	.601	(.096)	A	a
	7.0	592 (46)	A	a	.167	(.030)	AB	a	144 (16)	A	a	.627	(.092)	A	a
	8.5	635 (32)	A	a	.077	(.006)	A	a	151 (26)	A	a	.618	(.098)	A	a
	10.0	583 (38)	A	a	.141	(.026)	A	a	145 (22)	A	ab	.631	(.084)	A	a
1.5	5.5	642 (29)	A	a	.067	(.008)	A	a	161 (19)	A	a	.466	(.089)	A	a
	7.0	636 (35)	A	a	.123	(.029)	AB	a	239 (34)	A	a	.454	(.089)	A	a
	8.5	603 (40)	A	a	.082	(.015)	A	a	173 (19)	A	a	.437	(.101)	A	a
	10.0	535 (48)	A	a	.161	(.017)	B	a	188 (25)	A	b	.477	(.076)	A	a

<sup>1</sup> Means of twenty replicates

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Uppercase letters are for feed speed comparison, for each cutting depth separately. Lowercase letters are for cutting depth comparison, for each feed speed separately.

found. In fact, at the beginning of wetting, the surface voids are still filled with air and the real initial contact angle can be measured (Liptáková and Kúdela 1994). Furthermore, the coefficient of variation was much higher in surface profile assessments (e.g. 59%, for  $R_{a\perp}$ ) than in initial contact angle measurements (13%, for all machining variables pooled). These results could indicate that machining treatments had much more effect on surface profile than on initial contact angles. The deviations in initial contact angle and surface energy could hence be attributed to slight chemical variations on surfaces.

The total time taken to complete wetting and penetration by water tended to decrease by increasing feed speed for the two planing modes (Tables 4–2 and 4–3). However, this effect was only statistically significant at the 0.5-mm cutting depth, for both planing modes

(Table 4–5). In planing oblique to the grain, a significant reduction in total wetting time was only noticed for the highest level of feed speed, whereas in surfaces planed across the grain this reduction was observed from the 8.5-m/min feed speed (Table 4–5). This acceleration of wetting is associated to the increase in surface roughness as feed speed increases (Table 4–1).

Cutting depth presented significant correlations with k-value for planing across the grain only (Table 4–3). The k-value tended to be reduced by increasing cutting depth, although no differences were detected between averages (Table 4–5). The pooled average of k-values for planing across the grain at 1.5-mm cutting depth (0.459) was significantly lower than the pooled average of 0.5-mm and 1.0-mm cutting depths (0.609) (feed speeds pooled). This tendency of reduction in k-values was probably associated to the decrease in surface roughness as cutting depth increased (Tables 4–1 and 4–3). Otherwise, surface energy was improved by increasing cutting depth in planing across the grain (Table 4–3). As mentioned above, surface energy was not affected by surface profile and its variations are likely caused by variations in chemical characteristics of surfaces. The friction between the chips and the knife rake face becomes higher as cutting depth increases. As a result, higher temperatures may have been generated during deeper cuts, which could accelerate oxidation at the wood surface. The increase of wood surface energy by means of oxidation has been previously reported (Gray 1964; Wålinder 2000).

The total time taken to complete wetting was negatively correlated with surface energy (Tables 4–2 and 4–3). This indicates that wetting time was influenced not only by capillarity forces, provided by roughness, but also by surface energy. For all machining treatments pooled, the roughness average measured across the grain and the surface energy accounted for 49% and 8% of the total variation in wetting time, respectively.

#### **4.6 Conclusions and recommendations**

Surfaces produced by helical planing oblique to the grain were smoother and glossier than those produced by straight-knife planing in a previous work. These surfaces were characterized by slow liquid spreading and low number of anchorage points for mechanical

adhesion of coating films. In planing across the grain, chip formation takes place predominantly by pulling out cells or groups of cells from middle lamella. Due to its particular mechanism of chip formation, helical planing across the grain produces surfaces with higher roughness and accentuated grain texture. The evaluation of roughness and wetting properties indicates that surfaces produced by helical planing across the grain have a good potential for adhesion. Moreover, these latter surfaces presented virtually no cell crushing. Under this context, we hypothesize that cross-grain helical planing could effectively be an alternative treatment to sanding in preparing surfaces for coating.

The surface roughness and the occurrence of torn grain were increased with increasing feed speed. Torn grain was virtually only observed in planing oblique to the grain. Further research is required in order to set an optimum rake angle for helical-planing of sugar maple. Some samples helical-planed across the grain might occasionally present abnormally large surface grooves when feeding is too fast and cutting is too deep. When planing across the grain, the cutting depth should not be much higher than 1 mm and the number of knife marks per 25.4 mm of length should not be lower than 17, in order to obtain good wetting properties with low risk of large grooves in the surface. If a faster production is required, a feed speed set to achieve 14 knife marks per 25.4 mm of length could be used, but cutting depth should be limited to about 0.5 mm.

In this experiment, the length of boards was limited by the cutterhead length when planing across the grain. This problem could be solved by inclining the cutterhead arbor so that the knives attack with their edges parallel to the wood grain. This modification would allow to perform cross-grain helical-planing with no limitation in board length and no need to adapt feed direction. The present study was carried out with thin flexible knives, which are highly susceptible to edge deformation by knots. Further studies with more wear-resistant material would be very important. Moreover, additional research should be developed to optimize the cross-grain helical planing for softwoods and ring-porous hardwoods.

## **CHAPITRE V**

### **EFFECTS OF ABRASIVE MINERAL, GRIT SIZE AND FEED SPEED ON THE QUALITY OF SANDED SURFACES OF SUGAR MAPLE WOOD**

#### **5.1 Résumé**

Le ponçage est un procédé usuellement employé lors de la préparation de surfaces de bois pour l'application de revêtements. Peu de littérature est disponible concernant l'effet des paramètres de ponçage sur la qualité de surface. Des surfaces d'érable à sucre furent évaluées suite au ponçage à l'aide de deux types de minéraux abrasifs, de trois grosseurs de grain et de quatre vitesses d'avance. La qualité de surface a été évaluée par rapport à la rugosité, au niveau d'endommagement cellulaire et à la mouillabilité. Pour les deux abrasifs, la rugosité et l'endommagement cellulaire ont diminué du grain 100 vers le grain 120. L'ajout du grain 150 n'a pas réduit la rugosité, bien que la profondeur de l'endommagement cellulaire ait continué à décroître. Des vitesses plus élevées ont produit des surfaces plus rugueuses, à cause d'une fibrillation plus prononcée. Le carbure de silicium a procuré des surfaces plus lisses et moins endommagées que celles obtenues à l'aide de l'oxyde d'aluminium. Cependant, les surfaces poncées à l'oxyde d'aluminium présentèrent une meilleure mouillabilité et aucune différence de temps de mouillage ne fut constatée en fonction de la grosseur de grain. Pour ces surfaces, le temps de mouillage a décré à mesure que la vitesse d'avance augmentait.

## 5.2 Abstract

Sanding is a common practice required in order to prepare wood surfaces for coating. Little literature is available regarding the effect of sanding parameters on the quality of surfaces. Sugar maple wood surfaces were evaluated in samples that had been sanded using two types of abrasive minerals, three grit sizes and four feed speeds. Roughness, wetting properties and cell damage were used to assess surface quality. Both abrasives decreased roughness and cell damage from 100- to 120-grit sanding stage. The addition of a 150-grit stage did not reduce further the roughness, whereas the cell damage continued to decrease. Increasing feed speed led to rougher surfaces, due to higher fibrillation. Surfaces produced by silicon carbide were smoother and less damaged than those obtained with aluminum oxide. However, the surfaces sanded with aluminum oxide were more wettable and showed no significant difference in wetting time as a function of grit size. For these surfaces, the wetting time was reduced as feed speed increased.

## 5.3 Introduction and background

Sanding is the most commonly used surfacing method preceding wood coating (Koch 1964; Williams and Morris 1998). The main objective of sanding is to produce surfaces free of visible defects, as well as to make surfaces uniformly absorbent for coatings (Koch 1964; Richter et al. 1995). Abrasive grains in sandpapers work as small knives with low or even negative rake angles, inducing high normal forces on the wood surface. Indeed, the abrasive grains polish the surface by producing successive mechanical damages (Stewart and Crist 1982).

The properties and characteristics of sanded wood surfaces differ strongly from those obtained by planing. For instance, sanding homogenizes the surface and reduces the influence of the anatomical structure on the roughness profile (Richter et al. 1995). Cell walls are compressed and lumens are clogged by fine dust during sanding (de Meijer et al. 1998). Sanded surfaces are also characterized by the presence of packets of micro-fibrils torn-out and raised from cell walls by the abrasive action. In addition, surface wetting is

accelerated in the direction of scratches produced by abrasive grains, while superficial crushing hinders liquid penetration (de Moura and Hernández 2005a).

The optimization of a sanding program should consider the end-use of the wood and the type of coating to be applied on the sanded surface. For interior uses and transparent film-forming coatings, relatively fine grits are required: 80-120 grit (Williams and Morris 1998); single-stage 120-grit (Lihra and Ganev 1999); 100-150-220 grit (Taylor et al. 1999). Otherwise, for exterior uses with opaque film-forming coatings, coarser grits (e.g. 60-grit) are usually recommended (Feist 1999). For interior uses like flooring and furniture, optimizations of sanding are usually set to reduce surface roughness. However, little literature is available regarding the effect of sanding parameters on the wetting and adhesion properties of wood surfaces.

The effect of different abrasive minerals on the quality of sanded surfaces of wood has also been scarcely studied (Juan 1992; Taylor et al. 1999). Until recently, aluminum oxide was regarded as the best abrasive for wood sanding, given its high durability and polishing ability. However, recent studies show that silicon carbide, when used under low pressures, can produce surfaces with lesser roughness (Taylor et al. 1999). The surface scratches produced by silicon carbide are deeper and narrower than those obtained with aluminum oxide (Juan 1992). Since complete wetting is more difficult as surface grooves become deeper and narrower (Garrett 1964), we hypothesize that aluminum oxide produces surfaces with better wetting properties.

The friction between wood and abrasive grains induces heating during sanding. This heating can accelerate wood oxidation and raise surface energy. The increase of surface energy by means of oxidation has been previously reported (Gray 1964; Wålinder 2002). The contact between wood and sandpaper is longer as feed speed is reduced, which causes more heating and oxidation on wood surface. Therefore, we expect that sanding with lower feed speeds will induce an increase in wood surface energy.

The main objective of this study was to evaluate the effects of two abrasive minerals, three sanding programs and four feed speeds on the quality of sanded surfaces of sugar maple

wood. Roughness, wetting properties and cell damage were used to assess surface quality. The relationship between surface roughness and wettability is also discussed.

## **5.4 Materials and methods**

### **5.4.1 Testing materials**

Sugar maple (*Acer saccharum* Marsh.), a diffuse-porous hardwood commonly used for indoor applications, was selected for this study. Air-dried flat-sawn boards were stored in a conditioning room at 20°C and 40% relative humidity (RH), until 8% equilibrium moisture content. After conditioning, the original group of 2400-mm (L) boards was divided into two independent groups of eighty boards. Each board was crosscut into three matched sections of 650 mm (L). These sections were machined at 50-mm (T) width and freshly planed to a thickness of 20 mm (R). These machined samples underwent a sanding treatment and were sectioned once more to prepare specimens for roughness and wetting tests. The average and standard deviation of basic density of the boards were 599 and 28 kg/m<sup>3</sup>, respectively.

### **5.4.2 Machining treatments**

The sanding treatments were performed with a SCM Sandya 20 wide-belt sander provided with open-coat paper-backed sanding belts. The first and second groups of eighty sectioned boards were sanded with aluminum oxide and silicon carbide sandpapers, respectively. Both types of abrasive grains were coated with anti-static zinc stearate. Three sanding programs were tested for each abrasive: 100-, 100-120- and 100-120-150-grit stages. Each one of the three matched sections underwent one of these sanding programs. The 100-grit sanding belt was installed onto a drum working with a 0.3-mm removal depth. The second sanding stage was performed with a drum-and-pad combined unit. This unit held a 120-grit sanding belt and was set to remove 0.2 mm of depth. The 150-grit sanding belt was mounted onto a pad unit removing 0.1 mm of depth. Sanding drums, 172 mm in diameter, were operated at 21 m/s. All sanding units had a 65 SH hardness. Sander feeding was carried out fiberwise. Four feed speeds were used: 8, 10, 12 and 14 m/min. Oscillating

blowers performed cooling and cleaning of belts during sanding. Samples were fed into sander at intervals of 6 seconds in order to allow cooling and cleaning of sanding belts.

#### **5.4.3 Surface wettability tests**

The sanded samples were regrouped in order to have one specimen from each sanding treatment, for a total of 24 samples per group. These groups were stored in black plastic bags and analyzed for wetting properties within two weeks after sanding treatments. Wetting analyses were performed with a FTÅ D200 imaging goniometer at room conditions of 20°C and 40% RH. Small droplets (6 µl) were added to the sanded wood surfaces with an injection microsyringe. A frame grabber recorded the changes in droplet profile during the first 100 seconds of wetting. The measurements were carried out with a view parallel to the grain. Thus, the wetting process was assessed across the grain. Distilled water and formamide were used as probe liquids. One replicate of each liquid was performed on each specimen for a total of 40 measurements for each sanding treatment. Contact angle was calculated as an average of both sides of droplets to compensate for horizontality variations. The initial contact angles ( $\theta_i$ ) of water and formamide, recorded immediately after droplet deposition, were used to estimate the wood surface energy by the harmonic mean approach (Wu 1971). The water spreading and penetration were evaluated by the k-value as proposed by Shi and Gardner (2001). The time taken to complete surface wetting by water was also recorded. Wetting parameters obtained with water were significantly correlated with coating adhesion in a previous work (de Moura and Hernández 2005a).

#### **5.4.4 Surface topography measurements**

Roughness measurements were carried out with a Hommel T1000 waveline-20 profilometer equipped with a TKL 300L stylus pick-up. The pick-up travel length and cut-off length were set to 15 mm and 2.5 mm, respectively. Measurements were performed at 0.5 mm/s. Roughness parameters were calculated as an average of five consecutive cut-off lengths for each pick-up travel length. The roughness average ( $R_a$ ) and the skewness ( $R_{sk}$ ) and kurtosis ( $R_{ku}$ ) coefficients were determined according to ISO 4287-1 (1984). Kurtosis

was calculated from the fourth moment of the amplitude distribution curve. The surface profile was assessed in the parallel and perpendicular directions to the grain. One pick-up travel length was performed on each direction for a total of 40 for each sanding treatment.

#### **5.4.5 Microscopic evaluation**

Small blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the sanded tangential face were cut from boards for scanning electron microscopy (SEM) evaluation. For subsurface cell damage analysis, other blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> on the transverse face were prepared with a razor blade mounted onto a microtome by carefully cutting one of the end-grain surfaces. All blocks were then desiccated with phosphorus pentoxide for two weeks, mounted onto standard aluminum stubs with silver paint and coated with gold/palladium in a sputter-coater. Electron micrographs were taken for two representative surfaces and subsurfaces for each sanding treatment. The maximum depth of damage was measured from each transverse SEM micrograph.

### **5.5 Results and discussion**

#### **5.5.1 Surface topography**

The values of roughness average ( $R_a$ ) measured along and across the grain for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals for sanding sugar maple wood are presented in Table 5–1. A global analysis of the SEM micrographs taken from sanded tangential faces showed that the sanding treatment homogenized the surface and reduced the influence of the anatomical structure on the roughness profile. This observation has been reported previously by Richter et al. (1995). The largest anatomical elements (e.g. vessels) were scarcely visible, even in smoother surfaces obtained with high grits. Moreover, surfaces presented different levels of cell wall fibrillation. Scratches produced by abrasive grains could be observed for all grit sizes and feed speeds.

As reported previously (de Moura and Hernández 2005a), the roughness average ( $R_a$ ) was significantly higher in the direction perpendicular to the movement of the abrasive grains (4.5  $\mu\text{m}$ ) than along the grain (2.6  $\mu\text{m}$ ; all sanding conditions pooled). Data analysis also

**Table 5–1.** Average roughness average ( $R_a$ ) of sugar maple sanded surfaces measured along and across the grain for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals.

Sanding program (grit)	Feed speed (m/min)	Aluminum oxide <sup>1</sup>				Silicon carbide <sup>1</sup>							
		$R_{a//}$ <sup>2</sup> ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a\perp}$ <sup>3</sup> ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a//}$ ( $\mu\text{m}$ )		$R_{a\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )					
100	8	2.9 (0.2) <sup>4</sup>	A <sup>5</sup>	b	5.5 (0.1)	A	b	2.9 (0.2)	A	b	5.4 (0.2)	A	b
	10	2.9 (0.1)	A	b	5.9 (0.2)	AB	b	2.9 (0.2)	A	b	5.1 (0.2)	A	b
	12	3.1 (0.2)	A	b	5.9 (0.3)	AB	b	3.0 (0.2)	A	b	5.5 (0.2)	A	b
	14	3.4 (0.2)	A	b	6.4 (0.2)	B	b	3.5 (0.2)	A	b	5.8 (0.3)	A	b
100	8	2.2 (0.1)	A	a	3.5 (0.1)	A	a	2.1 (0.1)	A	a	3.3 (0.1)	A	a
	10	2.4 (0.1)	A	a	4.0 (0.2)	AB	a	2.2 (0.1)	A	a	3.8 (0.2)	AB	a
120	12	2.4 (0.2)	A	a	4.2 (0.2)	AB	a	2.1 (0.1)	A	a	4.0 (0.1)	B	a
	14	2.5 (0.1)	A	a	4.3 (0.2)	B	a	2.4 (0.1)	A	a	3.9 (0.2)	B	a
100	8	1.9 (0.1)	A	a	3.8 (0.1)	A	a	2.0 (0.1)	A	a	3.5 (0.2)	A	a
	10	2.4 (0.1)	B	a	4.2 (0.2)	AB	a	2.0 (0.1)	A	a	3.9 (0.2)	A	a
120	12	2.1 (0.1)	AB	a	4.5 (0.1)	B	a	2.1 (0.1)	A	a	3.9 (0.1)	A	a
	14	2.3 (0.2)	AB	a	4.5 (0.2)	B	a	2.2 (0.1)	A	a	3.6 (0.1)	A	a

<sup>1</sup> Means of twenty replicates

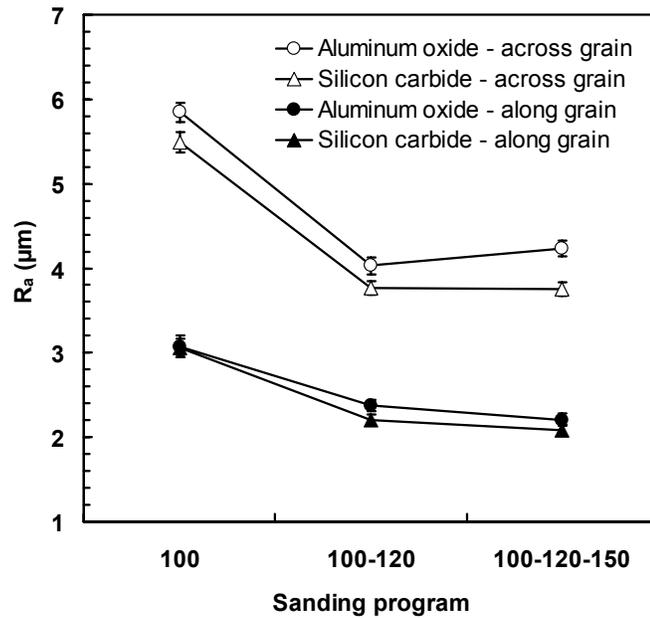
<sup>2</sup> Roughness average measured along the grain

<sup>3</sup> Roughness average measured across the grain

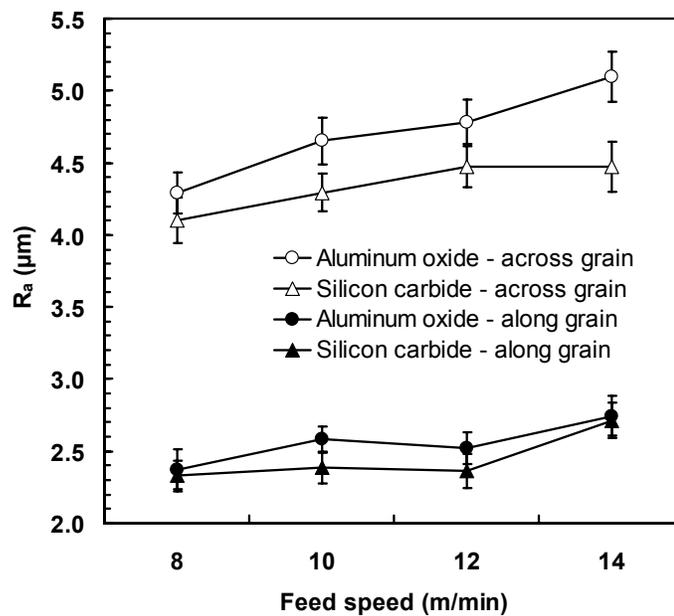
<sup>4</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>5</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Uppercase letters are for feed speed comparison, for each sanding program separately. Lowercase letters are for sanding program comparison, for each feed speed separately.

showed that surfaces produced by silicon carbide were slightly smoother than those obtained with aluminum oxide. This result was only significant for  $R_a$  measured across the grain (Figures 5–1 and 5–2). For silicon carbide, the average  $R_a$  was 4.3  $\mu\text{m}$  or 2.4  $\mu\text{m}$  when measured in the perpendicular or in the parallel to the grain directions, respectively. For aluminum oxide, these averages were of 4.7  $\mu\text{m}$  and 2.5  $\mu\text{m}$  (grit sizes and feed speeds pooled). Taylor et al. (1999) reported similar results for the same species, with silicon carbide producing smoother surfaces, especially at 100-grit size. In the present work, the difference in roughness between abrasive minerals appeared to be constant for all grit sizes (Figure 5–1). However, the difference was so small that it was not noted macroscopically.



**Figure 5–1.** Roughness average ( $R_a$ ) as a function of sanding program for two abrasive minerals and two directions of roughness measurement (feed speeds pooled).



**Figure 5–2.** Roughness average ( $R_a$ ) as a function of feed speed for two abrasive minerals and two directions of roughness measurement (grit sizes pooled).

According to the skewness coefficients ( $R_{sk}$ ) measured across the grain, surfaces produced by aluminum oxide had more material near the basis of the roughness profile (0.45) than those obtained with silicon carbide (0.27) (grit sizes and feed speeds pooled). These positive  $R_{sk}$  values show a predominance of peaks in sanded surfaces. Both abrasive minerals tended to produce wide peaks and valleys, as indicated by the kurtosis coefficients ( $R_{ku}$ ), which were higher than 3. The  $R_{ku}$  measured across the grain was significantly higher in surfaces produced with aluminum oxide (3.24) than in those obtained with silicon carbide (3.10) (grit sizes and feed speeds pooled). This latter result confirms that aluminum oxide grains tended to generate wider peaks and valleys than silicon carbide did, due to their geometry.

As expected, the single-stage 100-grit sanding program produced the roughest surfaces. The addition of a 120-grit stage significantly reduced roughness (Figure 5–1). This reduction was more pronounced in the perpendicular (32%) than in the parallel direction of grain (28%) (abrasive minerals and feed speeds pooled). However, no further reduction in surface roughness was seen when the 150-grit stage was added (Figure 5–1 and Table 5–1). As expected, surface roughness was negatively correlated with the final grit size, for both abrasive minerals and directions of measurement (Tables 5–2 and 5–3).

Higher feed speeds provided rougher surfaces, mainly when sanding with aluminum oxide (Figure 5–2). For silicon carbide, the increase in  $R_a$  from 8- to 14-m/min feed speed was about twice lower (9%) than that calculated for aluminum oxide (19%) (grit sizes pooled). Such difference in sensitivity caused by the feed speed was only noticed for  $R_a$  measured across the grain. For surfaces sanded with silicon carbide, the  $R_a$  measured across the grain was only increased by feed speed at the two-stages sanding program (Table 5–1). Thus, for these surfaces, no significant correlation was noted between feed speed and  $R_a$  measured across the grain (Table 5–3). All other Pearson's coefficients indicated linear positive correlations between  $R_a$  and feed speed (Tables 5–2 and 5–3).

The geometry of abrasive grains induces superficial cell crushing and fibrillation in wood (Stewart and Crist 1982; de Meijer et al. 1998; de Moura and Hernández 2005a). In a wide-

**Table 5–2.** Statistical correlations obtained among sanding parameters and surface properties for sugar maple wood after sanding with aluminum oxide.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	R <sub>a//</sub> <sup>1</sup> (μm)	R <sub>a⊥</sub> <sup>2</sup> (μm)
Final grit (100, 120 or 150)	0.035 <sup>3</sup>	0.010	0.310	-0.469	-0.550
	0.592 <sup>4</sup>	0.889	0.001	0.001	0.001
Feed speed (m/min)	-0.275	0.253	-0.157	0.159	0.232
	0.001	0.001	0.015	0.015	0.001
Wetting time (s)		-0.537	-0.356	-0.191	-0.199
		0.001	0.001	0.006	0.002
k-value			0.154	0.121	0.241
			0.027	0.089	0.001

<sup>1</sup> // index for measurement taken along the grain

<sup>2</sup> ⊥ index for measurement taken across the grain

<sup>3</sup> Pearson correlation coefficient (r), for correlations between two continuous variables, and Spearman correlation coefficient (r), for correlations between final grit (ordinal variable) and any other variable, for 240 replicates

<sup>4</sup> Prob. > |r| under Ho: ρ = 0

belt sander, when the wood surface makes contact with a rotating sanding belt, crushing and fibrillation take place simultaneously during stock removal. When the final removal depth is reached, the sanding belt makes virtually no pressure on the wood surface and sanding becomes redundant. From this point, only the most superficially raised particles are removed from the wood surface. This effect will be more prominent as the time of contact between wood and the rotating sanding belt increases. In the present work, surfaces tended to present more fibrillation when sanded at higher feed speeds (Figure 5-3). This indicates that the packets of micro-fibrils, torn out from cell walls at the beginning of sanding, tended to be removed from the surface as sanding became redundant (i.e. after the removal set point was reached). On the other hand, for higher feed speeds, the contact time between wood and sandpaper may be enough to stock removing, but not to strongly reduce fibrillation.

**Table 5–3.** Statistical correlations obtained among sanding parameters and surface properties for sugar maple wood after sanding with silicon carbide.

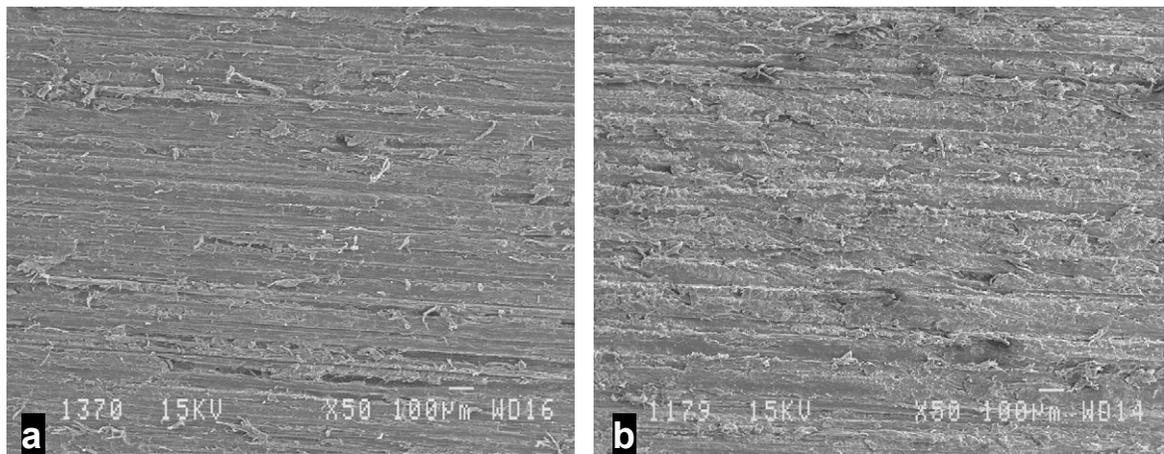
Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	$R_{a//}^1$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{a\perp}^2$ ( $\mu\text{m}$ )
Final grit (100, 120 or 150)	-0.249 <sup>3</sup> 0.001 <sup>4</sup>	0.237 0.001	0.298 0.001	-0.493 0.001	-0.595 0.001
Feed speed (m/min)	0.040 0.534	0.114 0.090	-0.144 0.026	0.161 0.012	0.124 0.054
Wetting time (s)		-0.530 0.001	-0.488 0.001	-0.056 0.392	0.163 0.011
k-value			0.303 0.001	0.119 0.078	-0.022 0.749

<sup>1</sup> // index for measurement taken along the grain

<sup>2</sup>  $\perp$  index for measurement taken across the grain

<sup>3</sup> Pearson correlation coefficient (r), for correlations between two continuous variables, and Spearman correlation coefficient (r), for correlations between final grit (ordinal variable) and any other variable, for 240 replicates

<sup>4</sup> Prob.  $> |r|$  under  $H_0: \rho = 0$



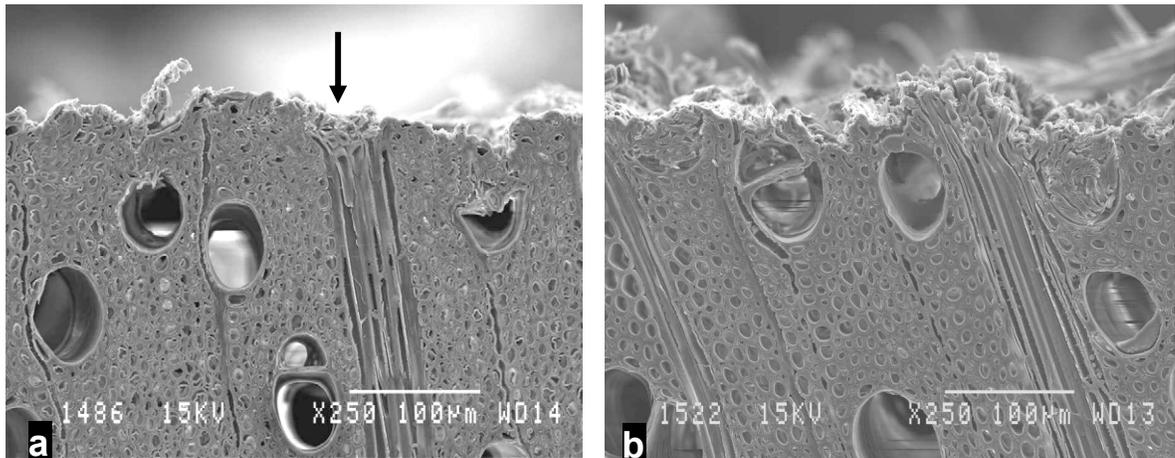
**Figure 5-3.** Tangential surfaces of sugar maple sanded with 100-grit silicon carbide presenting relatively low fibrillation at 8 m/min feed speed (a) and high fibrillation at 14 m/min feed speed (b). This behavior was observed for the three sanding programs and for both types of abrasive minerals.

### 5.5.2 SEM analysis of transverse faces

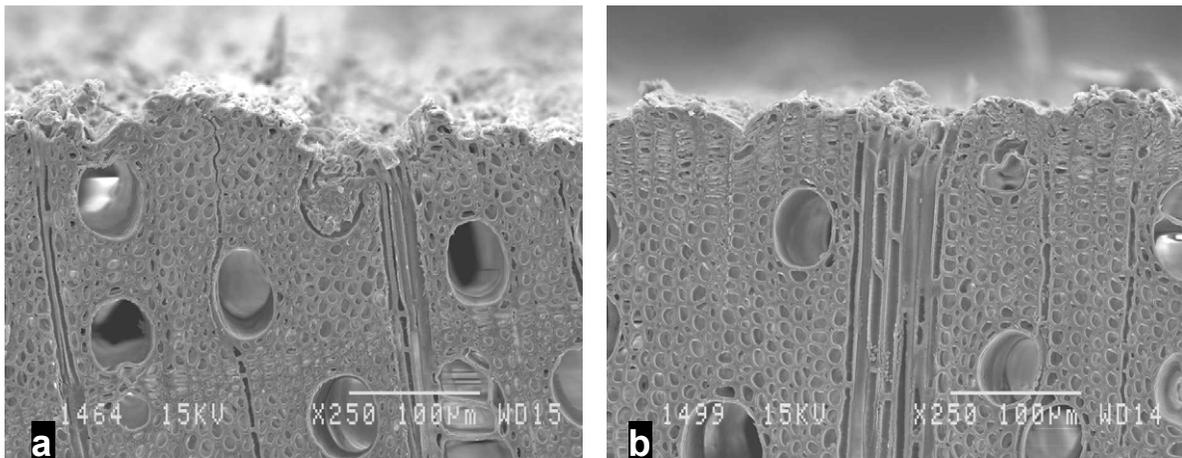
Superficial cell damage could be noticed for all grit sizes and feed speeds (Figures 5–4 and 5–5). Tearing and crushing were the main causes of damage in cells at surface and subsurface. The presence of considerable cell damage in sanded surfaces has been reported in earlier studies (Stewart and Crist 1982; de Meijer et al. 1998; de Moura and Hernández 2005a). Cell crushing was caused by normal forces that outweighed the ultimate rupture strength of wood tissues (Stewart and Crist 1982). The layer of superficial damaged tissues prevents the penetration of coatings or glues into the wood (de Meijer et al. 1998). Moreover, crushed tissues at surface and subsurface might behave as a mechanical weak boundary layer in coating interfaces or gluelines (Hernández and Rojas 2002; de Moura and Hernández 2005a).

The type and pattern of damage were virtually the same for both abrasive minerals. Even to the coarsest grit, the crushed layer does not have a constant depth and it is not apparent in some zones. In extreme cases, crushing was even observed in thick-walled fibers (Figure 5-4a). Material was often pulled into vessels and obstructed them (Figure 5-4b). Incompletely severed multiseriate rays were bent below the surface following the movement direction of abrasive grains (Figure 5-4a). At lower feed speeds, the uncut ray cells were often bent over the surface and crushed, which resulted in lower surface roughness (Figure 5-4a). When increasing feed speed, these uncut ray cells tended to remain over the surface, forming relatively high peaks (Figure 5-4b). As previously indicated by the high kurtosis coefficients, wide valleys could be seen for both abrasive minerals. These valleys corresponded to abrasive scratches. Peaks and valleys were considerably attenuated at lower feed speeds and higher grits (Figure 5-5). Thus, the profile of abrasive scratches was less visible at the highest grits and lowest feed speeds.

Aluminum oxide produced deeper damage than silicon carbide for all grit sizes. The difference in damage depth caused by these abrasive minerals was higher at coarser grits (Figure 5-6). The average maximum damage depth was 69  $\mu\text{m}$  and 58  $\mu\text{m}$ , for aluminum oxide and silicon carbide, respectively (grit sizes and feed speeds pooled). The maximum

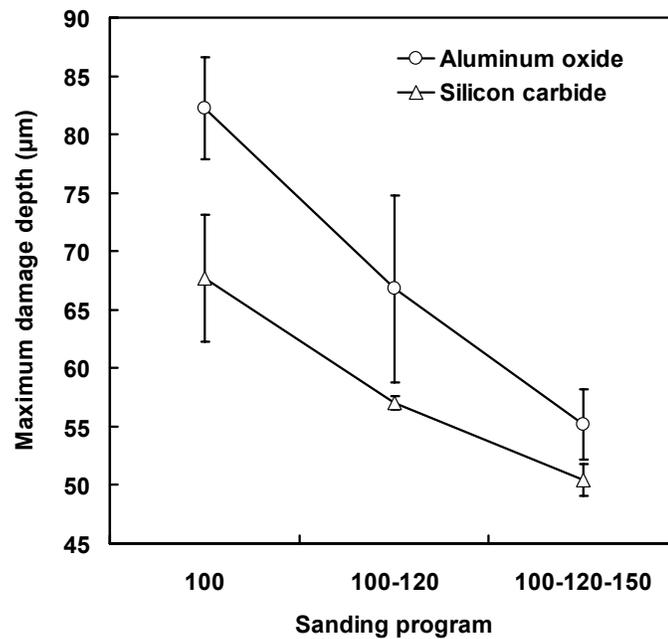


**Figure 5-4.** Transverse SEM micrographs of sugar maple sanded with 100-grit aluminum oxide. At 8 m/min feed speed, uncut multiseriate rays are usually bent and crushed (arrow) (a), whilst at 14 m/min feed speed these rays may remain raised, leaving peaks (b).



**Figure 5-5.** Transverse SEM micrographs of sugar maple sanded with silicon carbide at 8 m/min feed speed. The attenuation of roughness profile from the 100-grit (a) to the 100-120-150-grit sanding program (b) is noticed.

individual depth of damage was 92  $\mu\text{m}$  (for 100-grit aluminum oxide at 10-m/min feed speed). The depth of surface damage was significantly reduced when adding finer sanding stages (Figure 5-6). The reduction in damage depth from 100- to 100-120-150-grit sanding



**Figure 5-6.** Maximum depth of damage of sugar maple surfaces as a function of sanding program for two abrasive minerals (feed speeds pooled).

program was more prominent for aluminum oxide (33%) than for silicon carbide (25%). However, the variation in feed speed had no significant effect on damage depth.

During sanding, each abrasive grain works as a small knife with a low or even negative rake angle, inducing high normal forces on the wood surface (Stewart and Crist 1982). Similarly, in peripheral knife planing, knife wear causes edge recession and reduces the rake angle, which increases normal forces during the cut (Hernández and Rojas 2002; Hernández and de Moura 2002). The knife jointing operation during peripheral planing also induces an increase in the normal component of the cutting forces, given that the clearance angle becomes negative during feeding. Hernández and Rojas (2002) studied the superficial damage in sugar maple produced by a dull unjointed knife working in peripheral planing at 15°-nominal rake angle, 1-mm cutting depth and 34 knife marks per 25.4 mm of length. The average damage depths were about 60 µm and 100 µm after 500 m and 3000 m of planing length, respectively. In the present work, the average maximum damage depths

were 53  $\mu\text{m}$  and 75  $\mu\text{m}$ , for the 100-120-150- and 100-grit sanding programs, respectively (abrasive minerals and feed speeds pooled). Furthermore, planing with dull knives produced a crushed layer with a relatively uniform depth, whereas damage produced by fine sanding appeared to be intermittent. These observations suggest that fine sanding (e.g. above 100-grit) with new sandpapers produces similar or less severe crushing in sugar maple than planing with dull knives.

Hernández and Rojas (2002) studied the superficial damage in sugar maple produced by jointed knives set under the same planing conditions as those cited above. The average depths of damage were about 65  $\mu\text{m}$  and 100  $\mu\text{m}$  when planing with freshly jointed knives having 1.8- and 2.7-mm jointed lands, respectively. According to these results, surfaces produced by new high-grit sandpapers might present similar or less severe crushing than those obtained by planing with freshly jointed knives.

### **5.5.3 Surface wettability**

The results of wetting tests, using water as probe liquid, for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals are summarized in Table 5–4. Sanded surfaces offered good conditions for water spreading, due to the fiberwise abrasive scratches, which accelerated water conduction parallel to the grain by capillarity. The improvement of liquid spreading by surface scratches has been reported in earlier studies (Garrett 1964; de Moura and Hernández 2005a).

Usually, surfaces sanded with aluminum oxide were more wettable than those produced by silicon carbide (Table 5–4). The average time to complete surface wetting was 116 and 192 seconds for aluminum oxide and silicon carbide, respectively (grit sizes and feed speeds pooled). Moreover, the average  $k$ -value calculated for aluminum oxide (0.540) was higher than that obtained with silicon carbide (0.390, grit sizes and feed speeds pooled). This acceleration in spreading was associated with wider scratches produced by the aluminum oxide sandpaper. On the other hand, no differences in surface energy were found between abrasive minerals. The overall average surface energy, for all sanding conditions, was 37.5 mN/m. These observations allow to suggest that aluminum oxide is more suitable for

**Table 5–4.** Total time for complete surface wetting and k-value, using water as probe liquid, for three sanding programs, four feed speeds and two abrasive minerals.

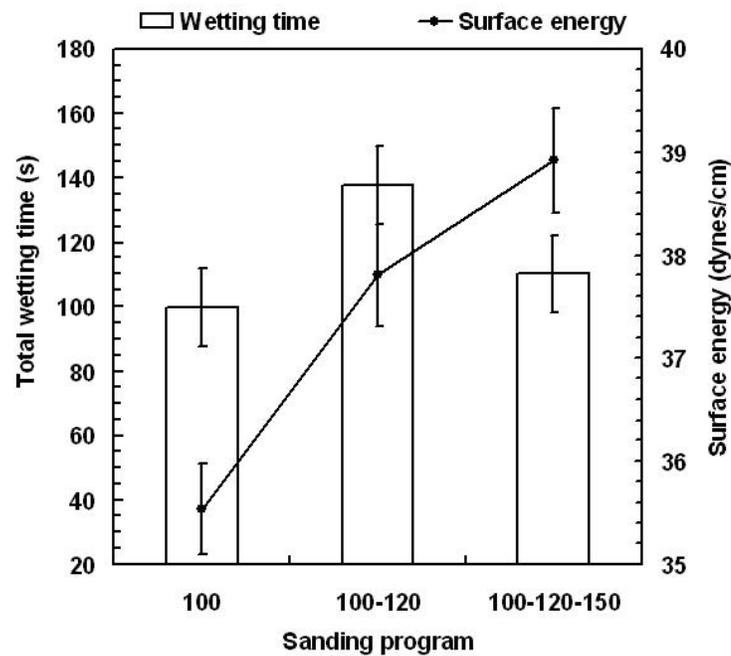
Sanding program (grit)	Feed speed (m/min)	Aluminum oxide <sup>1</sup>						Silicon carbide <sup>1</sup>							
		Total wetting time (s)			k-value			Total wetting time (s)			k-value				
100	8	170 (26) <sup>2</sup>	B <sup>3</sup>	a	.557	(.106)	A	a	140 (25)	A	a	.451	(.079)	A	b
	10	96 (15)	A	a	.467	(.052)	A	a	305 (31)	BC	b	.337	(.104)	A	a
	12	63 (12)	A	a	.730	(.144)	A	a	392 (43)	C	b	.260	(.053)	A	a
	14	70 (15)	A	a	.618	(.111)	A	a	204 (34)	AB	b	.367	(.059)	A	a
100	8	152 (21)	AB	a	.322	(.030)	A	a	179 (20)	A	a	.245	(.020)	A	a
	10	153 (25)	AB	a	.448	(.063)	AB	a	175 (28)	A	a	.394	(.055)	A	a
	120	166 (19)	B	b	.509	(.074)	AB	a	157 (22)	A	a	.424	(.081)	A	a
100 120 150	14	79 (13)	A	a	.600	(.057)	B	a	190 (29)	A	ab	.392	(.095)	A	a
	8	146 (28)	B	a	.388	(.059)	A	a	142 (24)	A	a	.312	(.032)	A	ab
	10	134 (24)	AB	a	.499	(.057)	A	a	155 (30)	A	a	.473	(.095)	AB	a
	12	105 (15)	AB	ab	.507	(.056)	A	a	169 (25)	A	a	.394	(.050)	AB	a
150	14	55 (9)	A	a	.835	(.098)	B	a	101 (19)	A	a	.636	(.107)	B	a

<sup>1</sup> Means of twenty replicates<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses<sup>3</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test). Uppercase letters are for feed speed comparison, for each sanding program separately. Lowercase letters are for sanding program comparison, for each feed speed separately.

sanding than silicon carbide considering the improvement of surface wetting properties. Thus, the following discussion will hence be focused on aluminum oxide.

Surfaces sanded with aluminum oxide showed similar wetting times for the single and three-stages sanding programs (Figure 5-7). As a result, wetting time and k-value had no correlation with the final grit size for this abrasive (Table 5–2).

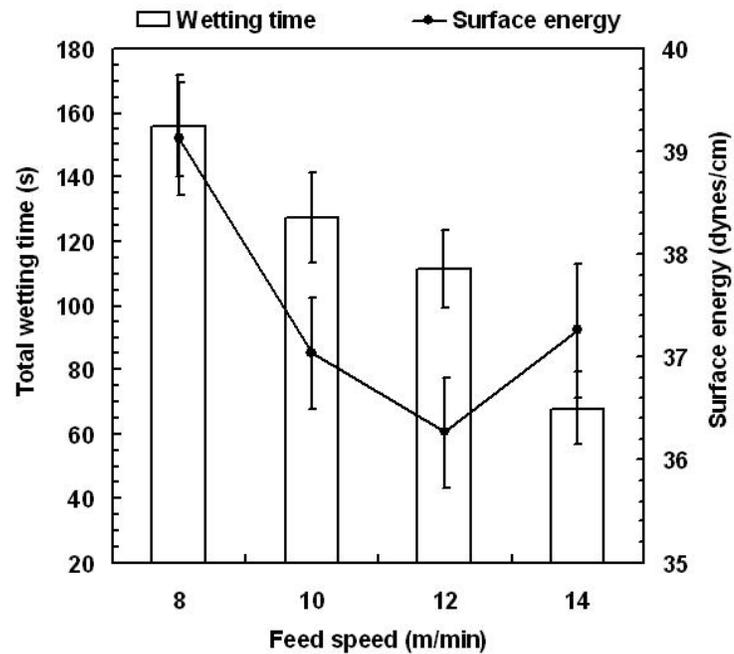
Surface energy was higher as the number of sanding stages increased, independently of the abrasive mineral used (Figure 5-7). This effect is confirmed by the significant positive correlations between surface energy and final grit size (Tables 5–2 and 5–3). From the single-stage to the three-stages sanding program, the surface energy increased by 9% (abrasive minerals and feed speeds pooled). This effect may be due to the higher



**Figure 5-7.** Total time for complete surface wetting by water and surface energy as a function of the sanding program for sugar maple sanded with aluminum oxide (four feed speeds pooled).

temperatures generated on surfaces as the size of abrasive particles decreases. There is probably not enough time for the surfaces to cool down between sanding stages, so more heating is produced by a series of three sanding belts than by a single one. Hence, the high temperatures produced by friction of abrasive grains on the surface might have accelerated the oxidation of wood extractives. This effect was more pronounced as the number of sanding stages increased. The increase of wood surface energy by means of oxidation has been previously reported (Gray 1964; Wålinder 2002). The correlation analysis on individual values indicates a negative relationship between surface energy and wetting time for the two abrasives studied (Tables 5–2 and 5–3).

From 8- to 14-m/min feed speed, the wetting time was linearly reduced by 56% for aluminum oxide (Figure 5-8). A significant negative correlation was found between feed speed and wetting time for this abrasive (Table 5–2), whilst no linear correlation was



**Figure 5-8.** Total time for complete surface wetting by water and surface energy as a function of feed speed for sugar maple sanded with aluminum oxide (three sanding programs pooled).

detected between these variables for silicon carbide (Table 5–3). Moreover, the k-value was positively correlated with feed speed for aluminum oxide only (Table 5–2).

As expected, surface energy presented an overall tendency to slightly decrease as feed speed increased (Figure 5-8). This tendency was detected for both abrasives, as confirmed by the significant negative correlations between feed speed and surface energy (Tables 5–2 and 5–3). The overall reduction in surface energy from 8- to 14-m/min feed speed was similar for both abrasives (4%, all conditions pooled). As feed speed was reduced, the wood surface had a longer friction time with the sandpaper, which provoked more heating and surface oxidation, increasing surface energy.

Sanded surfaces offer a good real surface available for superficial mechanical anchorage of coating films. The importance of torn-out fibrils on mechanical adhesion was demonstrated

for sanded surfaces of sugar maple in a previous work (de Moura and Hernández 2005a). However, good wetting is required to optimize adhesion interactions in the wood/adhesive interface. In the present study, the time taken to complete wetting was lower in surfaces sanded with aluminum oxide at 14-m/min feed speed (Table 5–4 and Figure 5-8). However, this latter sanding condition tended to provide lower surface energy (Figure 5-8). Among the wetting parameters studied by de Moura and Hernández (2005a), the time taken to complete wetting and the k-value, both obtained with water, were the most correlated with coating adhesion. Thus, the wetting time and k-value should be preferred to the surface-energy parameter while optimizing the overall adhesion strength of a coating. As discussed previously, crushing and clogging of cells lead to very low penetration, while scratches accelerate spreading on sanded surfaces (de Meijer et al. 1998; de Moura and Hernández 2005a). Under this context, the k-value measured on sanded surfaces should be considered principally as a spreading index.

As expected, the k-value was positively correlated with surface energy and negatively correlated with wetting time, for both abrasives (Tables 5–2 and 5–3). For aluminum oxide only, the k-value presented a significant positive correlation with  $R_a$  measured across the grain (Table 5–2). For this latter abrasive, Pearson's correlation analyses clearly showed that the wetting time decreases by increasing roughness, in both directions of measurement (Table 5–2). These results agree with those of a previous study in which aluminum oxide was also used (de Moura and Hernández 2005a).

## **5.6 Conclusions and recommendations**

Surfaces of sugar maple wood sanded by two types of abrasives exhibited different levels of quality. Aluminum oxide produced surfaces with higher roughness and better conditions for liquid spreading than those obtained with silicon carbide. Usually, surface roughness was raised as feed speed increased due to a higher fibrillation of wood surface. In this study, the best conditions for liquid spreading were obtained with aluminum oxide at 14-m/min feed speed. This suggests that higher feed speeds might enhance surface wetting and

adhesion properties when sanding with aluminum oxide. Further studies are needed to evaluate the effect of feed speed on sanding belt wear and service life.

For surfaces sanded with aluminum oxide, the time to complete surface wetting did not vary significantly as a function of the final grit size. However, superficial cell damage was reduced as the final grit size increased. Thus, the use of a 100-120-150-grit aluminum oxide sanding program should only be indicated when low surface damage and good wetting properties are required. In contrast, if damage level is less important, sanding with 100-grit aluminum oxide might be sufficient and less costly. The relative contribution of wetting properties and damage level to the overall adhesion strength of a coating should be analyzed for sanded surfaces of sugar maple in subsequent experiments.

## CHAPITRE VI

### EVALUATION OF VARNISH COATING PERFORMANCE FOR THREE SURFACING METHODS ON SUGAR MAPLE WOOD

#### 6.1 Résumé

Le ponçage est le procédé le plus couramment employé précédant l'application de revêtements de finition sur le bois. Le ponçage, le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil et la coupe oblique avec barre de pression furent évalués par rapport à la qualité de surface du bois d'érable à sucre pour fins de vernissage. Les surfaces poncées ont présenté la rugosité la plus élevée et la meilleure mouillabilité. La coupe oblique avec barre de pression a fourni les surfaces les plus lisses, produisant toutefois du fil arraché et du fil pelucheux légers. Le ponçage et le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil ont produit des surfaces sans défauts visibles, tout en procurant la meilleure adhésion avant un traitement de vieillissement accéléré. Ces surfaces ont toutefois subi une perte d'adhésion suite au vieillissement accéléré. En revanche, ce vieillissement n'a pas affecté l'adhésion des surfaces préparées à l'aide de la coupe oblique avec barre de pression. Ainsi, l'adhésion après vieillissement fut similaire pour les trois procédés d'usinage. Cependant, le vieillissement a détérioré davantage les échantillons rabotés par coupe hélicoïdale perpendiculaire que ceux poncés. La coupe oblique avec barre de pression et le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil pourraient réduire la dépendance au ponçage. Ainsi, une

seule étape de ponçage au grain 100 suffirait pour éliminer totalement le fil arraché et celui pelucheux, suite à la coupe oblique avec barre de pression, et pour réduire la détérioration du revêtement causée par le vieillissement, suite au rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil.

## **6.2 Abstract**

Sanding is the most commonly used surfacing method preceding wood coating. Sanding, cross-grain helical-knife planing and oblique-knife pressure-bar cutting were evaluated in terms of the surface quality of sugar maple wood for coating. Sanded surfaces presented the highest roughness and the best wetting properties. The oblique-knife pressure-bar cutting provided the smoothest surfaces, but produced slight torn or fuzzy grain. Sanding and cross-grain helical planing produced surfaces with no visible defects and yielded the best pull-off adhesion before an accelerated aging. However, these surfaces showed a loss of adhesion after aging. On the other hand, the accelerated aging did not affect the adhesion in the oblique-knife pressure-bar cut surfaces. As a result, the pull-off adhesion measured after aging was similar for the three surfacing methods. However, the accelerated aging caused more coating deterioration in cross-grain helical-planed than in sanded samples. Both fixed-knife pressure-bar cutting and cross-grain helical planing could reduce the need for sanding. Thus, a single-stage 100-grit sanding should be enough to totally eliminate torn and fuzzy grain after using fixed-knife pressure-bar cutting, and to reduce coating deterioration caused by aging after using cross-grain helical planing.

## **6.3 Introduction and background**

The understanding of adhesion mechanisms on wood surfaces is essential to extend service life of transparent film-forming coatings. Surface wettability and roughness analyses provide important information on surface quality for adhesion of coating films. Good wetting is fundamental to good adhesion as it provides better mechanical interlocking, molecular-level interactions and secondary force interactions between the coating film and the wood surface. For any type of coating, good wetting might contribute to good film performance (Wulf et al. 1997). If a coating cures prior to complete wetting, a weak

boundary layer of air bubbles will form in the interface (Gray 1965; Lewis and Forrestal 1969). An increase in surface roughness improves wettability by accelerating liquid spreading by capillarity (Wenzel 1936; Garrett 1964; Lewis and Forrestal 1969; Dolenko et al. 1974; de Moura and Hernández 2005a; b; c; d). In addition, surface roughness provides a greater actual surface available for adhesion mechanisms if good wetting is achieved (Wenzel 1936; de Moura and Hernández 2005a). The importance of wood surface wettability and roughness on adhesion of a polyurethane varnish has been verified in a previous study (de Moura and Hernández 2005a).

Sanding is the most commonly used surfacing method preceding wood coating. Its main objective is to produce defect-free uniform surfaces (Koch 1964; Richter et al. 1995). Sanded wood is characterized by a layer of crushed cells at the surface and subsurface, lumens clogged by fine dust, scratches, and packets of micro-fibrils torn out from cell walls. Crushing and clogging of cells hinder penetration, while fibrillation and scratches accelerate spreading of liquid coatings on sanded surfaces (de Meijer et al. 1998; de Moura and Hernández 2005a). The benefits of fibrillation for mechanical adhesion of coating films have already been demonstrated for sanded wood surfaces (de Moura and Hernández 2005a).

Sanding is, however, one of the most skill-based, time-consuming, and expensive operations used in wood industry (Taylor et al. 1999). In attempts to reduce the need for sanding, the helical-knife peripheral planing and the fixed-oblique knife pressure-bar cutting have been proposed (Stewart and Lehmann 1974; Stewart 1989; de Moura and Hernández 2005b; d).

In true helical-knife planing, the knives are mounted onto the periphery of a cutterhead with an angle to the axis of rotation and form a continuous oblique cutting edge (Stewart 1971b). Torn grain, raised grain and chipmarks are reduced in helical planing, due to a gradual cutting action (Jones 1994). Helical planing performed across the grain appears to have a good potential to reduce dependence on sanding to improve surface adhesion properties and enhance performance of coatings. This surfacing method provides surfaces with improved

wetting properties, good fibrillation and virtually no cell crushing (de Moura and Hernández 2005b).

In oblique cutting, the knife cutting edge forms an angle with a line perpendicular to the feed direction. This angle induces changes in tool geometry, cutting forces, as well as in the quality of machined surfaces (Ozaki and Fukui 1985; Ozaki and Kimura 1989; Stewart 1989; Jin and Cai 1996; 1997). Stewart (1989) proposed an oblique-cutting system including a pressure bar, similar to that used in rotary cutting. The pressure bar modifies the field of stresses in the cutting zone, preventing the propagation of cracks and reducing the occurrence of torn grain. This surfacing method produces surfaces virtually free of cell crushing (Stewart 1989; Hernández 1994; de Moura and Hernández 2005d).

The main objective of this work was to evaluate the effect of three surfacing methods on the surface quality of sugar maple wood for varnish coating. Surface topography, cell damage and wetting properties were used to assess surface quality. The adhesion and performance of coating films were assessed by accelerated aging and pull-off tests. The feasibility of reducing the need for sanding is considered. The relationships among surface roughness, wettability, coating adhesion and performance are also discussed.

## **6.4 Materials and methods**

### **6.4.1 Testing materials**

Sugar maple (*Acer saccharum* Marsh.), a diffuse-porous hardwood commonly used for indoor applications, was selected for this study. Forty air-dried flat-sawn 2400-mm (L) boards were stored in a conditioning room at 20°C and 40% relative humidity (RH), until they reached 8% equilibrium moisture content. After conditioning, each board was crosscut into three matched 750-mm (L) sections. These sections were machined at 50-mm (T) width and 19.8-mm (R) thickness. Each section underwent a surfacing treatment and was re-sectioned to prepare samples for roughness (50x160 mm), wetting (50x20 mm), varnishing, accelerated aging and pull-off adhesion tests (50x550 mm). The average and standard deviation of basic density of the boards were 598 and 28 kg/m<sup>3</sup>, respectively.

### 6.4.2 Machining treatments

Three surfacing methods were tested: sanding, cross-grain helical-knife peripheral planing and fixed-oblique knife pressure-bar cutting. These surfacing methods had been previously studied to select the best conditions for varnishing purposes (de Moura and Hernández 2005b; c; d). Thus, the two best conditions of each surfacing method were tested. For each condition, twenty samples were machined.

The sanding treatments were performed with a SCM Sandya 20 wide-belt sander provided with open-coat paper-backed aluminum-oxide sanding belts. Two sanding programs were tested: 100- and 100-120-150-grit. The 100-grit sanding belt was installed onto a 172-mm diameter drum working with a 0.3-mm removal depth. The second sanding stage was performed with a drum-and-pad combined unit. This latter unit held a 120-grit sanding belt and was set to remove a 0.2-mm depth. The 150-grit sanding belt was mounted onto a pad unit removing a 0.1-mm depth. Sanding belts turned at 21 m/s. All sanding units had a 65-SH hardness. Sander feeding was carried out parallel to the grain at 14 m/min.

The helical-knife planing treatments were performed with a Casadei R63H3 24" surface planer provided with a freshly sharpened flexible knife. The rake and helix angles were 30° and 14°, respectively. Boards were cross-grain (0°-90°) peripheral planed. For this purpose, the boards were fed with the wood grain aligned obliquely to the cutterhead axis and parallel to the knife edge (as Stewart and Lehmann 1974 and de Moura and Hernández 2005b). A jig board was built to hold samples in an accurate position during feeding and to reduce vibration. Planing was performed at a 0.5-mm cutting depth and at two (8.5 m/min and 10.0 m/min) feed speeds. These feed speeds produced 17 and 14 knife marks per 25.4-mm length (or 1.53-mm and 1.80-mm wavelengths), respectively.

The fixed-oblique knife pressure-bar cutting treatments were performed with an assembly mounted on the column of a milling machine. A freshly sharpened HSS knife and a 65°-single-face pressure-bar were used. The vertical and horizontal gaps between the knife edge and the pressure bar edge were set to 0.8 and 1.5 times the cutting depth, respectively (Stewart 1986; Hernández 1994). Boards were machined at a 600-mm/min feed speed with

a 25°-nominal rake angle at 0.25-mm cutting depth. Two (30° and 50°) oblique angles were tested. The effective rake angles were 34.5° and 49.6°, for 30° and 50° oblique angles, respectively. The nominal knife angle was 60°. The effective knife angles for 30° and 50° oblique angles were 51.1° and 37.2°, respectively. The nominal clearance angle was 5°. The effective clearance angles for 30° and 50° oblique angles were 4.3° and 3.2°, respectively. Samples were fed parallel to the grain. When samples had some grain deviation, attempts were made to feed them with the grain rather than against the grain.

#### **6.4.3 Surface wettability tests**

Analyses were performed with a FTÅ D200 imaging goniometer at room conditions of 20°C and 40% RH. Small droplets (6 µl) were added to the treated wood surfaces with an injection microsyringe. A frame grabber recorded the changes in droplet profile during the first 100 seconds of wetting. All measurements were carried out with a view parallel to the grain. Thus, the wetting process was assessed across the grain. Distilled water and formamide were used as probe liquids. One test of each liquid was performed on each surface. Contact angle was calculated as an average of both sides of droplets to compensate for horizontality variations. The initial contact angles ( $\theta_i$ ) of water and formamide, recorded immediately after droplet deposition, were used to estimate the wood surface energy by the harmonic mean approach (Wu 1971). In order to quantify the water spreading and penetration, the k-value proposed by Shi and Gardner (2001) was calculated for each surfacing method. The time taken to complete surface wetting by water was also recorded. Wetting parameters obtained with water were significantly correlated with coating adhesion in a previous work (de Moura and Hernández 2005a).

#### **6.4.4 Surface topography measurements**

Roughness measurements were carried out on defect-free zones with a Hommel T1000 waveline-20 profilometer equipped with a TKL 300L stylus pick-up. The pick-up travel length and cut-off length were set to 15 mm and 2.5 mm, respectively. Measurements were performed at 0.5 mm/s. Roughness parameters were calculated as an average of five consecutive cut-off lengths for each pick-up travel length. The roughness average ( $R_a$ ) and

skewness coefficient ( $R_{sk}$ ) were determined according to ISO 4287-1 (1984). The surface profile was assessed in the parallel and perpendicular directions to the grain. Two pick-up travel lengths were performed in each direction of measurement.

#### **6.4.5 Coating procedure**

Samples were roll-coated within 24 hours after machining treatments. Freshly machined surfaces had been kept face against face and enveloped in black plastic bags to reduce exposure to air and light. The coating film consisted of six layers of sealer followed by three layers of varnish. All layers were composed of high-solids UV-curable polyurethane with an 80-KU viscosity. A light 280-grit sanding was performed before the last layer of varnish. The average film thickness was 59  $\mu\text{m}$ . The coated samples were stored in a conditioning room at 20°C and 40% RH for one week prior to the accelerated aging and adhesion tests.

#### **6.4.6 Accelerated aging**

The accelerated aging was carried out in an Atlas xenon-arc weatherometer. The treatment consisted of 200 cycles of 102 minutes of UV radiation followed by 18 minutes of UV radiation combined with distilled water spray, totalizing 400 hours of aging. The end edges of samples were sealed with paraffin to prevent moisture penetration. A thin wire-mesh screen was installed in front of the water spray to avoid direct contact of water with coated samples. During dry periods, the chamber conditions were at about 60°C and 45% RH. The conditions during humid periods were at about 47°C and 93% RH. After aging, the samples were conditioned at 20°C and 40% RH for a month to reach their initial 8% EMC. Ten samples underwent aging for each treatment. All aged samples were ranked by the degree of deterioration of their coatings: grades varied from 1 (lowest coating deterioration) to 30 (highest coating deterioration). Aging resistance was expressed in terms of the global ranking.

#### **6.4.7 Adhesion tests**

The adhesion of films was evaluated by pull-off tests according to ASTM D 4541 (1995). Small 20-mm diameter dollies were glued on the film surface with Araldite 2011 two-part epoxy resin. After 24 hours of curing at room conditions, the perimeters of the glued dollies were carefully incised to prevent propagation of failures out of the tested area. A cylindrical actuator connected to a 5-kN load cell was placed over the dolly head. A universal testing machine performed pulling at a 7-mm/min speed until separation of the dolly. The maximal normal pull strength at the rupture was recorded. The pull-off tests were carried out at 20°C and 40% RH room conditions. Ten non-aged and ten aged samples underwent pull-off tests for each treatment. Two tests were performed on each sample.

#### **6.4.8 Microscopic evaluation**

Small blocks measuring 8 mm<sup>2</sup> in the transverse face were taken from coated surfaces for SEM examination. These blocks were prepared with a razor blade mounted onto a microtome, by carefully cutting one of the end-grain surfaces. The blocks were then desiccated with phosphorus pentoxide for two weeks, mounted onto standard aluminum stubs with silver paint, and coated with gold/palladium in a sputter-coater. Transverse electron micrographs were taken for three representative coated surfaces from each treatment. These micrographs were assessed for film thickness, gaps at the interface, coating penetration, and cell damage at surface and subsurface.

### **6.5 Results and discussion**

#### **6.5.1 Surface topography**

The values of roughness average ( $R_a$ ) and skewness coefficient ( $R_{sk}$ ) measured along and across the grain for three surfacing methods, each of them performed at two machining conditions, are presented in Table 6–1. Data analysis showed that  $R_a$  was significantly higher across than along the grain for all surfacing methods. The highest roughness average measured along the grain ( $R_{a//}$ ) was provided by the cross-grain helical planing (4.1  $\mu\text{m}$ ), followed by sanding (3.0  $\mu\text{m}$ ) and by the fixed-oblique knife pressure-bar cutting (2.1  $\mu\text{m}$ ).

**Table 6–1.** Roughness averages ( $R_a$ ) and skewness coefficients ( $R_{sk}$ ), measured along ( $//$ ) and across ( $\perp$ ) the grain, obtained for three surfacing methods and two selected conditions applied to sugar maple wood.

Surfacing method		$R_{a//}$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{a\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{sk//}$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{sk\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )
Sanding <sup>4</sup>	100-grit	3.8 <sup>1</sup> (0.3) <sup>2</sup> BC <sup>3</sup>	6.9 (0.2) C	0.1 (0.1) BC	0.4 (0.1) C
	100-120-150-grit	2.2 (0.1) A	4.2 (0.1) B	0.5 (0.1) C	0.2 (0.1) BC
Cross-grain helical-planing <sup>5</sup>	1.53-mm wavelength	3.7 (0.2) B	4.4 (0.3) B	-0.4 (0.2) AB	0.2 (0.2) BC
	1.80-mm wavelength	4.6 (0.3) C	4.8 (0.2) B	-0.6 (0.2) A	0.2 (0.1) BC
Oblique-knife pressure-bar cutting <sup>6</sup>	30°-oblique angle	2.1 (0.1) A	2.3 (0.1) A	-0.6 (0.1) A	-0.8 (0.2) A
	50°-oblique angle	2.0 (0.1) A	2.3 (0.1) A	-0.4 (0.2) AB	-0.4 (0.2) AB

<sup>1</sup> Means of twenty replicates

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test).

<sup>4</sup> Removal depths were fixed to 0.3 mm, 0.2 mm and 0.1 mm for 100-grit, 120-grit and 150-grit stages, respectively.

<sup>5</sup> 30°-rake angle, 14°-helix angle and 0.5-mm cutting depth were used.

<sup>6</sup> 25°-rake angle, 0.25-mm cutting depth and 65°-single-face pressure-bar were used.

Sanded surfaces presented the highest roughness average measured across the grain ( $R_{a\perp}$ , 5.6  $\mu\text{m}$ ), followed by the cross-grain helical planing (4.6  $\mu\text{m}$ ) and by the fixed-oblique knife pressure-bar cutting (2.3  $\mu\text{m}$ , selected conditions pooled).

During wood sanding, the abrasive grains produce scratches and superficial cell fibrillation, which results in a micro-fuzzy texture (de Moura and Hernández 2005a; c). In cross-grain helical planing, in turn, superficial cells are often pulled-out and raised, leaving small longitudinal grooves and also a fuzzy texture (de Moura and Hernández 2005b). In contrast, surfaces obtained by fixed-oblique knife pressure-bar cutting present plateau-like regions, with virtually no sign of fibrillation, which reduces roughness (de Moura and Hernández 2005d).

As expected, the addition of higher grits significantly reduced roughness in sanded surfaces (Table 6–1).  $R_{a//}$  and  $R_{a\perp}$  were reduced by 42% and 40% when the sanding program shifted

from 100- to 100-120-150-grit, respectively. In cross-grain helical planing, the increase in feed speed tended to increase roughness. However, this latter increase was only significant for  $R_{a//}$  (Table 6–1). The fixed-oblique knife pressure-bar cutting showed no differences in roughness between the two oblique angles used (Table 6–1).

As observed in a previous study (de Moura and Hernández 2005c), sanded surfaces presented positive skewness coefficients ( $R_{sk}$ ) in both directions of measurement (Table 6–1). These positive  $R_{sk}$  values indicate that these surfaces presented more material near the basis of the roughness profile, which results in a predominance of peaks. These peaks corresponded to packets of micro-fibrils torn-out and raised from cell walls by the abrasive action. In contrast, the fixed-oblique knife pressure-bar cutting produced surfaces with higher concentration of material near the top of the roughness profile, as indicated by the negative  $R_{sk}$  values in both directions of measurement (Table 6–1). These values suggest a predominance of valleys, which corresponded to open lumens, ruptured rays and longitudinal voids left by pulled-out groups of cells (de Moura and Hernández 2005d). Cross-grain helical planing, in turn, presented negative  $R_{sk//}$ , similar to those observed in oblique-knife pressure-bar cutting, and positive  $R_{sk\perp}$ , similar to those seen in sanded surfaces (Table 6–1).

In general, samples presented a good surface appearance before coating. Surfaces produced by sanding and cross-grain helical planing were free of visible machining defects, independently of grain orientation. However, the fixed-oblique knife pressure-bar cutting induced slight torn and fuzzy grain in some samples with severe grain deviations. These results confirm those presented in earlier studies (de Moura and Hernández 2005b; c; d). A single-stage 100-grit sanding (0.3-mm removal depth) should be enough to totally eliminate torn and fuzzy grain after using fixed-knife pressure-bar cutting. For these cutting conditions, the machining defects are rarely deeper than 0.25 mm (de Moura and Hernández 2005d).

**Table 6–2.** Wetting parameters obtained for three surfacing methods and two selected conditions applied to sugar maple wood.

Surfacing method		Contact angle (°)	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)
Sanding <sup>4</sup>	100-grit	71.5 <sup>1</sup> (1.4) <sup>2</sup> C <sup>3</sup>	39 (6) AB	0.758 (0.085) ABC	36.4 (0.9) A
	100-120-150-grit	66.5 (0.7) BC	34 (3) A	1.039 (0.084) C	39.4 (0.5) AB
Cross-grain helical-planing <sup>5</sup>	1.53-mm wavelength	56.5 (1.9) A	121 (25) ABC	0.907 (0.090) BC	46.2 (1.3) C
	1.80-mm wavelength	56.2 (1.4) A	129 (19) BCD	0.657 (0.055) AB	46.3 (0.9) C
Oblique-knife pressure-bar cutting <sup>6</sup>	30°-oblique angle	60.6 (1.6) AB	221 (33) D	0.512 (0.043) A	43.4 (1.1) BC
	50°-oblique angle	63.0 (2.0) B	201 (32) CD	0.671 (0.051) AB	41.8 (1.3) B

<sup>1</sup> Means of twenty replicates

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test).

<sup>4</sup> Removal depths were fixed to 0.3 mm, 0.2 mm and 0.1 mm for 100-grit, 120-grit and 150-grit stages, respectively.

<sup>5</sup> 30°-rake angle, 14°-helix angle and 0.5-mm cutting depth were used.

<sup>6</sup> 25°-rake angle, 0.25-mm cutting depth and 65°-single-face pressure-bar were used.

### 6.5.2 Surface wettability

The results of wetting tests for three surfacing methods, each of them performed at two selected conditions, are shown in Table 6–2.

The highest initial contact angle ( $\theta_i$ ) and lowest surface energy were observed on sanded surfaces (Table 6–2). In spite of this, sanded surfaces presented the fastest wetting, as indicated by the lowest wetting time (37 s) and highest k-value (0.899, selected conditions pooled). Thus, both  $\theta_i$  and surface energy, which are affected by surface chemistry, were not correlated with wetting time and k-value (Table 6–3). This suggests that the capillary effect provided by roughness prevailed over the effect of chemical aspects on wetting. Accordingly, the wetting time and k-value were significantly correlated with roughness parameters ( $R_{aL}$  and  $R_{skL}$ , Table 6–3). This latter result agrees with those reported in previous studies (de Moura and Hernández 2005a; b; c; d).

Sanded surfaces offered the best conditions for liquid spreading due to the scratches left by the abrasive grains, which accelerated conduction by capillarity. Such behavior has been

**Table 6–3.** Statistical correlations obtained among surface roughness parameters, wetting properties, coating film adhesion and performance for sugar maple wood coated with high-solids polyurethane after three surfacing methods at two selected conditions.

Parameter	Wetting time (s)	k-value	Surface energy (mN/m)	Pull-off before <sup>3</sup> (MPa)	Pull-off after <sup>4</sup> (MPa)	Global ranking (1 to 30) <sup>5</sup>
$R_{a\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )	-0.457 <sup>1</sup>	0.242	n/a	0.400	0.269	-0.319
	0.001 <sup>2</sup>	0.008		0.002	0.038	0.014
$R_{sk\perp}$ ( $\mu\text{m}$ )	-0.493	0.266	n/a	0.460	0.239	0.028
	0.001	0.003		0.001	0.066	0.835
$\theta_i$ (°)	-0.055	0.045	n/a	0.209	0.223	-0.276
	0.555	0.631		0.109	0.087	0.035
Wetting time (s)		-0.505	0.049	-0.334	-0.282	0.022
		0.001	0.599	0.013	0.029	0.866
k-value			-0.045	0.302	0.186	-0.043
			0.624	0.028	0.154	0.751
Surface energy (mN/m)				-0.235	-0.219	0.278
				0.070	0.092	0.033
Pull-off before <sup>3</sup> (MPa)					0.355	-0.167
					0.007	0.223
Pull-off after <sup>4</sup> (MPa)						0.074
						0.575

<sup>1</sup> Pearson correlation coefficient (r), for correlations between two continuous variables, and Spearman

correlation coefficient (r), for correlations between global ranking (ordinal variable) and any other variable

<sup>2</sup> Prob.  $> |r|$  under  $H_0: \rho = 0$ , for  $n = 120$  (roughness and wetting properties) and  $n = 60$  (pull-off adhesions and global ranking)

<sup>3</sup> Pull-off adhesion strength measured before the accelerated aging

<sup>4</sup> Pull-off adhesion strength measured after the accelerated aging

<sup>5</sup> Degree of coating deterioration after aging (higher ranking values indicate higher deterioration)

noted in earlier studies (Garrett 1964; de Moura and Hernández 2005a; c). This capillary effect was low in cross-grain helical-planed surfaces and even lower in oblique-knife pressure-bar cut surfaces. The highest wetting time (211 s) and lowest k-value (0.592, selected conditions pooled) confirm that the oblique-knife pressure-bar cutting induced the lowest capillary effect. This lack of capillaries might be less important when using oil

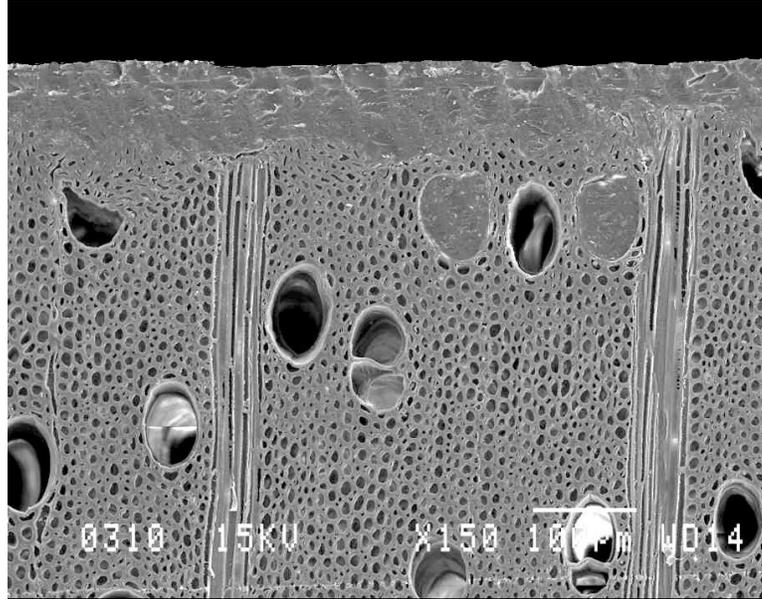
finishes, which could be directly absorbed by the cell walls. Such characteristic is, however, unfavorable to adhesion of film-forming coatings.

### **6.5.3 Interfaces and coating films**

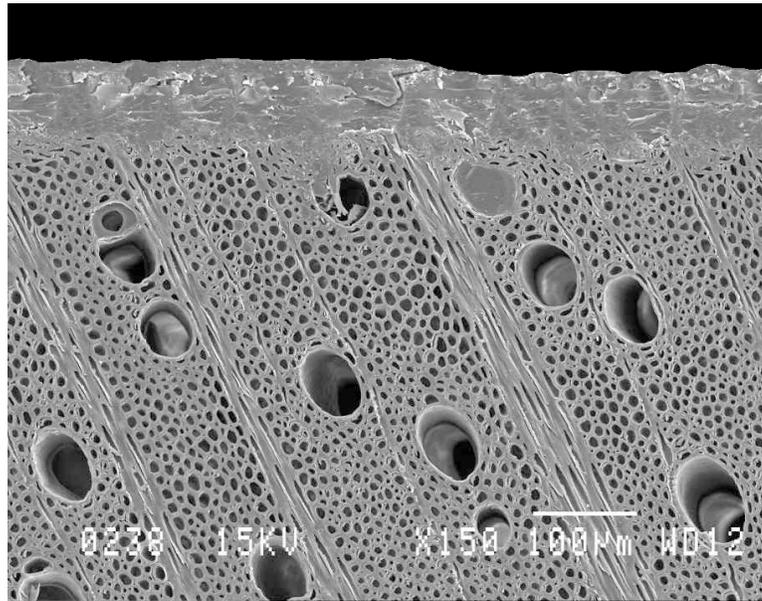
As expected, cell damage at surface and subsurface was only visible in sanded samples. Fibers and vessels were often crushed near these surfaces (Figures 6–1 and 6–2). This damage was not distributed uniformly and it was not visible in some zones. In sanded wood, the superficial cell damage is attributed to the negative rake angles of abrasive grains, which induce high normal forces (Stewart and Crist 1982). The single-stage 100-grit sanding program provoked deeper cell crushing than the 100-120-150-grit sanding program did (Figures 6–1 and 6–2). The average maximum damage depth was 69  $\mu\text{m}$  and 49  $\mu\text{m}$  for the single-stage and three-stages sanding programs, respectively. These values are similar to those reported in a previous study (de Moura and Hernández 2005c).

In contrast, the cross-grain helical planing provided surfaces free of crushing, while the fixed-oblique knife pressure-bar cutting produced slight crushing only in the most outward cell layer. Thus, for these surfacing methods, no cell damage could be measured in transverse SEM micrographs (Figures 6–3 and 6–4). When helical-planing tangential surfaces across the grain, the knife attacks rays transversally with its edge virtually parallel to the height of rays, then facilitating ruptures by bending of rays below the cutting plane (Figure 6-3). This was also previously noted by de Moura and Hernández (2005b).

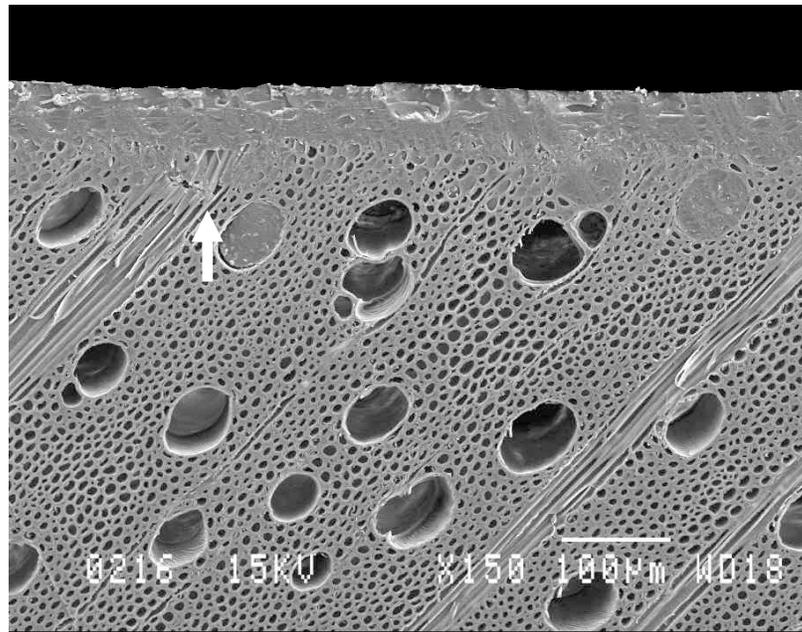
The cross-grain helical planing provided more paths for coating penetration into cells. For samples surfaced by this method, the polyurethane sealer could penetrate virtually all types of cells, including thick-walled fibers (Figure 6-3). In planing across the grain, chip formation often takes place by pulling out cells or groups of cells from middle lamella (de Moura and Hernández 2005b). Due to its particular mechanism of chip formation, this surfacing method further opens-up and exposes cell lumens that might be paths for penetration. Moreover, in absence of cell crushing, the sealer had more paths to penetrate and to establish a mechanical anchorage at the surface itself.



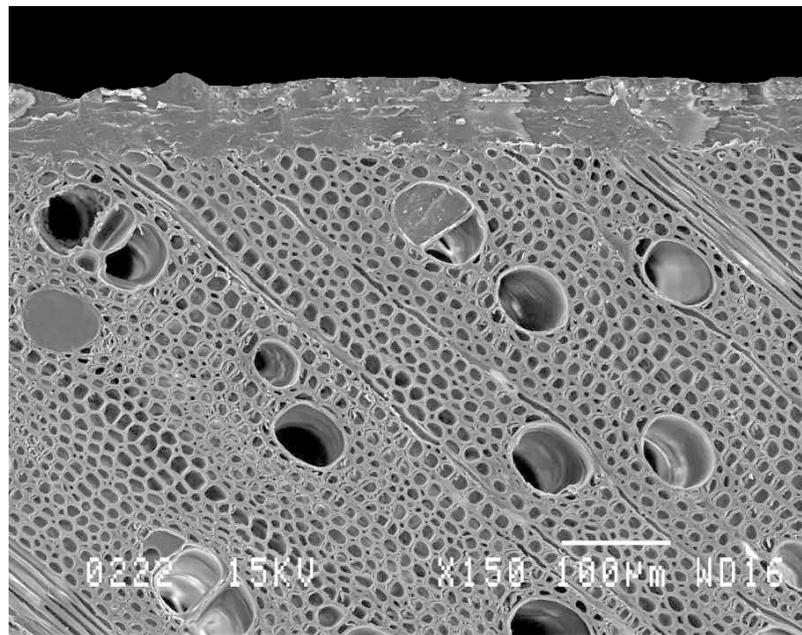
**Figure 6-1.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a single-stage 100-grit program and coated with polyurethane.



**Figure 6-2.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface sanded with a 100-120-150-grit program and coated with polyurethane.



**Figure 6-3.** Transverse SEM micrograph of a sugar maple surface cross-grain helical-planed and coated with polyurethane. Arrow indicates a multiseriate ray with a rupture below the cutting plane.



**Figure 6-4.** Transverse SEM micrograph of sugar maple surfaced by fixed-oblique knife pressure-bar cutting and coated with polyurethane.

In surfaces obtained by fixed-oblique knife pressure-bar cutting, the sealer often penetrated through vessels, while fibers filled with sealer were scarce (Figure 6-4). In sanded surfaces, the presence of a crushed-cell layer and the lack of totally opened vessels hindered coating penetration into the wood capillaries. Thus, the penetration in sanded surfaces occurred only through vessels, but it was limited (Figures 6-1 and 6-2). The importance of vessels as paths for coating penetration in wood has been previously reported (Vasisht et al. 1974; de Meijer et al. 1998). In contrast, the penetration via rays was not seen in this study. In maple woods, the ray cells are short and present thick pit membranes, which contribute to greater resistance to penetration (Wheeler 1982).

The coating film was significantly thicker in sanded than in cross-grain helical-planed surfaces. The average film thickness was 61  $\mu\text{m}$ , 58  $\mu\text{m}$  and 56  $\mu\text{m}$  on sanded, oblique-knife cut and cross-grain helical-planed surfaces, respectively. This suggests that the coating penetration had a significant effect on film thickness. Thus, surfaces offering more paths for penetration (Figure 6-3) tended to have thinner films.

Machining defects were visible after coating in 20% of samples that had been surfaced by the fixed-oblique knife pressure-bar system. The film was not sufficiently thick to cover up the machining defects in these surfaces. We postulate that the machining defects observed could be reduced by decreasing even more the cutting depth. However, thinner cutting might strongly reduce roughness, hence impairing the surface aptitude for adhesion of film-forming coatings. Further research is needed to obtain an optimum cutting depth to eliminate torn and fuzzy grain with minimum loss of adhesion aptitude.

#### **6.5.4 Adhesion and aging resistance**

The results of adhesion and aging tests for three surfacing methods, each of them performed at two selected conditions, are summarized in Table 6-4. The highest pull-off adhesion measured before aging was found on cross-grain helical-planed and sanded surfaces (both at 5.7 MPa), while the fixed-oblique knife pressure-bar cutting provided a significantly lower pull-off adhesion before aging (5.0 MPa, selected conditions pooled).

**Table 6–4.** Pull-off adhesion strength and global ranking for a polyurethane coating applied on sugar maple wood machined by three surfacing methods and two selected conditions.

Surfacing method		Pull-off adhesion before aging (MPa)	Pull-off adhesion after aging (MPa)	Global ranking (1 to 30) <sup>4</sup>
Sanding <sup>5</sup>	100-grit	5.9 <sup>1</sup> (0.1) <sup>2</sup> B <sup>3</sup>	5.4 (0.3) A	4 (1) A
	100-120-150-grit	5.5 (0.2) AB	5.1 (0.2) A	8 (2) AB
Cross-grain helical-planing <sup>6</sup>	1.53-mm wavelength	5.7 (0.2) B	5.2 (0.2) A	11 (1) B
	1.80-mm wavelength	5.8 (0.2) B	5.0 (0.2) A	9 (1) B
Oblique-knife pressure-bar cutting <sup>7</sup>	30°-oblique angle	4.8 (0.1) A	4.8 (0.1) A	8 (1) AB
	50°-oblique angle	5.1 (0.2) AB	4.9 (0.3) A	9 (2) B

<sup>1</sup> Means of ten replicates

<sup>2</sup> Standard error of the mean in parentheses

<sup>3</sup> Means within a column followed by the same letter are not significantly different at the 5% probability level (Tukey's test).

<sup>4</sup> Degree of coating deterioration after aging (higher ranking values indicate higher deterioration)

<sup>5</sup> Removal depths were fixed to 0.3 mm, 0.2 mm and 0.1 mm for 100-grit, 120-grit and 150-grit stages, respectively.

<sup>6</sup> 30°-rake angle, 14°-helix angle and 0.5-mm cutting depth were used.

<sup>7</sup> 25°-rake angle, 0.25-mm cutting depth and 65°-single-face pressure-bar were used.

There are no references available or direct evidences in this work indicating the presence of chemical linkages between wood and coatings. Thus, mechanical bonding was considered as the major adhesion factor. The relatively smooth surfaces produced by the fixed-oblique knife pressure-bar cutting couldn't offer optimal conditions for mechanical anchorage. In these surfaces, mechanical bonding was associated with the coating penetration into opened cells, mainly vessels. This amount of penetration was sufficient to obtain a stronger bond than that reported for straight-knife peripheral-planed surfaces (de Moura and Hernández 2005a).

The strongest before-aging adhesion in sanding and cross-grain helical planing is attributed to the micro-fibrils and fibers torn-out from the surface (de Moura and Hernández 2005a; b; c). These elements have certainly diffused into the liquid coating, so maintaining the film

satisfactorily bound to the wood surface after curing. According to Lewis and Forrester (1969), diffusion may be an important adhesion mechanism on rough and porous surfaces. When diffusion occurs, adhesion takes place in a three-dimensional interface and is directly proportional to the length and number of molecules crossing this interface. In this case, a composite of polymer and wood is observed as a transition between wood and coating (Backman and Lindberg 2002). Furthermore, the torn-out elements induced an increase in roughness and yielded a greater actual surface available for other adhesion mechanisms. These facts are confirmed by the significant positive correlations detected between the surface roughness parameters and the before-aging pull-off adhesion of films (Table 6–3).

The pull-off adhesion measured after aging was statistically similar for all surfacing methods (Table 6–4). The adhesion of surfaces obtained by oblique-knife pressure-bar cutting was not significantly affected by the aging treatment. However, the accelerated aging caused a 10% loss of adhesion in sanded and helical-planed samples (four conditions pooled). This loss of adhesion was probably associated with weak boundary layers formed at the surface during machining. As shown in previous works (Stewart 1989; de Moura and Hernández 2005d), the fixed-oblique knife pressure-bar cut produces surfaces with very low distortion of superficial wood tissues. In sanded surfaces, however, the layer of crushed cells at the surface and subsurface was certainly affected by aging cycles. In cross-grain helical planing, the high (30°) rake angle might have induced negative normal forces (upward) during chip formation, mainly when planing at a 1.80-mm wavelength. These negative normal forces might have distorted tissues near the cutting plan, weakening their structure and decreasing their aging resistance. Thus, it appears that normal forces, either downward or upward, contributed to the formation of weak boundary layers during surfacing. The presence of these weakness zones was manifest only after accelerated aging.

During the accelerated aging, coating failures tended to occur at the end and lateral edges of samples. Failures also initiated near wood cracks whereby water infiltrated the interface and removed gradually the coating film from the surface (Lewis and Forrester 1969). The aging resistance of films, as expressed by the global ranking, was not correlated with the pull-off adhesion (Table 6–3). Severely cracked samples occasionally showed relatively

good adhesion values. The lowest average global ranking was found in sanded surfaces (5.8), followed by oblique-knife pressure-bar cut (8.8) and cross-grain helical-planed surfaces (9.9, selected conditions pooled). The aging resistance of coating films was hence significantly better in sanded than in cross-grain helical-planed samples. Therefore, a slight single-stage sanding should be used after cross-grain helical planing.

The surface parameters studied were significantly correlated with the pull-off adhesion measured before aging, excepting  $\theta_i$  and surface energy. The roughness parameters showed the highest correlations with this adhesion (Table 6–3). In contrast, considering a 5% significance level, the after-aging pull-off adhesion was only correlated with  $R_{a\perp}$  and wetting time (Table 6–3). These results confirm the possibility of assessing the adhesion ability of a wood surface by means of roughness and wetting analyses, as reported by de Moura and Hernández (2005a).

## 6.6 Conclusions and recommendations

The three surfacing methods yielded marked differences in surface topography and wetting properties. Sanding and cross-grain helical planing produced surfaces with no visible machining defects. However, the fixed-oblique knife pressure-bar cutting occasionally caused slight torn or fuzzy grain. The use of lower cutting depths could eliminate these machining defects. Thus, further research is needed to obtain an optimum cutting depth to eliminate torn and fuzzy grain with minimum loss of adhesion aptitude.

The highest roughness and best conditions for wetting were obtained with sanding. The sanded and the cross-grain helical-planed surfaces presented the strongest adhesions before the aging treatment. These improved adhesions were mainly attributed to surface fibrillation, which enhanced mechanical bonding. However, the accelerated aging caused a loss of adhesion in sanded and cross-grain helical-planed samples. The oblique-knife cut samples, in turn, presented no loss of adhesion after aging. As a result, the pull-off adhesion measured after aging was similar for all surfacing methods. Aging also caused more coating deterioration in cross-grain helical-planed than in sanded samples.

Both fixed-knife pressure-bar cutting and cross-grain helical planing could reduce the need for sanding. These two alternative surfacing methods could be followed by a single-stage 100-grit sanding, instead of the three-stages commonly used in flooring industries. This slight sanding should be enough to totally eliminate torn and fuzzy grain after using fixed-knife pressure-bar cutting, and to reduce coating deterioration caused by aging after using cross-grain helical planing.

Further studies should consider optimizations of helical planers and cutterheads. For instance, rake angle and wear resistance of helical knives should be further optimized. Moreover, the economical aspects of using either the oblique-knife pressure-bar cutting or the cross-grain helical planing should be studied, since they can potentially reduce costs in wood sanding operation.

## CONCLUSION GÉNÉRALE

La finition représente une des étapes les plus importantes pour ajouter de la valeur aux produits en bois. D'ailleurs, la durée de vie d'un produit en bois est souvent associée à la durabilité de son revêtement de finition. Ainsi, l'amélioration de la performance des revêtements de finition s'avère un sujet très important, notamment pour les espèces à haute valeur commerciale, tel que l'érable à sucre. Il est reconnu que la durabilité d'un film de revêtement est étroitement reliée à son adhésion à la surface du substrat. La compréhension des mécanismes d'adhésion des revêtements de finition sur des surfaces de bois est ainsi essentielle afin d'augmenter leur durée de vie. Des traitements chimiques et physiques ont été suggérés dans le but d'améliorer les propriétés d'adhésion de surfaces de bois. Les traitements chimiques les plus efficaces sont toutefois relativement dispendieux et souvent nocifs pour l'environnement. Dans ce contexte, l'amélioration des propriétés d'adhésion de surfaces de bois à l'aide d'approches physiques s'avère également importante.

Le ponçage est normalement la dernière opération effectuée avant l'application d'un revêtement de finition. Cependant, des travaux récents suggèrent que ce procédé pourrait nuire à l'aptitude des surfaces à recevoir un revêtement de finition. D'ailleurs, le ponçage est un des procédés les plus lents et onéreux de l'industrie de meubles et de planchers. Afin de réduire la dépendance au ponçage, les procédés de rabotage périphérique par coupe hélicoïdale ainsi que le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression ont été proposés. Des études précédentes suggèrent que ces deux procédés alternatifs d'usinage, une fois optimisés, pourraient remplacer l'opération de ponçage. Cependant, la qualité des surfaces produites à l'aide de ces deux procédés a été très peu étudiée.

Les procédés d'usinage sont optimisés généralement dans le but de réduire la rugosité et l'incidence de défauts. Les recommandations disponibles ne mettent pas en valeur les effets de l'usinage sur l'adhésion et la durabilité de revêtements de finition. Ainsi, l'objectif principal du présent travail fut d'étudier et d'optimiser le procédé traditionnel d'usinage de finition du bois, c'est-à-dire le ponçage, ainsi que deux procédés alternatifs d'usinage de finition, soit le rabotage oblique avec couteau fixe et barre de pression et le rabotage périphérique par coupe hélicoïdale. La possibilité de substitution complète ou partielle du ponçage par les procédés alternatifs a été ensuite analysée.

Les essais préliminaires ont démontré que les paramètres de rugosité et de mouillabilité sont corrélés significativement avec l'adhésion des surfaces de bois. Ainsi, plusieurs de ces paramètres furent adoptés pour l'évaluation de la qualité des surfaces. Le niveau d'endommagement cellulaire à la surface a été également étudié afin de mieux élucider son effet sur l'adhésion des revêtements. La qualité des revêtements fut évaluée à l'aide des essais de résistance à l'adhésion et d'un traitement de vieillissement accéléré. Le dispositif expérimental fut ainsi divisé en quatre étapes. Les trois premières étapes ont été consacrées à l'étude de la qualité de surface pour chacun des procédés d'usinage. La quatrième étape a servi à comparer les meilleures conditions d'usinage de chaque procédé en fonction de leur aptitude à la finition.

Quant à la coupe oblique avec couteau fixe et barre de pression, on a étudié les effets de trois profondeurs de coupe (0,25 mm, 0,50 mm et 0,75 mm), de quatre angles d'attaque (25°, 35°, 45° et 55°) et de trois angles obliques (30°, 50° et 70°) sur la qualité de surface. En général, les facteurs causant une croissance de la force latérale de coupe ont entraîné une augmentation proportionnelle de la rugosité de surface. Ainsi, des profondeurs de coupe et des angles obliques élevés ont procuré une rugosité accrue, tandis que les angles d'attaque élevés ont réduit cette rugosité. Le réglage utilisé pour la barre de pression n'a pas évité totalement la formation de fil arraché lors de la coupe contre le fil. La fréquence de ce défaut a augmenté à mesure que la profondeur de coupe et l'angle oblique ont augmenté. Au fur et à mesure que l'angle d'attaque a diminué, le défaut a évolué du type fil arraché vers celui du fil pelucheux. De plus, la meilleure mouillabilité a été obtenue à faibles angles

d'attaque, car ils produisent des surfaces plus rugueuses. Les meilleures conditions de coupe ont été obtenues avec un angle d'attaque de 25°, un angle oblique de 30° et une profondeur de coupe de 0,25 mm.

La qualité de surfaces d'érable à sucre obtenues par rabotage hélicoïdal fut évaluée pour deux modes de coupe (oblique et perpendiculaire au fil du bois), quatre vitesses d'avance (5,5 m/min, 7,0 m/min, 8,5 m/min et 10,0 m/min) et trois profondeurs de coupe (0,5 mm, 1,0 mm et 1,5 mm). Le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil a produit des surfaces pratiquement sans défauts. Ces surfaces furent plus rugueuses, ayant de bonnes conditions de mouillabilité. D'autre part, les pièces obtenues par rabotage hélicoïdal oblique présentèrent occasionnellement du fil arraché. La rugosité et la mouillabilité ont augmenté avec l'augmentation de la vitesse d'avance. En revanche, l'augmentation de la profondeur de coupe a entraîné une réduction de la rugosité des surfaces, principalement lors du rabotage perpendiculaire au fil. Cette réduction a été attribuée à une diminution de la vibration de l'entraînement de la machine-outil à mesure que la profondeur de coupe a augmenté. Pour le rabotage perpendiculaire au fil, il est suggéré que la profondeur de coupe soit de moins de 1 mm et que le nombre de traces de couteau par 25,4 mm de longueur soit d'au moins 17. Cela permettrait d'obtenir une bonne mouillabilité, tout en réduisant le risque d'arrachements à la surface. Si une production plus accélérée est requise, une vitesse d'avance ajustée pour 14 traces de couteau par 25,4 mm de longueur pourrait être employée, à condition que la profondeur de coupe soit limitée à environ 0,5 mm.

La qualité de surface fut également évaluée suite à un ponçage à l'aide de deux types de minéraux abrasifs (l'oxyde d'aluminium et le carbure de silicium), de trois grosseurs finales de grain (100, 120 et 150) et de quatre vitesses d'avance (8 m/min, 10 m/min, 12 m/min et 14 m/min). Pour les deux abrasifs, la rugosité et l'endommagement cellulaire ont diminué du grain 100 vers le grain 120. L'ajout du grain 150 n'a pas réduit la rugosité, bien que la profondeur de l'endommagement cellulaire ait continué à décroître. Des vitesses plus élevées ont produit des surfaces plus rugueuses, à cause d'une fibrillation plus prononcée. Le carbure de silicium a procuré des surfaces plus lisses et moins endommagées que celles obtenues à l'aide de l'oxyde d'aluminium. Cependant, les surfaces ponçées à l'oxyde

d'aluminium présentèrent une meilleure mouillabilité. Pour ces surfaces, le mouillage est devenu plus rapide à mesure que la vitesse d'avance augmentait, sans toutefois présenter des différences significatives en fonction de la grosseur de grain. Ainsi, un programme de ponçage à l'oxyde d'aluminium finissant au grain 150 est indiqué lorsqu'un faible niveau d'écrasement cellulaire et une bonne mouillabilité sont requis. D'autre part, si le niveau d'endommagement n'est pas un facteur critique, le ponçage à l'oxyde d'aluminium consistant en une seule étape au grain 100 serait suffisant et moins dispendieux.

Les traitements présentant les meilleurs résultats dans les trois premières étapes furent testés dans l'étape finale, où on a revêtu les surfaces usinées avec un vernis polyuréthane. Ainsi, les traitements étudiés dans cette étape furent les suivants: la coupe oblique à 0,25 mm de profondeur, à 25° d'angle d'attaque et à deux angles obliques (30° et 50°); le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil à 0,50 mm de profondeur de coupe et à deux longueurs d'onde d'usinage (1,53 mm et 1,80 mm); et le ponçage à l'aide de l'oxyde d'aluminium à une vitesse d'avance de 14 m/min et à deux grosseurs finales de grain (100 et 150). Le ponçage et le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil ont procuré la meilleure adhésion du revêtement avant le traitement de vieillissement accéléré. Ces surfaces ont toutefois présenté une perte d'adhésion suite au vieillissement, ce qui fut relié à la formation de couches de faiblesse durant l'usinage. En revanche, le vieillissement accéléré n'a pas affecté l'adhésion sur les surfaces obtenues à l'aide de la coupe oblique avec barre de pression. Ainsi, l'adhésion mesurée après le vieillissement fut similaire pour tous les procédés d'usinage. Cependant, le degré de détérioration du revêtement suite au vieillissement a été moins prononcé pour les échantillons poncés que pour ceux rabotés par coupe hélicoïdale.

On conclut que la coupe oblique avec barre de pression et le rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil pourraient réduire la dépendance au ponçage du bois d'érable à sucre. Ainsi, une seule étape de ponçage au grain 100 suffirait pour éliminer totalement le fil arraché et celui pelucheux, suite à la coupe oblique avec barre de pression, et pour réduire la détérioration du revêtement causée par le vieillissement, suite au rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil. Dans ce cas, le vieillissement entraînerait une certaine perte

d'adhésion du film, mais ses effets sur l'apparence du revêtement devraient être relativement faibles.

L'emploi de profondeurs de coupe plus faibles pourrait probablement éliminer l'incidence de défauts d'usinage lors de la coupe oblique avec barre de pression. Dans des prochaines études, on devrait optimiser davantage la profondeur de coupe afin de minimiser au maximum l'incidence du fil arraché et du fil pelucheux, tout en conservant une bonne aptitude à l'adhésion. Dans le présent travail, l'optimisation de la coupe oblique avec barre de pression fut réalisée à une faible vitesse de coupe. Peu d'information est disponible concernant l'effet de la vitesse de coupe pour ce type de procédé d'usinage de finition. Ainsi, des essais avec des vitesses d'avance plus élevées fourniraient des informations importantes sur le potentiel d'emploi de ce procédé au niveau industriel.

L'optimisation du rabotage hélicoïdal fut limitée aux variables pouvant être contrôlées par l'opérateur. L'angle d'attaque du couteau, par exemple, était trop élevé, ce qui aurait pu augmenter l'incidence du fil arraché. En plus, les couteaux minces utilisés dans cette étude étaient sensibles à l'usure et à la déformation. On a constaté ainsi que le porte-outil hélicoïdal pouvait être amélioré davantage. Lors du rabotage hélicoïdal perpendiculaire au fil, la longueur des planches fut limitée par la longueur du porte-outil. Ce problème pourrait être réglé en inclinant l'arbre du porte-outil, de façon à ce que le couteau attaque avec son arête tranchante parallèle au fil du bois. Il y aurait également l'intérêt pour l'optimisation du rabotage hélicoïdal pour les feuillus à porosité circulaire et les conifères.

Ce travail appelle une suite au cours de laquelle on pourrait étudier, entre autres sujets: l'effet de l'usure des outils de coupe sur la qualité des surfaces obtenues à l'aide des procédés alternatifs d'usinage, la mise en œuvre de produits de finition à base d'eau et leur interaction avec les divers procédés d'usinage de finition, l'effet de la vitesse d'avance sur la durée de vie des papiers sablés et le comportement des procédés alternatifs d'usinage par rapport à l'orientation du bois. Finalement, les aspects économiques de l'emploi des procédés alternatifs d'usinage devraient être considérés dans des études à venir.

## BIBLIOGRAPHIE

- Adamson, A.W. et Gast, A.P. 1997.  
Physical chemistry of surfaces. Sixth Edition.  
Wiley-Interscience, Toronto, 784 pp.
- Alden, H.A. 1995.  
Hardwoods of North America.  
USDA, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, Wisconsin, 136 pp.
- Allen, K.W. 1967.  
Theories of adhesion surveyed.  
Aspects of Adhesion, vol. 5, actes des conférences tenues à City University, EC1,  
Angleterre, du 5 au 6 avril 1967 et du 9 au 10 avril 1968, sous la dir. de Alner, D.J.,  
pages 11-24.
- Alner, D.J. 1968.  
An introduction to surface energy.  
Aspects of Adhesion, vol. 5, actes des conférences tenues à City University, EC1,  
Angleterre, du 5 au 6 avril 1967 et du 9 au 10 avril 1968, sous la dir. de Alner, D.J.,  
pages 171-182.
- American Society for Testing and Materials. 1987.  
ASTM D 1666. Standard methods for conducting machining tests of wood and  
wood-base materials.  
Philadelphia, PA.
- American Society for Testing and Materials. 1995.  
ASTM D 4541. Standard test method for pull-off strength of coatings using portable  
adhesion testers.  
Philadelphia, PA.
- American Society for Testing and Materials. 1997.  
ASTM D 907. Standard terminology of adhesives.  
Philadelphia, PA.

- American Society for Testing and Materials. 1997.  
ASTM D 3359. Standard test methods for measuring adhesion by tape test.  
Philadelphia, PA.
- American Society for Testing and Materials. 1997.  
ASTM D 5722. Standard practice for performing accelerated outdoor weathering of  
factory-coated embossed hardboard using concentrated natural sunlight and a soak-  
freeze-thaw procedure.  
Philadelphia, PA.
- Arnold, M., J. Sell et W.C. Feist. 1991.  
Wood weathering in fluorescent ultraviolet and xenon arc chambers.  
Forest Products Journal, 41(2):40-44.
- Arnold, M., W.C. Feist et R.S. Williams. 1992.  
Effect of weathering of new wood on the subsequent performance of  
semitransparent stains.  
Forest Products Journal, 42(3):10-14.
- Ashton, H.E. 1968.  
CBD-91-F. Revêtements pour les bois exposés aux intempéries.  
Digeste de la construction au Canada, Conseil national de recherche Canada, 9 pp.
- Axelsson, B.O.M., S.A. Grundberg et J.A. Grönlund. 1993.  
Tool wear when planing and milling. Measurement methodology and influencing  
factors.  
Actes du 11<sup>th</sup> International Wood Machining Seminar, tenu à Honne, Norvège, du  
25 au 27 mai 1993, pages 159-176.
- Back, E. et E. Sandström. 1982.  
Critical aspects on accelerated methods for predicting weathering resistance of  
wood based panels.  
Holz als Roh- und Werkstoff, 40:61-75.
- Backman, A.C. et K.A.H. Lindberg. 2002.  
Interaction between wood and polyurethane-alkyd lacquer resulting in a decrease in  
the glass transition temperature.  
Journal of Applied Polymer Science, 85:595-605.
- Bard, R. 1978.  
Successful wood book: how to choose, use, and finish every kind of wood.  
Structures Publishing Company, Farmington, Michigan, 151 pp.

- Beaty, W.T. 1983.  
 Preparing wood for finishing.  
 In: Finishing eastern hardwoods. Sous la dir. de Carter, R.M.  
 Forest Products Research Society, Madison, pages 15-28.
- Berolzheimer, C.P. 1991.  
 Recherches en usinage du bois. II. La lutte contre le bruit.  
 Conférence préparée pour le Département des sciences du bois, Faculté de foresterie  
 et de géomatique, Université Laval, Québec, 20 septembre 1991.
- Bikerman, J.J. 1978.  
 Problems in adhesion measurement.  
 Actes du Adhesion measurement of thin films, thick films, and bulk coatings, tenu à  
 ASTM Headquarters, American Society for Testing Materials, Philadelphie, du 2 au  
 4 novembre 1976, sous la dir. de Mittal, K.L., pages 30-40. ASTM STP 640.
- Blandford, P.W. 1987.  
 Master handbook of woodworking techniques and projects.  
 TAB Books Inc., Blue Ridge Summit, PA, 361 pp.
- Boehme, C. et G. Hora. 1996.  
 Water absorption and contact angle measurement of native European, North  
 American and tropical wood species to predict gluing properties.  
*Holzforschung*, 50(3):269-276.
- Boles, C.L. et R.J. Flanigan. 1976.  
 Noise reducing planer cutter head.  
 U.S. Patent 3.933.189. U.S. Patents Office, Washington, D.C., 6 pp.
- Brendel, A.E. 1990.  
 Chapter 10. Force, torque, and pressure measurement. 10.1. Terminology.  
 In: Instrumentation and control: fundamentals and applications. Wiley Series in  
 Mechanical Engineering Practice. Sous la dir. de Nachtigal, C.L.  
 Wiley-Interscience, Toronto, 890 pp.
- Bull, S.J. et D.S. Rickerby. 1991.  
 Evaluation of coatings.  
 In: Advanced surface coatings: a handbook of surface engineering. Sous la dir. de  
 Rickerby, D.S. et A. Matthews.  
 Chapman and Hall, New York, pages 315-342.
- Cantin, M. 1967.  
 Propriétés d'usinage de 16 essences de bois de l'Est du Canada.  
 Direction générale des Forêts. Publication n° 1111 S. 31 pp.

- Carlson, R. 2002.  
Chapter Nine. Treatments and finishes for wood.  
In: APA Engineered Wood Handbook. Sous la dir. de Williamson, T.G.  
McGraw-Hill, New York, pages 9.1-9.38.
- Cassens, D.L. et W.C. Feist. 1983.  
Finishing hardwood floors and millwork.  
In: Finishing eastern hardwoods. Sous la dir. de Carter, R.M.  
Forest Products Research Society, Madison, pages 86-95.
- Caster, D., N. Kutscha et G. Leick. 1985.  
Gluability of sanded lumber.  
Forest Products Journal, 35(4):45-52.
- Clermont, L.P. et H. Schwartz. 1952.  
The chemical composition of Canadian woods II.  
Pulp and Paper Magazine of Canada, 53:142-143.
- Cliffe, R.W. 1990.  
Woodworker's handbook.  
Sterling, New York, 486 pp.
- Collett, B.M. 1972.  
A review of surface and interfacial adhesion in wood science and related fields.  
Wood Science and Technology, (6):1-42.
- Collier, J.W. 1967.  
Wood finishing.  
Pergamon Press, Oxford, 299 pp.
- Couvrat, P. 1990.  
Le collage moderne.  
Hermès, Paris, 63 pp.
- Dahlquist, C.A. 1968.  
The significance of surface energy in adhesion.  
Aspects of Adhesion, vol. 5, actes des conférences tenues à City University, EC1,  
Angleterre, du 5 au 6 avril 1967 et du 9 au 10 avril 1968, sous la dir. de Alner, D.J.,  
pages 183-201.
- Davis, E.M. 1962.  
Machining and related characteristics of United States hardwoods.  
Tech. Bull. 1267. USDA, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, WI.

- de Meijer, M., K. Thurich et H. Militz. 1998.  
Comparative study on penetration characteristics of modern wood coatings.  
Wood Science and Technology, 32(5):347-365.
- de Meijer, M. et H. Militz. 1998.  
Wet adhesion measurements of wood coatings.  
Holz als Roh- und Werkstoff, 56(5):306.
- de Meijer, M., K. Thurich et H. Militz. 2001.  
Quantitative measurements of capillary coating penetration in relation to wood and coating properties.  
Holz als Roh- und Werkstoff, 59(1/2):35-45.
- de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005a.  
Evaluation of varnish coating performance for two surfacing methods on sugar maple wood.  
Wood and Fiber Science, 37(2):355-366.
- de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005b.  
Characteristics of sugar maple wood surfaces produced by helical planing.  
Wood and Fiber Science, 37(4):000-000.
- de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005c.  
Effects of abrasive mineral, grit size and feed speed on the quality of sanded surfaces of sugar maple wood.  
Wood Science and Technology, *soumis*.
- de Moura, L.F. et R.E. Hernández. 2005d.  
Characteristics of sugar maple wood surfaces machined with the fixed-oblique-knife pressure-bar cutting system.  
Journal of Wood Science, *soumis*.
- Denesuk, M., G.L. Smith, B.J.J. Zelinski, N.J. Kreidl et D.R. Uhlmann. 1993.  
Capillarity penetration of liquid droplets into porous materials.  
Journal of Colloid and Interface Science, 158:114-120.  
(cité par de Meijer et al. 2001)
- Deniston, G.L. 1949.  
The science of modern wood finishing; a digest of modern materials and methods for industrial finishers and home craftsmen...  
Research Press, Dayton, Ohio, 386 pp.

- Dight, J.F. 1966.  
Adhesion to a very porous substrate.  
Aspects of Adhesion, vol. 4, actes des conférences tenues à The City University, EC1, Angleterre, du 20 au 21 avril 1966, sous la dir. de Alner, D.J., pages 47-64.
- Dolenko, A.J., R.L. Desai et M.R. Clarke. 1974.  
Application parameters for water-based coatings on wood products.  
Journal of the Institute of Wood Science, 6(5):18-22.
- Elbez, G. 1978.  
Étude de la mouillabilité du bois.  
Holzforschung, 32(3):82-92.
- Elbez, G. 1983.  
Caractérisation de l'état de surface de contreplaqués par la mouillabilité.  
Courrier de l'Industriel du Bois et de l'Ameublement, France, No. 46, 8 pp.
- Elbez, G. et D. Bentz. 1991.  
Le collage du bois.  
CTBA, Paris, 215 pp.
- Estrada, N. 1958.  
Exposure characteristics of clear finishes for exterior wood surfaces.  
Forest Products Journal, 5(2):66-72.
- Falk, B. et R.S. Williams. 1997.  
Details for a lasting deck: government scientists study outdoor structures and report on which details, fasteners and finishes hold up best.  
In: Porches, decks and outbuildings: the best of Fine Homebuilding. Sous la dir. de Ireton, K.  
Taunton Press, Newtown, Connecticut, pages 62-65.
- Feist, W.C. et E.A. Mraz. 1978.  
Comparison of outdoor and accelerated weathering of unprotected softwoods.  
Forest Products Journal, 28(3):38-43.
- Feist, W.C. 1983.  
Weathering and protection of wood.  
Actes du 79<sup>th</sup> Annual Meeting of American Wood Preservers Association, tenu à Kansas City, MO Stevensville, MD American Wood Preservers Association, du 17 au 29 avril 1983, volume 79, pages 195-205.
- Feist, W.C. 1988.  
Role of pigment concentration in the weathering of semitransparent stains.  
Forest Products Journal, 38(2):41-44.

- Feist, W.C. 1999.  
Making paint stick to wood siding & trim.  
The Journal of Light Construction, septembre: 45-49.
- Fowkes, F.M. 1964.  
Attractive forces at interfaces.  
Industrial and Engineering Chemistry, 56(12):40-52.
- Franz, N.C. 1958.  
An analysis of the wood-cutting process.  
The University of Michigan Press, Michigan.
- Gardon, J.L. 1967.  
Variables and interpretation of some destructive cohesion and adhesion tests.  
In: Treatise on Adhesion and Adhesives. Volume 1: Theory.  
Marcel Dekker, New York, pages 269-324.
- Garrett, H.E. 1964.  
Contact angles and their significance for adhesion.  
Aspects of Adhesion, vol. 2, actes des conférences tenues à Northampton College of  
Advanced Technology, EC1, Angleterre, du 23 au 24 mars 1964, sous la dir. de  
Alner, D.J., pages 19-41.
- Good, R.J. 1993.  
Contact angle, wetting, and adhesion: a critical review.  
In: Contact angle, wettability and adhesion: festschrift in honor of Professor Robert  
J. Good. Sous la dir. de Mittal, K.L.  
Utrecht, Hollande, pages 3-36.
- Gray, V.R. 1964.  
Contact angles, surface tensions and adhesion.  
Aspects of Adhesion, vol. 2, actes des conférences tenues à Northampton College of  
Advanced Technology, EC1, Angleterre, du 23 au 24 mars 1964, sous la dir. de  
Alner, D.J., pages 42-48.
- Gray, V.R. 1965.  
Adhesives in the timber trades.  
Aspects of Adhesion, vol. 3, actes des conférences tenues à Northampton College of  
Advanced Technology, EC1, Angleterre, du 12 au 13 avril 1965, sous la dir. de  
Alner, D.J., pages 71-84.

- Green, D.W., J.E. Winandy et D.E. Kretschmann. 1999.  
Chapter 4. Mechanical properties of wood.  
In: Wood handbook: wood as an engineering material. Sous la dir. de Forest Products Laboratory.  
Forest Products Society, Madison, pages 4.1-4.45.
- Gurău, L., H. Mansfield-Williams et M. Irle. 2005.  
Comparative study of laser triangulation and stylus measurements of roughness on wood surfaces.  
ProLigno, 1:21-31.
- Hägglund, E. 1951.  
Chemistry of wood.  
Academic Press, New York, 631 pp.
- Hall, A. et J. Heard. 1982.  
Wood finishing and refinishing.  
Holt, Rinehart and Winston, New York, 196 pp.
- Hamamoto, K. 1974.  
Fundamental studies of low frequency cutting of wood. VII. Effects of grit size on performance of coated abrasives in vibratory sanding.  
Mokuzai Gakkaishi, 20(7):321-326.
- Hamamoto, K. et M. Mori. 1973.  
Fundamental studies on the low frequency cutting of wood. VI. Rate of material removal and surface roughness of workpiece in vibratory sanding.  
Mokuzai Gakkaishi, 19(8):379-384.
- Hawley, L.F. et L.E. Wise. 1926.  
The chemistry of wood. American Chemical Society Monograph Series.  
Chemical Catalog Company, New York, 334 pp.
- Heitler, C. 1966.  
Some physico-chemical aspects of adhesion.  
Aspects of Adhesion, vol. 4, actes des conférences tenues à The City University, EC1, Angleterre, du 20 au 21 avril 1966, sous la dir. de Alner, D.J., pages 47-64.
- Hernández, R.E. 1994.  
Effect of two wood surfacing methods on the gluing properties of sugar maple and white spruce.  
Forest Products Journal, 44(7/8):63-66.

- Hernández, R.E. et N. Naderi. 2001.  
Effect of knife jointing on the gluing properties of wood.  
Wood and Fiber Science, 33(2):292-301.
- Hernández, R.E., C. Bustos, Y. Fortin et J. Beaulieu. 2001.  
Wood machining properties of white spruce from plantation forests.  
Forest Products Journal, 51(6):82-88.
- Hernández, R.E. et G. Rojas. 2002.  
Effects of knife jointing and wear on the planed surface quality of sugar maple wood.  
Wood and Fiber Science, 34(2):293-305.
- Hernández, R.E. et L.F. de Moura. 2002.  
Effects of knife jointing and wear on the planed surface quality of northern red oak wood.  
Wood and Fiber Science, 34(4):540-552.
- Heurtematte, J., M. Orus, P. Pouzeau et R. Le Sage. 1985.  
Usinage du bois: à l'usage des élèves des enseignements technologiques, des professionnels de l'industrie intéressés par la formation permanente.  
Delagrave, Paris, 127 pp.
- Hoadley, R.B. 2000.  
Understanding wood: a craftsman's guide to wood technology.  
Taunton Press, Newtown, Connecticut, 256 pp.
- Huang, Y.-S. 1994a.  
Cutting force components in orthogonal cutting parallel to the grain (90-0) II. Effects of feed lengths.  
Mokuzai Gakkaishi, 40(10):1059-1066.
- Huang, Y.-S. 1994b.  
Cutting force components in orthogonal cutting parallel to the grain (90-0) I. Effects of the rake angles.  
Mokuzai Gakkaishi, 40(10):1134-1140.
- Huntsberger, J.R. 1963.  
The relationship between wetting and adhesion.  
Advances in Chemistry series 43: Contact angle, wettability, and adhesion. Actes du Kendall Award Symposium, tenu à Los Angeles, Californie, États-Unis, du 2 au 3 avril 1963, pages 180-188.

- Huntsberger, J.R. 1967.  
The mechanisms of adhesion.  
In: Treatise on Adhesion and Adhesives. Volume 1: Theory.  
Marcel Dekker, New York, pages 119-149.
- Hutchings, G.R., G.E. Martin et J.M. Coleman. 1982.  
Working with wood.  
McKnight Publishing Company, Bloomington, Illinois, 438 pp.
- Ingrassia, A.P. 1964.  
Hex-House... Weathering test for siding products.  
Forest Products Journal, 14(7):313-315.
- International Organization for Standardization. 1984.  
ISO 4287-1. Rugosité de surface – Terminologie – Partie 1: Surface et ses paramètres.  
Organisation internationale de normalisation, Genève, 25 pp.
- International Organization for Standardization. 1985.  
ISO 4618-1. Peintures et vernis – Vocabulaire – Partie 1: Termes généraux.  
Organisation internationale de normalisation, Genève, 653 pp.
- Isenberg, I.H. 1963.  
Chapter 2. The structure of wood.  
In: The Chemistry of Wood. Sous la dir. de Browning, B.L.  
Interscience Publishers, New York, 689 pp.
- Jessome, A.P. 1977.  
Résistance et propriétés connexes des bois indigènes au Canada.  
Rapport Technique de Foresterie 21. Laboratoire des Produits Forestiers de l'Est,  
Ottawa, Ontario, 37 pp.
- Jin, W. et L. Cai. 1996.  
Study and analysis on cutting forces of oblique cutting of wood.  
Holz als Roh- und Werkstoff, (54):283-286.
- Jin, W. et L. Cai. 1997.  
Study on the normal component force in oblique cutting of wood.  
Holz als Roh- und Werkstoff, (55):118-120.
- Jirous-Rajkovic, V. 1992.  
Utjecaj granulacija i smjera brusenja na hrapavost brusjenih površina. (The effect of grit size and sanding direction on sanded surface roughness).  
Drvna Industrija, 43(2):47-53.

- Jirous-Rajkovic, V. 1993.  
 Utjecaj zatupljenosti brusne trake na hrapavost brusjenih površina. (Effect of dulling of the sanding belt on the roughness of sanded surfaces).  
 Drvna Industrija, 44(2):47-51.
- Jodin, P. 1994.  
 Le bois matériau d'ingénierie.  
 Association pour la recherche sur le bois en Lorraine. École nationale du génie rural, des eaux et des forêts. Arbolor Nancy.
- Johnson, Jr., R.E. et R.H. Dettre. 1993.  
 Wetting of low-energy surfaces.  
 In: Surfactant science series, volume 49: Wettability. Sous la dir. de Berg, J.C.  
 Marcel Dekker, New York, pages 1-73.
- Jokerst, R.W. et H.A. Stewart. 1976.  
 Knife- versus abrasive-planed wood: quality of adhesive bonds.  
 Wood and Fiber, 8(2):107-113.
- Jones, C.W. 1994.  
 Cutterheads and knives for machining wood.  
 C.W. Jones, Seattle, WA, 138 pp.
- Jordan, D.L. et J.D. Wellons. 1977.  
 Wettability of *Dipterocarp* veneers.  
 Wood Science, 10(1):22-27.
- Juan, J. 1992.  
 Comment bien usiner le bois.  
 Département Ameublement, CTBA, Paris, 140 pp.
- Kalnins, M.A. et M.T. Knaebe. 1993.  
 Wettability of weathered wood.  
 In: Contact angle, wettability and adhesion: festschrift in honor of Professor Robert J. Good. Sous la dir. de Mittal, K.L.  
 Utrecht, Hollande, pages 469-474.
- Kalnins, M.A. et W.C. Feist. 1993.  
 Increase in wettability of wood with weathering.  
 Forest Products Journal, 43(2):55-57.
- Kato, C. et H. Fukui, 1976.  
 The cutting force and the stock removal rate of coated abrasives in sanding wood under constant sanding pressure.  
 Mokuzai Gakkaishi, 22(6):349-357.

- Kazayawoko, M., A.W. Neumann et J.J. Balatinecz. 1997.  
 Estimating the wettability of wood by the axisymmetric drop shape analysis-contact diameter method.  
 Wood Science and Technology, 31:87-95.
- King, B. et R.O. Foschi. 1969.  
 Crossed-ring dynamometer for direct force resolution into three orthogonal components.  
 International Journal of Machine Tool Design & Research, 9:345-356.
- Kline, M. 2001.  
 010. *Acer saccharum*.  
 In: A guide to useful woods of the world. 2<sup>ème</sup> Édition. Sous la dir. de Flynn, Jr., J.H. et Holder, C.D.  
 Forest Products Society, Madison, Wisconsin, 618 pp.
- Klingenmaier, O.J. et S.M. Dobrash. 1978.  
 Peel test for determining the adhesion of electrodeposits on metallic substrates.  
 Actes du Adhesion measurement of thin films, thick films, and bulk coatings, tenu à ASTM Headquarters, American Society for Testing Materials, Philadelphie, du 2 au 4 novembre 1976, sous la dir. de Mittal, K.L., pages 369-390. ASTM STP 640.
- Knaebe, M. 1995.  
 Paint, stain, varnish, or preservative? It's your choice.  
 In: The finish line: a Forest Products Laboratory finishing factsheet. Sous la dir. de Forest Products Laboratory.  
 USDA, Forest Service, Washington, DC, 3 pp.
- Koch, P. 1955.  
 An analysis of the lumber planing process: Part I.  
 Forest Products Journal, 5(4):255-264.
- Koch, P. 1964.  
 Wood machining processes.  
 Ronald Press, New York, 530 pp.
- Koch, P. 1976.  
 Prototype flaking head smooths surfaces left by headrig or edger chipping heads.  
 Forest Products Journal, 26(12):22-27.
- Koch, P. 1985.  
 Utilization of hardwoods growing on southern pine sites. Volume II. Processing.  
 Agriculture handbook N°. 605, USDA, Forest Service, Washington, DC.

- Komatsu, M. 1993.  
Machining performance of a router bit in the peripheral milling of wood I. Effects of the radial rake angle of the peripheral cutting-edge on the cutting force and machined-surface roughness.  
Mokuzai Gakkaishi, 39(6):628-635.
- Komatsu, M. 1994.  
Machining performance of a router bit in the peripheral milling of wood II. Effects of the helix angle of the peripheral cutting-edge on the cutting force and machined-surface roughness.  
Mokuzai Gakkaishi, 40(2):134-141.
- Kropf, F.W., J. Sell et W.C. Feist. 1994.  
Comparative weathering tests of North American and European exterior wood finishes.  
Forest Products Journal, 44(10):33-41.
- Kuraptsev, N.F. 1975.  
Chipless cutting of wood at right angles and at oblique angles (to the grain).  
Lesnoi Zhurnal, (6):163-166.
- Kwok, D.Y. et A.W. Neumann. 2000.  
Contact angle measurements and contact angle interpretation: relevance to the thermodynamics of adhesion.  
In: Acid-base interactions: relevance to adhesion science and technology. Vol. 2. Sous la dir. de Mittal, K.L.  
Utrecht, Hollande, pages 91-166.
- Lemaster, R.L. et F.C. Beall. 1996.  
The use of an optical profilometer to measure surface roughness in medium density fiberboard.  
Forest Products Journal, 46(11/12):73-78.
- Lewis, A.F. et L.J. Forrestal. 1969.  
Adhesion of coatings.  
In: Treatise on Coatings. Volume 2. Characterization of Coatings: Physical Techniques.  
Marcel Dekker, New York, pages 57-98.
- Lihra, T. et S. Ganev. 1999.  
Machining properties of eastern species and composite panels.  
Forintek Canada Corp., Division de l'Est, Ste-Foy, Québec, 62 pp.

- Liptáková, E. et J. Kúdela. 1994.  
 Analysis of the wood-wetting process.  
 Holzforschung, 48(2):139-144.
- Lister, S. 1948.  
 Sanders and sanding.  
 Lomax, Erskine & Co., Londres, 76 pp.
- Maldas, D.C. et D.P. Kamdem. 1998.  
 Surface tension and wettability of CCA-treated red maple.  
 Wood and Fiber Science, 30(4):368-373.
- Maldas, D.C. et D.P. Kamdem. 1999.  
 Wettability of extracted southern pine.  
 Forest Products Journal, 49(11/12):91-93.
- Manev, T. 1992.  
 Effect of sanding on the roughness of stained and lacquered surfaces.  
 Drvna Industrija, 43(3):92-99.
- Mao, T.J. et S.L. Reegen. 1961.  
 Adhesion of some acrylic polymers and copolymers.  
 Actes du Symposium on Adhesion and Cohesion, tenu à General Motors  
 Laboratories, Warren, Michigan, du 24 au 25 juillet 1961, pages 209-217.
- Maugis, D. 1983.  
 Overview of adherence phenomena.  
 In: Adhesive Chemistry: Developments and Trends. Sous la dir. de Lee, L.-H.  
 Plenum Press, New York, pages 63-93.
- McKenzie, W.M. 1960.  
 Fundamental aspects of the wood cutting process.  
 Forest Products Journal, 10(9):447-456.
- McKenzie, W.M. 1961.  
 Fundamental analysis of the wood-cutting process.  
 University of Michigan, Ann Arbor, Michigan. (cité par Palmqvist et Johansson  
 1999)
- McKenzie, W.M. et N.C. Franz. 1964.  
 Basic aspects of inclined or oblique wood cutting.  
 Forest Products Journal, (Décembre), 555-566.

- Middleton, T.M. 1993.  
Coating/wood substrate behaviour in *Dacrydium cupressinum*, *Podocarpus dacrydioides* and *Pinus radiata* weatherboards.  
Wood Science and Technology, 27(5):357-371.
- Middleton, T.M. 1996.  
An electron microscope study of coated weatherboards from three timber species.  
Surface Coatings Australia, 33(3):26-30.
- Miller, R.B. 1999.  
Chapter 1. Characteristics and availability of commercially important woods.  
In: Wood handbook: wood as an engineering material. Sous la dir. de Forest Products Laboratory.  
Forest Products Society, Madison, pages 1.1-1.34.
- Mittal, K.L. 1978.  
Adhesion measurement: recent progress, unsolved problems, and prospects.  
Actes du Adhesion measurement of thin films, thick films, and bulk coatings, tenu à ASTM Headquarters, American Society for Testing Materials, Philadelphie, du 2 au 4 novembre 1976, sous la dir. de Mittal, K.L., pages 5-17. ASTM STP 640.
- Mummery, L. 1992.  
Surface texture analysis. The handbook.  
Hommelwerke GmbH, West Germany, 106 pp.
- Murmanis, L., B.H. River et H.A. Stewart. 1983.  
Microscopy of abrasive-planed and knife-planed surfaces in wood-adhesive bonds.  
Wood and Fiber Science, 15(2):102-115.
- Néri, A.C., R. Gonçalves et R.E. Hernández. 1999.  
Forças de corte ortogonal 90-0 em três espécies de madeira de eucalipto.  
Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental, 3(2):239-244.
- Néri, A.C., R. Gonçalves et R.E. Hernández. 2000.  
Forças de corte ortogonal 90-90 em três espécies de madeira de eucalipto.  
Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental, 4(2):275-280.
- Nguyen, T. et W.E. Johns. 1978.  
Polar and dispersion force contributions to the total surface free energy of wood.  
Wood Science and Technology, 12:63-74.
- Nussbaum, R.M. 1999.  
Natural surface inactivation of Scots pine and Norway spruce evaluated by contact angle measurements.  
Holz als Roh- und Werkstoff, 57:419-424.

- Owens, D.K. et R.C. Wendt. 1969.  
Estimation of the surface free energy of polymers.  
Journal of Applied Polymer Science, 13:1741-1747.
- Ozaki, S. et H. Fukui. 1982.  
Studies on the oblique cutting of wood. I. Cutting forces in cutting parallel and perpendicular to the grain.  
Mokuzai Gakkaishi, 28(5):284-294.
- Ozaki, S. et H. Fukui. 1985.  
Studies on the oblique cutting of wood. III. Roughness of machined surface in 90°-0° and 0°-90° cutting situations.  
Mokuzai Gakkaishi, 31(5):354-360.
- Ozaki, S. et S. Kimura. 1989.  
The oblique cutting of wood. V. Splits below the cutting plane and the ratio of shrinkage of the chips in a 90°-90° cutting situation.  
Mokuzai Gakkaishi, 35(10):896-904.
- Palmqvist, J. et G. Johansson. 1999.  
Cutting forces in peripheral milling of wood.  
Actes du 14<sup>th</sup> International Wood Machining Seminar, tenu à Paris, Épinal et Cluny, France, du 12 au 19 septembre 1999, pages 441-452.
- Panshin, A.J. et C. de Zeeuw. 1980.  
Textbook of wood technology: structure, identification, properties, and uses of the commercial woods of the United States and Canada.  
McGraw-Hill, New York, 722 pp.
- Parker, R.S.R. et P. Taylor. 1966.  
Adhesion and adhesives.  
Pergamon Press, Oxford, 142 pp.
- Pascoe, M.W. 1965.  
The problems of adhesion in the paint industry.  
Aspects of Adhesion, vol. 3, actes des conférences tenues à Northampton College of Advanced Technology, EC1, Angleterre, du 12 au 13 avril 1965, sous la dir. de Alner, D.J., pages 85-94.
- Patterson, D. et F.H. Titmuss. 1988.  
Commercial timbers of the world – 5<sup>th</sup> Ed.  
University Press, Cambridge, 339 pp.

- Peters, C. et A. Mergen. 1971.  
Measuring wood surface smoothness: a proposed method.  
Forest Products Journal, 21(7):28-30.
- Pincelli, A.L.P.S.M. 1999.  
Efeito da termorretificação no envernizamento, colagem e cor da madeira de *Eucalyptus saligna* e *Pinus caribaea* var. *hondurensis*.  
Mémoire de maîtrise présenté à l'Escola Superior de Agricultura Luiz de Queiroz, Universidade de São Paulo, Piracicaba, 115 pp.
- Pizzi, A. et K.L. Mittal. 1994.  
Handbook of adhesive technology.  
M. Dekker, New York, 680 pp.
- Podgorski, L., B. Chevet, L. Onic et A. Merlin. 2000.  
Modification of wood wettability by plasma and corona treatments.  
International Journal of Adhesion & Adhesives, 20(2):103-111.
- Probst, F., M.P. Laborie, A. Pizzi, A. Merlin et X. Deglise. 1997.  
Molecular mechanics/experimental methods applied to varnish/primer/wood interactions.  
Holzforschung, 51(5):459-466.
- Reegen, S.L. et G.A. Ilkka. 1961.  
The adhesion of polyurethanes to metals.  
Actes du Symposium on Adhesion and Cohesion, tenu à General Motors Laboratories, Warren, Michigan, du 24 au 25 juillet 1961, pages 159-175.
- Rice, R.W. et D.P. Phillips. 2001.  
Estimating the moisture excluding effectiveness of surface coatings on Southern Yellow pine using acoustic emission technology.  
Wood Science and Technology, 34(6):533-542.
- Richter, K., W.C. Feist et M.T. Knaebe. 1995.  
The effect of surface roughness on the performance of finishes. Part 1. Roughness characterization and stain performance.  
Forest Products Journal, 45(7/8):91-97.
- River, B.H. et V.P. Miniutti. 1975.  
Surface damage before gluing-weak joints.  
Wood and Wood Products, 80(7):35-36,38.
- Rozumek, O. et G. Elbez. 1985.  
Étude de la mouillabilité du pin maritime par une résine urée-formol.  
Holzforschung, 39(4):239-243.

- Sandak, J. et C. Tanaka. 2003.  
Evaluation of surface smoothness by laser displacement sensor 1: effect of wood species.  
Journal of Wood Science, 49:305-311.
- Sharpe, L.H. et H. Schonhorn. 1963.  
Surface energetics, adhesion, and adhesive joints.  
Advances in Chemistry series 43: Contact angle, wettability, and adhesion. Actes du Kendall Award Symposium, tenu à Los Angeles, Californie, États-Unis, du 2 au 3 avril 1963, pages 189-201.
- Shi, S.Q. et D.J. Gardner. 2001.  
Dynamic adhesive wettability of wood.  
Wood and Fiber Science, 33(1):58-68.
- Stehr, M. et I. Johansson. 2000.  
Weak boundary layers on wood surfaces.  
Journal of Adhesion Science and Technology, 14(10):1211-1224.
- Stewart, H.A. 1969.  
Effect of cutting direction with respect to grain angle on the quality of machined surface, tool force components and cutting friction coefficient.  
Forest Products Journal, 19(3):43-46.
- Stewart, H.A. 1971a.  
Chip formation when orthogonally cutting wood against the grain.  
Wood Science, 3(4):193-203.
- Stewart, H.A. 1971b.  
Chips produced with a helical cutter.  
Forest Products Journal, 21(5):44-45.
- Stewart, H.A. 1975a.  
Knife planing across the grain can be applied to hardwoods.  
USDA, Forest Service, Research Note, North Central Forest Experiment Station, n° NC-196, 4pp.
- Stewart, J.S. 1975b.  
Noise-reducing tooling for planer noise control.  
Modern Sawmill Techniques, vol. 4, actes du 4<sup>th</sup> Sawmill Clinic, pages 174-187.  
H.G. Lambert, Saint Francisco, Ca.: Miller Freeman Publ., Inc.

- Stewart, H.A. 1977.  
Optimum rake angle related to selected strength properties of wood.  
Forest Products Journal, 27(1):51-53.
- Stewart, J.S. 1978a.  
Wood planer cutterhead design for reduced noise level.  
U.S. Patent 4.074.737. U.S. Patents Office, Washington, D.C., 6 pp.
- Stewart, H.A. 1978b.  
Stock removal rates for aluminum oxide- and garnet-coated abrasive belts.  
Forest Products Journal, 28(11):29-31.
- Stewart, H.A. 1979.  
Analysis of orthogonal woodcutting across the grain.  
Wood Science, 12(1):38-45.
- Stewart, H.A. 1980.  
Some surfacing defects and problems related to wood moisture content.  
Wood and Fiber, 12(3):175-182.
- Stewart, J.S. 1981.  
An overview of sources and source controls for woodworking machinery noise.  
Actes du Noise-Con 81 National Conference on Noise Control Engineering, tenu à l'Université de la Caroline du Nord, Caroline du Nord, États-Unis, pages 305-310.
- Stewart, H.A. 1985.  
A turning method for monitoring tool wear when machining reconstituted wood products.  
Forest Products Journal, 35(11/12):41-42.
- Stewart, H.A. 1986.  
Fixed knife-pressure bar system for surfacing dry wood.  
Forest Products Journal, 36(6):52-56.
- Stewart, H.A. 1988a.  
Tool forces and edge recession from cutting medium density fiberboard.  
Forest Products Journal, 38(4):51-54.
- Stewart, H.A. 1988b.  
How to determine rake angles from strength properties of wood.  
Wood and Wood Products, (10):121-126.

- Stewart, H.A. 1988c.  
Analysis of tool forces and edge recession after cutting medium-density fiberboard.  
Actes du 9<sup>th</sup> International Wood Machining Seminar, tenu à Richmond, Californie,  
États-Unis, du 10 au 12 octobre, pages 320-341.
- Stewart, H.A. 1989.  
Fixed-knife pressure-bar planing method reduces or eliminates subsurface damage.  
Forest Products Journal, 39(7/8):66-70.
- Stewart, H.A. 1991.  
Importance of clearance angles, particularly with small rake angles.  
Forest Products Journal, 41(10):73-75.
- Stewart, H.A. et W.F. Lehmann. 1974.  
Cross-grain cutting with segmented helical cutters produces good surfaces and  
flakes.  
Forest Products Journal, 24(9):104-106.
- Stewart, J.S. et F.D. Hart. 1976.  
Control of industrial wood planer noise through improved cutterhead design.  
Noise Control Engineering, 7(1):4-9.
- Stewart, H.A. et J.B. Crist. 1982.  
SEM examination of subsurface damage of wood after abrasive and knife planing.  
Wood Science, 14(3):106-109.
- Stumbo, D.A. 1963.  
Surface texture measurement methods.  
Forest Products Journal, 13(7):299-304.
- Suleman, Y.H. et S.H. Rashid. 1999.  
Chemical treatment to improve wood finishing.  
Wood and Fiber Science, 31(3):300-305.
- Tavita, Y.L. 1998.  
Evaluation of finishing properties and coating systems for gubas (*Endospermum  
peltatum* Merr.).  
FPRDI Journal, 24(1):33-41.
- Taylor, J.B., A.L. Carrano et R.L. Lemaster. 1999.  
Quantification of process parameters in a wood sanding operation.  
Forest Products Journal, 49(5):41-46.

- Tichy, R.J. 1997.  
Interior wood finishing: industrial use guide.  
Forest Products Society, Madison, 124 pp.
- Triboulot, P. 1984.  
Réflexions sur les surfaces et mesures des états de surface du bois.  
Annales des sciences forestières, 41(3):335-354.
- Triboulot, P., C. Sales, A. Zerizer et P. Martin. 1995.  
Correlation of fracture toughness of bonded joints with quality (roughness) of knife planed MDF surface.  
Holzforschung, 49:465-470.
- Umetsu, J., N. Kinoshita et D. Hayashi. 1978.  
Studies on wood grinding with coated abrasive belts. VI. Effects of wear process of coated abrasive belts to characteristics of wood grinding with contact wheel.  
Mokuzai Gakkaishi, 24(8):533-540.
- Usenius, A. 1975.  
Surface smoothness measurement of sawn timber.  
Papper och Trä, 12:871-875.
- Vasishth, R.C., F.R. Giltrow et Z. Koran. 1974.  
SEM studies of weathered varnish on wood.  
Wood Science, 6(3):278-284.
- Wålinder, M.E.P. 2000.  
Wetting phenomena on wood. Factors influencing measurements of wood wettability.  
In: KTH-Royal Institute of Technology, Department of Manufacturing Systems, Wood Technology and Processing, Stockholm, Suède, 61 pp.
- Wålinder, M.E.P. 2002.  
Study of Lewis acid-base properties of wood by contact angle analysis.  
Holzforschung, 56(4):363-371.
- Wengert, G. 1988.  
The wood doctor's RX.  
Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Va.
- Wenzel, R.N. 1936.  
Resistance of solid surfaces to wetting by water.  
Industrial and Engineering Chemistry, 28(8):988-994.

- Westkämper, E. et A. Riegel. 1995.  
Standzeitverhalten von Schleifwerkzeugen beim Schleifen von Fichte. (Service life of sanding tools during machining of Norway spruce).  
Holz als Roh- und Werkstoff, 53(5):281-287.
- Wheeler, E.A. 1982.  
Ultrastructural characteristics of red maple (*Acer rubrum* L.) wood.  
Wood and Fiber, 14(1):43-53.
- Williams, D. et R. Morris. 1998.  
Machining and related mechanical properties of 15 B.C. wood species.  
Forintek Canada Corp., Division de l'Ouest, Vancouver, B.C., 31 pp.
- Williams, R.S. 1983.  
Effect of grafted UV stabilizers on wood surface erosion and clear coating performance.  
Journal of Applied Polymer Science, 28:2093-2103.
- Williams, R.S. et W.C. Feist. 1994.  
Effect of preweathering, surface roughness, and wood species on the performance of paint and stains.  
Journal of Coatings Technology, 66(828):109-121.
- Williams, R.S. 1995.  
Finishes for wood decks.  
In: The finish line: a Forest Products Laboratory finishing factsheet. Sous la dir. de Forest Products Laboratory.  
USDA, Forest Service, Washington, DC, 2 pp.
- Williams, R.S., M.T. Knaebe et W.C. Feist. 1996.  
Finishes for exterior wood: selection, application and maintenance: a comprehensive guide to the painting/staining and maintenance of homes, decks, log structures, and more.  
Forest Products Society, Madison, 127 pp.
- Williams, R.S. 1999.  
Chapter 15. Finishing of wood.  
In: Wood handbook: wood as an engineering material. Sous la dir. de Forest Products Laboratory.  
Forest Products Society, Madison, pages 15.1-15.37.
- Woodson, G.E. et P. Koch. 1970.  
Tool forces and chip formation in orthogonal cutting of loblolly pine.  
Forest Service Research Paper SO-52. U.S. Department of Agriculture.

- Wu, S. 1971.  
Calculation of interfacial tension in polymer systems.  
*Journal of Polymer Science*, C34:19-30.
- Wu, S. 1982.  
Polymer interface and adhesion.  
Marcel Dekker, New York, 630 pp.
- Wulf, M., P. Netuschil, G. Hora, P. Schmich et H.K. Cammenga. 1997.  
Investigation of the wetting characteristics of medium density fibreboards (MDF) by means of contact angle measurements.  
*Holz als Roh- und Werkstoff*, 55:331-335.
- Yalinkiliç, M.K., R. Ilhan, Y. Imamura, M. Takahashi, Z. Demirci, A.C. Yalinkiliç et H. Peker. 1999.  
Weathering durability of CCB-impregnated wood for clear varnish coatings.  
*Journal of Wood Science*, 45(6):502-514.
- York, F.W. 1975.  
Helical heads promise planer noise reduction.  
*Modern Sawmill Techniques*, vol. 5, actes du 4<sup>th</sup> Sawmill Clinic, pages 249-254.  
H.G. Lambert, Saint Francisco, Ca.: Miller Freeman Publ., Inc.
- Zhang, H.J., D.J. Gardner, J.Z. Wang et Q. Shi. 1997.  
Surface tension, adhesive wettability, and bondability of artificially weathered CCA-treated southern pine.  
*Forest Products Journal*, 47(10):69-72.
- Zisman, W.A. 1961.  
Constitutional effects on adhesion and abhesion.  
Actes du Symposium on Adhesion and Cohesion, tenu à General Motors Laboratories, Warren, Michigan, du 24 au 25 juillet 1961, pages 176-208.
- Zisman, W.A. 1963.  
Relation of the equilibrium contact angle to liquid and solid constitution.  
*Advances in Chemistry series 43: Contact angle, wettability, and adhesion. Actes du Kendall Award Symposium, tenu à Los Angeles, Californie, États-Unis, du 2 au 3 avril 1963, pages 1-51.*

Zivanovic-Trbojevic, R., M. Jaic, M. Irle, B. Matthews, A. Evans, A. Pitman et A. Comben. 1999.

Wetting properties of wood in correlation with coatings adhesion.

Actes du 4<sup>th</sup> International Conference on the Development of Wood Science, Wood Technology and Forestry, tenu à Forest Products Research Centre, Buckinghamshire Chilterns, University College, High Wycombe, Royaume-Uni, au mois de juillet 1999, pages 471-474.

Zylkowski, S. 2002.

Chapter One. Introduction to wood as an engineering material.

In: APA Engineered Wood Handbook. Sous la dir. de Williamson, T.G. McGraw-Hill, New York, pages 1.1-1.25.