N°d'ordre 2009-ISAL–XXXX Année 2009

THÈSE

Approche multiéchelle du comportement mécanique du bois dans le plan transverse

Présentée devant

l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

pour obtenir

le GRADE DE DOCTEUR

École doctorale :

Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique

Spécialité :

MÉCANIQUE - GÉNIE MÉCANIQUE - GÉNIE CIVIL

par

Pierre SIMON

Soutenance prévue le 26 juin 2009

Jury

JOSEPH GRIL	Directeur de recherche	Rapporteur
RÉMY MARCHAL	Professeur	Rapporteur
PARVIZ NAVI	Professeur	
ARIO CECCOTTI	Professeur	
DOMINIQUE EYHERAMENDY	Professeur	Directeur de thèse
JEAN-FRANÇOIS JULLIEN	Professeur	
HUBERT MAIGRE	Chargé de recherche	

LaMCoS - CNRS UMR5259 - INSA de Lyon
20, avenue Albert Einstein, 69621 Villeurbanne Cedex (FRANCE)

2005

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
	CHIMIE DE LYON Responsable : M. Denis SINOU	M. Denis SINOU Université Claude Bernard Lyon 1 Lab Synthèse Asymétrique UMR UCB/CNRS 5622 Bât 308 2ème étage 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.44.81.83 Fax : 04 78 89 89 14 sinou@univ-lyon1.fr
E2MC	**ECONOMIE, ESPACE ET MODELISATION DES COMPORTEMENTS** Responsable : M. Alain BONNAFOUS	M. Alain BONNAFOUS Université Lyon 2 14 avenue Berthelot MRASH M. Alain BONNAFOUS Laboratoire d'Economie des Transports 69363 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.69.72.76 Alain.bonnafous∂ish-lyon.cnrs.fr
E.E.A.	**ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE** M. Daniel BARBIER	M. Daniel BARBIER INSA DE LYON Laboratoire Physique de la Matière Bâtiment Blaise Pascal 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43.64.43 Fax 04 72 43 60 82 Daniel.Barbier@insa-lyon.fr
E2M2	**EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION** **http://biomserv.univ-lyon1.fr/E2M2** **M. Jean-Pierre FLANDROIS**	M. Jean-Pierre FLANDROIS UMR 5558 Biométrie et Biologie Evolutive Equipe Dynamique des Populations Bactériennes Faculté de Médecine Lyon-Sud Laboratoire de Bactériologie BP 1269600 OULLINS Tél : 04.78.86.31.50 Fax 04 72 43 13 88 E2m2∂biomserv.univ-lyon1.fr
EDIIS	**INFORMATIQUE ET INFORMATION POUR LA SOCIETE** http://www.insa-lyon.fr/ediis M. Lionel BRUNIE	M. Lionel BRUNIE INSA DE LYON EDIIS Bâtiment Blaise Pascal 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43.60.55 Fax 04 72 43 60 71 ediis@insa-lyon.fr
EDISS	**INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE** http://www.ibcp.fr/ediss M. Alain Jean COZZONE	M. Alain Jean COZZONE IBCP (UCBL1) 7 passage du Vercors 69367 LYON Cedex 07 Tél : 04.72.72.26.75 Fax : 04 72 72 26 01 cozzone@ibcp.fr
	MATERIAUX DE LYON http://www.ec-lyon.fr/sites/edml M. Jacques JOSEPH	M. Jacques JOSEPH Ecole Centrale de Lyon Bât F7 Lab. Sciences et Techniques des Matériaux et des Surfaces 36 Avenue Guy de Collongue BP 163 69131 ECULLY Cedex Tél : 04.72.18.62.51 Fax 04 72 18 60 90 Jacques.Joseph@ec-lyon.fr
Math IF	**MATHEMATIQUES ET INFORMATIQUE FONDAMENTALE** http://www.ens-lyon.fr/MathIS M. Franck WAGNER	M. Franck WAGNER Université Claude Bernard Lyon1 Institut Girard Desargues UMR 5028 MATHEMATIQUES Bâtiment Doyen Jean Braconnier Bureau 101 Bis, 1er étage 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43.27.86 Fax : 04 72 43 16 87 wagner@desargues.univ-lyon1.fr
MEGA	**MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE** http://www.lmfa.ec-lyon.fr/autres/MEGA/index.html M. François SIDOROFF	M. François SIDOROFF Ecole Centrale de Lyon Lab. Tribologie et Dynamique des Systêmes Bât G8 36 avenue Guy de Collongue BP 163 69131 ECULLY Cedex Tél :04.72.18.62.14 Fax : 04 72 18 65 37 Francois.Sidoroff@ec-lyon.fr

Résumé

Le comportement élastique transverse des résineux a la particularité d'être fortement anisotrope. Il est de plus très hétérogène à certaines échelles. Les propriétés transverses sont enfin fortement variables d'une essence et d'une pièce de bois à l'autre. On propose ici une étude expérimentale et théorique de ce comportement. Ainsi, on descend à l'échelle cellulaire qui fait apparaitre une grande diversité des formes. On construit alors un modèle géométrique de cellule capable de représenter la plupart des morphologies, et dont le comportement mécanique s'obtient par un calcul analytique. Dès lors, on explique et on quantifie les caractéristiques des résineux aux échelles supérieures, notamment l'orthotropie à toutes les échelles et l'hétérogénéité dans les cernes. Des comparaisons expérimentales appuient les résultats. La grande variabilité morphologique des cellules s'accompagne logiquement d'une très grande dispersion des raideurs microscopiques : de 1 à 10 pour certaines sollicitations. L'orthotropie macroscopique s'explique ensuite par l'agencement régulier des cellules dans le cerne. Paradoxalement, à cette échelle, dite méso, la grande disparité des cellules réduit la variabilité comportementale. Le passage aux éléments de construction voit la dispersion des modules élastiques moyens diminuer par l'association de nombreux cernes, pour atteindre quelques dizaines de pourcents seulement. Cependant le comportement élastique transverse des pièces de structure reste très variable. Il dépend fortement de l'orientation des cernes dans les sections et peut varier d'un facteur 5 d'une poutre à l'autre.

MOTS CLÉS: hétérogénéité, anisotropie, multi-échelle, modèle analytique, variabilité, mécanique, bois, expérimental

Table des matières

Table des matières i

Table des figures v

Liste des tableaux ix

Introduction 1

1 Le bois, un matériau complexe 3
1.1 Les particularités du bois 5
1.1.1 Un matériau multi-échelles 5
1.1.2 Un matériau hétérogène à toutes les échelles 5
1.1.3 Un matériau anisotrope à toutes les échelles 8
1.2 Comportement sous sollicitations thermo-hydriques 9
1.2.1 Les transferts hydriques 10
1.2.2 Déformations et contraintes dues au séchage 10
1.2.3 Influence de la Température et de l'Humidité sur les propriétés mécaniques 14
1.3 Corrélation entre les propriétés du bois 16
1.3.1 Evaluation de la résistance à la rupture 16
1.3.2 Point de vue microscopique 18
1.3.3 Méthodes expérimentales 19
1.3.4 Variations spatiales des propriétés 22
1.4 Conclusion 24

2 Les méthodes d'investigation 27
2.1 Les échelles étudiées 29
2.2 Les techniques d'investigation 29
2.2.1 Comment mesurer les déformations ? 29
2.2.2 La méthode des grilles 30
2.2.3 La corrélation d'images 30
2.2.4 La stéréo corrélation 30
2.2.5 La corrélation simulée 31
2.3 Types d'essais 31

2.3.1 Essais mécaniques 31
2.3.2 Essais hydriques 32
2.4 Moyens techniques utilisés 32
2.4.1 Aux échelles macro et méso 32
2.4.2 A l'échelle micro 33
2.5 La maîtrise des conditions ambiantes 34
2.5.1 Introduction 34
2.5.2 Possibilités et solution choisie 34
2.5.3 La boîte régulée 36
2.5.4 Conclusion 42

3 Modélisation géométrique et mécanique des résineux 43
3.1 Démarche suivie 45
3.2 Observation de la géométrie et de la cinématique 45
3.2.1 Echelle macroscopique 45
3.2.2 Les cernes 46
3.2.3 Les cellules 52
3.2.4 Les parois cellulaires 55
3.2.5 Modèle mécanique des parois cellulaires 55
3.3 Modèles géométrique et mécanique des cellules 62
3.3.1 Modèle géométrique 62
3.3.2 Modèle géométrique du cerne 64
3.3.3 Calcul mécanique du comportement des cellules 68
3.4 Passage aux grandeurs moyennes, homogénéisation 71
3.4.1 Découpage des cernes 71
3.4.2 Obtention des modules moyens 73
3.4.3 Application aux deux exemples 73
3.5 Conclusion sur les modèles 74

4 Développement du calcul de comportement cellulaire 77
4.1 Comportement mécanique d'un réseau de cellules 79
4.1.1 Rappel du problème et notations 79
4.1.2 Inconnues et équations 79
4.1.3 Chargements imposés 82
4.1.4 Paramétrage et calculs 86
4.1.5 Matrices du comportement 88
4.2 Homogénéisation sur un cerne 90
4.2.1 Hypothèses 90
4.2.2 Equations locales 90
4.2.3 Résolution 90
4.2.4 Calcul du comportement homogène équivalent 91
4.3 Mise en oeuvre des calculs 92

5 Application à l'épicéa, comparaison d'essais au modèle 93
5.1 Logiciels et bois utilisés 94
5.1.1 Le bois testé 94
5.1.2 La simulation 94
5.2 Comportement mésoscopique 94
5.2.1 Variations intra-cerne 94
5.2.2 Homogénéisation et variations inter-cernes 100
5.3 Comportement macroscopique 109
5.3.1 Orthotropie et conséquences 109
5.4 Vers l'endommagement 114
5.5 Conclusion 116

Conclusions et perspectives 119

Bibliographie 123

Table des figures

1.1 Les différentes zones du tronc 6
1.2 Zone de formation du bois de réaction 6
1.3 Les subdivisions saisonnières des cernes annuelles 7
1.4 Morphologie générale à l'échelle des cellules 7
1.5 Structure du bois de la planche à la molécule 8
1.6 Définition des directions d'orthotropie du bois 9
1.7 Les quatres principales déformations des planches 10
1.8 Retraits théoriques suivant L, R et T 11
1.9 Inclinaison des microfibrilles 12
1.10 Angle d'enroulement des fibres 13
1.11 Evolution de l'angle des fibres avec la distance au cœur 14
1.12 Gauchissement de poutres massives et contre-collées 15
1.13 Déformations, contraintes et taux d'humidité en cours de séchage 16
1.14 Evolution moyenne de l'angle des fibres avec la distance au cœur 17
1.15 Evolution de l'angle des fibres pour deux specimens 18
1.16 Disparité du retrait longitudinal 19
1.17 Simulations de déformations 3D par séchage 20
1.18 Influence de la température sur les modules transverses 21
1.19 Module, résistance et densité dans la direction L 21
1.20 Corrélation entre module et résistance longitudinaux 22
1.21 Influence de l'inclinaison des microfibrilles sur la rigidité longitudinale . 23
1.22 Défaut de mesure dû à l'indentation sur les appuis 24
1.23 Banc d'essai de flexion 4 points 24
1.24 Deux zones fendues d'une même poutre 25
1.25 Sections dans le plan RT 25
1.26 Planche d'épicéa rabotée 25

2.1 Essais de compression types 31
2.2 Principe de l'essai de cisaillement 32
2.3 Machine de traction Schenk 33
2.4 ESEM utilisé 34
2.5 Platine de traction de l'ESEM 35
2.6 Eprouvettes utilisées dans l'ESEM 36

2.7 Enceinte régulée 38
2.8 Calibration de l'enceinte à 25°C 41
2.9 courbes d'équilibre hygroscopique du bois 42

3.1 Echantillon type pour l'échelle macroscopique 45
3.2 Essai de compression sur un morceau de chevron 47
3.3 Densité moyenne de plusieurs cernes d'épicéa 48
3.4 Densité relative le long d'un cerne d'épicéa 49
3.5 Champ de déformation de cisaillement 50
3.6 Variations de morphologie des cernes 51
3.7 Cellules d'épicéa observées à l'ESEM 52
3.8 Cellules types 53
3.9 déformations sous ESEM 54
3.10 Cisaillement sous ESEM : transition été - printemps 55
3.11 Cellules au microscope optique 56
3.12 Modèle de la paroi cellulaire 56
3.13 Modèle simplifié de la double paroi cellulaire 57
3.14 Spectroscopie Raman d'épicéa 59
3.15 Modèle fibre matrice des couches pariétales 60
3.16 Modèle géométrique des cellules 62
3.17 Différentes cellules d'épicéa et leur modèle 63
3.18 Cellule antisymétrique et modèle géométrique correspondant 63
3.19 Modèle de variations des dimensions cellulaires 64
3.20 Morphologie de l'épicéa mesurée et modélisée 67
3.21 Morphologie d'épicéa mesurée par Gachet et modélisée 68
3.22 Evolution de la densité suivant la largeur d'un cerne 69
3.23 Cellules d'épicéa par tomographie 70
3.24 Réseau associé au modèle cellulaire 1 71
3.25 Réseau associé au modèle cellulaire 2 71
3.26 Principe d'homogénéisation à l'échelle du cerne 72

4.1 Modèle géométrique des cellules pour le calcul 79
4.2 Réseau et cellule de base associé au modèle cellulaire 1 80
4.3 Chargement de traction radiale 83
4.4 Chargement de traction tangentielle 83
4.5 Chargement de cisaillement 84
4.6 Notations pour le calcul mécanique 86

5.1 Module tangentiel local dans le cerne 95
5.2 Module tangentiel local en fonction de la densité 96
5.3 Module radial local dans le cerne 97
5.4 Module radial local en fonction de la densité 98
5.5 Module de cisaillement local dans le cerne 99
5.6 Module de cisaillement local en fonction de la densité 100

5.7 Nuages de modules de cerne en fontion de la densité 101
5.8 Courbes de probabilités des modules de cerne 102
5.9 Répartition des modules à 45 par cerne expérimentaux 102
5.10 Répartition des modules à 45 mesurés sur 1,3 et 10 cernes 104
5.11 Dispersion de E_R théorique pour des groupes de 1, 3 ou 10 cernes 105
5.12 Dispersion de E_T théorique pour des groupes de 1, 3 ou 10 cernes 106
5.13 Dispersion de G_{RT} théorique pour des groupes de 1, 3 ou 10 cernes 107
5.14 Influence du nombre de cernes sur la dispersion des modules macroscopiques 107
5.15 Influence de α et β sur le comportement 108
5.16 Morphologie de la cellule moyenne 109
5.17 Assemblage structurel avec compression transverse 110
5.18 Position des chevrons dans la bille 110
5.19 Raideur transverse de 8 chevrons 111
5.20 Influence de la position de débit sur la raideur transverse d'un chevron . . 113
5.21 Position des lames dans la bille 113
5.22 Contraintes de compression dans les lames 114
5.23 Répartition des contraintes dans la face inférieure de la lame 115
5.24 Facteur de concentration de contraintes dans les lames 116
5.25 Vers l'endommagement, étape 1 117
5.26 Vers l'endommagement, étape 2 117
5.27 Vers l'endommagement, étape 3 118

Liste des tableaux

2.1 Les échelles étudiées 29

3.1 Densité de différentes essences communes de résineux 46
3.2 Modules des constituants du bois 57
3.3 Composition et angle des microfibrilles 58
3.4 Modules calculés des couches et des parois cellulaires 61
3.5 Modules des parois cellulaires utilisés 61
3.6 Paramètres du modèle de cerne d'épicéa 66
3.7 Paramètres du modèle de cerne de Gachet 66
3.8 Modules homogénéisés de deux exemples d'épicéa 73

5.1 Paramètres statistiques du cerne d'épicéa 96
5.2 Paramètres moyens du cerne d'épicéa 105

Introduction

Lorsqu'on compare la charpente en chêne d'un bâtiment historique avec les alignements de fermettes en sapin des villas modernes, on est frappé par la diminution des sections qui s'est produite en quelques siècles. Cette optimisation de la quantité de bois utilisée s'est en fait accélérée dans les dernières décennies. Elle a été possible grâce à une meilleure connaissance des propriétés mécaniques du bois, et une maîtrise accrue de ses variabilités. Dans le cas des charpentes par fermettes, on va jusqu'à estimer la probabilité que deux organes défaillants se trouvent côte à côte. Tant que cette probabilité reste très faible, on peut diminuer les sections en réduisant les coefficients de sécurité. L'amélioration des connaissances et les nouvelles techniques de calcul ont aussi permis d'utiliser le bois dans des structures de plus en plus grandes et audacieuses. Le lamellé-collé a grandement contribué à cet essor du bois dans les bâtiments de grandes tailles : quelle commune n'a actuellement pas un gymnase, un hangar ou une étable réalisé avec cette technologie ?

Le dimensionnement de ces charpentes de nouvelle génération utilise essentiellement les performances des poutres dans leur longueur. Ces propriétés longitudinales sont étudiées scientifiquement depuis plus d'un siècle et sont bien cernées. Les dimensionnements qui se font à partir de celles-ci répondent à des normes clairement établies et bien comprises. Mais si les structures en bois exploitent la rigidité et la résistance de ce matériau dans le sens des fibres, elles n'en contiennent pas moins des assemblages ou des configurations qui sollicitent le bois perpendiculairement aux fibres. On parle alors de chargements transverses. Ceux-ci affectent la plupart du temps très peu la rigidité ou la résistance de l'ouvrage. Mais avec la complexité croissante des projets et les sollicitations grandissantes qui vont avec, la prise en compte et une bonne connaissance des propriétés transverses s'avèrent de plus en plus utiles et des recherches se sont focalisées sur ce point.

Un secteur de la filière bois qui est sensible au comportement transverse de ce matériau est celui du séchage. En effet, si les problèmes de gauchissement des planches pendant le séchage font intervenir les caractéristiques longitudinales des essences, d'autres viennent directement des seules propriétés transverses. C'est le cas du tuilage et de l'apparition des fentes de retrait. Ce problème est très complexe à modéliser et à apprivoiser car il fait intervenir de nombreux phénomènes appartenant à des physiques bien distinctes mais couplées tels que la mécanique, la thermique et les transferts d'humidité. Nous ne nous attaquerons pas à ce problème complet dans ce mémoire, mais à la composante mécanique et plus particulièrement à l'élasticité transverse. Ce comportement est suffisamment délicat à traiter pour un matériau naturel tel que le bois. Rappelons qu'il est à lui seul utile

dans le dimensionnement des structures. Nous nous consacrons dans ce manuscrit exclusivement aux résineux qui constituent la majorité des constructions modernes. La plupart des expériences et applications qui suivent concernent plus particulièrement l'épicéa.

Dans un premier chapitre, nous ferons un tour d'horizon des complexités du matériau bois. Nous verrons comment son comportement mécanique est multidépendant. Nous rappellerons à cette occasion que la stucture du bois dépend fortement de l'échelle envisagée. Nous conserverons cette approche multiéchelle dans toute la suite de l'étude et nous verrons ses conséquences sur les moyens et les méthodes mis en œuvre pour l'investigation du comportement mécanique. Ces techniques sont décrites dans un deuxième chapitre.

Ensuite nous verrons les particularités de l'élasticité transverse du bois à plusieurs échelles. Un modèle géométrique et le calcul analytique de la loi de comportement associée seront proposés. La construction du modèle utilisé sera expliquée pas à pas et étayée par des observations expérimentales au cours de la troisième partie. Le calcul analytique sera détaillé au cours de la quatrième partie. Enfin le dernier chapitre donnera des résultats quantitatifs du modèle établi, appliqué à l'épicéa. Là encore plusieurs échelles d'analyses seront proposées. La variabilité du comportement sera particulièrement étudiée. Nous conclurons sur les résultats obtenus à propos du comportement élastique transverse des résineux et nous envisagerons l'utilisation d'une méthode similaire afin de mieux appréhender l'endommagement du bois.

Chapitre 1

Le bois, un matériau complexe

Dans ce premier chapitre, nous allons décrire le bois du point de vue d'un mécanicien qui cherche à le modéliser. On va donc voir que ce matériau apparaît sous des formes très différentes suivant l'échelle à laquelle on l'observe. On verra ensuite que le bois n'est pas seulement sensible aux efforts qu'il reçoit mais également à l'humidité qui l'entoure. On verra enfin qu'on ne peut espérer le dompter complètement car il reste un matériau naturel, qu'il soit sauvage ou cultivé et la variabilité de sa structure est la source d'une grande disparité dans ses propriétés.

Sommaire

1.1 Les particularités du bois 5

1.1.1 Un matériau multi-échelles 5

1.1.2 Un matériau hétérogène à toutes les échelles 5

1.1.3 Un matériau anisotrope à toutes les échelles 8

1.2 Comportement sous sollicitations thermo-hydriques 9

1.2.1 Les transferts hydriques 10

1.2.2 Déformations et contraintes dues au séchage 10

1.2.3 Influence de la Température et de l'Humidité sur les propriétés mécaniques 14

1.3 Corrélation entre les propriétés du bois 16
1.3.1 Evaluation de la résistance à la rupture 16
1.3.2 Point de vue microscopique 18
1.3.3 Méthodes expérimentales 19
1.3.4 Variations spatiales des propriétés 22
1.4 Conclusion 24

1.1 Les particularités du bois

1.1.1 Un matériau multi-échelles

On peut distinguer plusieurs échelles auxquelles le bois apparaît de façons bien différentes :

1. le tronc, la poutre, l'échelle de la structure (1 m)
2. le bois clair (sans noeud), la section de poutre, l'échelle macroscopique (10 cm)
3. les cernes, l'échelle mésoscopique (1 à 10 mm)
4. les cellules (0,1 mm)
5. les parois cellulaires, l'échelle microscopique (1 μm)
6. les composés du bois, l'échelle nanoscopique (1 nm)

Des études sont menées à toutes ces échelles. Elles visent à décrire, comprendre, modéliser les phénomènes physiques nombreux et complexes qui régissent le comportement du bois et en général limitent sa pleine exploitation.

Nous allons dans la suite donner un aperçu des recherches concernant les propriétés mécaniques du bois, et plus particulièrement des espèces commerciales européennes et nord-américaines, les conifères.

1.1.2 Un matériau hétérogène à toutes les échelles

A chacune des échelles citées précédemment on distingue dans le bois des zones aux propriétés très variables. Ces descriptions se retrouvent dans les ouvrages généraux sur la mécanique du bois comme celui de Guitard [GUI 87].

1. A l'échelle du tronc on distingue trois zones exploitables rappelées sur la figure 1.1, la moelle plus ou moins importante selon les espèces, le duramen ou bois vieux ou bois parfait et l'aubier ou bois jeune. Les parties périphériques n'ont pas d'intérêt industriel et ne sont pas ou peu étudiées du point de vue mécanique.

   A cette même échelle de l'arbre, on observe les nœuds qui perturbent énormément les propriétés globales des pièces de bois. Dans certaines zones toujours sollicitées de la même façon (arbres inclinés par le vent dominant, grosses branches) se forme du bois de réaction, avec des propriétés propres au bois de traction ou de compression (figure 1.2).

   Certains constatent enfin des variations de propriétés dans la hauteur de l'arbre.

2. Pour des pièces bien choisies de quelques centimètres au carré de section et de l'ordre du mètre de longueur, on peut considérer le bois comme homogène. C'est le bois clair, exempt de noeuds, au fil droit et dans lequel on ne considère pas les cernes. C'est le matériau idéal, dont les propriétés mécaniques sont optimales. Les dimensions des pièces idéales étant limitées, on les rencontre plutôt dans la menuiserie. Pour la construction, divers procédés de reconstruction ont été mis au point

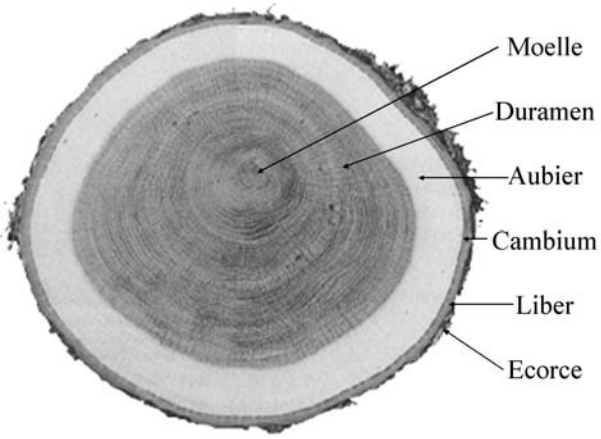


FIGURE 1.1: *Les différentes zones du tronc*

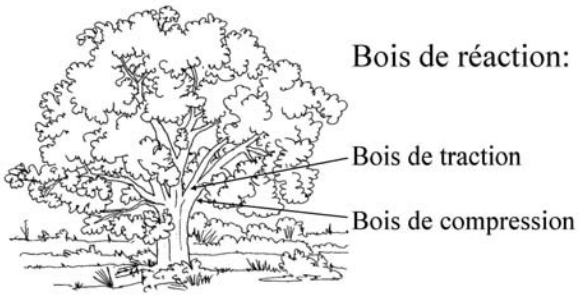


FIGURE 1.2: *Zone de formation du bois de réaction*

depuis des décennies pour obtenir des pièces de grande taille avec les propriétés mécaniques du bois clair. On peut citer notamment le lamellé-collé qui fournit des poutres de plusieurs dizaines de mètres, droites ou courbes, et le contreplaqué qui donne des plaques de quelques millimètres à quelques centimètres d'épaisseur sur des surfaces de plusieurs mètres carrés. Ces techniques ont pour point commun l'utilisation de colles avec un impact sur l'environnement et sur le recyclage du matériau. Les industriels travaillent actuellement sur la formulation de colles plus neutres.

3. Les cernes sont dûs, dans les zones tempérées, à la succession des saisons. Chaque cerne correspond à une année de croissance et se subdivise en deux ou trois zones ; le bois de printemps et le bois d'été qui se distinguent par l'apparence et la structure. Entre les deux, on trouve le bois de transition. (voir figure 1.3)

   Chez les résineux, l'inhomogénéité est forte à cette échelle, et en particulier pour la raideur mécanique qui est bien supérieure dans le bois d'été.

4. A une échelle inférieure, on voit apparaître les cellules. C'est une échelle très étudiée, à l'aide de microscopes à balayage électronique (M.E.B.), et notamment pour

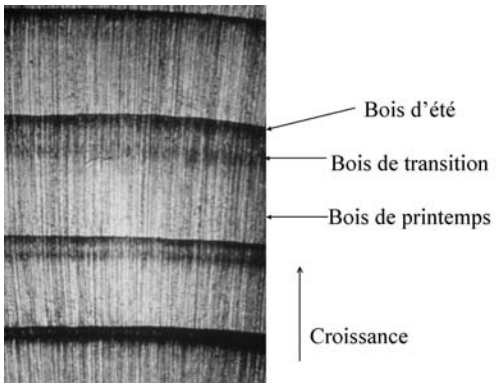


FIGURE 1.3: *Les subdivisions saisonnières des cernes annuelles (image CNDB)*

comprendre les phénomènes de rupture. La figure 1.4 montre la grande complexité du bois à cette échelle. Aussi les études se font en général dans des zones choisies pour leur simplicité (absence de rayons ligneux transversaux).

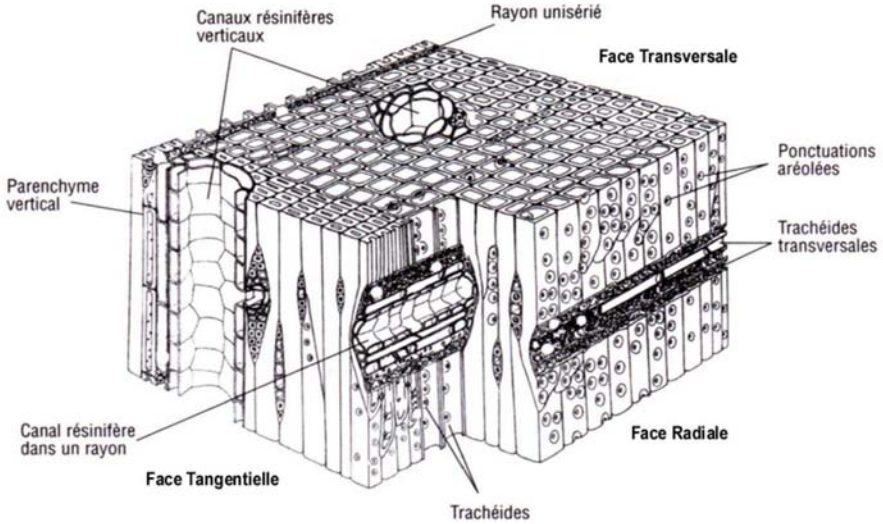


FIGURE 1.4: *Morphologie générale à l'échelle des cellules (source : CNDB)*

L'échelle cellulaire est particulière dans le sens où on n'a pas affaire à un matériau continu mais à une poreuse. On peut tout de même la qualifier d'inhomogène tant la forme des cellules est variée, non seulement entre le bois d'été et le bois de printemps mais dans des mêmes zones des cernes.

5. La structure des parois de cellules a été très étudiée, notamment par Salmén ([SAL 01],[SAL 04]), Jörg Fromm et All [FRO 03], Persson [PER 01a]... La description communément admise de ces parois consiste en un matériau composite constitué de plusieurs couches concentriques, elles-mêmes composées de fibres de cellulose, les microfibrilles, dans une matrice de lignine, d'hémicellulose et

d'autres composés organiques (figure 1.5). Le paramètre influant le plus étudié est alors l'angle d'enroulement des microfibrilles autour des cellules. Les différentes couches, par leur épaisseur et leur structure très variable, font de la paroi cellulaire un milieu fortement inhomogène.

6. L'échelle la plus fine d'investigation du matériau, celle dite de l'ultrastructure, consiste en la description des différents composés des parois cellulaires, de leurs intéractions et de leurs dépendances aux sollicitations hydriques en particulier.

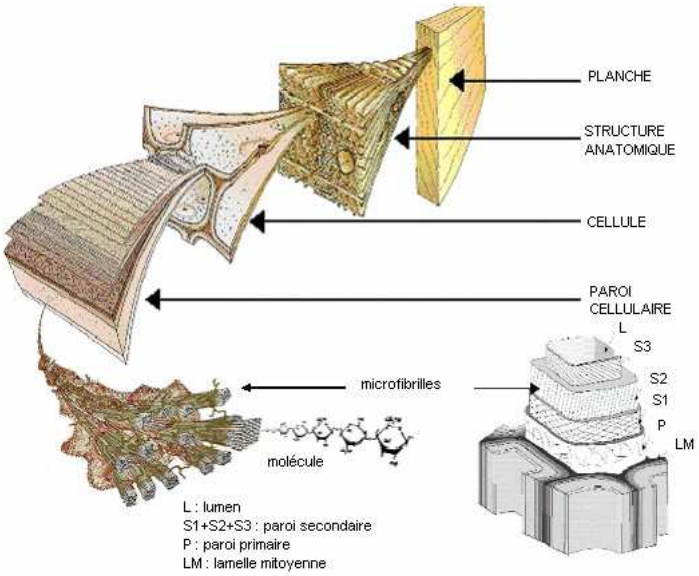


FIGURE 1.5: *Structure du bois de la planche à la molécule (modifié du dessin original du Wood Technology Research Centre, Nouvelle-Zélande)*

1.1.3 Un matériau anisotrope à toutes les échelles

La description descendante faite précédemment montre à toutes les échelles une direction principale. A l'échelle de l'arbre par exemple, c'est celle de la longueur du tronc, dénommée direction **Longitudinale (L)**. C'est la direction la plus sollicitée dans l'arbre et donc la plus résistante.

Aux échelles microscopique et nanoscopique, la direction principale sera celle des microfibrilles, et aux échelles intermédiaires, la direction des fibres ou cellules. Dans tous les cas il s'agit d'une direction de plus grande résistance et raideur du matériau. On verra par la suite que les fibres, même dans le bois clair ne suivent pas exactement la direction longitudinale de l'arbre, du fait de l'enroulement spiral des fibres autour du cœur.

On définit ensuite deux autres directions orthonormales. A l'échelle du tronc ou des cernes, la direction 2 est la normale aux plans des cernes de croissance annuelle, dite

Radiale (R) et la dernière qui définit un repère orthonormé est dénommée **Tangentielle (T)** (voir figure 1.6).

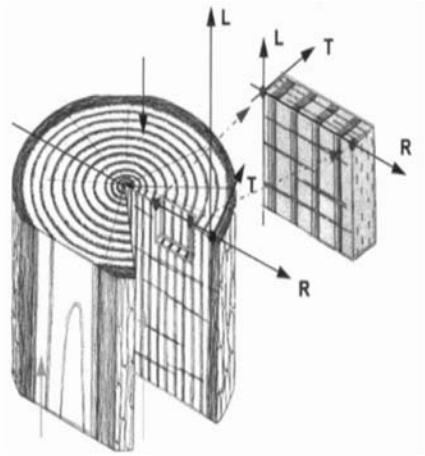


FIGURE 1.6: *Définition des directions d'orthotropie du bois à l'echelle du tronc (source : CNDB)*

Etant donnée la forme relativement cylindrique des cernes, on utilise pour modéliser le bois à l'échelle des planches, une orthotropie cylindrique. Cependant pour les études d'éprouvettes de petites dimensions devant la distance au cœur, on peut utiliser une orthotropie simple. Pour la plupart des caractéristiques physiques, on observe une très grande supériorité de la direction L sur les deux autres (d'un à deux ordres de grandeur suivant les propriétés). Les capacités longitudinales sont les plus directement exploitées dans la construction bois et elles sont étudiées depuis très longtemps. Mais les directions R et T ont également un impact lorsqu'on cherche à dimensionner plus finement une structure. Aussi un nombre grandissant d'études se focalisent sur le comportement RT, notamment sur le séchage, la fissuration et l'endommagement.

Les parties qui suivent ont pour but de faire un tour d'horizon des études récentes sur les résineux.

1.2 Comportement sous sollicitations thermo-hydriques

En tant que matériau organique, le bois est sensible à de nombreux phénomènes physiques. Nous ne traiterons pas ici des endommagements dûs aux insectes et champignons et nous restreindront notre étude aux sollicitations quasi inévitables en température (T), en humidité (H) et mécaniques (M). On verra également que les réactions du bois dépendent non seulement de ces trois grandeurs mais aussi de leurs combinaisons. On parlera alors de sollicitations thermo-hydro-mécaniques (THM). Les réactions sont alors couplées.

Les études du bois sous sollicitations purement thermo-hydriques, c'est à dire en l'absence de chargement, traitent le plus souvent du séchage artificiel. Cette technique a pour

but de rendre utilisable le bois scié le plus rapidement et économiquement possible. Pendant cette opération, la valeur marchande du bois augmente, mais les pièces peuvent également subir des détériorations disqualifiantes. Les enjeux sont donc forts et notamment en France, en retard en matière de séchage industriel.

On distinguera plusieurs grandes lignes TH :

- les transferts d'eau sous différentes formes dans le bois,
- les déformations et fissurations subies lors du séchage,
- l'évolution des caractéristiques mécaniques en fonction de T et H.

1.2.1 Les transferts hydriques

On ne traitera pas cette physique de diffusion qui repose sur de nombreux phénomènes. La thèse de Pierre Chassagne [CHA 06] est très fournie sur ce sujet. On peut cependant citer quelques articles traitant du sujet :[PIN 03], [SVE 99], [TIM 02a], [TIM 02b], [WIB 99].

1.2.2 Déformations et contraintes dues au séchage

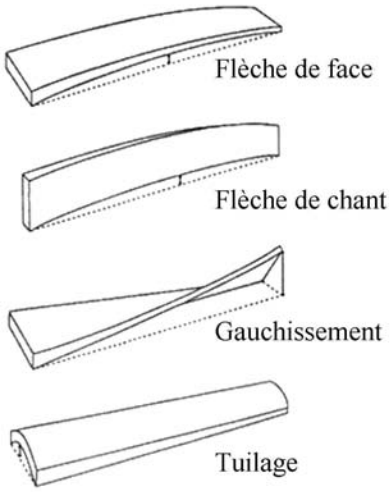


FIGURE 1.7: *Les quatres principales déformations des planches (source : CNDB)*

Le séchage génère plusieurs types de déformations préjudiciables à la valeur du bois. La figure 1.7 montre les principales. Il s'agit de déformations tridimensionnelles sauf pour le tuilage qui peut s'aborder en 2D dans le plan RT (section de la planche). Ll engendre aussi des contraintes plus ou moins importantes selon la forme des sections qui peuvent mener à la fissuration des pièces. Cette fissuration par séchage n'a pas encore été simulée en 2005 selon la bibliographie exhaustive de Mackerle [MAC 05b].

Le tuilage est assez bien compris et modélisable. Il provient de la différence des coefficients de retrait de séchage dans les directions radiale et tangentielle. Il est communément admis que le coefficient de retrait radial β_r est inférieur au coefficient tangentiel β_t. Le rapport est de l'ordre de 2. Le phènomène par contre n'est pas encore totalement expliqué. Gu [GU 01] cite quatre explications différentes :

1. les rayons radiaux (voir figure 1.4 page 7) limitent β_r,
2. le bois d'été gouverne le retrait,
3. les différences d'épaisseur entre les murs de cellules dans les direction R et T différencient les déformations,
4. les microfibrilles sont inclinées différemment dans les murs R et T.

Gu considère les hypothèses 1 et 2 comme peu probables. L'analyse par M.E.B. lui permet de mesurer que les couches S2 (voir figure 1.5 page 7) radiales (parallèles à $\vec{R}$) sont 25% plus épaisses que les couches S2 tangentielles (parallèles à $\vec{R}$).

La prise en compte de l'inclinaison des microfibrilles dans ces mêmes couches S2, lui permet de calculer un rapport théorique $\frac{\beta_t}{\beta_r}$ de l'ordre de $1,5$. D'autres phénomènes sont donc à découvrir pour expliquer complètement la différence entre les deux directions.

La différence très grande (un ordre de grandeur) entre les retraits longitudinal et transverses (R et T) s'explique plus aisément par la structure fibreuse du bois. Cependant, l'inclinaison des microfibrilles qui peut être forte joue notablement sur β_l. Yamamoto [YAM 99],[YAM 01] développe un modèle théorique des retraits longitudinal et tangentiel en fonction de la géométrie des parois des cellules et de l'inclinaison des microfibrilles.

Pang [PAN 02] propose également une évolution des trois coefficients avec l'angle des microfibrilles (figure 1.8)

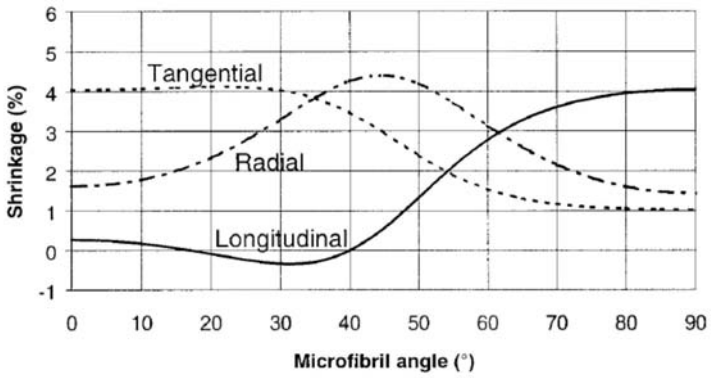
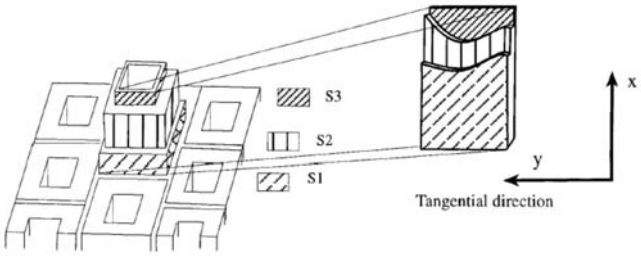


FIGURE 1.8: *Retraits théoriques suivant L, R et T à 12% de teneur eu humidité ([PAN 02])*

Ces modèles supposent de considérer seulement la couche S2 pour le calcul des coefficients de retrait. En fait les trois couches S1 et S3 ont des microfibrilles beaucoup

plus inclinées mais sont bien moins épaisses que la couche S2 (figure 1.9). Ces chiffres sont donnés par Thuvander [THU 02] qui les utilise pour déduire des contraintes au sein des parois cellulaires au cours du séchage. Il tient également compte des quantités de lignine, cellulose et hemicellulose dans les différentes couches. Cependant, il surestime les contraintes car il ne tient pas compte du fluage visqueux du bois.



		Thickness (μm)	Microfibrillar angle (α)
Earlywood	S1	0.26	60
	S2	1.66	15
	S3	0.09	80
Latewood	S1	0.38	60
	S2	3.69	10
	S3	0.14	80

FIGURE 1.9: *Inclinaison des microfibrilles dans les trois couches des parois cellulaires ([THU 02])*

Même si on ne l'explique pas de façon consensuelle, la différence entre β_r et β_t a des conséquences très importantes et visibles. C'est le cas par exemple sur les rondins ou les poutres rondes au centre desquelles se trouve le cœur de l'arbre. Ces pièces sont quasiment systématiquement fendues après séchage. Kang [KAN 02b] propose un modèle mathématique 1D (rayon de la pièce) pour calculer les contraintes internes à un rondin pendant le séchage. Son modèle tient compte des variations de β_r et β_t avec le rayon. Il ne cherche pas à prédire la rupture.

Kowalski [KOW 99] fait lui des simulations 2D sur des sections rectangulaires avec les cernes parallèles au grand ou au petit côté mais il ne tient pas compte du fluage.

Le gauchissement des planches conduit à de grosses pertes de bois lors de la seconde transformation. Ce phénomène est en grande partie expliqué par l'enroulement des fibres en spirale autour du tronc (figure1.10)

Ormarsson [ORM] simule le gauchissement des poutres pendant le séchage. Il utilise pour cela 25 coefficients matériau dont l'angle d'enroulement du grain. Une des difficultés pour les prédictions est que cet angle varie d'un arbre à l'autre et surtout au sein d'un même arbre. Des études ont montré que l'angle a tendance à décroître lorsqu'on s'éloigne du cœur de l'arbre comme en témoigne la figure1.11.

D'après Skatter [SKA 01] les fibres tournent à gauche dans les arbres jeunes puis l'angle diminue de cerne en cerne pour s'inverser entre 20 et 50 ans. Dahlblom [DAH]

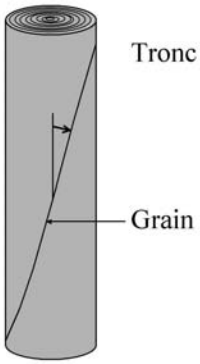


FIGURE 1.10: *Angle d'enroulement des fibres*

présente de nombreux résultats similaires.

Les simulations de gauchissement de poutres massives et contre-collées donnent des résultats en bon accord avec les expériences menées sur un grand nombre de poutres. (voir la figure1.12)

Grâce à ses calculs, Ormarsson détermine les combinaisons de contre-collé les plus stables. Il simule également les déformations de structures plus complexes comme des portes.

Dans [ORM 99], il présente les déformations mais aussi les contraintes à divers stades du séchage (figure1.13). L'évolution du taux d'humidité dans la section de la planche est régie par des lois de transfert simplifiées.

A la conférence IUFRO 2003 [ORM 03], il présente d'autres résultats intéressants de simulations. On y voit par exemple l'influence du choix d'association des planches dans des panneaux en lamellé-collé.

Perstorper a réalisé de nombreuses études ([PER 01b],[PER 01c],[PER 01d]) sur les déformations 3D dues au séchage. Pour le gauchissement il utilise également comme paramètre l'angle d'enroulement des fibres autour du tronc (figure1.10) et il a étudié l'évolution en fonction du diamètre. La figure 1.14 montre que l'angle d'enroulement a tendance à décroître avec le rayon comme constaté par Ormarsson [ORM] mais la dispersion est forte. Notamment, certains arbres peuvent voir l'angle spiral s'annuler et s'inverser au fil des ans alors que d'autres garderont un angle constant (voir figure 1.15).

Perstorper présente de nombreux résultats expérimentaux sur l'influence de la taille des cernes, de la vitesse de croissance sur le retrait dans [PER 01b]. Dans [PER 01c], il étudie l'influence de la courbure des cernes dans la section et préconise de ne pas tailler des poteaux dans les 10 cm du cœur pour minimiser le gauchissement.

Les flèches de face et de chant (figure1.7) ne s'expliquent ni par l'angle spiral, ni par la différence de retrait en R et T. Perstorper [PER 01d] considère que seule une hétérogénéité du coefficient de retrait longitudinal β_l peut les expliquer. On comprend en effet que si une face se contracte plus que l'autre pendant le séchage, elle va devenir concave.

En mesurant minutieusement β_l sur de multiples éprouvettes d'un même poteau, il

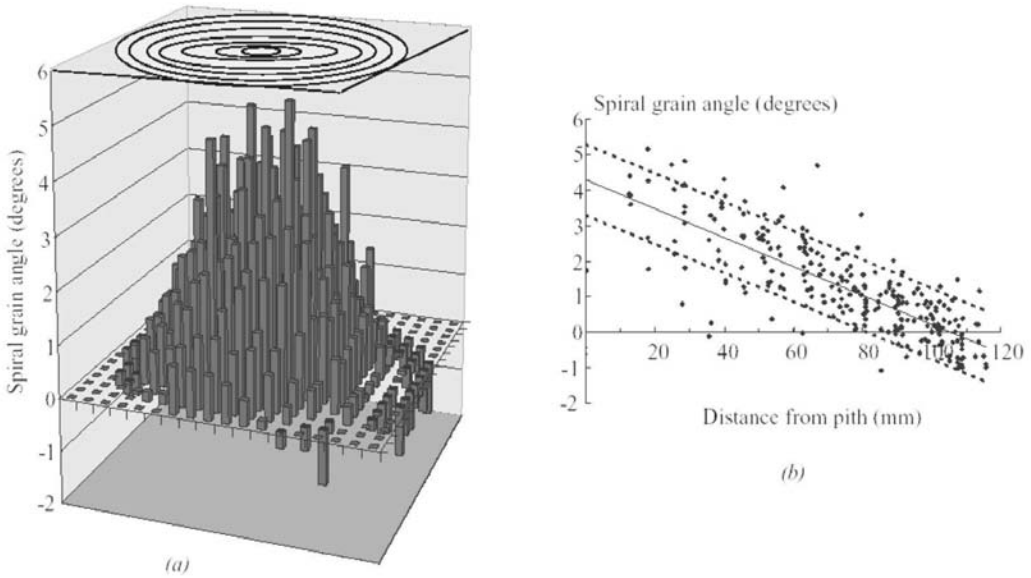


FIGURE 1.11: *Evolution de l'angle des fibres avec la distance au cœur ([ORM])*

constate que les variations sont grandes (de 1 à 4) et qu'elles peuvent effectivement expliquer les flèches constatées (figure1.16).

Ormarsson [ORM 99] va plus loin dans l'investigation et constate que β_l diminue avec la distance au cœur. Parallèlement le module d'Young augmente, ce que confirme Bengtsson [BEN 00]. Ces variations prises en compte lui permettent de voir apparaître dans ses simulations [ORM 00] les quatre types de déformations définies dans la figure 1.7 page 10. Ainsi il donne les quatre déformations théoriques en fonction de la position de sciage dans le grume (figure1.17). Les Suédois sont sans doute à la pointe en ce qui concerne les déformations 3D dues au séchage.

Pour la mesure expérimentale des déformations 3D de planches, on peut citer Constant et Farré à Nancy qui ont développé un banc de mesure optique et tactile [CON 03]. Il mesure pendant l'essai les déplacements 3D avec un précision de $0,1mm$ pour des pièces de taille commerciale ($2mx40cm$).

1.2.3 Influence de la Température et de l'Humidité sur les propriétés mécaniques

Lorsqu'on veut simuler la vie d'une pièce en bois jusqu'à rupture, on utilise une grande quantité de paramètres relatifs au comportement du bois. De plus, les études montrent que la plupart de ces caractéristiques mécaniques dépendent de la température et de l'hygrométrie.

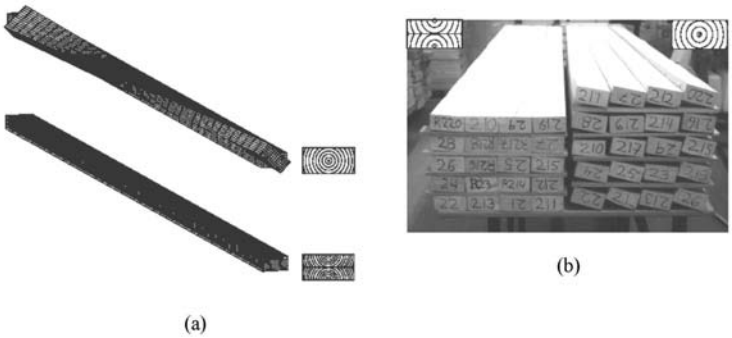


FIGURE 1.12: *Gauchissement de poutres massives et contre-collées ; (a) simulation amplifiée 5 fois, (b) expérience ([ORM])*

1.2.3.1 Influence de la température

De façon générale, Reiterer [REI 01a] constate que les propriétés mécaniques du bois diminuent lorsque la température augmente à taux d'humidité constant. Dans un autre article [REI 02] il étudie l'influence de la teneur en eau du bois. Quand celle-ci augmente on constate que la ductilité du bois croît et par voie de conséquence l'énergie spécifique de rupture. Cependant, parallèlement, la raideur et la contrainte de rupture diminuent. Müller [MUL 03] fait les mêmes constatations et Johansson [JOH 99] montre l'effet néfaste de la température sur la résistance en torsion.

Backman [BAC 01] s'intéresse à l'effet de la température dans les directions R et T notamment concernant la rigidité. Celle-ci décroît fortement avec la température, comme le montre la figure1.18.

Les normes d'exportations visent à imposer un traitement thermique pour supprimer les parasites et champignons du bois. Il est donc intéressant de comparer les propriétés du bois avant et après une élévation de température. Santos [SAN 00] soumet de l'eucalyptus à 180˚C pendant 3 heures. Il en résulte une augmentation de la rigidité longitudinale mais des diminutions sensibles et différentes des résistances longitudinale et tangentielle.

Mascia [MAS] présente une courbe d'évolution de E_L pour T allant de -150˚C à +250˚C montrant une décroissance de E_L avec T.

1.2.3.2 Influence de la teneur en eau

Jonsson [JON 03] constate que l'humidité joue également fortement sur la résistance transverse du bois. Lorsque les pièces qu'il teste sont dans une ambiance à 40% d'humidité relative, elles ont une résistance à la rupture 60% supérieure à celle qu'elles présentent à 80% d'humidité. Jonsson fait subir plusieurs cycles hydriques à ses éprouvettes et ne constate pas d'influence notable du nombre de cycles sur la résistance.

Bengtsson [BEN 00] quantifie la dépendance de la rigidité longitudinale par rapport à la teneur en eau. Il trouve en moyenne une décroissance de E_L de 1% par % de teneur

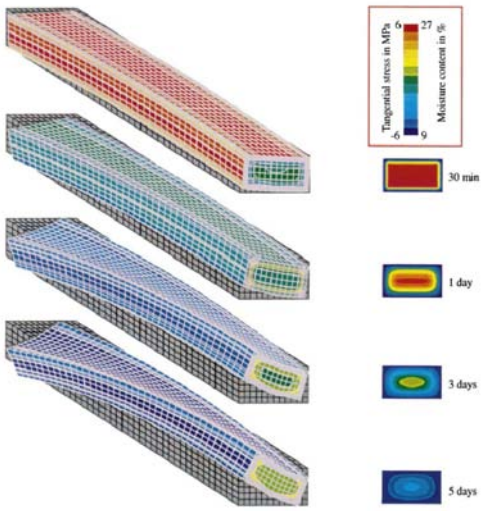


FIGURE 1.13: *Déformations, contraintes et taux d'humidité dans des poutres pendant leur séchage ([ORM 99])*

en eau supplémentaire (entre 10 et 20%). Il faut noter que cette valeur est la moyenne de nombreux essais qui ont donné des résultats allant de 0 à $4,4$ % par %. La norme Européenne stipule elle une dévaluation du module d'élasticité de 2% par %.

1.3 Corrélation entre les propriétés du bois

On a vu dans les parties précédentes qu'une simulation réaliste du comportement du bois nécessite de connaître de nombreux coefficients liés au matériau. Ce grand nombre s'explique en trois points :

- Le bois est sensible à trois types de sollicitations (T, H, M) et les couplages compliquent encore les choses.
- Il est anisotrope : l'orthotropie fait plus que tripler le nombre des paramètres
- Enfin l'hétérogénéité à plusieurs échelles augmente encore la complexité des modèles.

A cette difficulté s'ajoute la grande disparité de quasiment toutes ces propriétés d'un arbre à l'autre au sein d'une même espèce.

Pour ne pas avoir à réaliser une batterie d'essais préalablement à toute simulation, de nombreuses études visent à trouver des liens entre les propriétés simples à mesurer et celles ne s'obtenant que par des essais destructifs.

1.3.1 Evaluation de la résistance à la rupture

Un des enjeux majeurs pour les scieurs est de connaître au mieux la résistance du bois afin de le classer le plus haut possible, la valeur marchande augmentant avec la contrainte

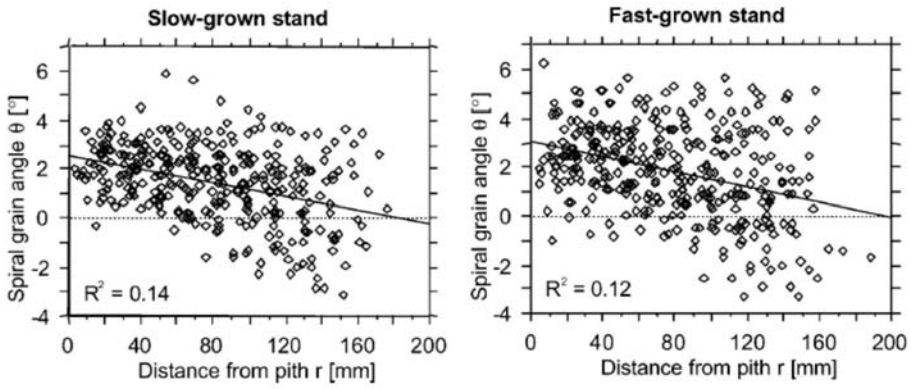


FIGURE 1.14: *Evolution moyenne de l'angle des fibres avec la distance au cœur ([PER 01b])*

de rupture garantie.

1.3.1.1 Influence de la densité

La densité de pièces de bois sciées est simple à comparer si elles sont considérées comme également sèches. Mascia [MAS] constate que la rigidité longitudinale augmente avec la densité grâce à l'augmentation de l'épaisseur des parois cellulaires. Il ne se prononce pas sur la rupture. Johansson [JOH] évoque la même tendance. Farrugia [FAR 00] constate à l'échelle des cernes une augmentation considérable de E_T avec la densité locale bien supérieure dans le bois d'été. Mais pour les pièces industrielles, Tsehaye [TSE 00] montre par une étude sur 2248 planches que la densité n'est pas un bon indicateur de résistance à la rupture comme le prouve le tableau 1.19.

1.3.1.2 Influence de la raideur

Si la densité ne semble pas être un paramètre fiable, Tsehaye [TSE 00] montre par contre que la résistance est fortement corrélée à la rigidité (voir à nouveau le tableau 1.19). On trouve plusieurs études dans la direction longitudinale donnant une relation linéaire avec une assez bonne corrélation. La figure 1.20 est donnée par Johansson [JOH]. Ilic [ILI 01] présente le même type de courbe obtenue avec du bois de tension d'eucalyptus.

Ce lien fort entre raideur et résistance est tel que Tsehaye suggère de choisir d'exploiter tel ou tel arbre en fonction de la raideur de sa pointe. Au niveau des scieries, il est possible de tester la raideur en flexion des pièces sciées pour les classer.

Hélas pour les scieurs, la disparité des résultats dans ce domaine oblige à la prudence dans la construction d'une relation raideur-résistance.

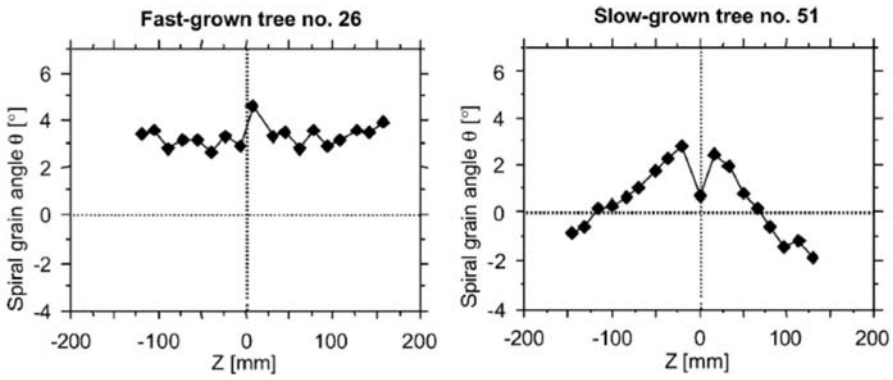


FIGURE 1.15: *Evolution de l'angle des fibres avec la distance au cœur pour deux specimens ([PER 01b])*

1.3.1.3 Autres paramètres

Les nœuds représentent un facteur d'affaiblissement des poutres important. Nardin [NAR] en a étudié les propriétés et a simulé le comportement dans la zone du nœud en la modélisant par 4 zones concentriques de diamètre allant de une à $2,5$ fois la taille du nœud. L'accord avec l'expérience semble satisfaisant mais très peu de tests ont été réalisés.

Xu [XU 02] propose une loi pour la perte de rigidité d'une planche en fonction de la proportion de nœuds et de leur angle par rapport à la direction L. Johansson [JOH] constate également une forte influence de la taille des nœuds sur la limite de rupture.

La taille des cernes annuels étant un paramètre visuel il serait un critère de tri simple. Bengtsson [BEN 01] constate que plus les cernes sont larges plus le fluage est important mais en ce qui concerne la rupture en elle-même, le lien ne fait pas l'unanimité.

1.3.2 Point de vue microscopique

On a vu que les liens entre la résistance du bois et des propriétés macroscopiques faciles à évaluer n'étaient pas toujours fiables. Une autre façon d'aborder le bois est d'expliquer les propriétés macroscopiques par des constatations au niveau microscopique.

Le paramètre qui revient le plus souvent est l'angle des microfibrilles **(AMF)**.

Selon Reiterer [REI 01b], plus l'AMF augmente plus l'énergie de rupture augmente. Mais un fort AMF conduit à une résistance plus faible. Un optimum est atteint pour un angle de 27°. L'AMF joue dans les trois directions et sur les coefficients de Poisson. On a vu de plus que Gu [GU 01] relie l'AMF aux retraits hygrométriques.

Bergander [BER 02] trouve une relation entre l'AMF et les rigidités dans les trois directions, et notamment dans la direction longitudinale une baisse de la raideur pour un AMF croissant (voir la figure 1.21).

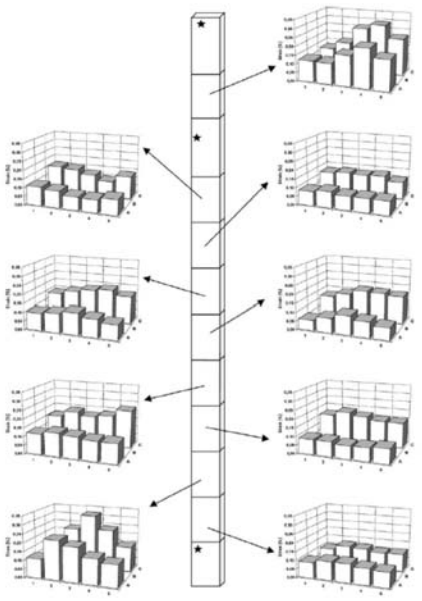


FIGURE 1.16: *Disparité du retrait longitudinal ([PER 01d])*

Kojima [KOJ 04] constate lui une forte augmentation des déformations de fluage avec l'augmentation de l'AMF. Gindl [GIN 04] note une forte corrélation entre l'AMF et les raideurs et limites de rupture mais pas de relation avec la dureté locale mesurée par nano-indentation.

1.3.3 Méthodes expérimentales

Si certaines propriétés - comme la raideur - semblent simples à mesurer pour des mécaniciens, il est bon de faire l'inventaire des méthodes utilisées pour le matériaux bois.

Il faut pour commencer noter que la forte hétérogénéité du bois rend les jauges de déformation inutilisables. En effet Gustafsson [GUS 99] constate en collant plusieurs jauges sur une même éprouvette de traction, qu'elles fournissent des données très disparates. On privilégiera donc la mesure de déplacements pour déduire des propriétés globales, ou la corrélation d'images pour déceler des comportements locaux.

1.3.3.1 Méthodes mécaniques

Le test le plus répandu est l'essai de flexion. Son exploitation directe donne le module d'élasticité de flexion E_f selon la longueur de l'éprouvette qui dépend des modules d'élasticité E et de cisaillement G et du rapport entre la hauteur h et la longueur L testée. Connaissant G, Santos [SAN 00] déduit E.

Branchériau [BRA 02b] se penche sur un essai 3 points. Il constate que le module obtenu sans correction et de l'ordre de 20% inférieur au module d'élasticité de traction.

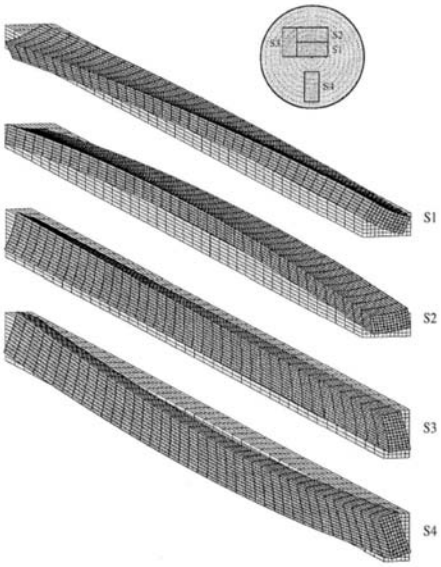


FIGURE 1.17: *Simulations de déformations 3D par séchage ([ORM 00])*

Environ la moitié de l'erreur provient du cisaillement et l'autre moitié de la pénétration des appuis dans le bois illustrée par la figure 1.22.

Pour pallier ces erreurs, il propose un protocole d'essai 4 points dans lequel on ne fait de mesure que dans une zone en flexion pure, grâce à un capteur de courbure. La figure 1.22 décrit le montage. Il suppose cependant de posséder des éprouvettes suffisamment longues et ne convient donc pas aux essais transverses.

Boström [BOS 99] essaie de déterminer E directement sur un essai de flexion 4 points en mesurant la déformation locale en peau mais il est victime de l'hétérogénéité. En effet il mesure également le déplacement global (mais pas la courbure comme Branchériau) qui lui donne E_f et il trouve un rapport E_f/E allant de $0,7$ à $1,3$ alors qu'il devrait toujours être inférieur à 1.

Lorsqu'on ne connaît pas G, ce qui est forcément le cas en début d'étude, Ilic [ILI 01] propose de faire plusieurs essais en flexion 3 points avec la même éprouvette mais avec des distances entre appuis variables. L'exploitation de la campagne de mesure donne alors E et G.

1.3.3.2 Méthodes vibro-acoustiques

Une autre grande famille d'essais consiste à analyser la vitesse des ondes dans le bois ou les fréquences de résonance de pièces.

Par analyse des fréquences de résonance en compression et flexion d'une pièce de bois, Branchériau [BRA 02a] évoque une précision de 5% et fait remarquer que cette méthode permet de tester des pièces de plusieurs mètres de long. Il suffit de mesurer la

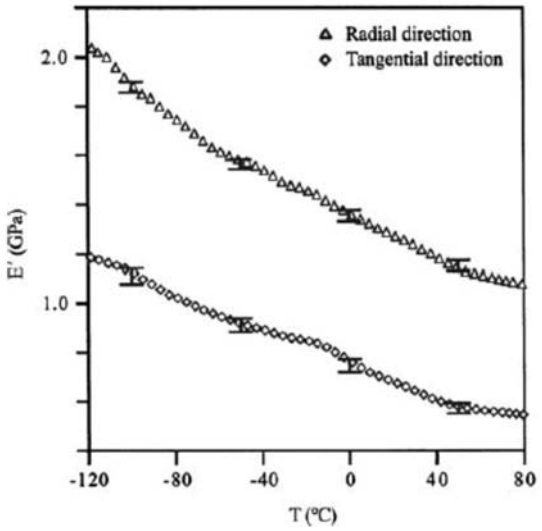


FIGURE 1.18: *Influence de la température sur les modules d'élasticité radial de tangentiel([BAC 01])*

Source:	Nelson				
Group	# of trees	# of boards	MOE (GPa)	UTS (MPa)	Density (kg/m^3)
Least stiff trees	6	39	6.9 (11)	13.4 (11)	501 (8)
Medium stiffness trees	48	378	9.8 (9)	19.8 (22)	483 (11)
Stiffest trees	6	57	12.8 (5)	26.5 (15)	560 (13)

Values in parentheses are coefficients of variation (%)

FIGURE 1.19: *Module d'élasticité (MOE), contrainte à rupture (UTS) et densité de planches dans la direction L ([TSE 00])*

masse volumique pour déduire la raideur.

Ouis [OUI 02] note par contre que les mesures de vitesse du son dépendent de la fréquence d'émission et il doit introduire un module complexe. Kang [KAN 02a] remarque lui une dépendance importante de la vitesse des ondes acoustiques par rapport à la teneur en eau, surtout entre 0 et 30%.

Une attente de la vibro-acoustique concerne la détection de zones contraintes. Mais Sasaki [SAS 01] doit reconnaître qu'en 2001 la méthode n'est pas encore fiable.

1.3.3.3 Autres techniques expérimentales

Sinn [SIN 01] promeut la vidéo-extensométrie qui lui semble plus simple que la corrélation d'images appréciée pour sa vision des déformations locales sur une zone globale.

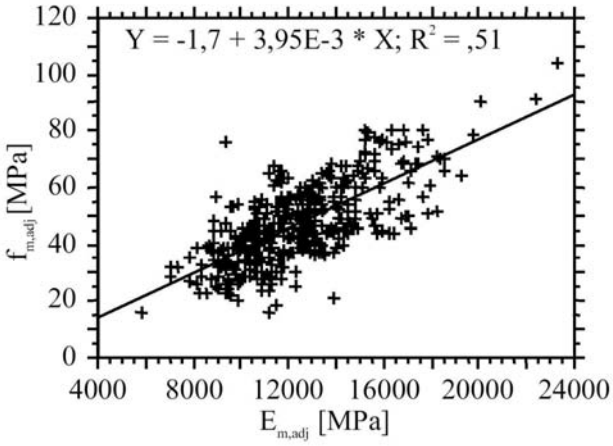


FIGURE 1.20: *Corrélation entre module d'élasticité et contrainte de rupture dans la direction L ([ILI 01])*

Sinn revendique la détection de déformations de 6.10^{-5}. Au laboratoire les mesures et analyses par corrélation d'images donnent la même précision.

La détection de nœuds en volume par tomographie X semble au point selon Oja [OJA 00].

Quand à la mesure de l'angle des micro-fibrilles, elle se fait par rayons X (Gindl [GIN 04], Reiterer [REI 01b]).

1.3.4 Variations spatiales des propriétés

L'hétérogénéité du bois est forte à plusieurs échelles comme mentionné dans la première partie. Aussi de nombreuses études tentent de mettre en évidence les tendances des variations des propriétés mécaniques du bois suivant des variables géométriques.

1.3.4.1 A l'échelle du tronc

Il est tout d'abord naturel d'analyser la dépendance à la distance au cœur.

Bengtsson [BEN] souligne que le bois de cœur est plus sujet au fluage mécano-sorptif et aux déformations de séchage. Aussi il suggère de l'éviter pour tailler des pièces géométriquement stables. De plus, le bois de jeunesse situé autour de la moelle est de bien moins bonne qualité mécanique car constitué de cellules plus courtes.

Selon Machado [MAC 05a], sa résistance et sa raideur sont de plusieurs dizaines de % inférieures à celles du bois adulte. Il énonce même un rapport 2 sur le module d'élasticité, rapport confirmé par Bao [BAO 01] qui suggère donc de couper des arbres plus vieux pour diminuer la proportion de bois de jeunesse. Sur une étude de 20 ans sur le pin maritime, Reuling [REU 05] note également la mauvaise qualité relative du bois de jeunesse.

La plus grande différence entre des zones distinctes d'un même arbre se situe entre le bois de réaction et le bois normal. Le bois de tension peut selon Coutand [COU 04] avoir

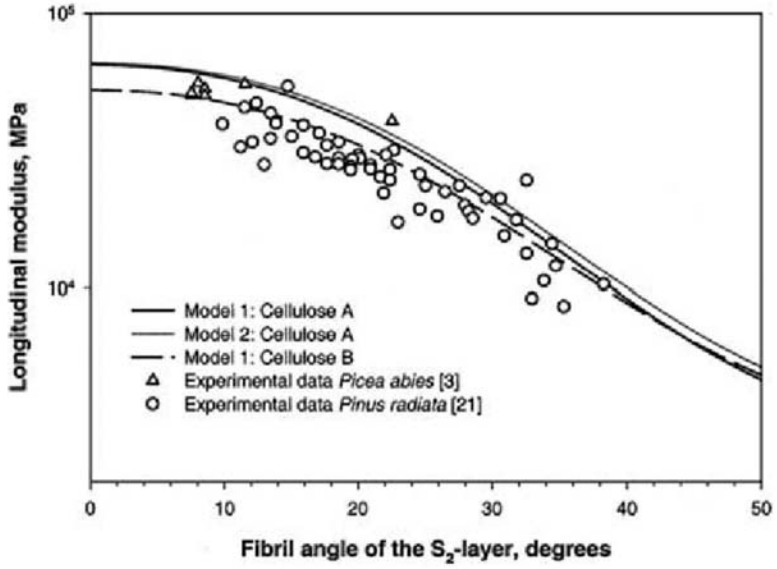


FIGURE 1.21: *Influence de l'inclinaison des microfibrilles sur la rigidité longitudinale ([BER 02])*

un module longitudinal en traction 3 fois supérieur. Yamamoto [YAM 04] explique cette différence par la structure particulière de ce bois.

Bengtsson ([BEN] et [BEN 00]) donne beaucoup d'informations sur les variations de propriétés selon la longueur du tronc, et mentionne un optimum à hauteur d'homme. Pour le pin maritime, Reuling considère que les qualités s'altèrent fortement au delà de 7 m de hauteur.

On a vu sur la figure 1.11 page 17 donnée par Perstorper [PER 01b] que l'angle spiral des fibres peut varier d'un arbre à un autre. Les photos de la figure 1.24 montrent qu'il peut également varier le long d'un même tronc. On y voit les fentes d'une poutre d'une charpente du 19eme siècle. A gauche les fentes fortement inclinées trahissent une inclinaison des fibres d'environ 30°alors que deux mètres plus haut les fentes bien parallèles à la poutre traduisent un enroulement nul.

On peut aussi ajouter que la taille et la forme des cernes varient aussi dans le tronc. On les décrit circulaires et de largeur constante, (figure 1.25a) mais leur épaisseur peut varier fortement d'une année à l'autre et leur courbure peut même s'inverser.(figure 1.25b)

1.3.4.2 A l'échelle des cernes

Les variations des propriétés mécaniques et hydriques sont très importantes au sein des cernes et elles font l'objet d'une grande partie de cette thèse. On en reparle donc dans les parties suivantes.

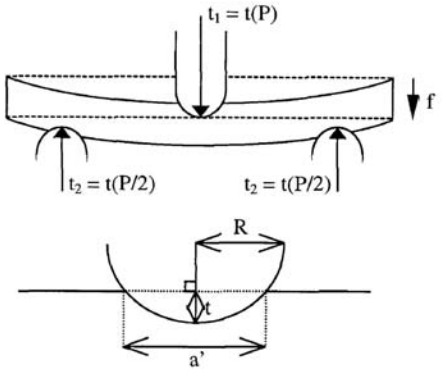


FIGURE 1.22: *Défaut de mesure dû à l'indentation sur les appuis en flexion 3 points ([BRA 02b])*

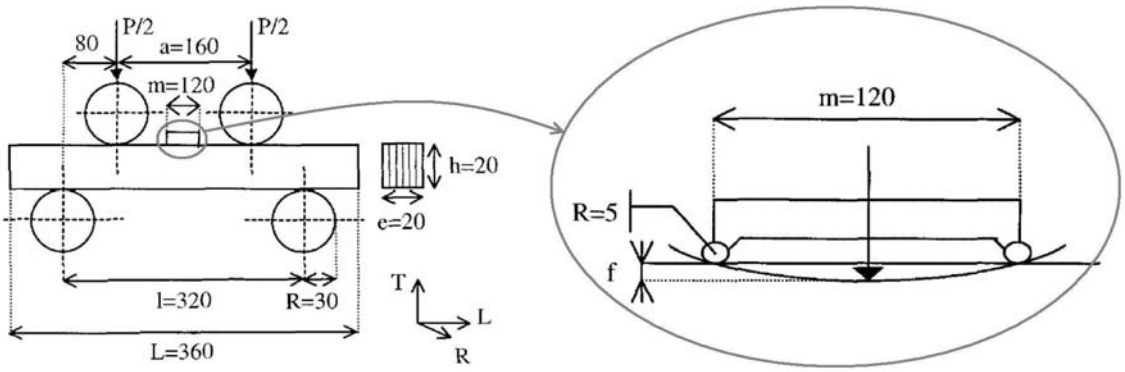
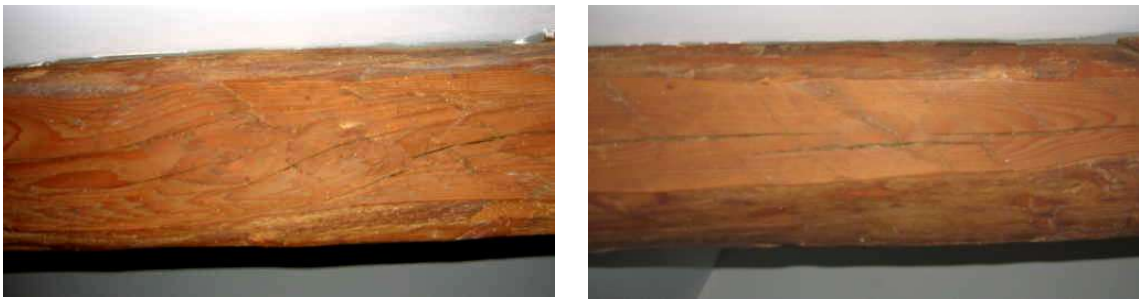


FIGURE 1.23: *Banc d'essai de flexion 4 points ([BRA 02b])*

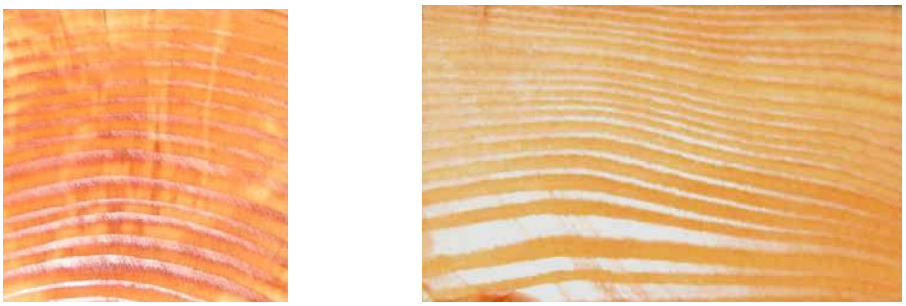
1.4 Conclusion

Les quelques pages qui précèdent montrent à quel point le bois, même limité aux résineux, est tourmenté dans sa structure. La modélisation de tout ou partie de son comportement se heurte donc à sa complexité et surtout à ses disparités naturelles. Néanmoins, ce qui complique la tache du mécanicien écrivant son modèle fait le bonheur de celui qui contemple les meubles, et peut donner du charme au sapin !



a) b)

FIGURE 1.24: *Deux zones fendues d'une même poutre, a : fentes inclinées : fort enroulement des fibres, b : fentes parallèles au tronc : fibres non enroulées*



a) b)

FIGURE 1.25: *Sections dans le plan RT, a : cernes réguliers,circulaires et concentriques, b : cernes de largeur variable, et non circulaires*

FIGURE 1.26: *Planche d'épicéa rabotée : les irrégularités du bois en font sa beauté*

Chapitre 2

Les méthodes d'investigation

Dans ce second chapitre, on mentionne les moyens et les techniques utilisés pour mener à bien cette étude. Les échelles de travail étant très variables, plusieurs dispositifs d'essais ont dû être mis en oeuvre. Pour mesurer les champs de déformation, la méthode souple et universelle de la corrélation d'image a été mise à profit. Le bois étant sensible à l'humidité, et en particulier à ses variations, une enceinte thermo-hydrique régulée a été réalisée.

Sommaire

2.1 Les échelles étudiées 29

2.2 Les techniques d'investigation 29

2.2.1 Comment mesurer les déformations ? 29

2.2.2 La méthode des grilles 30

2.2.3 La corrélation d'images 30

2.2.4 La stéréo corrélation 30

2.2.5 La corrélation simulée 31

2.3 Types d'essais 31

2.3.1 Essais mécaniques 31

2.3.2 Essais hydriques 32

2.4 Moyens techniques utilisés 32

2.4.1 Aux échelles macro et méso 32
2.4.2 A l'échelle micro 33
2.5 La maîtrise des conditions ambiantes 34
2.5.1 Introduction 34
2.5.2 Possibilités et solution choisie 34
2.5.3 La boîte régulée 36
2.5.4 Conclusion 42

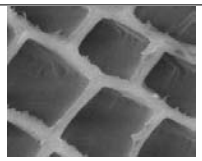
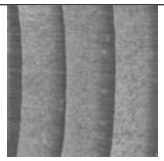
illustration	zone observée	longueur caractéristique	nom de l'échelle
	cellules	10 à 100 μm	**MICRO**
	cernes	1 à 10 mm	**MESO**
	section de poutre	5 à 10 cm	**MACRO**

TABLE 2.1: *Les échelles étudiées*

2.1 Les échelles étudiées

On cherche à comprendre le comportement macroscopique du bois, celui qui entre en jeu dans les constructions en résineux, à partir de sa structure, l'assemblage des cellules, et des propriétés des parois cellulaires. On doit pour cela passer par une échelle intermédiaire, celle des cernes.

Par la suite on se focalise sur le comportement transverse du bois, le comportement longitudinal étant tout de même calculé et vérifié à l'aune des données de la littérature.

2.2 Les techniques d'investigation

2.2.1 Comment mesurer les déformations ?

On a vu dans le premier chapitre que le bois possède un comportement complexe. Que ce soit sous des sollicitations mécaniques ou hydriques, il répond par des déformations qui varient d'une zone à l'autre. Ceci est vrai pour les trois échelles qui nous intéressent. A l'échelle micro, c'est la traduction de l'effet de structure des assemblages de cellules. Lorsqu'on regarde quelques cernes, on constate une forte hétérogénéité. Et à l'échelle macroscopique, c'est l'anisotropie du bois qui se charge de complexifier les champs de déformation.

Dans ces conditions, il est très utile d'avoir accès aux champs de déplacement de zones des éprouvettes. Les méthodes optiques sont donc particulièrement adaptées. Nous allons passer en revue quelques techniques accessibles aujourd'hui aux mécaniciens et nous justifierons notre choix.

2.2.2 La méthode des grilles

C'est une des premières méthode de mesure optique des déformations. Elle consiste à déposer sur l'éprouvette avant l'essai une grille régulière. Celle-ci peut être collée, peinte au pochoir, tamponée... On filme la grille pendant l'essai et on mesure les variations dimensionnelles et angulaires en chaque maille de la grille. On accède ainsi aux champs de déformations de la surface filmée. Le principal défaut de cette méthode vient de la première étape. Dans notre cas, la diversité des échelles d'observations et notamment les petites échelles rendent la réalisation des grilles délicates. On préfèrera la méthode suivante, plus facile à mettre en œuvre.

2.2.3 La corrélation d'images

La méthode est simple dans son principe et souple d'utilisation en pratique. En effet il s'agit de suivre non pas une grille régulière appliquée sur une éprouvette mais un motif aléatoire. L'idée est de subdiviser l'image initiale en une multitude d'imagettes et de les retrouver dans l'image finale. Pour cela il faut déplacer, faire pivoter et déformer les imagettes et lorsque la corrélation entre les niveaux de gris recalculés et ceux de l'image finale est maximale, on en déduit que les déplacements calculés sont ceux de la surface. Le logiciel fait ce travail pour toute la zone d'étude et on obtient ainsi un champ de déplacements.

Pour que la méthode soit performante, les images doivent présenter un motif aléatoire à l'échelle de quelques pixels. Il faut qu'une imagette ne ressemble à aucune autre et en tous cas pas à sa voisine. Avec un peu d'expérience, cette contrainte s'avère facile à satisfaire. C'est la technique qui a été choisie ici pour étudier le bois car sa simplicité d'utilisation permet de l'adapter rapidement aux différents types d'essais et aux différentes échelles de travail.

2.2.4 La stéréo corrélation

Cette technique qui est maitrisée au LaMCoS, permet, grâce à l'association de deux caméras, de détecter des déplacements dans les trois dimensions contre deux pour une seule caméra. Cette capacité peut être fort appréciable pour étudier par exemple le gauchissement d'une planche pendant le séchage ou tout autre phènomène tridimentionnel. Dans le cas des déformations transverses, les déplacements sont plans du fait de la très grande rigidité des résineux dans le sens longitudinal par rapport aux raideurs transverses. Et ceci est vrai même pour des déformations de plusieurs dizaines de pourcents. On constate qu'au cours d'un essai de compression qui voit réduire de moitié la dimension transverse d'une éprouvette, la longueur parrallèle aux fibres ne varie sensiblement pas. Nous n'avons donc pas rencontré d'occasion pour lesquelles cette technique aurait apporté un intérêt.

2.2.5 La corrélation simulée

Il s'agit ici non pas de rechercher dans une image finale où sont passées les imagettes de l'image initiale, mais de simuler une déformation de l'image initiale et de la comparer, en bloc, à l'image finale. Lorsqu'on connaît le type de comportement du matériau, cette technique est très performante et précise. Elle présente aussi l'intérêt de gommer complètement le bruit notamment pour les déformations, puisque les champs de déplacements sont continus et réguliers (issus de calculs par éléments finis) et donc facilement dérivables. Cependant dans le cas de cette étude, le comportement est recherché et donc inconnu à priori. De plus la complexité du comportement, même modélisé, conduirait à ajuster un nombre important de paramètres, et les calculs seraient sans doute longs et délicats à faire converger.

2.3 Types d'essais

2.3.1 Essais mécaniques

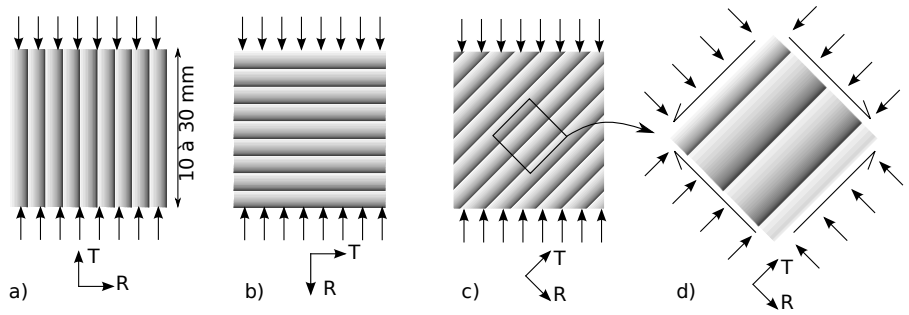


FIGURE 2.1: *Essais de compression tangentielle (a), radiale(b) et à 45 degrés (c). Dans ce dernier cas, on sollicite le cisaillement dans le repère RT (d).*

Nous avons réalisé des essais mécaniques de traction et compression qui sont la base de toute caractérisation d'un matériau. Les résineux étant connus pour leur module de cisaillement transverse très faible devant les raideurs radiales et tangentielles, nous avons également mis en place des essais sollicitant cette faiblesse relative. C'est le cas de l'essai de compression (ou traction) à 45 degrés par rapport à la direction des cernes, illustré dans la figure 2.1 (c). La dernière vignette montre que ce type d'essai peut être vu dans le repère RT comme sollicitant le cisaillement (fig.2.1 (d)). Mais il ne s'agit pas de cisaillement pur car une part de compression (ou traction) dans les directions R et T subsiste.

On a alors mis en place un autre type d'essai dont le principe est décrit par la figure 2.2. Nous le nommerons par la suite essai de cisaillement même si les sollicitations qu'il génère ne sont pas du cisaillement pur dans toute l'éprouvette. En revanche, la zone centrale de chaque échantillon est en cisaillement pur. De plus, les conditions aux limites sont bien connues et facilement modélisables pour les simulations.

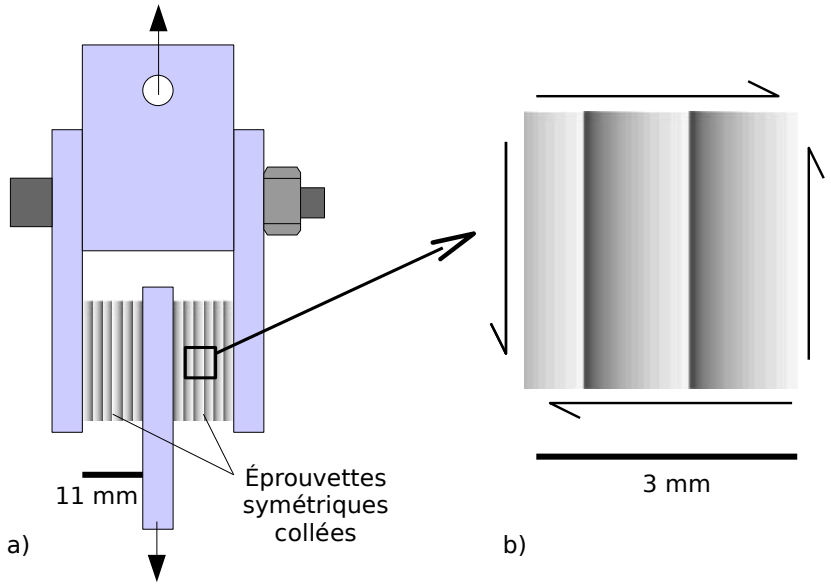


FIGURE 2.2: *Principe de l'essai de cisaillement réalisé : deux éprouvettes symétriques prises en sandwich et collées dans le montage, la zone observée, au centre d'une des deux éprouvettes subit du cisaillement pur*

2.3.2 Essais hydriques

Pour étudier le retrait gonflement du bois, il suffit de filmer une pièce de bois en déséquilibre hydrique avec l'air qui l'entoure. On distingue deux types d'essais :

- ceux pour lesquels les variations d'humidité sont lentes au regard des temps de transfert dans le bois. On a alors une humidité quasi homogène dans les éprouvettes et suivant l'échelle d'étude, on en déduit divers coefficients de retrait-gonflement.
- les essais qui au contraire génèrent un gradient d'humidité dans le bois. Les phénomènes qu'ils génèrent sont alors plus complexes.

2.4 Moyens techniques utilisés

2.4.1 Aux échelles macro et méso

La taille des épouvettes en jeu à ces échelles nous a permis d'utiliser une machine de traction conventionnelle disponible au LaMCoS. Il s'agit d'une presse mécanique de marque Schenk d'une capacité de 250 kN, en photo dans la figure 2.3.

On commande une vitesse de déplacement et c'est l'éprouvette qui impose l'effort par ses contraintes internes. Déplacements et efforts sont relevés régulièrement par l'ordinateur de commande de la machine. Dans nos essais, on se contente en général de récupérer l'effort à chaque prise d'image, les déplacements et déformations étant mesurés par cor-

FIGURE 2.3: *Machine de traction Schenk : presse mécanique d'une capacité de 250 kN*

rélation d'images.

2.4.2 A l'échelle micro

Les cellules des résineux ayant plusieurs dizaines de microns de côté il est aisé de les observer au microscope optique. Cependant, la très faible profondeur de champ de ces appareils a pour conséquence de fortes variations de l'aspect des images pour des déplacements hors plan infimes. On peut donc en tirer des informations qualitatives voire quantitatives à la main, mais toute corrélation d'images automatique semble vouée à l'échec. Pour ces raisons, nous avons recours à la microscopie électronique à balayage (MEB). Cette technique requiert des échantillons conducteurs. On peut pallier la non conductivité du bois par un dépot d'or. Ce dernier a une épaisseur de quelques nanomètres et n'influe sans doute pas sur le comportement mécanique du bois à l'échelle des parois cellulaires. Mais les observations doivent se faire sous un vide très poussé ($P \leq 10^{-8} bar$)qui dessèche le bois à l'extrême. Il semble donc préférable de travailler dans un microscope environnemental (ESEM). On peut y utiliser des matériaux non conducteurs sans dépôt et les observations se font dans une atmosphère humide. Les échantillons de bois sont alors bien moins secs que dans un MEB.

L'ESEM utilisé (fig 2.4) appartient au laboratoire MATEIS de L'INSA de Lyon. L'équipe microscopie a développé une platine de traction montée dans le microscope. La figure 2.5 montre l'appareil qui permet d'écarter deux fourches entre lesquelles on place une éprouvette de traction.

Afin de diversifier les essais comme pour les échelles supérieures, nous avons confectionné des porte-éprouvettes en aluminium (fig 2.6). Pour la traction et le cisaillement les échantillons d'épicéa sont collés au métal avec de la colle epoxide bicomposant (araldite prise progressive).

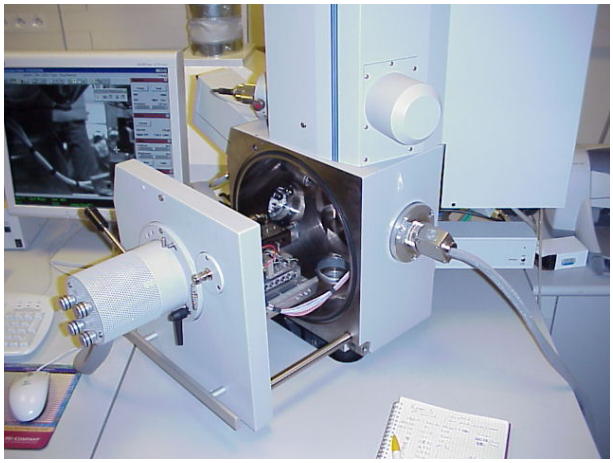


FIGURE 2.4: *ESEM utilisé*

2.5 La maîtrise des conditions ambiantes

2.5.1 Introduction

On l'a vu dans la première partie, les propriétés du bois dépendent sensiblement de l'humidité du matériau. Il est donc souhaitable de maîtriser cette dernière. On peut avoir recours aux méthodes qui suivent.

2.5.2 Possibilités et solution choisie

2.5.2.1 Conditionner les éprouvettes

Une première solution consiste à maintenir le bois dans une enceinte climatisée quelques temps avant les essais. Le temps nécessaire dépend de la taille des éprouvettes et peut aller de quelques heures pour des dimensions de quelques millimètres à plusieurs jours pour des pièces de plusieurs centimètres de côtés. Notons que c'est sutout la dimension dans le sens longitudinal du bois qui compte car les transferts sont bien plus rapides dans cette direction que transversalement.

L' enceinte climatique du laboratoire a été utilisée pour une première caractérisation mécanique de l'épicéa et du peuplier. La campagne d'essais a été réalisée par un étudiant insalien, Benoît Callet. Lors de ces essais, les éprouvettes de 5 millimètres d'épaisseur dans la direction longitudinale étaient transportées dans une boîte hermétique depuis l'enceinte de conditionnement jusqu'à la salle d'essais. Ils sont sortis seulement pour les manipulations : mouchetis, mesure, mise en place et essai de traction. Des pesées avant et après les opérations révèlent que l'humidité dans les éprouvettes varie parfois fortement passant par exemple de 12% à 9%. La variation est en fait d'autant plus grande que le bois est en déséquilibre hydrique avec l'air ambiant. Cette méthode doit donc être réservée à des éprouvettes à humidité proche de celle d'équilibre dans les conditions d'essai ou à des

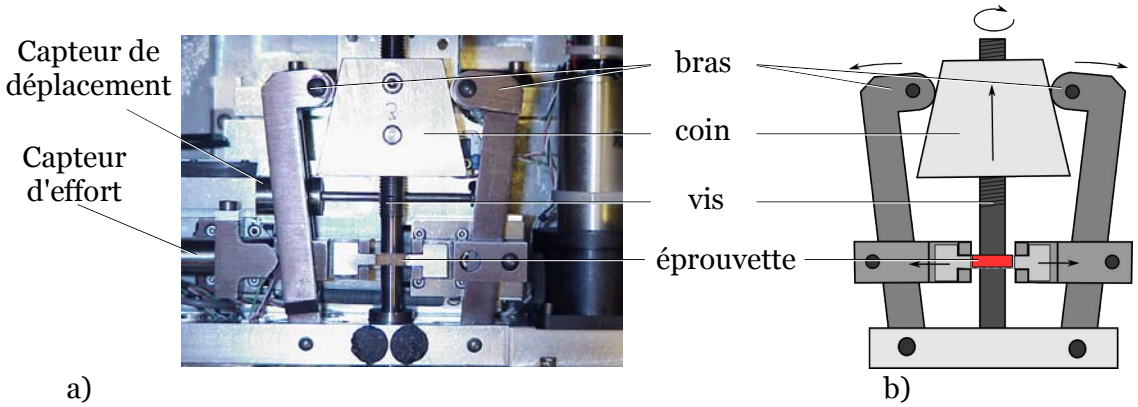


FIGURE 2.5: *Photo de la platine de traction de l'ESEM (a) et son schéma de principe (b). Un moteur entraîne la rotation d'une vis qui déplace un coin ouvrant symétriquement deux bras qui tirent sur l'éprouvette.*

pièces de taille suffisante pour que les variations d'humidité soient négligeables. Dans ce dernier cas, il faut garder à l'esprit que les variations d'humidité dans le bois sont à l'origine de déformations importantes de retrait-gonflement. Ceci est d'autant plus critique que l'on mesure les déformations en surface (par corrélation d'images par exemple) car c'est là que les variations d'humidité sont les plus rapides.

2.5.2.2 Travailler dans une pièce climatisée

La machine sur laquelle nous comptons faire des essais mécaniques se trouve dans une grande pièce non isolée et très passante. Les conditions climatiques y sont très variables et l'humidité peut par exemple passer de 40% à 20% en quelques heures. Climatiser la pièce n'étant ici pas envisageable, une autre solution peut consister à utiliser une machine d'essai plus petite, portative, à l'intérieur de l'enceinte climatique, à l'image de ce qui est fait dans l'ESEM mais à plus grande échelle. Cette solution n'a pas été retenue car aucune machine disponible n'était adaptée.

2.5.2.3 Climatiser la zone de travail

C'est la solution que nous avons adoptée. Il s'agit de réaliser une boîte climatisée qui entoure non pas la machine complète mais seulement l'éprouvette. La partie suivante détaille cette solution.

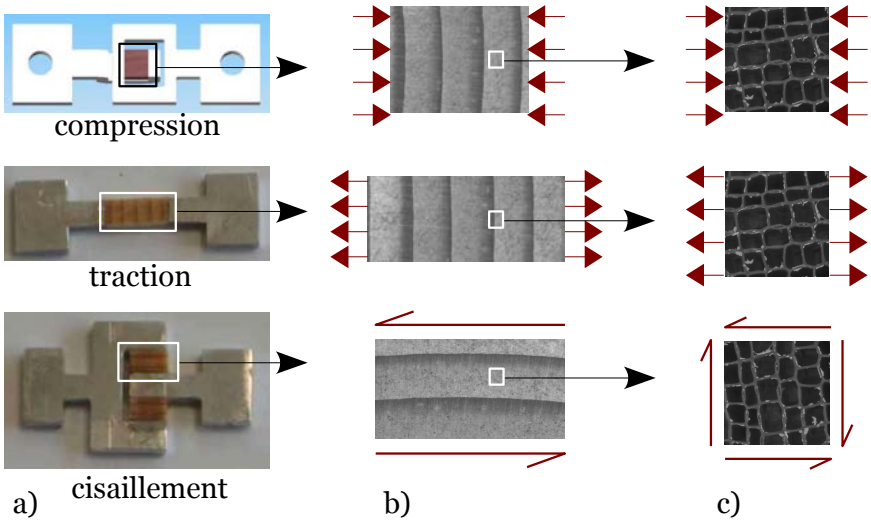


FIGURE 2.6: *Eprouvettes utilisées dans l'ESEM pour la compression, la traction et le cisaillement : a) éprouvettes complètes avec les accrochages en aluminium, b) parties en bois et sollicitations globales, c) zones observées et sollicitations locales*

2.5.3 La boîte régulée

2.5.3.1 Un peu de thermodynamique

Il faut avant de parler d'humidité distinguer celle du bois et celle de l'air. C'est la première qui influe sur le comportement du matériau mais elle est dictée par la seconde. On notera μ le taux d'humidité du bois. Il est donné par la formule 2.1.

$$\mu = \frac{m_h - m_s}{m_s} \tag{2.1}$$

m_h masse du bois (humide)

m_s masse sèche du bois

Ce taux d'humidité est nul lorsque une pièce de bois est passée au four pendant plusieurs heures et peut dépasser 100% dans du bois fraichement abattu.

En ce qui concerne l'air, on peut distinguer deux types d'humidité :

– l'humidité absolue :

$$\mu = \frac{m_{eau}}{V_{total}} \tag{2.2}$$

m_{eau} masse de vapeur d'eau dans le volume d'air considéré V_{total}

– l'humidité relative :

$$HR = \frac{m_{vap}}{m_{sat}} \tag{2.3}$$

m_{vap} masse de vapeur d'eau

$m_{sat}(T)$ masse de vapeur d'eau à saturation pour une la température T

Cette définition se rencontre plus généralement en fonction des pressions partielles d'eau :

$$HR = \frac{P_{vap}}{P_{sat}} \tag{2.4}$$

P_{vap} pression de vapeur d'eau

$P_{sat}(T)$ pression de vapeur saturante de l'eau à la température T

On constate que pour l'humidité relative, la température de l'air est un paramètre déterminant. En effet, plus l'air est chaud plus il peut contenir de vapeur d'eau sans que celle-ci se condense. L'agitation thermique rend en effet plus difficile l'agglomération des molécules en gouttellettes. Ainsi si on élève la température dans une pièce complètement hermétique, alors la quantité de vapeur d'eau ne change pas, l'humidité absolue non plus, mais l'humidité relative, elle, baisse. Or c'est avec cette dernière grandeur physique que le bois tend en permanence à équilibrer son taux d'humidité. L'équilibre ne correspond pas à une égalité entre le taux d'humidité du bois et l'humidité relative de l'air mais à une relation qui dépend des essences. Approximativement, un bois laissé suffisament longtemps dans une atmosphère très humide ($HR = 98\%$) aura un taux d'humidité voisin de 30%. Il sera complètement sec ($\mu = 0\%$) dans un air parfaitement sec ($HR = 0\%$). Entre ses deux extrémités, l'équilibre dépend aussi de la température de l'air.

Il faut donc maîtriser la température et l'humidité relative de l'air pour fixer la teneur en eau du bois. La température de l'air est simple à réguler, mais pour ce qui est de l'humidité de l'air, encore faut-il commencer par la mesurer. Il existe pour cela différents types de capteurs dont le prix augmente avec la précision. Certains capteurs utilisent le retrait gonflement d'un matériau sensible à l'humidité pour faire varier la capacité d'un condensateur. C'est la version moderne de l'hygromètre à cheveu connu depuis plus de deux siècles. Les plus sophistiqués recherchent la température du point de rosée - celle en dessous de laquelle la vapeur se condense - grâce à un miroir refroidi jusqu'à se couvrir de buée. C'est là encore la modernisation d'appareils du 19ème siècle, les hygromètres de Daniell ou de Regnault.

On peut enfin prendre dans le passé l'idée du psychromètre. Le principe est de mesurer d'une part la température de l'air et d'autre part celle d'un textile humide mis dans un courant de l'air à caractériser. L'évaporation de l'eau étant endothermique, le textile refroidit. Or plus l'air est sec, plus le taux d'évaporation sera grand et par conséquence, plus le tissu sera froid. La différence de température ainsi obtenue dépend de la vitesse de ventilation, mais dans des conditions stables, la mesure est précise et fiable. Par contre, pour de l'air très humide, la différence de température tend vers zéro et l'évaluation de l'humidité relative perd en précision.

Sachant mesurer l'humidité, comment la modifier ou tout du moins la stabiliser ?

L'utilisation d'eau liquide semble incontournable car c'est une réserve d'humidité. Mais si on se contente de laisser une réserve d'eau pure dans une enceinte hermétique à

température constante (inférieure à 100°C) alors l'humidité relative va s'équilibrer à près de 100%. Par contre si on introduit des sels dans l'eau, la pression de vapeur saturante à la surface de la solution obtenue diminue et l'humidité d'équilibre sera plus faible. Cette méthode est couramment utilisée. Diverses solutions salines sont disponibles suivant le taux d'humidité qu'on veut maintenir. On peut également abaisser la pression de vapeur saturante à la surface de l'eau en abaissant sa température. On peut donc réguler l'humidité d'une enceinte en y plaçant de l'eau plus froide que l'air. C'est cette technique que nous avons exploitée pour notre enceinte.

2.5.3.2 Principe de l'enceinte régulée

La figure 2.7 montre l'enceinte climatisée en place dans la machine d'essai. Un ventilateur fait circuler l'air dans la boîte. L'air passe d'abord à la surface de l'eau froide. Il se charge ou se décharge alors en vapeur d'eau. Puis il passe dans les ailettes de la résistance chauffante et enfin dans un tube contenant les thermomètres sec et humide. La réserve d'eau est réalisée en aluminium, choisi pour sa bonne conductivité thermique. Elle est refroidie par conduction par une plaque à effet Peltier, elle-même refroidie par un radiateur ventilé.

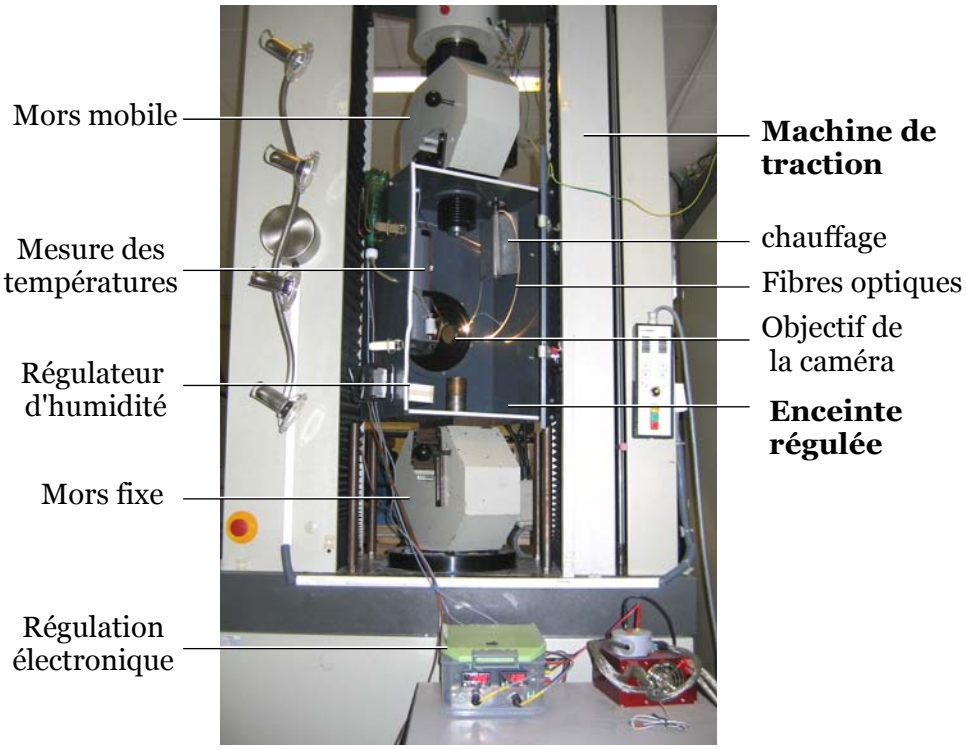


FIGURE 2.7: *Enceinte régulée en température et humidité montée dans la presse*

On établit une relation entre la température de l'eau dans la réserve, la température

de l'air et l'humidité relative qui en résulte. A la surface de l'eau, la pression partielle de vapeur d'eau est égale à la pression de vapeur saturante à la température de l'eau. La pression de vapeur saturante est approchée moyennant certaines hypothèses (gaz parfait...) par la formule suivante :

$$\ln\left(\frac{P_{sat}(T)}{P_0}\right) = \frac{M.L_v}{R}\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right) \tag{2.5}$$

avec

P_0 pression totale, $1,013\ bar$

$P_{sat}(T)$ pression de vapeur saturante à la température, dans l'unité de la pression totale

M masse molaire de l'eau : $0.018\ kg.mol^{-1}$

L_v chaleur latente de vaporisation : $2,26.10^6\ J.kg^{-1}$

R constante des gaz parfaits : $8,314\ J.K^{-1}.mol^{-1}$

T_0 température d'ébullition de l'eau à P_0 : $373\ K$

T température de la vapeur en K

Dès lors, à la surface de l'eau, de température T_{eau}, la pression de vapeur est égale à la pression de vapeur saturante à T_{eau}. Si on suppose que la ventilation est suffisamment efficace et la surface de la reserve d'eau assez grande, on condidère que cette pression est aussi la pression de vapeur dans toute la boîte, P_{vap} :

$$P_{vap} = P_{sat}(T_{eau}) = P_0.e^{\frac{M.L_v}{R}\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T_{eau}}\right)} \tag{2.6}$$

la pression de vapeur saturante à la température de l'air dans la boîte T étant :

$$P_{sat}(T) = P_0.e^{\frac{M.L_v}{R}\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)} \tag{2.7}$$

On calcule alors l'humidité relative supposée atteinte dans la boîte grâce à la définition donnée dans la formule 2.4.

$$HR(T, T_{eau}) = \frac{P_{vap}}{P_{sat}} = e^{\frac{M.L_v}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{eau}}\right)} \tag{2.8}$$

Cette équation donne une humidité de 100% si l'eau est à la même température que l'air, ce qu'on vérifie quasiment dans la pratique. On voit aussi qu'il faudrait refroidir à très basse température pour obtenir une atmosphère sèche. Ce n'est pas ici notre but. Si on souhaite par exemple stabiliser le bois aux alentours de 12% d'humidité, pour une température dans l'enceinte de 25°C, il faut maintenir une humidité relative de l'air à 65%. Dans ce cas l'équation 2.8 dicte une température de l'eau de 17,6°C.

Ce raisonnement suggère donc d'asservir la température de l'eau. Cependant, l'équation 2.8 repose sur la supposition que les échanges d'humidité sont intenses à la surface de l'eau. Il faut pour cela prévoir un réservoir de grande surface donc emcombrant et une forte ventillation. Mais dans ce cas, on n'échange pas seulement de l'humidité mais aussi

de la chaleur. On refroidit l'air à la surface de l'eau pour le réchauffer avec la résistance. On consomme beaucoup d'énergie, surtout si la boîte doit servir de conditionnement pour des éprouvettes pendant de longues périodes.

Or il suffit non pas de réguler la température de l'eau mais la température humide de l'air. Ainsi si la température sèche est maintenue constante, une température humide constante aussi assurera une humidité relative stable. On peut utiliser un diagramme psychrométrique pour choisir judicieusement la consigne de température humide.

Dans la pratique, on a deux boucles d'asservissement. La première commande la résistance chauffante. Si la température sèche dans la boîte est inférieure à la consigne, on chauffe plus. L'asservissement est de type proportionnel. La seconde qui régule la plaque à effet Peltier est très proche de la première. Il faut cependant ajouter un inverseur. En effet, si la température humide est plus faible que la consigne, alors l'air est trop sec et il faut laisser l'eau se réchauffer un peu et donc faire moins fonctionner la plaque.

2.5.3.3 Performances de la régulation

La boîte réalisée a été testée et présente un comportement très satisfaisant. Lors des essais mécaniques les températures séche et humide sont stables à 0,1°C près, et l'humidité relative de l'air ne varie pas de plus de 0,5%. En cas d'ouverture de l'enceinte, l'humidité chute alors rapidement. Une fois refermée, la remontée se fait à une vitesse d'environ 1% d'humidité par minute. Cette faculté de faire des variations d'humidité peut être utilisée pour créer des sollicitations hydriques maitrisées.

Pour finir il faut connaître la relation entre la température humide affichée et l'humidité relative. Cette correspondance dépend de la vitesse de l'air autour du thermomètre humide. On l'approxime par la formule qui suit où le coefficient k dépend de la vitesse de ventilation.

$$HR \approx 100 - k(T_s - T_h) \tag{2.9}$$

T_s température sèche en K

T_h température humide en K

Pour calibrer la relation 2.9, nous effectuons une mesure avec un hygromètre capacitif. La figure 2.8 montre le résultat de l'essai et la courbe théorique ajustée.

Pour finir, voici quelques remarques sur l'enceinte :

- on ne peut travailler qu'à une température supérieure à celle que règne dans la salle d'essai. Il faut en tenir compte et prévoir la température maximale atteinte pendant une campagne d'essais parfois longue (après-midi, été...).
- La boîte étant peu isolée, on ne peut pas dépasser la température ambiante de plus de 10 degrés.
- Avec le dispositif de refroidissement actuel, on ne descend pas en dessous de 50% d'humidité relative avec de l'eau dans la réserve réfrigérée. Pour travailler dans des conditions plus sèches, on peut remplacer l'eau par une solution saline. La régulation s'adaptera d'elle même. L'humidité maximale atteinte se trouve par contre diminuée.

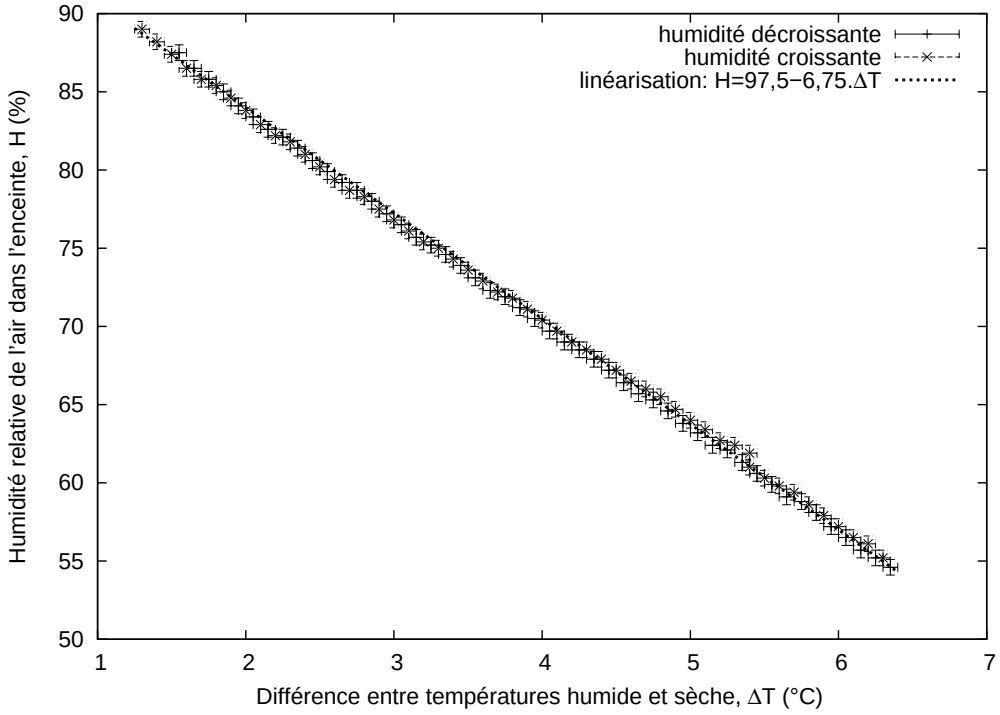


FIGURE 2.8: *Calibration de l'enceinte à 25°C calage d'une loi reliant la différence entre les températures sèche et humide mesurées par la régulation et l'humidité relative mesurée dans la zone de l'éprouvette*

- Un autre moyen de régulation de l'humidité peut être utilisé et a été testé. Il est plus simple et consomme très peu d'énergie. Les salles de travail sont en général assez sèches (humidité relative de l'ordre de 20 à 40%). Il suffit alors de placer une reserve d'eau dans la boîte et de contrôler avec un ventilateur ou une trappe un faible échange d'air avec l'extérieur. On régule ainsi l'enceinte dans une large gamme d'humidité.
- Pour ces variantes de régulation et à 25°C, la relation entre humidité et ΔT indiquée sur la figure 2.8, reste une bonne indication. Cependant, il est prudent de placer l'hygromètre capacitif dans la zone de travail pour vérifier qu'un courant d'air sec ne circule pas dans cette zone, ou qu'un éclairage trop puissant n'y échauffe pas l'air localement, abaissant ainsi l'humidité relative.

2.5.4 Conclusion

Le matériel du laboratoire et l'enceinte réalisée pour cette étude du bois ont permis de réaliser des essais pour lesquels on s'affranchit des couplages entre les comportements hydrique et mécanique. On peut alors dire que les déformations observées dans les chapitres qui suivent sont bien dues aux seules sollicitation mécaniques. Plusieurs expériences nous ont montré que les variations d'humidité du bois entrainaient des déformations non négligeables par rapport à celles dues aux sollicitations mécaniques. Et ce à des échelles de temps proches de celles des essais.

Enfin, le comportement du bois dépend très sensiblement de son taux d'humidité, même si celui-ci est stable. On s'efforce donc par la suite à travailler avec du bois contenant environ 12% d'humidité. On utilise alors l'enceinte à 25°C et 65% d'humidité relative. Les correspondances indicatives entre humidité de l'air et du bois sont données dans la figure 2.9. Les éprouvettes sont alors placées dans l'enceinte, sur la machine de traction, la veille des essais, et on vérifie que les éprouvettes ne "travaillent" plus avant de commencer l'expérience.

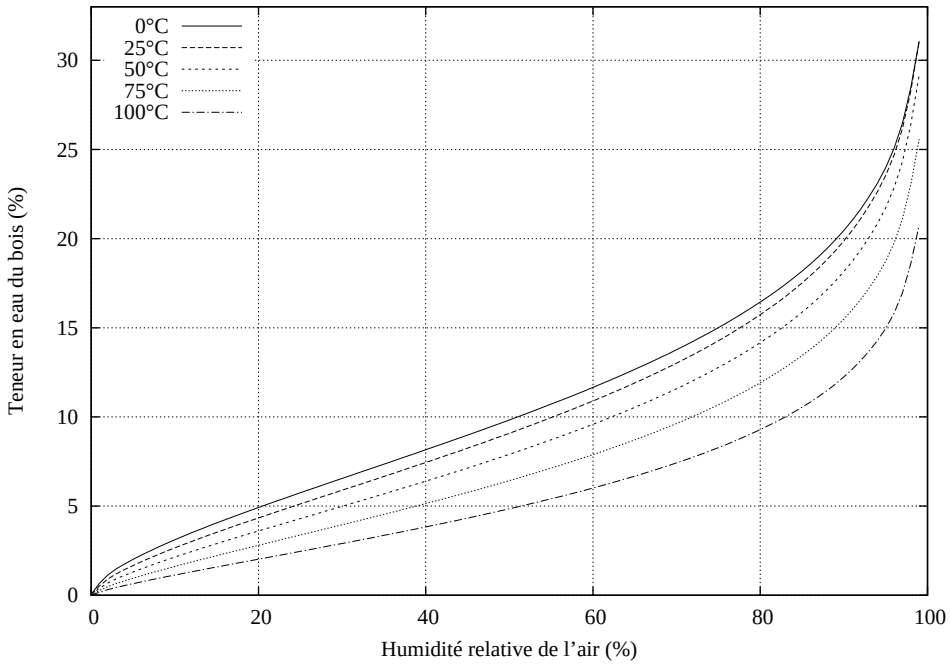


FIGURE 2.9: *courbes d'équilibre hygroscopique du bois : taux d'humidité dans le bois en fonction de l'humidité relative et la température de l'air*

Chapitre 3

Modélisation géométrique et mécanique des résineux

Dans ce chapitre on décrit le modèle choisi pour calculer les propriétés élastiques locales dans les cernes à partir d'une morphologie idéalisée des cellules et des propriétés mécaniques de leurs parois. On s'appuie pour ses dernières sur les valeurs données dans la littérature. Pour les échelles des cellules, des cernes ou de sections de poutres, des observations morphologiques et du comportement viennent appuyer la modélisation.

Sommaire

3.1 Démarche suivie 45

3.2 Observation de la géométrie et de la cinématique 45

3.2.1 Echelle macroscopique 45

3.2.2 Les cernes 46

3.2.3 Les cellules 52

3.2.4 Les parois cellulaires 55

3.2.5 Modèle mécanique des parois cellulaires 55

3.3 Modèles géométrique et mécanique des cellules 62

3.3.1 Modèle géométrique 62

3.3.2 Modèle géométrique du cerne 64

3.3.3 Calcul mécanique du comportement des cellules 68
3.4 Passage aux grandeurs moyennes, homogénéisation 71
3.4.1 Découpage des cernes 71
3.4.2 Obtention des modules moyens 73
3.4.3 Application aux deux exemples 73
3.5 Conclusion sur les modèles 74

3.1 Démarche suivie

On souhaite comprendre le comportement transverse particulier des résineux. Le but est d'expliquer d'une part l'anisotropie macroscopique, mais aussi la variabilité entre essences et entre échantillons d'un même arbre. On va pour cela traiter le cas d'un épicéa français. On part d'observations à l'échelle macroscopique puis on descend dans les échelles inférieures tant que cela semble nécessaire pour la compréhension des particularités citées ci-dessus. On cherche en particulier à relier les propriétés mécaniques transverses à des grandeurs facilement observables et mesurables. Notons qu'on se restreint dans cette étude au bois parfait, c'est-à-dire que les défauts macroscopiques tels que les noeuds, ou les zones particulières telles que le bois de réaction ne sont pas traités.

Notons également que le modèle qui suit est valable pour les résineux dans la mesure où les cellules y sont localement de taille peu variable. Les feuillus demanderaient un traitement différent à l'échelle cellulaire, le reste de la démarche restant valable.

3.2 Observation de la géométrie et de la cinématique

3.2.1 Echelle macroscopique

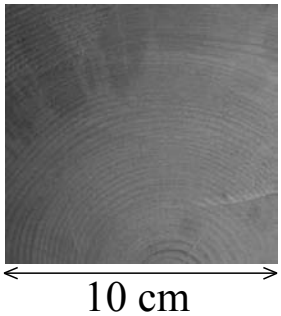


FIGURE 3.1: *Echantillon type pour l'échelle macroscopique : la section carrée d'un chevron de 100 mm de côté*

Cette échelle est celle des éléments de construction, mais pris dans leur section transverse puisqu'on étudie le plan RT (figure 3.1). A ce niveau, le bois apparaît comme un matériau continu mais dont on devine une structure hétérogène par la visualisation des cernes. On peut mesurer la densité et la largeur moyenne des cernes. Même pour le seul épicéa français, la largeur des cernes peut varier fortement. Nos observations nous ont permis de mesurer des largeurs inférieures au millimètre et d'autres de près d'un centimètre. Quand à la densité, elle varie d'une essence à l'autre. Le tableau 3.1 donne des valeurs de densité pour différentes essences de résineux rassemblées dans les livres de Natterer et al [NAT 05] et de Guitard [GUI 87]. On observe une grande disparité suivant les sous espèces et les origines géographiques. Même si on observe une tendance à l'augmentation

essence	densité ([NAT 05])	densité ([GUI 87])
épicéa	0.43-0.47	0.36-0.50
sapin blanc	0.43-0.48	0.31-0.34
douglas	0.51-0.58	0.38-0.48
pin	0.51-0.55	0.40-0.58

TABLE 3.1: *Densité de différentes essences communes de résineux (secs à l'air) dans les livres de Natterer et al [NAT 05] et de Guitard [GUI 87]*

de la raideur transverse avec celle de la densité, ces deux données macroscopiques n'ont pas la capacité d'expliquer la complexité connue du comportement élastique transverse.

Le comportement élastique macroscopique transverse des résineux se retrouve dans la figure 3.2 qui représente un essai de compression sur un morceau de chevron. Celui-ci a une section de 40 par 80 mm et une longueur de 50 mm dans le sens longitudinal . On y voit les cernes concentriques d'une largeur de 1 à 2 mm et l'éprouvette mouchetée pour faciliter la corrélation d'images. La vignette c) présente les déformations ε_{22} dans la direction du chargement. On en tire deux constats :

- D'une part les déformations sont très hétérogènes dans la section. En effet elles sont environ dix fois supérieures dans la zone bleue (B) que dans la zone rouge (R). Autour de ces zones, les déformations prennent des valeurs intermédiaires qui varient de façon progressive. Cette hétérogénéité de raideur apparente est en fait due à l'orthotropie cylindrique bien connue des résineux, et notamment au faible module de cisaillement transverse. Ainsi la zone la moins déformée ici est celle qui est soumise à une sollicitation tangentielle. Au contraire, la zone chargée à 45 degrés par rapport aux cernes est la plus déformée.
- D'autre part, le champ de déformation fait ressortir les cernes. On devine ainsi que ces derniers n'ont pas tous les mêmes propriétés et que les déformations ne sont pas homogènes en leur sein.

Les affirmations précédentes poussent naturellement à descendre à l'échelle des cernes.

3.2.2 Les cernes

L'observation des cernes donne lieu à plusieurs constats :

- Dans une première approximation ceux-ci sont circulaires et concentriques même si la figure 1.25 page 25 du premier chapitre montre que cette affirmation est parfois éloignée de la réalité.
- La largeur des cernes varie fortement d'une essence à l'autre mais aussi d'une année sur l'autre au sein d'une même planche.
- Il en va de même de la densité moyenne par cerne comme l'illustre la figure 3.3 qui montre la densité pesée sur onzes cernes successifs d'une même tranche de planche d'épicéa de Haute-loire.

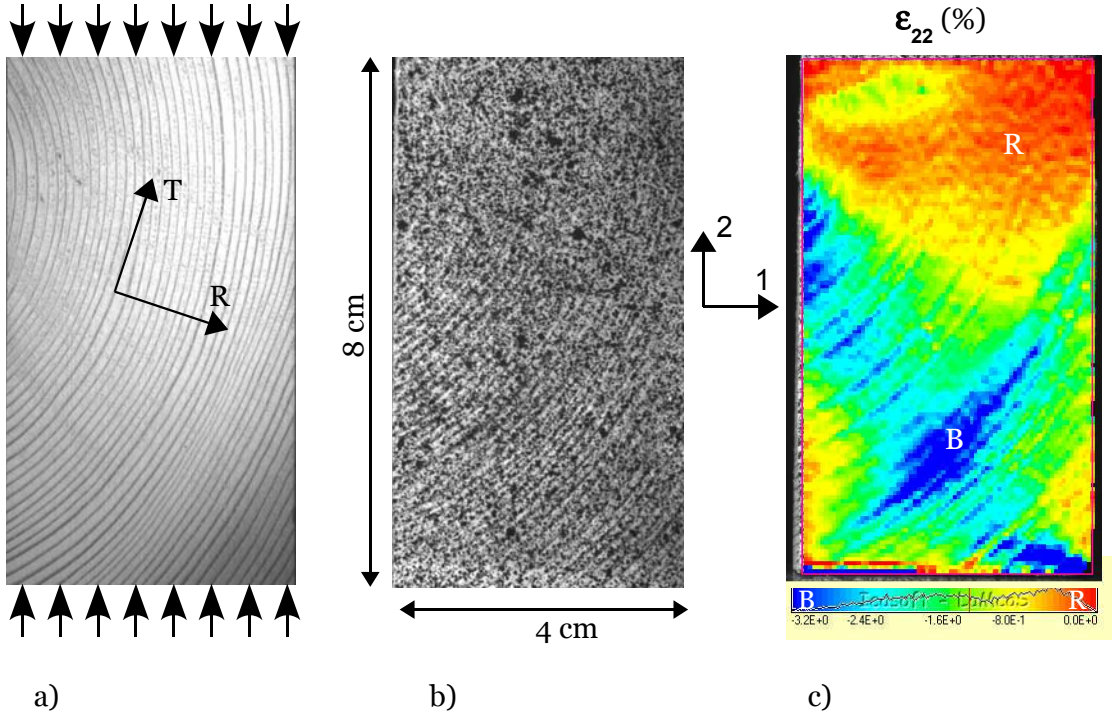


FIGURE 3.2: *Essai de compression sur un morceau de chevron. a) et b) : section transverse sans et avec le mouchetis, c) champ de déformation dans la direction du chargement (2). Le comportement apparaît hétérogène à l'échelle du chevron (zones à déformations très différentes) et à l'échelle des cernes.*

D'autres mesures montrent que les variations morphologiques sont bien plus faibles dans les directions longitudinales et tangentielles. On les supposera indépendantes de cette direction dans notre modélisation.

Si on observe de près un cerne fin (1mm), on voit apparaître la structure cellulaire du bois. La figure 3.4 montre également que cette structure varie fortement entre le bois de printemps et le bois d'été. A cette échelle, il devient difficile de peser des sous parties des cernes pour en déduire la densité locale. On peut par contre mesurer par des traitements d'image la fraction surfacique de matière. En supposant l'invariance de la structure dans le sens longitudinale, cette valeur représente aussi la fraction volumique de matière et on l'appellera par la suite **densité relative**. L'approximation précédente repose sur les hypothèses suivantes :

- On néglige la masse des rayons ligneux. Ceci est très acceptable pour l'épicéa dans lequels ils ne représentent que deux pourcent environ du volume total. Ce chiffre est avancé par Gachet ([GAC 03]) et est corroboré par nos observations au tomographe (entre 1 et 2% en volume).
- On suppose que la densité locale est sensiblement invariante dans le sens longitudi-

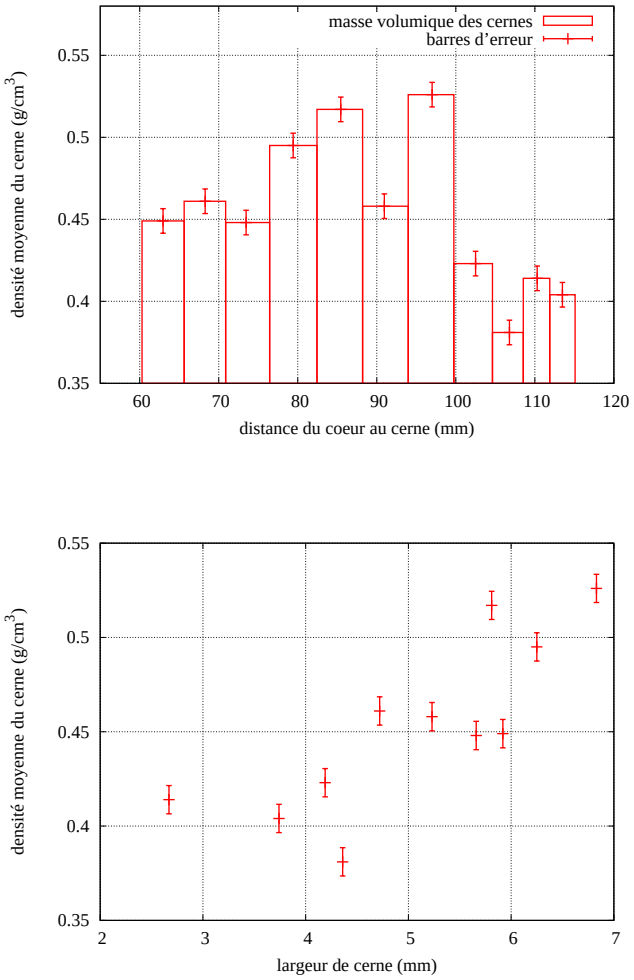


FIGURE 3.3: *haut : Densité moyenne de plusieurs cernes d'épicéa : les onzes valeurs correspondent à la masse volumique de cernes découpés dans une tranche de 10 mm d'une planche d'épicéa de Haute-Loire. L'humidité du bois est d'environ* 6%. *La largeur des colonnes traduit la largeur des cernes. bas : Densité des cernes d'épicéa en fonction de leur largeur. Contrairement à ce qu'on attend habituellement, la masse volumique est ici supérieure dans les cernes les plus larges*

nal. Des observations par tomographie montrent que cette hypothèse se vérifie, au moins sur une distance de l'ordre de la largeur de cerne. Les pesées sur plusieurs cernes suggèrent que cela reste vrai sur des longueurs bien plus grandes (quelques dizaines de largeurs de cerne).

– Cela suppose enfin de négliger le fait que la densité relative (et donc la densité) est un peu supérieure dans les aboutements entre les cellules. C'est semble-t-il l'approximation la plus forte, mais elle reste acceptable pour notre étude. En effet nos observations et notamment par tomographie permettent d'estimer que ces zones de chevauchement inter cellulaire occupent 10 à 20% du volume et que la densité y est supérieure d'environ 50%. L'erreur sur le calcul de la masse volumique locale à partir de la fraction surfacique de matière est donc de l'ordre de 5 à 10%.

Le calcul de la masse volumique à partir de l'observation géométrique suppose de connaître la masse volumique des parois cellulaires. Celle-ci sera prise égale à $1,5g/cm^3$ dans toute la suite. On adopte les notations suivantes :

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_s} \tag{3.1}$$

ρ_s masse volumique des parois cellulaires : $1,5g.cm^{-3}$

ρ masse volumique locale en $g.cm^{-3}$

μ densité relative, ou fraction volumique de matière =1-porosité (sans unité)

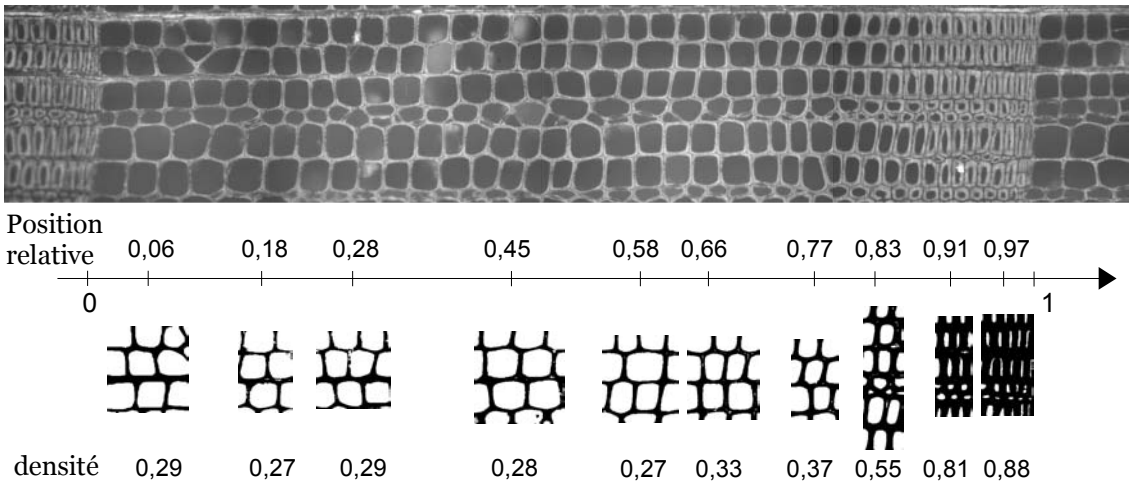


FIGURE 3.4: *Densité relative locale le long d'un cerne d'épicéa : inférieure à 0,3 dans le bois de printemps (à gauche), elle peut approcher 1 dans le bois d'été (à droite).*

En ce qui concerne le comportement mécanique, on a vu sur la figure 3.2 qu'il semblait hétérogène à l'échelle du cerne. Ceci se confirme lorsqu'on mesure le champ de déformation sur seulement quelques cernes lors d'un essai de cisaillement. Ce type d'essai, décrit par la figure 2.2 page 32 a l'avantage de s'accompagner de déformations importantes facilement mesurables par corrélation d'images, même dans le domaine élastique.

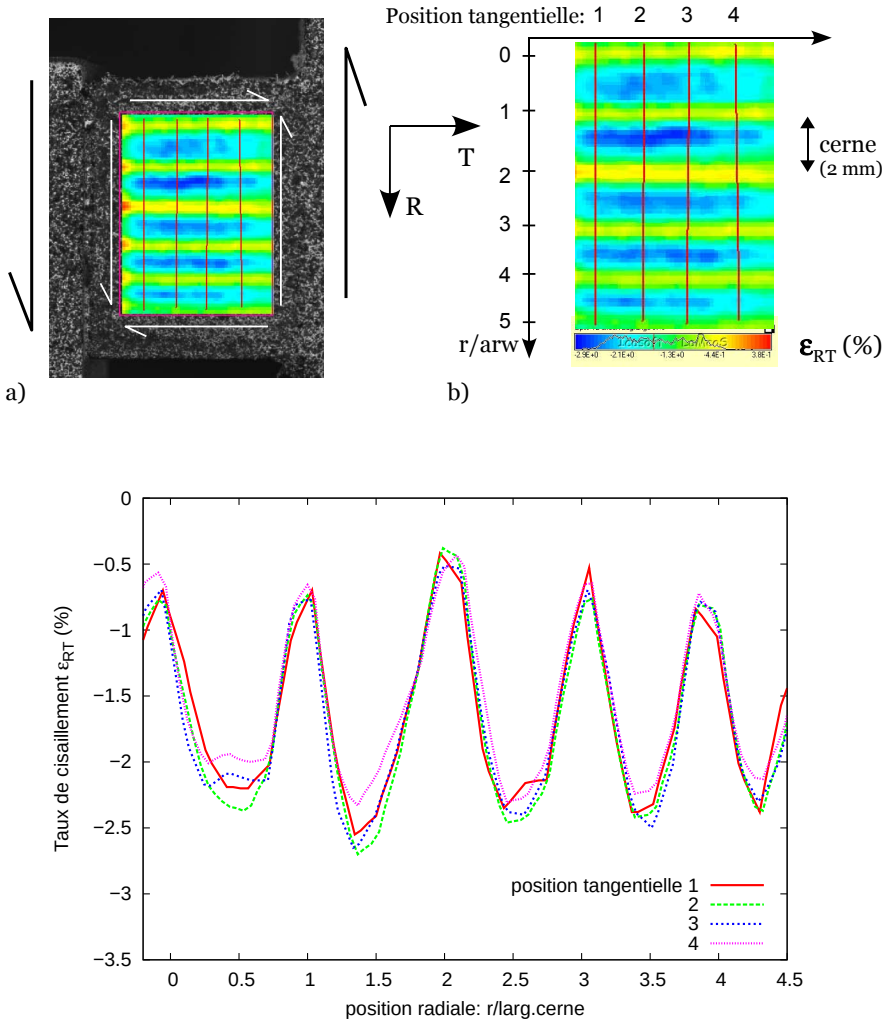


FIGURE 3.5: *haut* : *Champ de déformation d'une éprouvette cisaillée faisant apparaître les cernes* , *bas* : *variations dans les directions radiales et tangentielles de la déformation*

La figure 3.5 montre les résultats qualitatifs d'une telle observation. On y voit le champ de déformation de cisaillement ε_{RT} dans la partie centrale d'une éprouvette (figure 3.5 haut). Ce champ relevé sur quatre lignes radiales numérotées 1 à 4 en fonction de leur position tangentielle est reporté sur le graphe de la figure 3.5 bas. Les interprétations de ces courbes sont les suivantes :

- Les déformations varient fortement avec la position radiale. La relative périodicité des courbes correspond à celles des cernes et les déformations sont maximales dans les bois de printemps et minimales dans les bois d'été.
- Les cernes ont un comportement similaire mais qui varie dans son amplitude.
- Le comportement dépend assez peu de la position tangentielle.

Il est rassurant de constater que la morphologie, à cette échelle caractérisée par la densité locale, et les propriétés mécaniques ont les mêmes types de variations et d'invariances à l'intérieur du cerne. Concernant les écarts entre cernes, on peut les justifier comme suit :

- D'une part on constate des différences d'une année à l'autre de densités du bois de printemps et du bois d'été.
- D'autre part la proportion de ces deux bois varie d'un an à l'autre. La figure 3.6 représente quatre cernes consécutifs ramenés à la même longueur, dans lesquels la transition entre bois d'été et de printemps se font plus ou moins tôt dans le cerne.

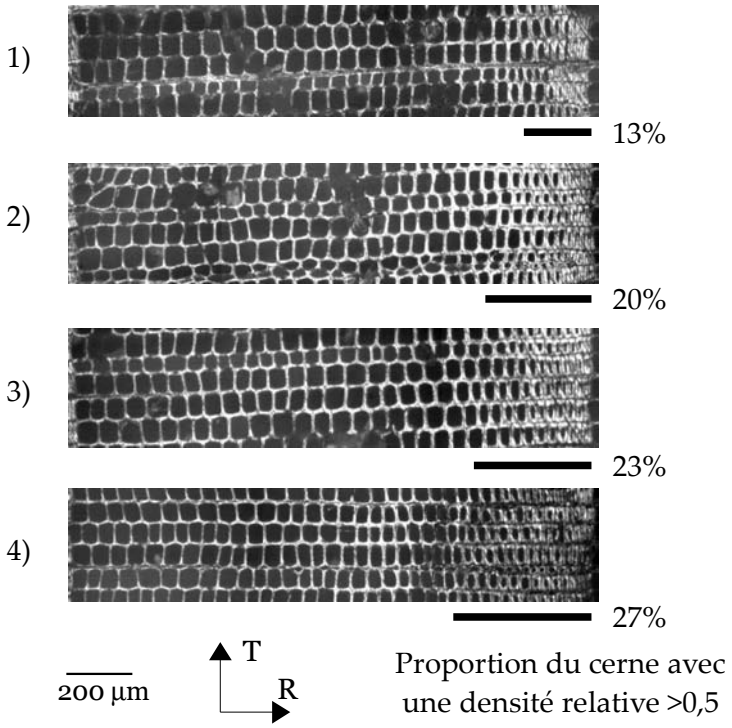


FIGURE 3.6: *Variations de morphologie de 4 cernes consécutifs d'épicéa ramenés à la même largeur : la transition entre bois de printemps et d'été se fait plus ou moins tôt suivant les années*

Ces aléas morphologiques devront être pris en compte dans les modèles de cernes envisagés.

A ce niveau de l'observation, on est tenté de relier par des lois les densités et raideurs locales. Ces deux grandeurs variant assez logiquement dans le même sens. Cependant, ramener les grandeurs morphologiques à la seule densité reviendrait implicitement à considérer le matériau comme continu et *a priori* localement isotrope. Une telle hypothèse donnerait ensuite une anisotropie macroscopique du fait des variations de densité dans les cernes. Cependant le résultat des calculs donnerait alors un module d'élasticité radial bien inférieur au tangentiel, ce qui est contraire aux propriétés connues. De plus, on ne saurait

expliquer le très faible module de cisaillement du bois à cette échelle.

Il est donc à nouveau nécessaire de descendre encore d'une échelle pour atteindre celle des cellules.

3.2.3 Les cellules

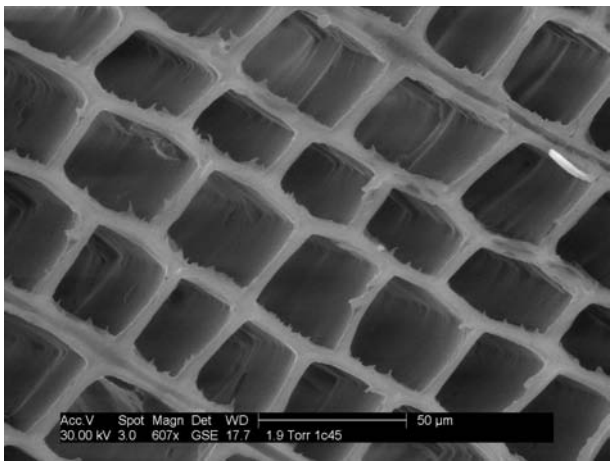


FIGURE 3.7: *Cellules d'épicéa observées à l'ESEM : des formes géométriques régulières*

La figure 3.7 montre l'observation d'un groupe de cellules d'épicéa grâce à un ESEM (Microscope environnemental à balayage électronique (voir page 34)). On est à première vue surpris par la géométrie et la régularité des cellules bien alignées en rangées radiales.

Mais à y regarder de plus près, on voit vite que chaque cellule est unique. La vision d'un cerne entier montre clairement les grandes évolutions du bois de printemps au bois d'été :

- La largeur radiale des cellules décroit,
- l'épaisseur des parois augmente,
- la taille tangentielle des cellules reste identique tout au long du cerne.

Ces évolutions radiales qui expliquent la bonne visibilité des cernes des résineux ne doivent pas cacher la disparité des cellules dans le sens tangentiel :

- La largeur des rangées cellulaires varie d'une rangée à l'autre,
- la forme des cellules passe du rectangle à l'hexagone régulier par à peu près toutes les variantes,
- le décalage radial entre les cellules de deux rangées radiales adjacentes va d'une demi cellule à rien,
- par contre on note une bonne constance tangentielle de l'épaisseur des cellules.

Ces variations morphologiques se retrouvent dans les cellules de la figure 3.8.

Les essais en ESEM décrits page 36 ont permis d'observer la cinématique de déformation des cellules pour différents types de sollicitations mécaniques. La traction ou la

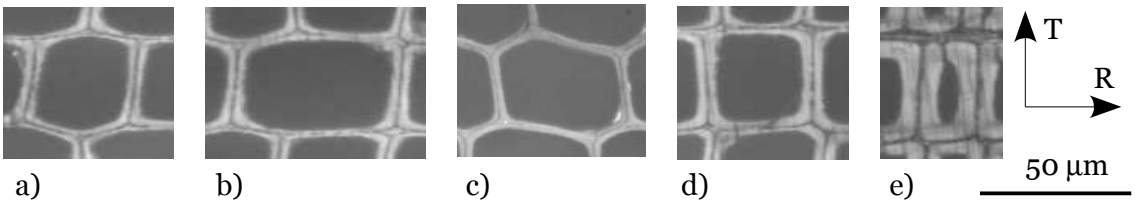


FIGURE 3.8: *Cellules d'épicéa types : des variations de forme, alongement, épaisseurs, croisements...*

compression radiale s'accompagnent à l'échelle de la cellule essentiellement par des allongements ou des compressions des parois cellulaires radiales. Lors d'essais de cisaillement ou de compression tangentielle, on voit nettement apparaitre la flexion des parois. La figure 3.9 l'illustre.

La corrélation d'images permet ici de déterminer les déplacements des lignes moyennes des parois (en rouge). On voit les parois tangentielles initialement rectilignes prendre une forme de S sous l'effet du cisaillement global (fig. 3.9 haut, b)). Les parois radiales fléchissent fortement sous compression tangentielle (fig. 3.9 bas, b)).

Ce comportement des parois cellulaires explique qualitativement la faiblesse du module de cisaillement et celle du module tangentiel par rapport au module radial.

Ces essais permettent également de constater la forte différence de comportement entre les cellules du bois d'été et celles du bois de primtemps. En supposant que les contraintes de cisaillement sont sensiblement les mêmes dans le bois d'été et le bois de printemps, ce dernier apparait environ 50 fois moins raide en cisaillement que le premier. Les valeurs notées sur la figure 3.10 sont données à titre indicatif mais sont sujettes à caution. En effet à cette échelle là, la répartition des efforts est très sensible à la morphologie locale et les modules calculés ici sont donc approximatifs. Il n'en reste pas moins notable que les taux de déformations changent brutalement au passage du bois d'été au bois de printemps.

Les observations effectuées à l'echelle des cellules apportent des explications sur le comportement macroscopique qu'on souhaite étudier :

- La structure cellulaire quasiment invariante dans la direction longitudinale favorise la flexion des parois cellulaires sous des sollicitations de type cisaillement transverse ou traction-compression tangentielle. Ces phénomènes expliquent qualitativement la relative souplesse du bois sous ces chargements, comparativement à la raideur radiale.
- La grande disparité des formes de cellules laisse présager qu'elle joue un rôle dans la dipersion des modules élastiques.

On va donc chercher à modéliser le comportement élastique du bois à cette échelle. Cependant, on ne pourra pas estimer les modules si on ne donne pas au modèle les propriétés des parois cellulaires. Le point suivant fait donc un descriptif de la constitution de ces parois et permet d'en estimer les propriétés élastiques en s'appuyant sur la littérature.

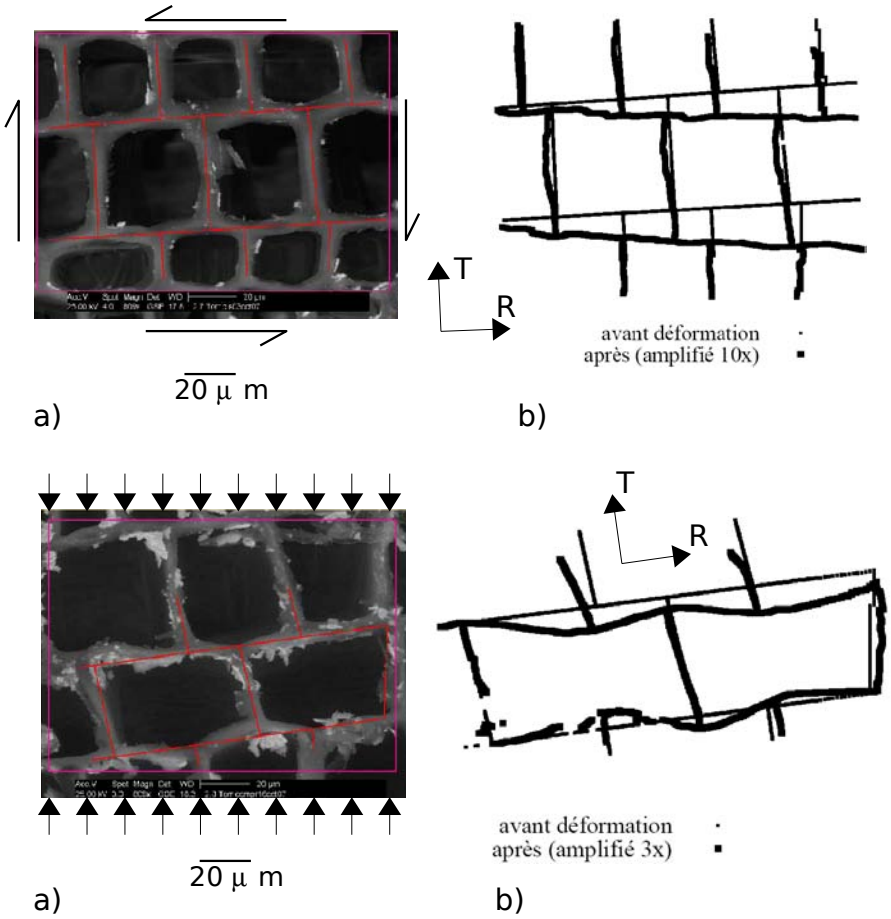


FIGURE 3.9: *haut* : *Cisaillement sous ESEM : a) cellules observées et lignes rouges dont on trace la déformée en b) (obtenue par corrélation d'images avec Icasoft) Les parois tangentielles prennent une forme de S.* , *bas* : *Compression tangentielle sous ESEM : Les parois radiales fléchissent.*

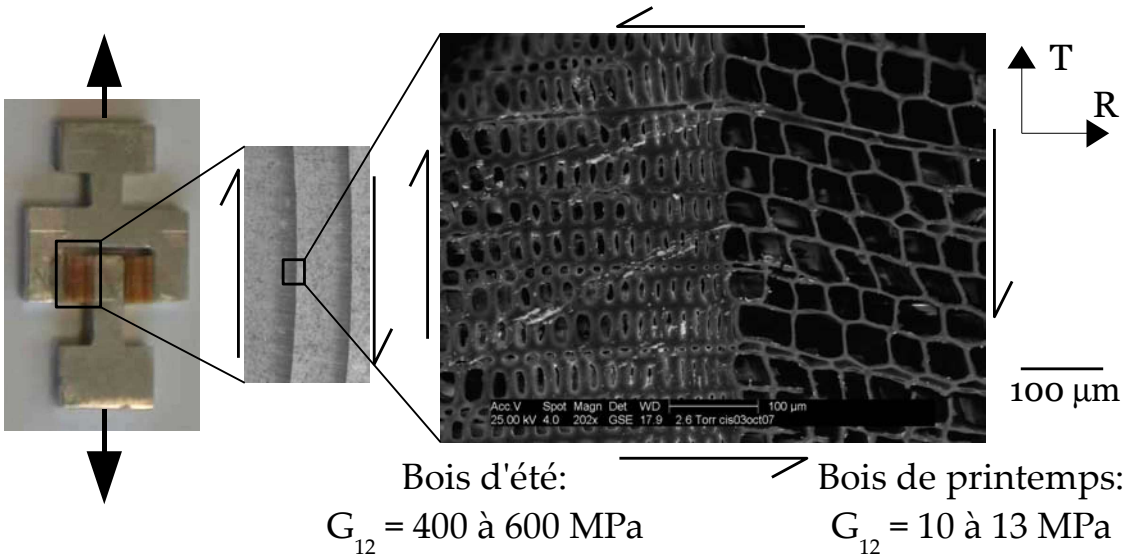


FIGURE 3.10: *Cisaillement sous ESEM : on constate que le bois de printemps est beaucoup plus souple que le bois d'été et que le changement de taux de déformation est brutal.*

3.2.4 Les parois cellulaires

Nos moyens d'investigation décrits dans le deuxième chapitre ne nous permettent pas de dicerner la structure interne des parois cellulaires. Les images obtenues par ESEM ne permettent de dicerner différentes phases d'un matériau que si elles sont constituées d'atomes de numéros atomiques sensiblement différents. C'est ce qui nous permet notamment de distinguer le mouchetis métallique déposé. Or les différents constituants du bois ont des masses atomiques moyennes trop proches pour les différencier. On obtient alors des images dans lesquelles les parois cellulaires sont parfaitement homogènes (voir fig. 3.7). Au microscope optique on distingue les parois des trachéides adjacentes et la lamelle mediane : figure 3.11.

La figure 3.12 complète la description communément admise des parois cellulaires : un matériau composite constitué de plusieurs couches concentriques elle-mêmes composées d'une matrice et de fibres. Les composants sont nombreux mais on peut retenir que les fibres, appellées microfibrilles sont en cellulose (C) et la matrice en lignine (L) et hémicellulose (HC).

3.2.5 Modèle mécanique des parois cellulaires

On va ici essayer de retrouver les propriétés mécaniques dont on aura besoin par la suite pour calculer les raideurs des cellules. Pour cela on commence par définir des repères qu'on retrouve sur la figure 3.12 :

– (L,R,T) reste le repère macroscopique des directions longitudinale, radiale et tangentielle.

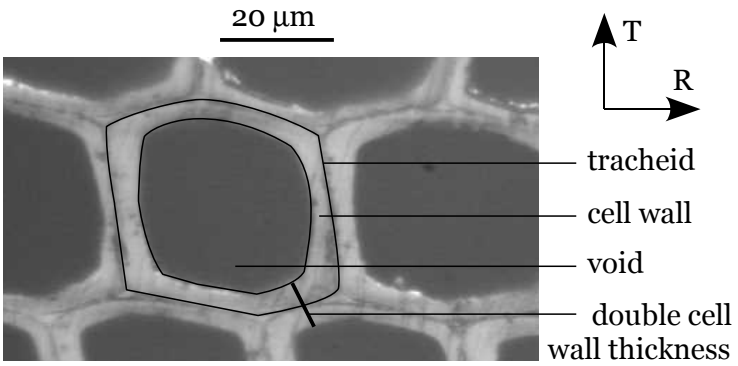


FIGURE 3.11: *Cellules au microscope optique : on distingue les parois claires des trachéides séparées par la lamelle mediane plus sombre.*

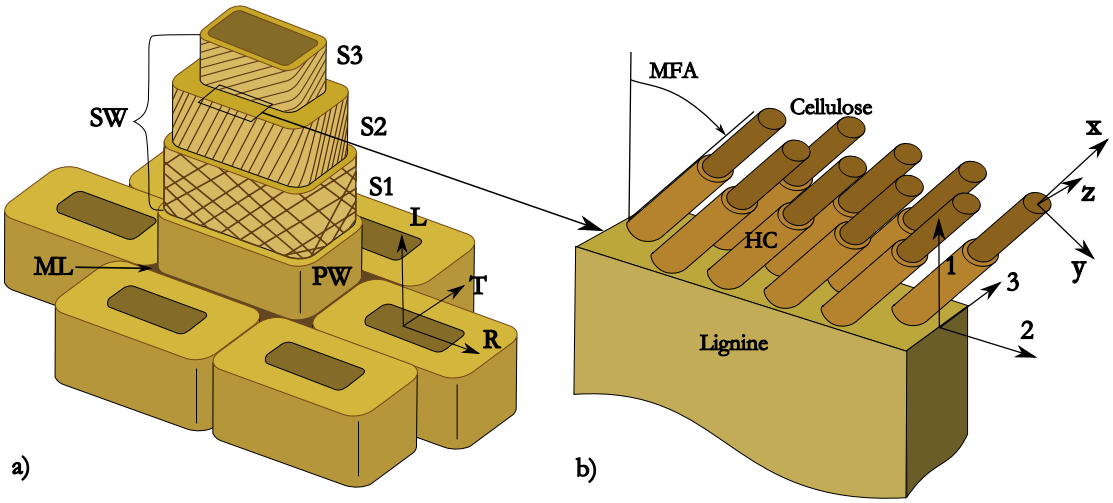


FIGURE 3.12: *a) Modèle de la paroi cellulaire : ML, lamelle médiane (mid-lamella) PW : paroi primaire (primary wall), SW : paroi secondaire (secondary wall). b) modèle des couches : des microfibrilles de cellulose (C) entourées d'hemicellulose(HC) dans une matrice de lignine (L), MFA : angle des microfibrilles*

	cellulose	hemicellulose	lignine	matrice simplifiée
E_x	135 GPa	4 GPa	2 GPa	3 GPa
E_y, E_z	27 GPa	0.8 GPa	1 GPa	0.9 GPa
$G_{(xy)}$	4.4 GPa	1 GPa	0.6 GPa	0.8 GPa
$\nu_{(xy)}$	0.1	0.3	0.3	0.3

TABLE 3.2: *Modules des trois principaux constituants du bois (Salmén [SAL 04]) et moyenne utilisée pour le comportement de la matrice*

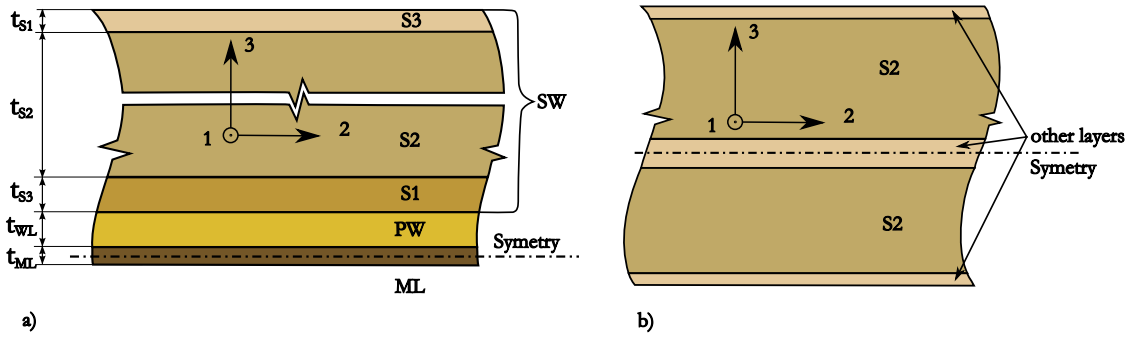


FIGURE 3.13: Modèle à 9 couches et modèle simplifié de la double paroi cellulaire : a) ML, mid-lamella PW : primary wall, SW : secondary wall - et les épaisseurs correspondantes

- (1,2,3) est lié aux parois et suit leur orientation. 1 et L sont confondues, 2 suit la ligne moyenne de la paroi dans le plan transverse et 3 complète le repère orthonormé.
- (x,y,z) est associé aux microfibrilles. Les directions x et 1 sont séparées par l'angle MFA.

Les propriétés des principaux constituants issues de Salmén [SAL 01] sont résumées dans les trois premières colonnes du tableau 3.2. La dernière constitue une moyenne des propriétés des deux composants de la matrice de lignine et d'hémicellulose, moyenne qu'on utilisera par la suite pour estimer les propriétés globales de la paroi.

On cherche le comportement de la paroi entre les vides de l'intérieur des cellules. Cette paroi est en fait la juxtaposition de deux parois de trachéides collées par la lamelle médiane. Avec le modèle de la figure 3.12, on a alors 9 couches distinctes (S3,S2,S1,PW,ML,PW,S1,S2,S3) dans l'épaisseur de cette double paroi. Les auteurs s'accorde cependant pour dire que la couche S2 domine. On simplifie alors le modèle en considérant la double paroi comme un assemblage de 5 couches de deux natures : S2 et une moyenne des autres couches. La figure 3.13 reprend cette simplification.

Après cette simplification, le tableau 3.3 donne d'après Jörg Fromm et al [FRO 03] la composition et l'angle des microfibrilles dans les deux types de couches ainsi que leurs proportions respectives dans l'épaisseur de la paroi. Les proportions de cellulose sont

couche	S2, BP	S2 BE	autres
proportion de la paroi	61 – 74%	87 – 90%	complément
proportion de cellulose	50%	50%	12 – 15%
angle moyen des microfibrilles	25 – 30°	0 – 5°	60 – 80°

TABLE 3.3: *Composition et angle des microfibrilles dans les deux types de couches considérées et leur proportions respectives dans l'épaisseur de la paroi (d'après [FRO 03], [SAL 01], [PER 01a] et [GUI 87]*

similaires dans les données de Guitard [GUI 87]. Notons que la couche S3 contient une forte proportion de cellulose et une forte inclinaison de fibres (70 degrés environ). Cela lui confère une grande raideur dans la direction 2. Cependant sa faible épaisseur (0,05 microns selon Persson [PER 01a]) rend son influence négligeale sur la raideur totale. On ne la différencie donc pas de l'ensemble des couches autres que S2.

Ce tableau met en évidence que les propriétés des parois ne seront pas les mêmes tout au long du cerne, ce qui complique encore la modélisation et ajoute des incertitudes au problème. Notons au passage que l'angle des microfibrilles varie assez fortement d'un échantillon à l'autre et que les chiffres du tableau 3.3 seront pris pour les calculs qui suivent mais ne constituent pas une loi communément admise. Ils sont confirmés par Reiterer et al ([REI 01c]) qui les ont mesurés par rayons X et relèvent pour l'épicéa, hormis les dix premières années, un angle de 15 à 30 degrés dans le bois de printemps et proche de zéro dans le bois d'été.

Du fait de la forte proportion de cellulose dans la couche S2 et de l'importance croissante de la couche S2 du bois de printemps au bois d'été, le taux de cellulose doit être supérieur dans ce dernier. Une spéctroscopie Raman a été réalisée (figure 3.14) et corobore cette variation. La correspondance des pics et des constituants est tirée d'Agarwal et Ralph [AGA 97].

Pour estimer les modules des parois dans les directions 1, 2 et 3 définies sur la figure 3.12, on procède par étapes :

- On commence par estimer l'apport en raideur des microfibrilles en fonction de leur inclinaison.
- On estime ensuite la raideur des deux types de couches en fonction des proportion des constituants.
- On calcule enfin le comportement de l'ensemble de la double-paroi en fontion des proportions de deux types de couches distinguées.

Notons bien que les calculs qui suivent sont volontairement simplificateurs et discutables mais qu'ils permettent de se faire une idée des évolutions des modules entre le bois de printemps et le bois d'été ainsi que de l'anisotropie des parois cellulaires. On relativise la précision des résultats lorsqu'on lit que l'hemicellulose serait 100 fois moins raide dans le bois vert que dans le bois sec ([SAL 01]) et que par conséquent la teneur en eau du bois doit jouer fortement sur les propriétés des microfibrilles.

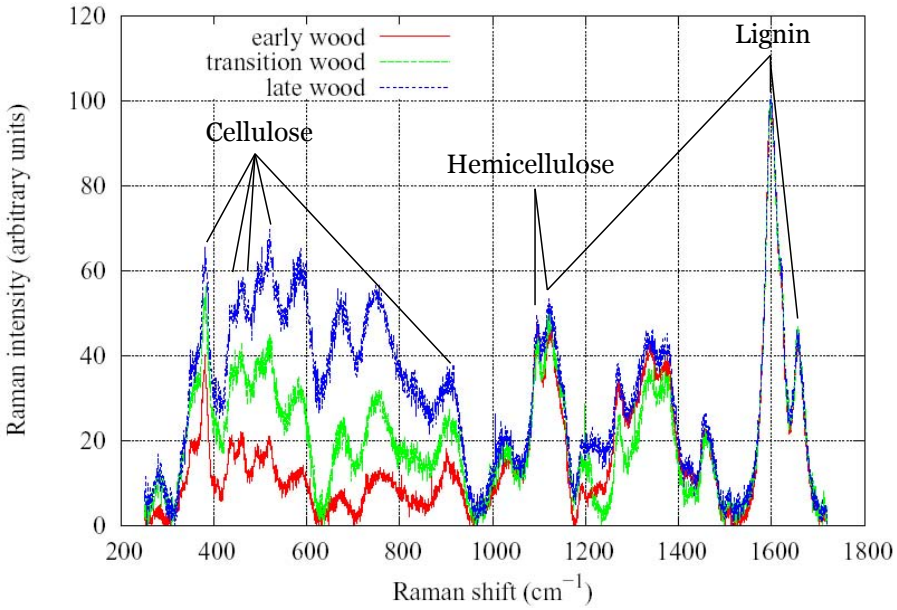


FIGURE 3.14: Spectroscopie Raman de bois de printemps, de transition et d'été d'épicéa. La proportion de cellulose semble augmenter avec l'épaisseur des parois

Pour la contribution des microfibrilles, on utilise d'une part les propriétés notées dans le tableau 3.2 et la formule 3.2 de Xu and Liu [PIN 04] :

$$E_1^{mf}(MFA) = \left(\frac{cos(MFA)^4}{E_x^{mf}} + \left(\frac{1}{G_{xy}^{mf}} - \frac{2\nu_{xy}^{mf}}{E_x^{mf}} \right) cos(MFA)^2 sin(MFA)^2 + \frac{sin(MFA)^4}{E_y^{mf}} \right)^{-1} \tag{3.2}$$

E_1^{mf} module d'élasticité apparent des microfibrilles dans la direction 1 (fig. 3.12)

E_x^{mf}, E_y^{mf}, G_{xy}^{mf} and ν_{xy}^{mf} propriétés des microfibrilles dans le repère (x,y,z)

MFA angle des microfibrilles (entre les directions x and 1)

Cette formule tient compte du faible module de cisaillement des microfibrilles qui a une incidence forte sur la raideur des parois dès que l'angle des microfibrilles augmente.

On calcule alors les propriétés du matériau composite que constitue le modèle des couches S2 et l'ensemble des autres couches à partir des données du tableau 3.3 : Le module E_1 de la couche S2 est calculé en considérant microfibrilles et matrice en parallèle. Le module moyen est alors la moyenne des modules pondérés par les proportions de fibres et de matrice :

$$E_1^{S2} = p_{mf}^{S2}.E_1^{mf} + (1 - p_{mf}^{S2}).E_1^{m} \tag{3.3}$$

E_1^{S2} raideur de la couche S2 dans la direction 1

E_1^{mf} raideur des microfibrilles dans la direction 1

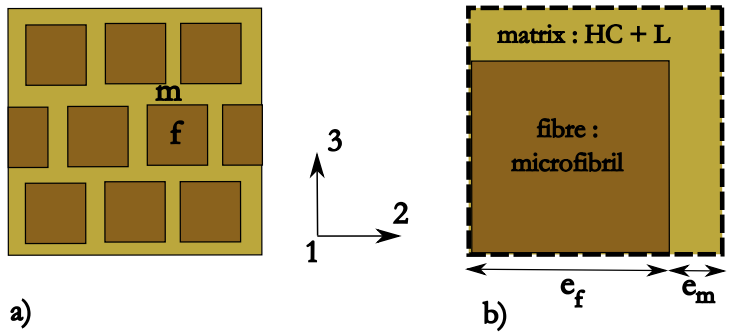


FIGURE 3.15: *a) Modèle fibre matrice des couches pariétales pour le calcul des modules : des fibres de cellulose carrées (f) dans une matrice d'hémicellulose et de lignine (m), b) surface élémentaire pour le calcul*

E_1^m raideur de la matrice dans la direction 1

p_{mf}^{S2} proportion volumique de microfibrilles dans la couche S2

Pour le calcul de E_2 et E_3, on suppose l'arrangement entre fibres et matrice de la figure 3.15. Ce modèle apparemment simpliste est suggéré par Fahlén and Salmén [FAH 03] suite à leurs observations : les microfibrilles sont alors considérées comme des carrés avec des côtés de 15 à 25 nm. Les autres dimensions sont déduites de la proportion de fibre en supposant la répartition identique dans les directions 2 et 3.

La formule 3.4 nous donne alors une estimation des modules dans le plan de la figure 3.15. A noter qu'on ne trouve alors pas les mêmes raideurs dans les directions 2 et 3 du fait de l'inclinaison des microfibrilles qui joue sur la raideur effective de celles-ci.

$$E_{composite} = \left(\frac{\sqrt{p_f}}{E_f\sqrt{p_f} + E_m(1-\sqrt{p_f})} + \frac{1-\sqrt{p_f}}{E_m} \right)^{-1} \tag{3.4}$$

$E_{composite}$ raideur transverse du composite

E_f and E_m modules respectifs des fibres et de la matrice dans la direction considérée.

p_f proportion volumique de fibres, $1-p_f$ proportion de matrice

Après calcul des propriétés des couches dans les trois directions 1,2 et 3, on trouve enfin un comportement global de la paroi. Pour cela, on fait :

- pour les directions 1 et 2 les moyennes des raideurs respectives pondérées par la proportion de chaque couche (Tab 3.3) car les couches sont en parallèle dans ces directions.
- pour la direction 3 la moyenne des souplesses pondérées par la proportion de chaque couche (couches en série dans cette direction).

Les résultats finaux des calculs précédents sont consignés dans le tableau 3.5.

On peut commenter ces résultats et par exemple l'évolution au sein du cerne :

- le module E_1 augmente fortement du fait surtout de la plus faible inclinaison de microfibrilles dans le bois d'été. Cette évolution est en accord avec le constat de

	S2, BP	S2, BE	autres couches	paroi, BP	paroi, BE
E_1	10-13 GPa	58-69 GPa	1.4 1.7 GPa	6.6-10 GPa	51-62 GPa
E_2	3.3-3.6 GPa	2.7-2.8 GPa	4.3-15 GPa	3.6-8.3 GPa	2.9-4.5 GPa
E_3	2.7-2.8 GPa	2.7-2.8 GPa	1.3-1.5 GPa	2.0-2.15 GPa	2.5 GPa

TABLE 3.4: *Modules calculés des couches et des parois cellulaires.(voir la figure3.12 pour les directions 1,2,3)*

	Bois de printemps	bois d'été
E_1	8 GPa	56 GPa
E_2	6 GPa	4 GPa
E_3	2.1 GPa	2.5 GPa
G_{23}	1.6 GPa	1.7 GPa
ν_{23}	0.3	0.3

TABLE 3.5: *Modules des parois cellulaires utilisés pour les calculs à l'échelle des cellules.(voir la figure3.12 pour les directions)*

Wimmer et al [R.W 97] qui mesurent des modules longitudinaux de 4 GPa à 29 GPa du bois de printemps au bois d'été avec des valeurs très variables : 4 GPa à 25 GPa dans le bois de printemps, 13,5 GPa en moyenne et 11 GPa à 29 GPa dans le bois d'été, 21 GPa en moyenne. Nos extrêmes sont plus comformes aux valeurs de Salmén [SAL 01] qui calcule entre 8 GPa et 55 GPa en fonction de l'angle des microfibrilles, celles utilisées dans notre modèle.

- E_3 croît faiblement du fait de l'augmentation de la prédominence de S2.
- E_2 diminue car les couches autres que S2 ont un rôle important sur la raideur dans cette direction. les valeurs sont globalement en accord avec Bergander [BER 02] $E_2 \approx 10GPa$, Salmén [SAL 01] (entre 5 GPa et 7 GPa) (et Persson [PER 01a]). Citons enfin Tabarsa et Chi ([TAB 01]) qui par leurs calculs en compression radiale de cellules determinent $E_2 = 7{,}66$ GPa à 12,2 GPa. Ce dernier résultat dépend directement de leur modèle qui ne prend pas en compte les rayons ligneux. Ils doivent donc surestimer les modules pariétaux.

Dans ce dernier tableau G_{23} est tiré de Persson [PER 01a] qui donne des valeurs par couches : $G_{23} = 1,75Gpa$ pour les couches S2 et S3 et 1,18 GPa pour les autres. On en déduit les valeurs du tableau en fonction des proportions des couches S2 et autres. Remarque : c'est la couche S2 qui domine ici et l'association en série, parallèle ou mixte ne changent pas grand chose.

Le coefficient de poisson ν_{23} est lui aussi issu des articles précédents.

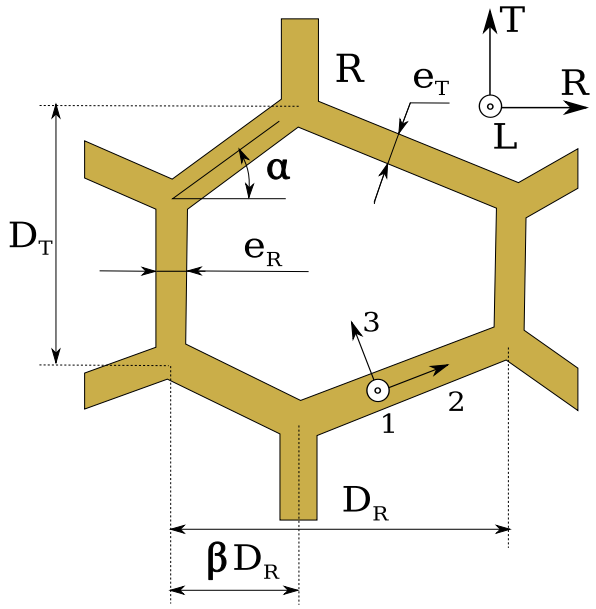


FIGURE 3.16: *Modèle géométrique des cellules : 6 paramètres indépendants : 4 dimensions D_R,D_T,e_R,e_T et 2 paramètres géométriques* α *et* β

3.3 Modèles géométrique et mécanique des cellules

3.3.1 Modèle géométrique

La constitution du modèle de la cellule résulte d'un compromis. D'une part il doit être proche de la forme complexe et variable des cellules naturelles, et d'autre part, il doit permettre un calcul analytique de son comportement mécanique. Ces deux exigences nous conduisent au modèle décrit dans la figure 3.16.

Ce modèle géométrique, symétrique dans la direction tangentielle, compte 6 paramètres dont 4 dimensions :

- la largeur radiale ou diamètre radial : D_R
- la largeur tangentielle ou diamètre tangentiel : D_T
- l'épaisseur radiale des doubles parois : e_R
- l'épaisseur tangentielle des doubles parois : e_T

Les deux autres paramètres influent sur la forme globale et l'arrangement entre les cellules.

- α donne une mesure de l'angle entre la direction radiale et la paroi radiale de gauche.
- β caractérise le croisement entre les cellules de deux rangées radiales adjacentes : si les cellules se croisent en leur milieu, alors $\beta = 1/2$ et si les parois tangentielles sont alignées, alors $\beta = 0$ ou $\beta = 1$.

Avec ces paramètres, on approche la configuration des cellules les plus courantes

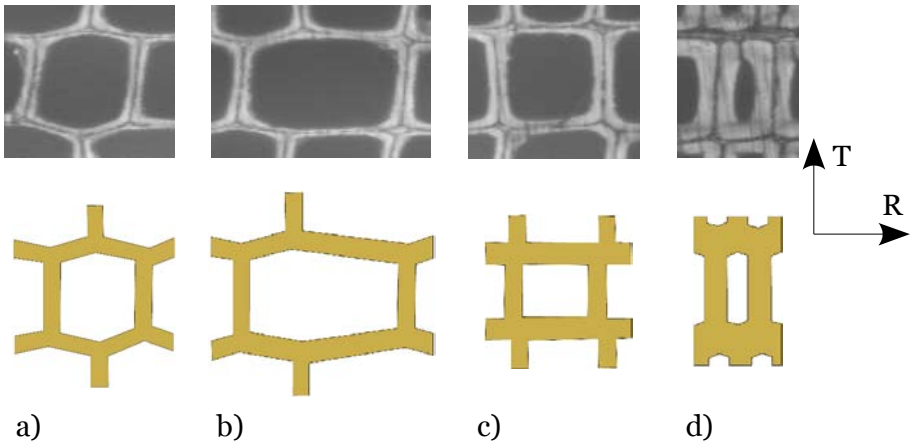


FIGURE 3.17: *Différentes cellules d'épicéa et leur modèle approchant*

comme en atteste la figure 3.17.

Mais il faut bien reconnaître que certaines cellules seraient mieux approchées par un modèle antisymétrique dont le comportement pourrait aussi se calculer. La figure 3.18 montre une telle cellule et le modèle correspondant. Cette autre géométrie approche aussi bien les cellules réelles et présente les mêmes limites. Les calculs mécaniques ont donc été fait sur les deux modèles et ont montré des résultats très proches.

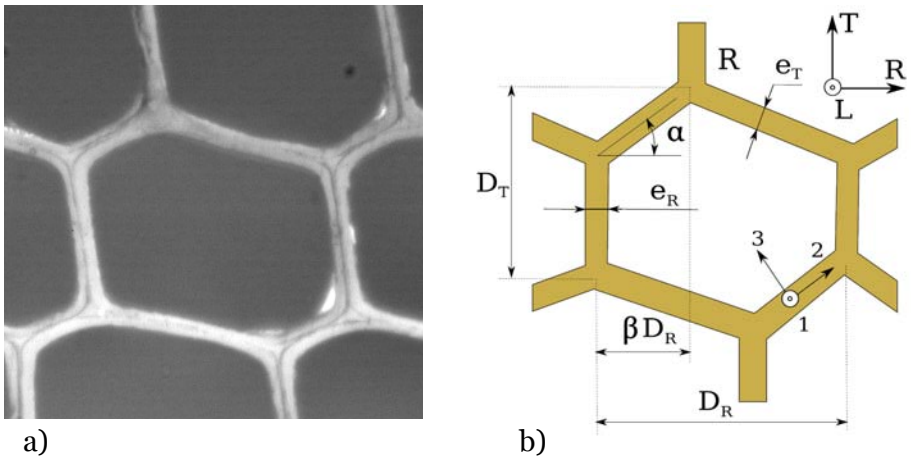


FIGURE 3.18: *Cellule antisymétrique et modèle géométrique correspondant*

Quelque soit le modèle, on calcule la fraction volumique de matière ou densité relative par la formule de la fraction surfacique de matière μ :

$$\mu = \frac{D_R.t_T + (D_T - sin(\alpha).\beta.D_R t_R) - t_R.t_T}{D_R(D_T - sin(\alpha).\beta.D_R)} \tag{3.5}$$

On peut lui préférer la forme approchée :

$$\mu \approx \frac{D_R.t_T + (D_T.t_R) - t_R.t_T}{D_R.D_T} \tag{3.6}$$

Ce septième paramètre qui découle des dimensions cellulaires sera utilisé par la suite pour regarder la corrélation entre les raideurs locales ou moyennes et les densités également locales et moyennes. Rappelons ici qu'on se ramènera à la masse volumique du bois en multipliant la densité relative par la masse volumique des parois prise égale à $1.5g/cm^{-3}$ (éq.3.1).

3.3.2 Modèle géométrique du cerne

En vue d'une homogénéisation des propriétés locales (groupes de cellules) vers des propriétés mesoscopiques (moyenne dans un cerne), il est utile de donner un modèle des variations géométriques des cellules à l'intérieur des cernes.

Il s'agit en fait de donner des lois de variations des paramètres géométriques D_R, D_T, e_R et e_T. Pour des raisons de simplicité d'utilisation, les fonctions choisies sont définies à partir d'un petit nombre de grandeurs rapidement observables. La figure 3.19 regroupe le tracé des 4 fonctions $D_R(x)$, $D_T(x)$, $e_R(x)$ et $e_T(x)$.

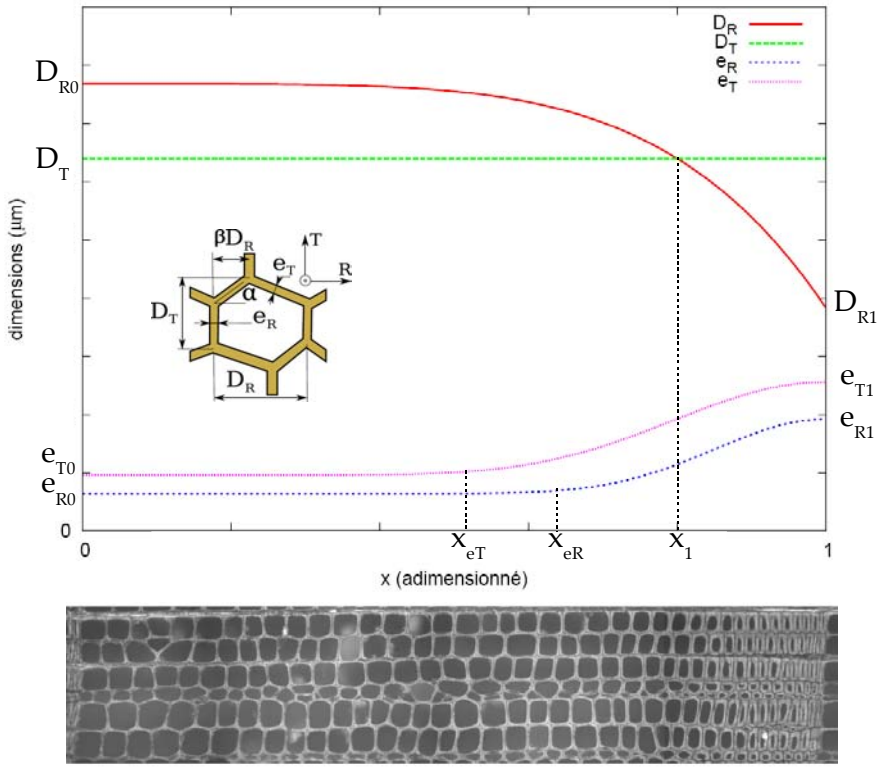


FIGURE 3.19: *Modèle de variations des dimensions cellulaires au sein du cerne*

On définit à partir du diamètre tangentiel de cellule D_T les trois autres dimensions des cellules. D_T est suposé constant sur toute la largeur du cerne.

Pour le diamètre radial D_R, on le définit sur tout le cerne à partir de trois grandeurs :

- sa valeur initiale dans le bois de printemps D_R^0
- sa valeur en fin de bois d'été D_R^1
- la position x_1 où $D_R/D_T = 1$

$$\begin{cases} D_R(x) = D_T.\left(a_R^0 + (a_R^0 - a_R^1).x^{k_{DR}}\right) \\ k_{DR} = \frac{ln(1-a_R^0)-ln(a_R^1-a_R^0)}{ln(x_1} \end{cases} \tag{3.7}$$

avec

$a_R = D_R/D_T$ le rapport de forme des cellules.

$a_R^0 = D_R^0/D_T$

$a_R^1 = D_R^1/D_T$

x_R^1 abscisse pour laquelle $(D_R/D_T = 1)$

On fait donc seulement varier 3 paramètres parlants D_R^0, D_R^1, et x_1 (ou a_R^0, a_R^1, et x_1) pour définir l'évolution de D_R dans tout le cerne.

De même pour les épaisseurs radiales et tangentielles des parois :

$$\begin{cases} e_R(x) = D_T.b_R(x) \\ b_R(x) = b_{R0} + (b_{R1} - b_{R0}).(2x - x^2)^{k_{bR}} \\ k_{bR} = \frac{ln(\varepsilon.b_{R0})-ln(b_{R1}-b_{R0})}{ln(2x_{tR}-x_{tR}^2)} \end{cases} \tag{3.8}$$

$b_R(x) = e_R/D_T$

b_{R0} épaisseur radiale relative pour $x = 0$

b_{R1} épaisseur radiale relative pour $x = 1$

x_{eR} abscisse pour laquelle $e_R = (1+\varepsilon).e_R(0)$

ε peut être modifié mais $\varepsilon = 0,1$ donne de bons résultats.

$$\begin{cases} e_T(x) = D_T.b_T(x) \\ b_T(x) = b_{T0} + (b_{T1} - b_{T0}).(2x - x^2)^{k_{bT}} \\ k_{bT} = \frac{ln(\varepsilon.b_{T0})-ln(b_{T1}-b_{T0})}{ln(2x_{tT}-x_{tT}^2)} \end{cases} \tag{3.9}$$

$b_T(x) = e_T/D_T$

b_{T0} épaisseur tangentielle relative pour $x = 0$

b_{T1} épaisseur tangentielle relative pour $x = 1$

x_{eT} abscisse pour laquelle $e_T = (1+\varepsilon).e_T(0)$

ε peut être modifié mais $\varepsilon = 0,1$ donne de bons résultats.

largeur tangentielle	largeur radiale	épaisseur tangentielle	épaisseur radiale
$D_T = 32\mu m$	$a_0 = 1,25$ $a_1 = 0,45$ $x_1 = 0,65$	$b_{T0} = 0,09$ $b_{T1} = 0,4$ $x_{tT} = 0,5$ $(\varepsilon = 0,1)$	$b_{R0} = 0,09$ $b_{R1} = 0,27$ $x_{tR} = 0,2$ $(\varepsilon = 0,1)$

TABLE 3.6: *Paramètres utilisés pour modéliser l'évolution des dimensions cellulaires dans un cerne d'épicéa. Les courbes correspondantes sont tracées sur la figure 3.20*

largeur tangentielle	largeur radiale	épaisseurs tangentielle et radiale
$D_T = 32\mu m$	$a_0 = 1,25$ $a_1 = 0,6$ $x_1 = 0,75$	$b_{T0} = b_{R0} = 0,17$ $b_{T1} = b_{R1} = 0,38$ $x_{tT} = x_{tR} = 0,4$ $(\varepsilon = 0,1)$

TABLE 3.7: *Paramètres pour modéliser l'évolution des dimensions cellulaires dans le cerne d'épicéa de Gachet [GAC 03]. Les courbes correspondantes sont tracées sur la figure 3.21*

Gardons à l'esprit que les épaisseurs e_R et e_T correspondent à la double paroi cellulaire.

La densité relative, ou fraction surfacique de matière $\mu(x)$ est ensuite calculée avec l'équation 3.6.

Le tableau 3.6 donne un exemple de valeurs utilisées pour l'épicéa. Elles ont été prises en fonctions de mesures au microscope optique sur quelques cernes de l'épicéa étudié. La figure 3.20 restitue l'évolution mesurée des quatres dimensions cellulaires et les courbes modèles tracées avec les chiffres du tableau 3.6. Les barres d'erreur représentent la variabilité constatée dans les mesures et non une incertitude de lecture. Les variations sur D_T ne prennent pas en compte les zones d'aboutement entre cellules successives dans le sens longitudinal car le diamètre tangentiel devient localement nul.

Ces données conduisent à une densité relative de 0,31 soit une masse volumique moyenne de 0,47, ce qui est conforme aux mesures macroscopiques par pesée sur cet arbre spécimen.

On peut illustrer la souplesse du modèle du cerne sur des données issues de la littérature, comme par exemple sur les mesures de Gachet [GAC 03]. La figure 3.21 retrace l'évolution dans le cerne de la morphologie des cellules d'épicéa constatée par Gachet et le modèle correspondant. Notons ici que Gachet ne différencie pas les épaisseurs radiales et tangentielles. On peut aussi vérifier l'évolution de la densité relative dans le cerne sur la figure 3.22. La courbe modèle est calculée avec la formule 3.6 puisqu'on a ici aucune donnée sur α et β utilisés dans la formule 3.5.

A titre de comparaison avec les paramètres précédents, on donne dans le tableau 3.7 les paramètres qui correspondent à la géométrie de la figure 3.21. Dans ce deuxième cas où les parois sont plus épaisses, la masse volumique moyenne s'élève à 0,64.

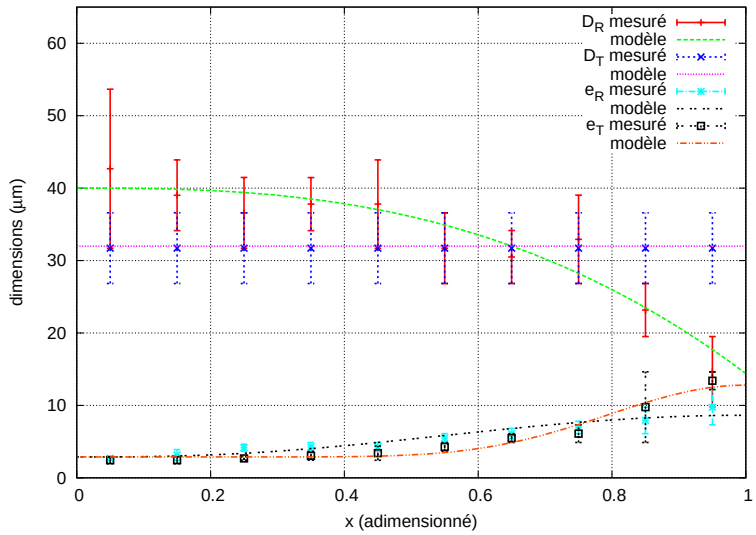


FIGURE 3.20: *Morphologie des cellules de l'épicéa du Bugey mesurée et modélisée suivant la largeur d'un cerne.*

Les fonctions du modèle du cerne ont aussi été éprouvées sur d'autres essences de résineux telles que du pin ou de l'if. Elles donnent satisfaction.

3.3.2.1 Cas de α et β

Le traitement des paramètres α et β (revoir fig.3.16) ne peut se faire de la même manière. La cause en est la forte variabilité de ces deux grandeurs dans les cernes, et dans toutes les directions. On ne peut donc pas les régir par des lois d'évolution radiale comme les quatres dimensions du modèle géométrique.

Les observations au microscope montrent que α et β varient dans les directions radiales et tangentielles. Une visualisation par tomographie prouve que ces paramètres changent aussi longitudinalement. La figure 3.23 montre une coupe transverse d'une éprouvette d'épicéa. On y voit un zoom sur un groupe de cellules prises à deux positions longitudinales séparées d'une centaine de microns (soit environ 3 diamètres tangentiels). On constate que β peut passer de 0,5 à 0 sur cette faible distance.

On définira donc α et β différemment suivant l'échelle à laquelle on fait les calculs :

- Pour étudier la diversité des comportements des cellules ou groupes cellulaires, on donnera à α et β des valeurs aléatoires. On utilise alors les observations pour borner les valeurs :
  - α est parfois nul (cellules rectangulaires) et atteint parfois une trentaine de degrés. On choisira donc α dans l'intervalle [0 , 30 degrés].

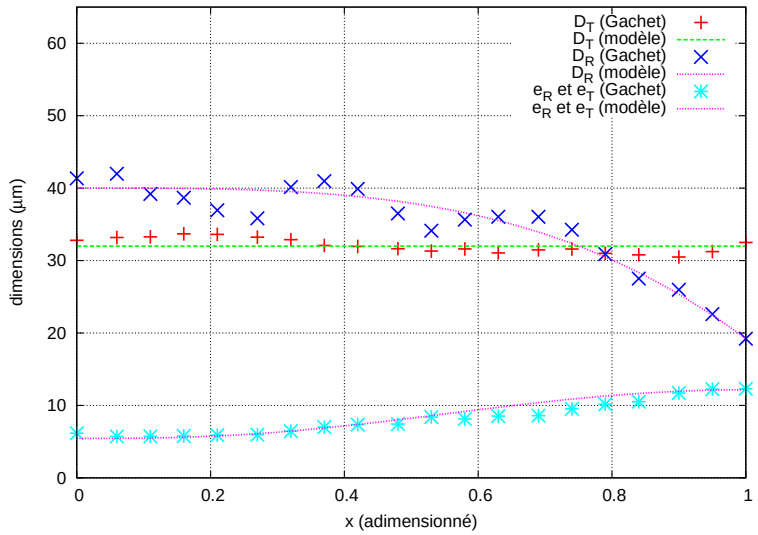


FIGURE 3.21: *Morphologie suivant la largeur d'un cerne des cellules d'épicéa donnée par Gachet [GAC 03]. On teste ainsi la faculté des courbes modèles à approcher la réalité*

  - β peut quant à lui passer de 0 à 1 par toutes les valeurs. Cependant, par raison de symétrie, on se limitera à l'intervalle [0 , 1/2].
- Lorsqu'on calcul un comportement à plus grande échelle, on doit tenir compte du fait que les variations de α et β dans les directions longitudinale et tangentielle aténuent l'influence de ces deux paramètres. Soit on réduit alors les intervalles dans lequel on choisit les valeurs de α et de β, mais le choix des bornes est délicat. Soit on utilise un couple équivalent $(\alpha_{eq}, \beta_{eq})$ qui donne le comportement moyen des calculs statistiques portant sur un grand nombre de couples (α, β) aléatoires.
  On verra cette dernière méthode sur un exemple dans la partie 5.

3.3.3 Calcul mécanique du comportement des cellules

Les détails des calculs analytiques sont donnés dans le chapitre 4. Nous allons ici énumérer les hypothèses faites et les étapes du calcul.

3.3.3.1 Hypothèses de départ

Les grandes hypothèses du modèle qui permettent un calcul analytique sont les suivantes :

1. La première consiste à considérer un problème bidimensionnel dans lequel les cellules sont supposées invariantes dans la direction longitudinale. Ainsi on ramène la structure cellulaire tridimensionnelle à sa section dans le plan RT.

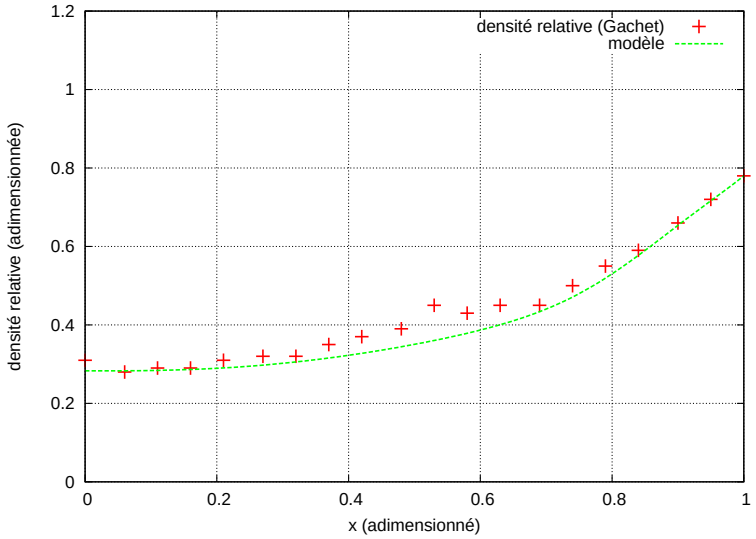


FIGURE 3.22: *Evolution de la densité suivant la largeur d'un cerne. Mesures par Gachet [GAC 03] et modèle correspondant déduit des courbes de la figure 3.21*

2. Pour calculer le comportement d'une cellule, on suppose que toutes les cellules alentours sont identiques. Cela revient à considérer une cellule élémentaire qui se répète à l'infini dans les directions radiale et tangentielle. Dans la pratique, seules les cellules limitrophes, voire celles du deuxième rang ont une influence sensible sur le comportement de la cellule centrale. Aussi, hormis au passage brutal entre bois d'été et bois de printemps, on peut estimer que cette hypothèse peut s'appliquer aux résineux, car les variations dimensionnelles des cellules sont suffisamment progressives à l'échelle cellulaire. On peut objecter que l'angle α et l'arrangement de cellules β varient relativement vite d'une cellule à sa voisine. Ce fait qui influence forcément le comportement très local doit à l'échelle des groupes de cellules se retrouver dans les calculs aléatoires qu'on fera par la suite.

Avec ces hypothèses, le problème se ramène à calculer des efforts et des déplacements dans un réseau de poutres. Les symétries, antisymétries et périodicités des modèles permettent de ramener les calculs à un petit nombre de poutres dont on doit déterminer les inconnues d'effort et de déplacement.

La figure 3.24 montre le réseau périodique de poutres correspondant au modèle de cellule donné par la figure 3.16. On y voit également le groupe élémentaire de poutres qui est utilisé pour calculer le comportement global du réseau.

La figure 3.25 correspond au modèle de la figure 3.18.

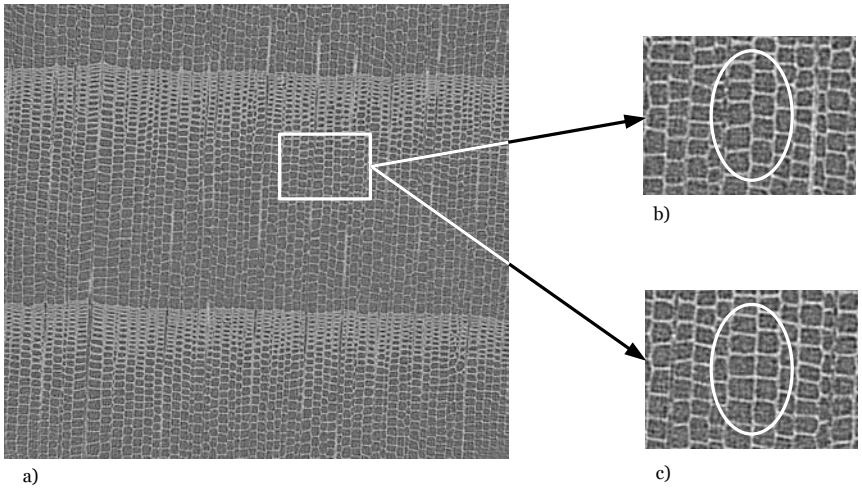


FIGURE 3.23: *Cellules d'épicéa par tomographie : les images b) et c) représentent le même groupe de cellules à deux "profondeurs" longitudinales distantes d'une centaine de microns. Sur cette distance,* β *peut passer de 0,5 à 0*

3.3.3.2 Démarche suivie

La première étape consiste à déterminer l'ensemble des efforts à chacun des noeuds du motif choisi pour le calcul. Ces efforts doivent être compatibles avec les symétries et périodicités du problème. On obtient alors différents chargements élémentaires qui correspondent aux sollicitations de traction-compression radiales et tangentielles et au cisaillement. Il s'agit en fait de relation entre les différentes forces et moments aux extrémités du motif. Il reste encore des inconnues dans ces relations qui seront levées par les continuités et les symétries des déplacements.

Ces derniers sont calculés pour chaque chargement élémentaire. C'est à cette étape qu'interviennent les propriétés mécaniques de la paroi cellulaire.

Ici on utilise la théorie des poutres pour relier efforts normaux, moments fléchissants et efforts tranchants aux déformations des poutres, et, par intégration au déplacement des extrémités.

Le résultat final du calcul se présente sous la forme d'une matrice de raideur M. Les dimensions cellulaires utilisées pour la démarche qui précède proviennent du modèle du cerne et associent le comportement calculé à une position relative x dans le cerne.

La définition de la matrice de raideur $M(x)$ est la suivante :

$$\vec{\sigma}(x) = M(x).\vec{\varepsilon}(x) \tag{3.10}$$

avec

$$\vec{\sigma}(x) = \begin{pmatrix} \sigma_{RR}(x) \\ \sigma_{TT}(x) \\ \tau_{RT}(x) \end{pmatrix}, \vec{\varepsilon}(x) = \begin{pmatrix} \varepsilon_{RR}(x) \\ \varepsilon_{TT}(x) \\ \varepsilon_{RT}(x) \end{pmatrix} and M(x) = \begin{pmatrix} \lambda_{RR}(x) & \lambda_{RT}(x) & 0 \\ \lambda_{RT}(x) & \lambda_{TT}(x) & 0 \\ 0 & 0 & 2.\mu_{RT}(x) \end{pmatrix} \tag{3.11}$$

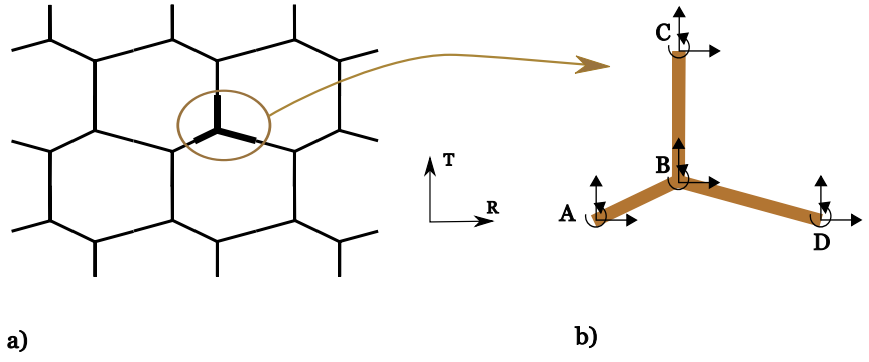


FIGURE 3.24: *Réseau de poutre périodique associé au modèle de la figure 3.16 et sous-partie utilisée pour les calculs. Les flèches représentent les inconnues d'effort et de déplacement à déterminer*

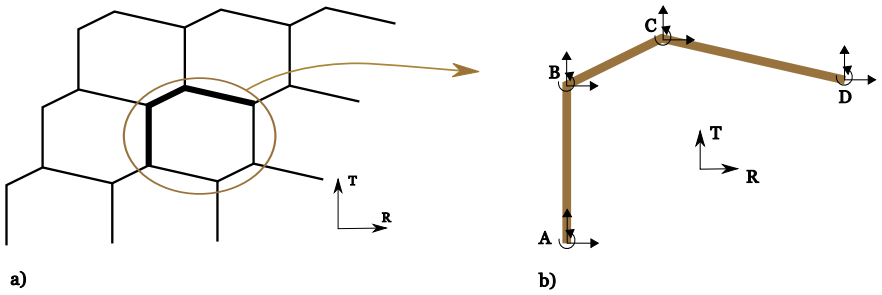


FIGURE 3.25: *Réseau de poutres périodique associé au modèle de la figure 3.18 et sous-partie utilisée pour les calculs. Les flèches représentent les inconnues d'effort et de déplacement à déterminer*

On vérifie ici que les deux modèles donnent des comportements très proches pour tous les coefficients. On doit préciser ici que dans le cas du modèle de cellule antisymétrique (celui de la figure 3.18), le comportement n'est pas parfaitement orthotrope et la matrice M contient 9 termes non nuls, sauf dans le cas où $\beta = 1/2$, pour lequel les deux modèles sont confondus.

3.4 Passage aux grandeurs moyennes, homogénéisation

3.4.1 Découpage des cernes

Cette étape consiste à considérer le cerne comme un agencement de cellules qui dans un modèle idéal ne varient pas dans la direction T et varient continuement avec la direction R. L'invariance tangentielle permet de traiter l'homogénéisation de façon unidi-

mensionnelle. L'évolution radiale continue permet de considérer que localement on a des groupes de cellules semblables. Cette hypothèse est nécessaire pour utiliser les calculs mécaniques précédents qui ne sont exacts que sur un réseau infini. Ils satisfont sur une étendue de quelques cellules similaires car au-delà d'une distance de deux cellules de celle considérée, la géométrie des cellules suivantes n'a plus qu'une faible incidence.

Le calcul de la matrice de raideur M définie plus haut se fait donc pour un nombre discret de groupes de cellules selon la largeur du cerne. Ce nombre est limité par deux critères :

1. il doit être suffisamment grand pour qu'on puisse considérer que les variations géométriques sonf faibles dans une tranche.
2. D'un autre côté chaque tranche doit contenir plusieurs cellules pour que les calculs mécaniques qu'on y réalise aient un sens physique.

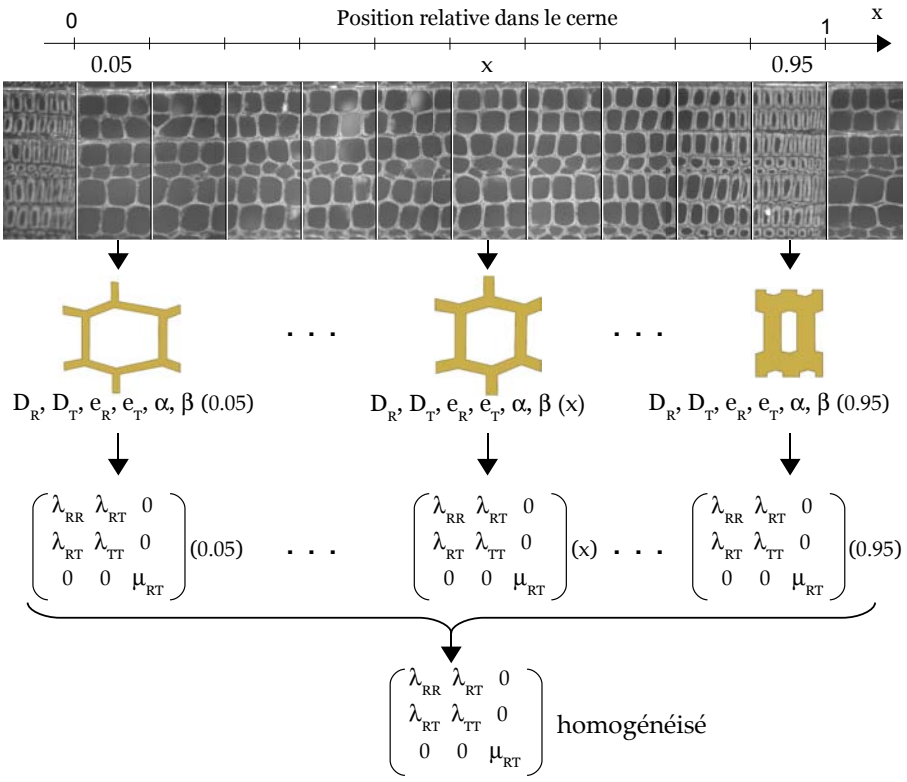


FIGURE 3.26: *Principe d'homogénéisation à l'échelle du cerne : après sous-découpage du cerne en 10 tranches, on y calcule 10 matrices locales de raideur en fonction de la morphologie puis on en déduit la matrice homogène équivalente.*

Dans le cas du cerne d'épicéa fin (1 mm) représenté sur la figure 3.26, le second critère limite à une dizaine le nombre de tranches, si on les prend de largeurs égales. Dans ce cas, les tranches de bois de printemps ne contiennent pas plus de trois cellules dans la direction radiale. Le second critère est un peu mis à mal dans le bois de transition, mais

	ρ	E_R	E_T	G_{RT}	ν_{RT}	ν_{TR}
	(g/cm^3)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	$(-)$	$(-)$
épicéa du Bugey	0.47	665	479	5.64	0.170	0.122
épicéa de Gachet[GAC 03]	0.64	1178	720	26	0.15	0.09
références[GUI 87]	0.36-0.50	640-910	390-690	23-40	-	-

TABLE 3.8: *Modules homogénéisés calculés pour deux épicéas de morphologie connue.*

c'est un compromis à trouver. L'idéal serait d'adapter la taille des tranches dans le cerne en la réduisant dans les zones de plus forte variation de la morphologie des cellules. Par souci de simplicité, cette démarche n'a pas été retenue et la plupart des calculs qui suivent sont obtenus avec 10 tranches égales.

Notons pour finir qu'un sous-découpage très fin, même largement inférieur à la largeur des cellules ne perturbe en rien les calculs. Ceux-ci ne voient en effet pas la taille des cellules par rapport à celle des cernes. Les résultats ne sont gouvernés que par les proportions des parois, toutes adimensionnées par le diamètre tangentiel.

C'est donc surtout pour un gain de temps de calcul, pour les études statistiques qu'on limite à dix le nombre de tranches. Mais on a vérifié sur des exemples qu'on change très peu les résultats en l'augmentant.

3.4.2 Obtention des modules moyens

La figure 3.26 montre le principe de calcul des modules moyens : après obtention des matrices de raideur de chaque tranche ou sous-partie du cerne, on calcule la matrice "moyenne" du matériau homogène équivalent au matériau hétérogène de départ.

Cette dernière opération est détaillée dans le chapitre 4.

3.4.3 Application aux deux exemples

On a vu dans ce qui précède deux modèles de géométrie d'épicéa. L'un, du Bugey, dont la géométrie cellulaire a été mesurée au laboratoire sur quelques cernes, l'autre décrit par Gachet [GAC 03]. On prend pour modules pariétaux ceux du tableau 3.5 page 61. Les évolutions dimensionnelles intra-cerne des cellules sont données par les graphes des figures 3.20 et 3.21 et les paramètres correspondants dans les tableaux 3.6 et 3.7. Il reste alors à définir les paramètres α et β (définis sur la figure 3.16 page 62). Pour cette première application on les fixe pour les deux cas et dans toute la largeur du cerne à 10 degrés pour α et 0,2 pour β.

Les modules d'élasticité et les coefficients de Poisson obtenus sont consignés dans le tableau 3.8.

De ce tableau ressortent plusieurs points :

– On note une forte influence de la densité sur la raideur, ces deux données évoluant dans le même sens.

- Les rapports entre modules radial et tangentiel ainsi que leur valeur sont conformes aux données connues.
- Les coefficients de Poisson calculés sont faibles.
- Le module de cisaillement calculé est particulièrement faible pour l'épicéa du Bugey.

3.5 Conclusion sur les modèles

Ce chapitre a présenté la construction d'un modèle analytique du comportement élastique du bois dans le plan transverse. Cette modélisation part de l'échelle des parois cellulaires et va jusqu'au comportement macroscopique en passant par les cellules et les cernes. A chaque étape de son élaboration, on a cherché à rendre compte des complexités du bois,et les modèles ont été justifiés de façon rigoureuse. Ces choix ont été justifiés soit par des observations soit par des références bibliographiques. On s'est aussi appliqué à ne pas trop multiplier le nombre de paramètres.

Ainsi, on estime les cinq grandeurs du comportement elastique d'un résineux en fonction des paramètres suivants :

- les modules de parois E_2 et G_{23} dans le début du bois de printemps et la fin du bois d'été soient 4 paramètres élastiques microscopiques. A défaut de 2×2 valeurs on peut se contenter de deux modules moyens constants dans tout le cerne.
- la largeur tangentielle moyenne des cellules, D_T.
- les autres dimensions cellulaires D_R, e_R et e_T au début et à la fin du cerne (6 paramètres).
- la position de la transition entre bois de printemps et d'été : une valeur ou bien trois si l'on souhaite distinguer l'évolution de D_R, e_R et e_T.
- Enfin on doit donner l'angle α et le croisement β qui caractérise la forme des cellules. On verra au chapitre 5 l'influence de ces 2 derniers paramètres et une manière de les traiter.

On totalise au final, suivant la finesse de l'étude qu'on souhaite mener, entre 10 et 16 paramètres caractéristiques d'un échantillon de bois. L'aspect analytique du modèle va nous permettre d'étudier l'influence de certains de ses paramètres, et notamment de considérer que certains varient aléatoirement à diverses échelles. Ce type d'étude paramétrique est plus aisé à réaliser que sur un modèle numérique.

Les limites du modèle découlent de son aspect analytique et des modélisations associées. Sa résolution n'est possible que grâce à l'hypothèse d'invariance du bois dans les directions tangentielle et longitudinale. De fait, on ne considère pas ici la morphologie tridimensionnelle du bois : du point de vue du comportement élastique transverse, on peut énoncer deux sources d'erreurs dans l'estimation du comportement :

- Les rayons ligneux ne sont pas pris en compte dans les calculs. D'après nos observations et la littérature, c'est surtout le module radial E_R qu'on sous-estime ici. L'erreur est évaluée pour l'épicéa entre 200 et 300 MPa sur les 600 à 1000 MPa

cherchés. Ces rayons ont également une influence sur les coefficients de Poisson transverses. Leur influence sur E_T et G_{RT} est vraisemblablement faible.

– Le module de cisaillement G_{RT} est quant à lui sous-évalué par le modèle dans le bois de printemps. La structure idéalisée est alors si souple que l'aspect tridimensionnel des cellules ne peut être négligeable : d'une part les aboutements entre cellules sont bien plus raides en cisaillement que les parties centrales des cellules. D'autre part, la géométrie variable des cellules dans la direction longitudinale crée très vraisemblablement des effets de voiles en tension rigidifiant le comportement. Le module de cisaillement global s'en trouve affecté car il dépend très fortement de celui du bois de printemps.

Dans le chapitre qui suit, on détaille les calculs du comportement élastique. D'abord pour la cellule puis pour le cerne. Dans le chapitre 5, on utilise le modèle pour étudier la variabilité de la raideur transverse à plusieurs échelles.

Chapitre 4

Développement du calcul de comportement cellulaire

Le chapitre précédent a énuméré les étapes du calcul mécanique du comportement élastique transverse des résineux, en partant des parois cellulaires jusqu'au cerne complet. Ce chapitre revient sur les détails du calcul du comportement cellulaire à partir des propriétés pariétales, et sur l'homogénéisation intra cerne. Il n'est pas indispensable pour la compréhension du chapitre 5.

Sommaire

4.1 Comportement mécanique d'un réseau de cellules 79

4.1.1 Rappel du problème et notations 79

4.1.2 Inconnues et équations 79

4.1.3 Chargements imposés 82

4.1.4 Paramétrage et calculs 86

4.1.5 Matrices du comportement 88

4.2 Homogénéisation sur un cerne 90

4.2.1 Hypothèses 90

4.2.2 Equations locales 90

4.2.3 Résolution 90

4.2.4 Calcul du comportement homogène équivalent 91
4.3 Mise en oeuvre des calculs 92

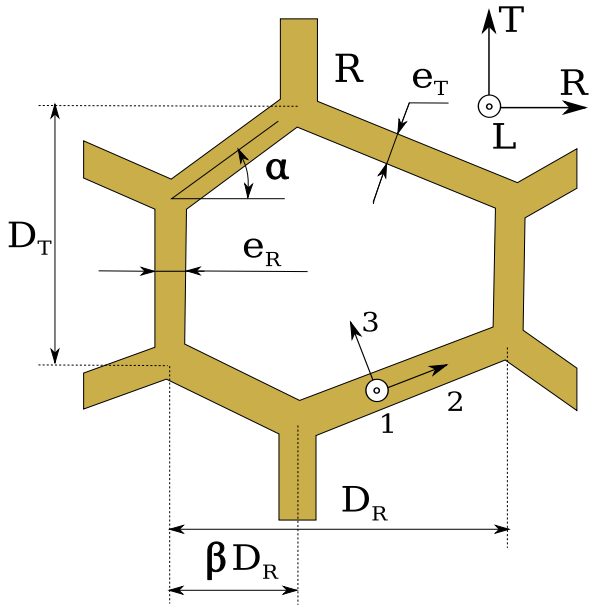


FIGURE 4.1: *Modèle géométrique des cellules dont le comportement est calculé dans ce chapitre : 6 paramètres indépendants : 4 dimensions D_R,D_T,e_R,e_T et 2 paramètres géométriques* α *et* β

4.1 Comportement mécanique d'un réseau de cellules

4.1.1 Rappel du problème et notations

On traite ici la géométrie cellulaire de la figure 4.1. Cette configuration est associée au réseau périodique de la figure 4.2-a. On y montre également une maille élémentaire du réseau (fig.4.2-b). Les symétries à l'intérieur de la maille permettent de ne faire les calculs que sur la moitié des poutres, c'est à dire sur la partie de la figure 4.2-c. Ces quatre morceaux de poutre seront utilisés pour calculer le comportement global du réseau.

4.1.2 Inconnues et équations

On fait ici l'inventaire des inconnues et des équations du problème. On raisonne ici sur la maille élémentaire rectangulaire (fig.4.2-b) qui comporte 4 points d'entrée H, L, H' et L'. On dénombre pour chacun de ces noeuds 3 inconnues statiques et 3 inconnues cinématiques. On totalise ainsi $(3+3)\times 4 = 24$ inconnues.

Les inconnues sont répertoriées dans le repère L,R,T comme suit :

Pour les efforts appliqués par l'extérieur (maille adjacente) sur la maille au noeud N :

- R_N la résultante radiale,
- T_N la résultante tangentielle,
- M_N le moment (porté par L).

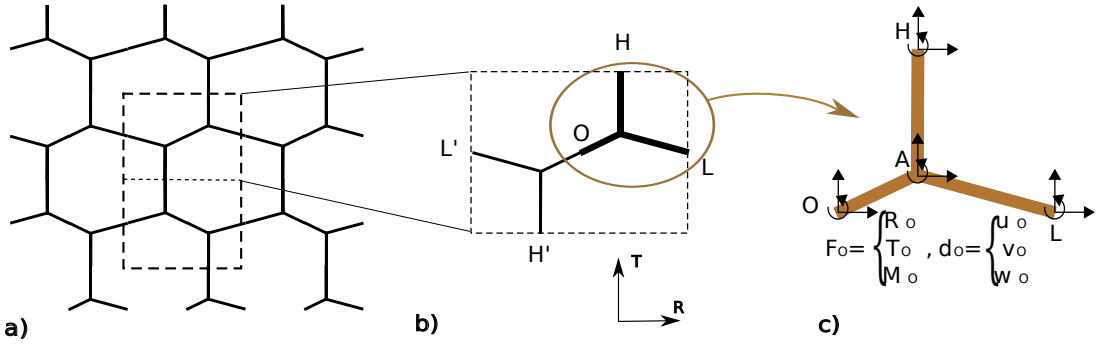


FIGURE 4.2: *a) Réseau de poutres périodique associé au modèle de la figure 4.1 et maille élémentaire, b) demi-maille élémentaire pour l'énumération des inconnues et équations, et c) sous-partie utilisée pour les calculs des relations internes. Les flèches représentent les inconnues d'effort et de déplacement à déterminer*

On rassemble ces trois composantes dans F_N, tel que

$$F_N = \begin{bmatrix} R_N \\ T_N \\ M_N \end{bmatrix}$$

On note les déplacements sous la forme suivante :
- u_N le déplacement radial,
- v_N le déplacement tangentiel,
- w_N la rotation en N (portés par L).

On rassemble ces trois composantes dans d_N, tel que

$$d_N = \begin{bmatrix} u_N \\ v_N \\ w_N \end{bmatrix}$$

Pour résumer, on dispose donc de 12 inconnues d'efforts :

$$R_H,\ T_H,\ M_H,\ R_L,\ T_L,\ M_L,\ R_{H'},\ T_{H'},\ M_{H'},\ R_{L'},\ T_{L'},\ M_{L'}$$

et de 12 inconnues de déplacements :

$$u_H,\ v_H,\ w_H,\ u_L,\ v_L,\ w_L,\ u_{H'},\ v_{H'},\ w_{H'},\ u_{L'},\ v_{L'},\ w_{L'}$$

Les inconnues étant listées, considérons les relations qui les lient.

La périodicité lie fortement les efforts : les points L et L' étant connectés entre eux dans le réseau, on a : $F_L = -F_{L'}$. Ces deux relations constituent 3 équations :

$$R_L = R_{L'} \tag{4.1}$$
$$T_L = T_{L'} \tag{4.2}$$
$$M_L = M_{L'} \tag{4.3}$$

On retrouve ces relations sur les points H et H' sur les résultantes en raisonnant sur la maille complète : $R_H = -R_{H'}$ et $T_H = -T_{H'}$. Mais du fait de la symétrie par rapport à l'axe $H'\vec{R}$ la relation sur les moments est : $M_H = M_{H'}$. Ce qui constitue 3 équations de plus :

$$R_H = -R_{H'} \tag{4.4}$$
$$T_H = -T_{H'} \tag{4.5}$$
$$M_H = M_{H'} \tag{4.6}$$

L'équilibre global de la maille est alors assuré pour les résultantes. Une équation supplémentaire permet de vérifier l'équilibre en moments. La somme des moments, exprimée par exemple au point L, est nulle :

$$\sum M_{ext \to maille} = 0 \tag{4.7}$$

Sur les déplacements, la périodicité ne lie que les rotations : $w_H = w_{H'}$ et $w_L = w_{L'}$, soit 2 équations supplémentaires :

$$w_H = w_{H'} \tag{4.8}$$
$$w_L = w_{L'} \tag{4.9}$$

La suppression des mouvements de corps solide ajoute 3 équations : les deux concernant les déplacements peuvent s'écrire par exemple : $u_{H'} = 0$ et $v_{H'} = O$. En ce qui concerne la rotation globale, elle répond à une équation qui dépend du type de chargement, on la précisera par la suite.

$$u_{H'} = 0 \tag{4.10}$$
$$v_{H'} = 0 \tag{4.11}$$
$$w_{H'} = f(chargement) \tag{4.12}$$

Le comportement interne relie les efforts appliqués sur la maille aux déplacements en chaque noeud. Les déplacements dépendent des efforts dans le réseau de poutre, et du fait des relations entre ses efforts, on peut se contenter des efforts en H et L (ou H' et L'). En prenant le point H' comme référence, puisque les déplacements $u_{H'}$ et $v_{H'}$ y sont fixés à 0, les relations internes peuvent s'écrire :

- $d(L') = f_{L'}(w_{H'}, F_H, F_L)$
- $d(L) = f_L(w_{H'}, F_H, F_L)$
- $d(H) = f_H(w_{H'}, F_H, F_L)$

Où $f_{L'}$, f_L et f_H sont des fonctions qui dépendent de la géométrie des cellules. Elles portent chacune sur les trois composantes du déplacement nodale, ce qui ajoute $3 \times 3 = 9$ équations qu'on peut lister complètement :

$$u_{L'} = f^u_{L'}(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.13}$$
$$v_{L'} = f^v_{L'}(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.14}$$
$$w_{L'} = f^w_{L'}(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.15}$$
$$u_L = f^u_L(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.16}$$
$$v_L = f^v_L(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.17}$$
$$w_L = f^w_L(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.18}$$
$$u_H = f^u_H(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.19}$$
$$v_H = f^v_H(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.20}$$
$$w_H = f^w_H(w_{H'}, R_H, T_H, M_H, R_L, T_L, M_L) \tag{4.21}$$

Les relations précédentes totalisent donc 21 équations indépendantes portant sur les 24 inconnues listées au départ.

On cherche ici à déterminer les déformations de la maille vue comme un milieu continu en fonction des contraintes appliquées sur ces bords. On va alors imposer une combinaison de trois chargements élémentaires indépendants correspondant à la traction (ou compression) radiale (σ_R), à la traction tangentielle (σ_T) et au cisaillement pur (τ).

Dans la pratique, on résoudra le système trois fois, avec dans chaque cas uniquement un des trois chargements précédents.

Pour chaque cas,($\sigma_R = 0$, $\sigma_T = 1$ et $\tau = 0$ par exemple) le chargement permet d'apporter 3 nouvelles relations indépendantes de plus que les inconnues qui peuvent s'ajouter. Ces relations et inconnues qui s'ajoutent sont énumérées plus loin. On retrouve alors l'égalité entre le nombre d'inconnues et d'équations et le problème se résout.

4.1.3 Chargements imposés

Dans ce cas réduit aux noeuds O, A, H et L, on bloque les monvements de corps solide en O : $u_O = 0$ et $v_O = O$. w_O sera calculé par la suite en fonction du type de chargement.

On distingue trois chargements élémentaires qui correspondent respectivement à la traction radiale, à la traction tangentielle et au cisaillement.

4.1.3.1 Traction radiale et tangentielle

Les symétries de la géométrie ajoutent pour ces deux cas de chargements symétriques la condition sur H :

$$R_H = 0$$

L'équilibre donne de plus la condition :

$$R_O + R_L = 0$$

Le chargement de traction radiale prend alors la forme suivante :

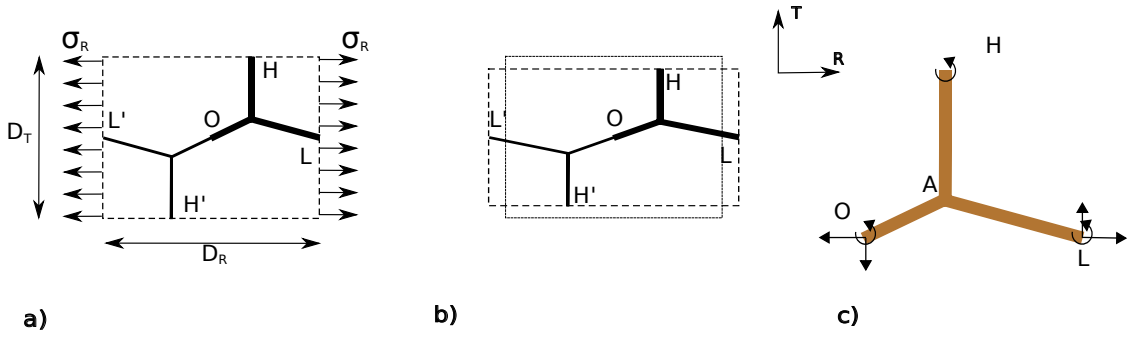


FIGURE 4.3: *Chargement de traction radiale sur une maille élémentaire (a), déformation qui en découle (b) et conditions sur le chargement nodal (c).*

$$\mathcal{C}_R \qquad \begin{cases} R_O = -\sigma_R D_T \\ T_O = -a\sigma_R D_R \end{cases} \qquad \begin{cases} R_L = \sigma_R D_T \\ T_L = a\sigma_R D_R \end{cases}$$

σ_R représentant la contrainte équivalente radiale. Elle correspond aux efforts radiaux ramenés au diamètre tangentiel D_T.

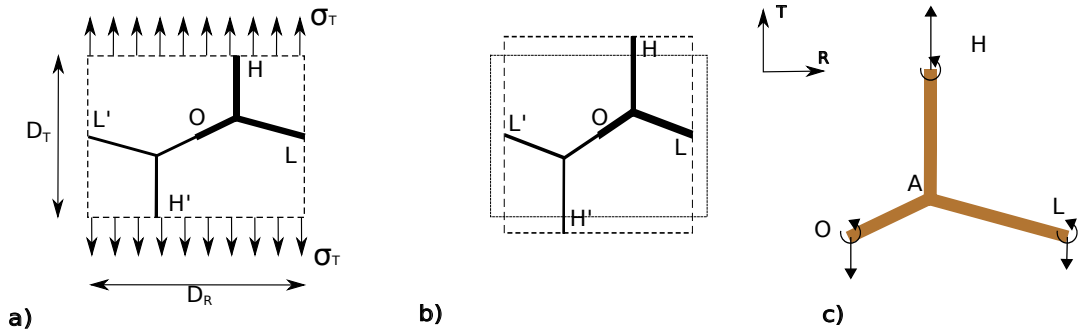


FIGURE 4.4: *Chargement de traction tangentielle sur une maille élémentaire (a), déformation qui en découle (b) et conditions sur le chargement nodal (c).*

De la même façon le chargement de traction tangentielle est de la forme :

$$\mathcal{C}_T \qquad \begin{cases} R_O = 0 \\ T_O = -b\sigma_T D_R \end{cases} \qquad \begin{cases} R_L = 0 \\ T_L = -(1-b)\sigma_T D_R \end{cases}$$

où σ_T est la contrainte équivalente tangentielle correspondant aux efforts tangentiels ramenés au diamètre radial D_R.

a ou b seront déterminés après avoir exprimé les déplacements. a et w_O ou b et w_O devront permettre de vérifier $w_H = 0$ du fait de la symétrie et $v_O = v_L$ qui exprime l'absence de rotation de la maille pour ces deux chargements.

Les nouvelles relations et inconnues sont donc les suivantes :

– Pour la traction radiale :
  Une inconnue supplémentaire : a
  Quatre équations supplémentaires :

$$R_H = 0 \tag{4.22}$$
$$R_L = \sigma_R D_T \tag{4.23}$$
$$T_L = a\sigma_R D_R \tag{4.24}$$
$$v_O = v_L \tag{4.25}$$

– Et pour la traction tangentielle :
  Une inconnue supplémentaire : b
  Quatre équations supplémentaires :

$$R_H = 0 \tag{4.26}$$
$$R_L = 0 \tag{4.27}$$
$$T_L = -(1-b)\sigma_T D_R \tag{4.28}$$
$$v_O = v_L \tag{4.29}$$

Pour ces deux chargements, l'équation 4.12 prend la forme : $w_{H'} = 0$
Le vecteur des déformations s'écrit alors :

$$\vec{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_R = \frac{u_L - u_O}{D_R} \\ \varepsilon_T = \frac{2v_O}{D_T} \\ \gamma = 0 \end{pmatrix}$$

4.1.3.2 Cisaillement transverse

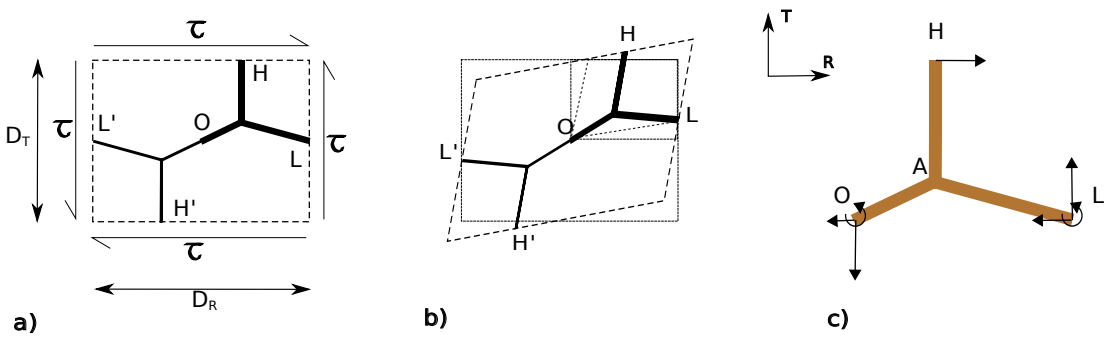


FIGURE 4.5: *Chargement de cisaillement sur une maille élémentaire (a), déformation qui en découle (b) et conditions sur le chargement nodal (c).*

Dans ce cas le chargement est antisymétrique et se traduit sur H par :

$$M_H = 0 \tag{4.30}$$

L'équilibre en moment exprimé en H donne alors les conditions :

$$T_O + T_L = 0 \tag{4.31}$$

$$R_O + R_L D_T/2 - T_O D_R = 0 \tag{4.32}$$

Le chargement de cisaillement est alors de la forme :

$$\mathcal{C}_{RT} \qquad \begin{cases} R_O = -c\tau D_R \\ R_L = (c-1)\tau D_R \\ T_O = -c\tau D_T/2 \\ T_L = c\tau D_T/2 \end{cases}$$

c et $w_{H'}$ seront dans ce cas déterminés par l'absence d'élongation de la maille sous cette sollicitation :

$$u_O = u_L \tag{4.33}$$

et

$$v_H = \beta(v_L - v_O) \tag{4.34}$$

Les nouvelles relations et inconnues pour le cisaillement pur sont donc les suivantes :
Une inconnue supplémentaire : c
L'équation 4.12 n'est donc pas explicite comme dans les deux cas prédents. On est alors ramenés à 20 équations dans la liste générale, pour les 25 inconnues dont c.
On liste alors cinq équations supplémentaires :

$$M_H = 0 \tag{4.35}$$
$$R_L = (c-1)\tau D_R \tag{4.36}$$
$$T_L = c\tau D_T/2 \tag{4.37}$$
$$u_O = u_L \tag{4.38}$$
$$v_H = \beta(v_L - v_O) \tag{4.39}$$

Le vecteur des déformations s'écrit dans ce cas :

$$\vec{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_R = 0 \\ \varepsilon_T = 0 \\ \gamma = \frac{v_L - v_O}{D_R/2} + \frac{u_H - u_O}{D_T/2} = 2\left(\frac{v_L - v_O}{D_R} + \frac{u_H - u_O}{D_T}\right) \end{pmatrix}$$

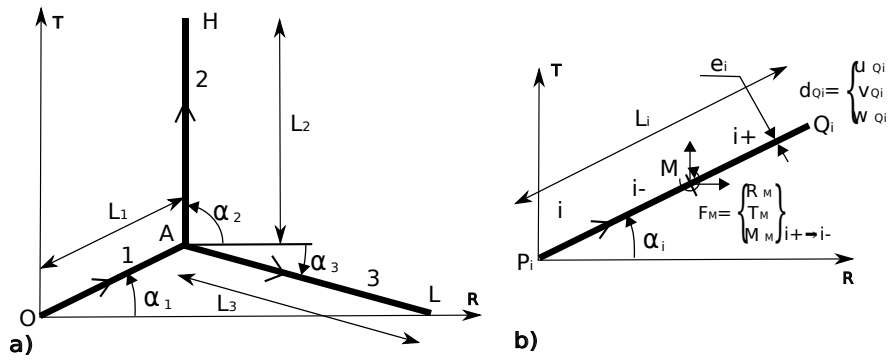


FIGURE 4.6: *Notations pour le calcul mécanique des efforts F et des déplacements d dans la structure. On sous-découpe le quart de maille en trois poutres i=1,2,3 de longueur L_i d'épaisseur e_i et inclinées d'un angle α_i par rapport à la direction radiale (R)*

4.1.4 Paramétrage et calculs

A partir de cette étape, on travaille sur le quart de maille dessiné sur la figure 4.2-c. la symétrie centrale autour de O permet en effet de simplifier les calculs des relations de comportement internes.

Pour les calculs des efforts, ainsi que pour ceux des déplacements, on paramètre les trois poutres considérées sur la figure 4.6. Ce paramétrage consiste à orienter chaque poutre (OA de O à A, AH de A à H et AL de A à L) et à définir leur inclinaison (respectivement α_1,α_2 et α_3). On peut alors raisonner sur une unique poutre indicée *i* de longueur L_i et d'épaisseur e_i.

Avant de détailler les équations statiques et cinématiques, on peut relier les dimensions et les angles ci-dessus aux paramètres de la figure 4.1 : les 4 dimensions D_R,D_T,e_R,e_T l'angle α et le croisement entre cellules β.

Concernant les épaisseurs, on peut écrire que $e_1 = e_T$, $e_2 = e_R$ et $e_3 = e_T$. L'angle α_1 correspond à l'angle α et $\alpha_2 = 90°$.

L_1 est ensuite donné par :

$$L_1 \cos(\alpha_1) = \beta \frac{D_R}{2} \tag{4.40}$$

Puis α_2 vérifie :

$$L_1 \sin(\alpha_1) = -(1-\beta)\frac{D_R}{2}\tan(\alpha_2) \tag{4.41}$$

On en déduit alors L_2 par la relation :

$$L_2 \cos(\alpha_2) = (1-\beta)\frac{D_R}{2} \tag{4.42}$$

Et enfin L_3 par :

$$L_3 = \frac{D_T}{2} - L_1 \sin(\alpha_1) \tag{4.43}$$

4.1.4.1 Calcul des efforts

Quelque soit le type de chargement, on doit calculer les efforts en tout point du réseau, à savoir ici O, A, H et L. Rappelons la notation F_{Mi} des efforts dans la poutre d'indice i, exercés par la partie $i+$ sur la partie $i-$ au point M. (voir figure 4.6-b)

$$F_{Mi} = \begin{bmatrix} R_{Mi} \\ T_{Mi} \\ M_{Mi} \end{bmatrix}$$

Les conditions aux limites de la structure OAHL s'écrivent :

$$F_{P1} = -F_O \qquad F_{Q2} = F_H \qquad F_{Q3} = F_L \tag{4.44}$$

Au point A on a la relation :

$$F_{Q1} = F_{P2} + F_{P3} \tag{4.45}$$

Enfin on écrit l'équilibre de chaque poutre :

$$\begin{cases} R_{Qi} = R_{Pi} \equiv R_i \\ T_{Qi} = T_{Pi} \equiv R_i \\ M_{Qi} = M_{Pi} + R_i(R_i \sin(\alpha_i) - T_i \cos(\alpha_i)) \end{cases}$$

Pour chaque chargement, on exprime ainsi tous les efforts nodaux en fonction des paramètres σ_R), σ_T) ou τ).

4.1.4.2 Calcul des déplacements

On peut ensuite exprimer les déplacements des extrémités en partant de O et en allant vers L et H en passant par A.

Pour chaque poutre i, on décompose le déplacement comme suit :

$$d_{Qi} = d_i^{cs} + d_i^t + d_i^c + d_i^f \tag{4.46}$$

avec d_i^{cs} le déplacement de Q_i dû au mouvement de corps solide

d_i^t le déplacement de Q_i dû aux déformations de traction

d_i^c le déplacement de Q_i dû aux déformations de cisaillement

d_i^f le déplacement de Q_i dû aux déformations de flexion

Les équations suivantes donnent les expressions de toutes ces composantes du mouvement :

- Le déplacement en Q_i venant du mouvement d'ensemble de la poutre, ou mouvement de corps solide :

$$d_i^{cs} = \begin{cases} u_{Qi}^{cs} = u_{Pi} - w_{Pi} L_i \sin(\alpha_i) \\ v_{Qi}^{cs} = v_{Pi} + w_{Pi} L_i \cos(\alpha_i) \\ w_{Qi}^{cs} = w_{Pi} \end{cases}$$

– Le déplacement en Q_i venant des déformations de traction :

$$d_i^t = \begin{cases} u_{Qi}^t = \frac{L_i}{E_2 e_i}(R_i \cos(\alpha_i)^2 + T_i \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ v_{Qi}^t = \frac{L_i}{E_2 e_i}(T_i \sin(\alpha_i)^2 + R_i \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ w_{Qi}^t = 0 \end{cases}$$

E_2 est le module d'élasticité des poutres suivant leur longueur, donc celui des parois cellulaires suivant la direction 2 (voir la figure 3.12 page 56).

– Le déplacement en Q_i venant des déformations de cisaillement :

$$d_i^c = \begin{cases} u_{Qi}^c = \frac{L_i}{G_{23} e_i}(R_i \sin(\alpha_i)^2 - T_i \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ v_{Qi}^c = \frac{L_i}{G_{23} e_i}(T_i \cos(\alpha_i)^2 - R_i \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ w_{Qi}^c = 0 \end{cases}$$

G_{23} est le module de cisaillement des poutres suivant leur longueur, c'est-à-dire celui des parois cellulaires dans le plan transverse (voir la figure 3.12 page 56).

– Enfin le déplacement en Q_i venant des déformations de flexion :

$$d_i^f = \begin{cases} u_{Qi}^f = \frac{L_i^2}{E_2 I_i}(-\frac{M_{Qi}}{2} + R_i \frac{L_i}{3} \sin(\alpha_i)^2 - T_i \frac{L_i}{3} \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ v_{Qi}^f = \frac{L_i^2}{E_2 I_i}(\frac{M_{Qi}}{2} + T_i \frac{L_i}{3} \cos(\alpha_i)^2 - R_i \frac{L_i}{3} \sin(\alpha_i)\cos(\alpha_i)) \\ w_{Qi}^f = \frac{L_i}{E_2 I_i}(M_{Qi} - R_i \frac{L_i}{2} \sin(\alpha_i) + T_i \frac{L_i}{2} \cos(\alpha_i)) \end{cases}$$

I_i est l'inertie de la poutre en flexion : $I_i = \frac{e_i^3}{12}$.

4.1.4.3 Bilan

En utilisant toutes les relations qui précèdent, on obtient les déplacements aux points O, H et L pour chaque type de chargement. On va alors construire la matrice de comportement du réseau de poutres périodique.

4.1.5 Matrices du comportement

Les matrices de comportement relient les contraintes $\vec{\sigma}$ et les déformations $\vec{\varepsilon}$:

$$\vec{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau \end{pmatrix}, \vec{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma \end{pmatrix}$$

On distingue la matrice de raideur **M** qui vérifie :

$$\vec{\sigma} = \mathbf{M}\vec{\varepsilon} \tag{4.47}$$

et qu'on écrit sous la forme :

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} \lambda_{RR} & \lambda_{RT} & 0 \\ \lambda_{TR} & \lambda_{TT} & 0 \\ 0 & 0 & 2.\mu \end{pmatrix} \tag{4.48}$$

et la matrice de compliance **C** qui vérifie :

$$\vec{\varepsilon} = \mathbf{C}\vec{\sigma} \tag{4.49}$$

qu'on écrit :

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} K_{RR} & K_{RT} & 0 \\ K_{TR} & K_{TT} & 0 \\ 0 & 0 & K_{RTRT} \end{pmatrix} \tag{4.50}$$

On peut donc écrire que :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{RR} & K_{RT} & 0 \\ K_{TR} & K_{TT} & 0 \\ 0 & 0 & K_{RTRT} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau \end{pmatrix} \tag{4.51}$$

Comme les contraintes σ_R, σ_T et τ sont imposables indépendamment les unes des autres, on peut calculer les 5 composantes de la matrice de compliance C :

$$K_{RR} = \left(\frac{\varepsilon_R}{\sigma_R}\right)_{\sigma_T=0} \tag{4.52}$$

$$K_{TT} = \left(\frac{\varepsilon_T}{\sigma_T}\right)_{\sigma_R=0} \tag{4.53}$$

$$K_{RT} = \left(\frac{\varepsilon_R}{\sigma_T}\right)_{\sigma_R=0} \tag{4.54}$$

$$K_{RR} = \left(\frac{\varepsilon_T}{\sigma_R}\right)_{\sigma_T=0} \tag{4.55}$$

$$K_{RTRT} = \left(\frac{\gamma}{\tau}\right) \tag{4.56}$$

On vérifie au passage l'égalité entre K_{RT} et K_{TR}. La matrice C étant calculée complètement, on l'inverse pour obtenir la matrice de raideur $M = C^{-1}$.

On donne enfin le comportement homogène équivalent du réseau de cellules périodique sous la forme de modules et coefficients de Poisson :

$$\nu_{RT} = \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{TT}} \tag{4.57}$$

$$\nu_{TR} = \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \tag{4.58}$$

$$E_R = \lambda_{RR}(1 - \nu_{RT}\nu_{TR}) \tag{4.59}$$

$$E_T = \lambda_{TT}(1 - \nu_{RT}\nu_{TR}) \tag{4.60}$$

$$G = 2.\mu \tag{4.61}$$

4.2 Homogénéisation sur un cerne

Les calculs précédents ont permis de calculer le comportement d'un réseau périodique de cellules en fonction de leur géométrie. Cette morphologie évoluant lorsqu'on parcourt le cerne dans la direction radiale, il faut maintenant calculer un comportement homogène équivalent pour un milieu constitué de cernes successifs.

4.2.1 Hypothèses

Les calculs qui suivent sont valables dans un milieu infini dans le plan RT. On peut estimer que sur une surface de quelques largeurs de cernes au carré, les conclusions restent valables, les effets de bord étant alors négligeables.

On néglige la courbure des cernes, ce qui est satisfaisant sur la surface que l'on vient de mentionner, hormis dans le proche voisinage du coeur. Le bois est alors considéré comme périodique dans la direction radiale et invariant dans la direction tangentielle. Le problème est monodimensionnel, dans la direction radiale. On note r la position suivant cet axe.

Les champs de comportement élastique $\mathbf{M}$, de contrainte σ et de déformation ε ne dépendent alors que de la variable r :

$$\mathbf{M}(r);\sigma(r);\varepsilon(r)$$

4.2.2 Equations locales

Comme on l'a défini plus haut on peut écrire ici localement $\sigma(r) = \mathbf{M}(r)\varepsilon(r)$, soit :

$$\begin{pmatrix} \sigma_R(r) \\ \sigma_T(r) \\ \tau(r) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda_{RR}(r) & \lambda_{RT}(r) & 0 \\ \lambda_{TR}(r) & \lambda_{TT}(r) & 0 \\ 0 & 0 & 2.\mu_{RT}(r) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_R(r) \\ \varepsilon_T(r) \\ \gamma(r) \end{pmatrix} \tag{4.62}$$

Cette relation matricielle équivaut aux 3 équations :

$$\sigma_R(r) = \lambda_{RR}(r)\varepsilon_R(r) + \lambda_{RT}(r)\varepsilon_T(r) \tag{4.63}$$

$$\sigma_T(r) = \lambda_{TR}(r)\varepsilon_R(r) + \lambda_{TT}(r)\varepsilon_T(r) \tag{4.64}$$

$$\tau(r) = 2.\mu(r)\gamma(r) \tag{4.65}$$

4.2.3 Résolution

Du fait de l'invariance des contraintes dans la direction tangentielle, l'équilibre mécanique de tout élément de longueur dr conduit à écrire :

$$\begin{cases} \sigma_{R,r} = 0 \\ \tau_{,r} = 0 \end{cases} \quad \Rightarrow \quad \begin{cases} \sigma_R = A \\ \tau = B \end{cases}$$

De plus en se plaçant dans un milieu invariant et infini tangentiellement on a nécésairement :

$$\varepsilon_R = cste = a$$

Dès lors, on réécrit les relations de comportement. Pour la traction (et compression) :

$$\lambda_{RR}(r)\varepsilon_R(r) + \lambda_{RT}(t)a = A \qquad \Rightarrow \qquad \varepsilon_R(r) = \frac{A - \lambda_{RT}(r)a}{\lambda_{RR}(r)} \tag{4.66}$$

$$\sigma_T(r) = \frac{\lambda_{RT}(r)A - \lambda_{RT}^2(r)a}{\lambda_{RR}(r)} + \lambda_{TT}(r)a \tag{4.67}$$

et pour le cisaillement :

$$\gamma(r) = \frac{B}{2\mu(r)} \tag{4.68}$$

4.2.4 Calcul du comportement homogène équivalent

On cherche les relations entre contraintes et déformations moyennes. On note $\langle var \rangle$ la moyenne de la variable $var(r)$ sur un cerne et $\tilde{\lambda}$ les coefficients élastiques homogènes équivalents.

L'application au cisaillement est simple :

$$\langle \gamma(r) \rangle = \left\langle \frac{B}{2\mu(r)} \right\rangle = B \left\langle \frac{1}{2\mu(r)} \right\rangle \tag{4.69}$$

Or $B = \tau = \langle \tau \rangle$ et on cherche $\tilde{\mu}$ tel que $\langle \tau \rangle = 2.\tilde{\mu}\langle \gamma \rangle$ donc :

$$\langle \tau \rangle = \frac{1}{\left\langle \frac{1}{2\mu} \right\rangle} \langle \gamma \rangle \qquad \Rightarrow \qquad \tilde{\mu} = \frac{1}{\left\langle \frac{1}{\mu} \right\rangle} \tag{4.70}$$

De la même façon on obtient que d'une part :

$$\sigma_R = \frac{1}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} \langle \varepsilon_R \rangle + \frac{\left\langle \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \right\rangle}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} \varepsilon_T \tag{4.71}$$

et d'autre part :

$$\langle \sigma_T \rangle = \frac{\left\langle \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \right\rangle}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} \langle \varepsilon_R \rangle + \left(\langle \lambda_{TT} \rangle + \frac{\left\langle \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \right\rangle^2}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} - \left\langle \frac{\lambda_{TT}^2}{\lambda_{RR}} \right\rangle \right) \varepsilon_T \tag{4.72}$$

On en déduit la matrice de raideur homogénéisée $\tilde{\mathbf{M}}$ dont les coefficients sont :

$$\tilde{\lambda_{RR}} = \frac{1}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} \tag{4.73}$$

$$\tilde{\lambda_{RT}} = \frac{\left\langle \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \right\rangle}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} \tag{4.74}$$

$$\tilde{\lambda_{TT}} = \langle \lambda_{TT} \rangle + \frac{\left\langle \frac{\lambda_{RT}}{\lambda_{RR}} \right\rangle^2}{\left\langle \frac{1}{\lambda_{RR}} \right\rangle} - \left\langle \frac{\lambda_{TT}^2}{\lambda_{RR}} \right\rangle \tag{4.75}$$

$$\tilde{\lambda_{TR}} = \tilde{\lambda_{RT}} \tag{4.76}$$

$$\tilde{\mu} = \frac{1}{\left\langle \frac{1}{\mu} \right\rangle} \tag{4.77}$$

4.3 Mise en oeuvre des calculs

Ces calculs sont réalisés sous Maple. La partie du programme correspondant aux étapes du calcul énumérées dans ce chapitre sont données en annexe.

Le chapitre suivant exploite largement les résultats de ce modèle.

Chapitre 5

Application à l'épicéa, comparaison d'essais au modèle

On va appliquer les modèles décrits au chapitre précédent en les comparant à des essais réalisés sur des échatillon de résineux. Le but est de comparer les résultats des modèles aux grandeurs accessibles expérimentalement et d'utiliser la simulation pour accéder à d'autres, non mesurables.

Sommaire

5.1 Logiciels et bois utilisés 94
5.1.1 Le bois testé 94
5.1.2 La simulation 94
5.2 Comportement mésoscopique 94
5.2.1 Variations intra-cerne 94
5.2.2 Homogénéisation et variations inter-cernes 100
5.3 Comportement macroscopique 109
5.3.1 Orthotropie et conséquences 109
5.4 Vers l'endommagement 114
5.5 Conclusion 116

5.1 Logiciels et bois utilisés

5.1.1 Le bois testé

Sauf mention contraire, le bois utilisé dans les essais présentés dans la suite provient d'un même épicéa. Cet arbre prélevé dans le Bugey, dans l'Ain a été fourni par l'entreprise Monnet-Sève, scié et vert. Il a été séché naturellement dans les locaux du LaMCoS. Les cernes sont fins (1 à 2 mm) et sa masse volumique est de l'ordre de 450 kg/m^3 à 12 % d'humidité.

D'autres essais, moins nombreux ont été réalisés sur des épicéas et des pins italiens grâce à des échantillons fournis par IVALSA de Trento. Enfin un morceau de douglas du Beaujolais a aussi été testé.

5.1.2 La simulation

Les calculs des propriétés mécaniques en fonction de la morphologie décrits dans la partie précédente sont réalisés avec Maple (code donné en annexe). Les modules élastiques obtenus sont ensuite utilisés dans ABAQUS pour des simulations par éléments finis. Plusieurs types de calculs sont réalisés pour vérifier et analyser les différents résultats précédents.

- Les plus simples modélisent le bois comme orthotrope mais homogène. Ils permettent des comparaisons avec des cas macroscopiques sur des échantillons à grand nombre de cernes.
- Un cas un peu plus élaboré consiste à donner à chaque cerne un comportement moyen homogène mais variable d'un cerne à l'autre afin de rendre compte des variabilités inter cernes. On conserve l'orthotropie et on y ajoute une dose d'hétérogénéité.
- A l'échelle mésoscopique de quelques cernes, on donne aux cernes un comportement continuement variable entre le début du bois de printemps et la fin du bois d'été. Les lois d'évolution ne dépendent que de la position radiale dans le cerne et peuvent varier d'un cerne à l'autre pour traduire la variabilité cerne à cerne. On a alors un modèle hétérogène anisotrope.

5.2 Comportement mésoscopique

5.2.1 Variations intra-cerne

Les calculs issus du modèle décrit dans la partie précédente étant analytiques, ils sont très rapides et on traite ainsi un grand nombre de cas. On prend ainsi en compte l'aspect aléatoire de la forme des cellules et de la variabilité de comportement qui en découle. La figure 5.1 donne un résultat possible d'une série de calculs. Dans ce cas, on calcule les modules de 1600 groupes de cellules réparties dans le cerne en leur associant une géométrie proche de celle constatée sur l'épicéa du Bugey. Pour une position relative

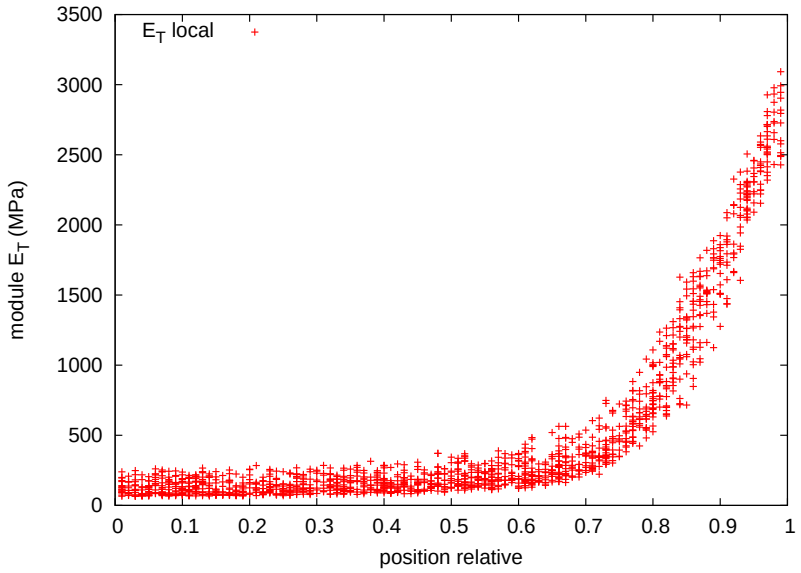


FIGURE 5.1: *Evolution du module tangentiel local d'un groupe de cellules E_T calculé en fonction de la position radiale relative dans le cerne. La dispersion pour une position donnée est due aux aléas de forme des cellules et d'épaisseur des parois cellulaires*

x donnée, on utilise les fonctions de définition du cerne avec des paramètres aléatoires donnés dans le tableau 5.1.

Avec ces paramètres, on vérifie que la densité moyenne des cernes reste comme sur le graphe expérimental de la figure 3.3 page 48 comprise entre 350 kg/m^3 et 550 kg/m^3.

Les coefficients α et β sont quant à eux choisis aléatoirement dans les intervalles respectifs [5°, 25°] et [0.1,0.3].

On a vu au chapitre 3 que α varie de 0°à 30°et β de 0 à $1/2$. La restriction des intervalles opérée ici a pour but de prendre en compte les variations de ces deux paramètres dans les directions tangentielle et longitudinale. Ces variations ont pour conséquence de restreindre les variabilités de comportement local des tranches de cellules issues de la découpe radiale des cernes. Le modèle étant unidimensionnel, on joue sur les intervalles pour restituer cet effet. Il est délicat de justifier les restrictions rendant le mieux la réalité. Celles définie ci dessus ont l'avantage de suprimer les cas extrêmes dont les comportements s'éloignent fortement des moyennes. Mentionnons par exemple α = O°qui donne E_R grand ou β = 0 et β = 0,5 pour lesquels E_T est respectivement très fort et très faible.

Notons enfin que pour tous les 6 paramètres, la répartition dans chaque intervalle est prise équiprobable.

Ainsi, pour une position donnée dans le cerne on peut avoir de grandes variations sur les modules. Celles de E_T apparaissent sur la figure 5.1. Cette disparité ne cache pas la

largeur tangentielle	largeur radiale	épaisseurs tangentielle et radiale
$D_T = 32\mu m$	$a_0 = 1,25$ $a_1 = 0,45$ $x_1 = 0,55 - 0,65$	$b_{T0} = b_{R0} = 0,09 - 0,14$ $b_{T1} = 0,42 - 0,46$ et $b_{R1} = 0,32 - 0,40$ $x_{tT} = 0,6 - 0,85$ et $x_{tR} = 0,6 - 0,85$

TABLE 5.1: *Paramètres pour modéliser l'évolution des dimensions cellulaires dans des cernes d'épicéa variables.*

forte différence de raideur entre le bois de printemps et le bois d'été. Pour cette direction, nos moyens d'essais n'ont pas permis de déterminer des modules locaux internes aux cernes. Pour les obtenir, il aurait en effet fallu découper et tester des éprouvettes tangentielles très fines dans la largeur d'un cerne.

Une autre façon de présenter les résultats consite à tracer les modules, en fonction de la masse volumique locale du groupe de cellule pour lequel ils sont calculés. On obtient alors pour le module tangentiel le graphe de la figure 5.2 dans laquelle on vient placer des résultats expérimentaux de Farruggia et Perré [FAR 00] qui ont réalisé les mini éprouvettes et le montage nécessaires.

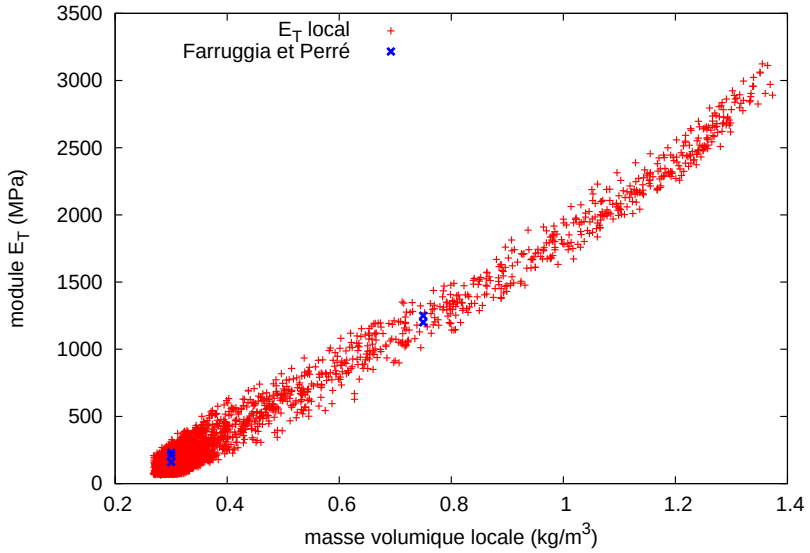


FIGURE 5.2: *Module tangentiel local d'un groupe de cellules en fonction de leur densité. Les valeurs expérimentales sont issues de Farruggia et Perré [FAR 00]*

La dispersion pour une densité donnée n'est alors due qu'aux écarts de formes entres les cellules possibles pour cette masse volumique.

On peut tracer les mêmes graphes pour les modules radial et de cisaillement. Dans ces directions, des essais de compression et de cisaillement sur des éprouvettes de quelques cernes de large permettent d'estimer des modules locaux. En effet, pour une compression radiale par exemple, le matériau est chargé suivant le gradient des propriétés mécaniques, ces dernières étant considérées constantes dans tout plan LT. Dès lors, on peut assimiler le champ de contraintes de compression dans l'éprouvette comme constant. Par contre, du fait des variations radiales de raideur, les déformations varient sensiblement dans l'épaisseur des cernes. La corrélation d'images, donne le champ de déformations radiales sur le plan RT filmé pendant l'essai. En utilisant l'hypothèse de contraintes homogènes, on peut estimer les modules locaux. La figure 5.3 rassemble les données expérimentales issues de deux éprouvettes de l'épicéa du Bugey et les données théoriques des calculs analytiques.

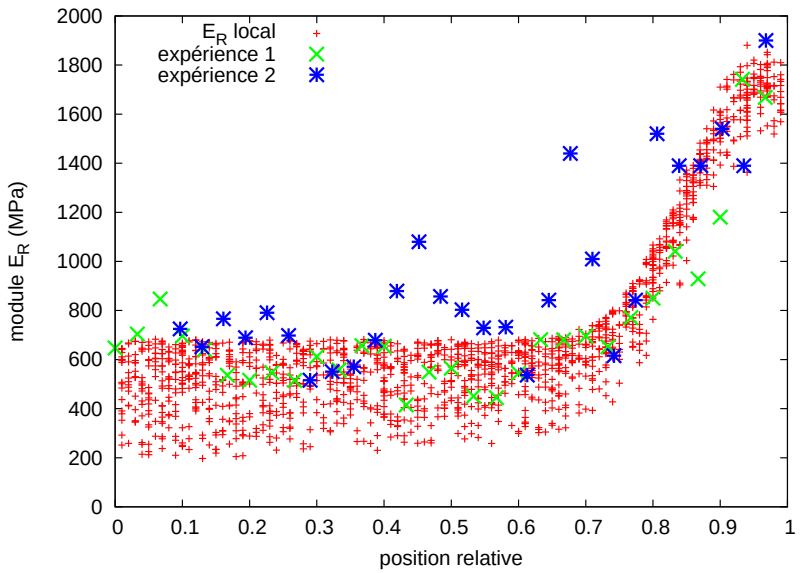


FIGURE 5.3: *Evolution du module radial local d'un groupe de cellules E_R calculé en fonction de la position radiale relative dans le cerne. Comparaison avec deux essais de compression sur l'épicéa du Bugey*

Les résultats expérimentaux présentent une forte dispersion dont une bonne partie peut être attribuée à la mesure. En effet, pour rester dans le domaine élastique de l'éprouvette, on limite le chargement. Les modules radiaux étant les plus forts du plan transverse, c'est la direction pour laquelle on a les plus faibles déformations et par conséquent la moins bonne précision.

Cependant, on note une bonne corrélation entre les données théoriques et expérimentales. Les raideurs des bois de printemps et d'été sont conformes et les transitions coincident. On note également que l'écart entre les modules du début et de la fin du cerne sont

bien plus faibles que pour le module tangentiel. Le rapport $E_R^t/E_R^{printemps}$ vaut 2 à 3 alors que $E_T^t/E_T^{printemps}$ atteint 20 environ. Ceci s'explique par les modes de flexion qui interviennent dans la déformation tangentielle, bien plus sensible à l'épaisseur des cellules que la tension des parois qui intervient pour des sollicitations radiales. Dans ce dernier cas, l'écart entre les valeurs extrêmes est limité par la baisse du module transverse E_2 entre le printemps et l'été (tableau 3.5 page 61).

Comme pour E_T, la figure 5.4 retrace l'évolution du module radial en fonction de la densité locale. Les valeurs calculées sont à nouveau comparées aux résultats de Farruggia et Perré [FAR 00].

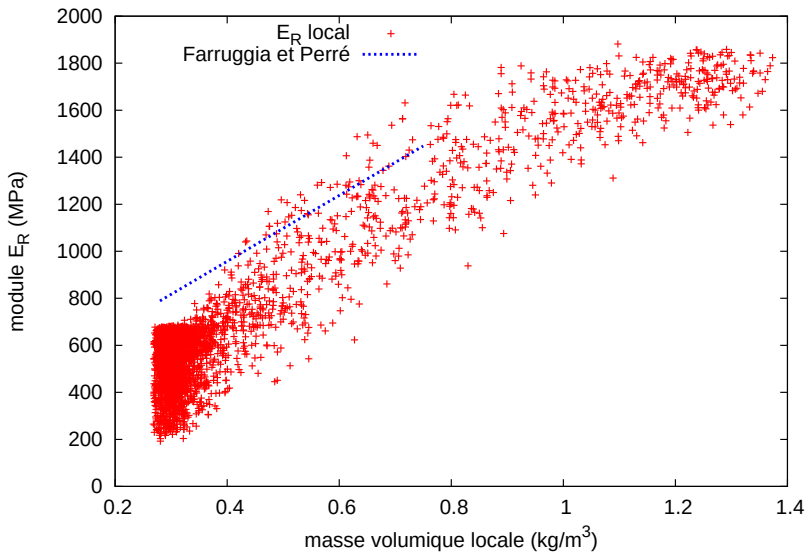


FIGURE 5.4: *Module radial local d'un groupe de cellules en fonction de leur densité. Les valeurs expérimentales sont issues de Farruggia et Perré [FAR 00]*

Enfin, on trace les deux évolutions du module de cisaillement : en fonction de la position dans le cerne sur la figure 5.5 et en fonction de la densité locale sur la figure 5.6.

L'évolution en fonction de la densité et donc des épaisseurs de paroi est rapide et traduit l'influence de la flexion dans les mécanismes de déformation.

La comparaison avec les essais de cisaillement (fig. 5.5) trahit la faiblesse du module de cisaillement théorique pour le bois de printemps. Il semble qu'on trouve là une limite du modèle bidimensionnel. Le module de cisaillement est tellement faible dans les parties les moins denses que les moindres perturbations négligeables pour d'autres propriétés deviennent là influentes, voire prépondérentes. On imagine trois causes d'une raideur réelle supérieure à celle du treillis modèle :

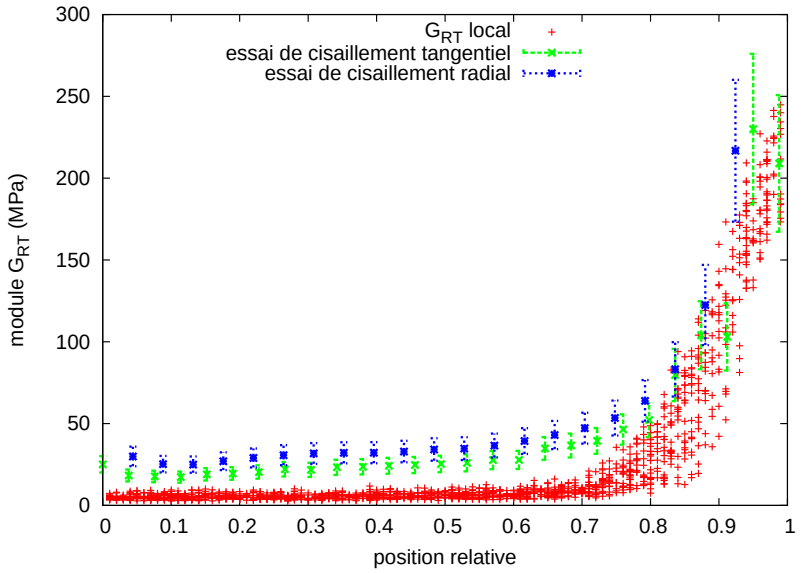


FIGURE 5.5: *Evolution du module de cisaillement local d'un groupe de cellules G_{RT} calculé en fonction de la position radiale relative dans le cerne. Comparaison avec deux essais de cisaillement sur l'épicéa du Bugey*

1. Les aboutements entre cellules occupent un faible volume du bois. La tomographie nous a permis d'évaluer ce volume à 10 à 20% du total. Cependant si la densité n'y est augmentée que de 50% environ, la raideur locale en cisaillement y serait d'après les calculs, 4 à 9 fois plus grande. L'impact sur le module moyenné suivant la direction logitudinale est donc probablement sensible. Mais on ne saurait retrouver toute l'erreur ici.

2. Un effet très difficile à évaluer est celui des variations de β suivant la direction longitudinale, elles aussi mises en évidence par la tomographie (fig. 3.23). Elles conduisent à des défauts de parallélismes entre les parois cellulaires et la direction longitudinale. Ces défauts doivent induire des tensions longitudinales des parois qui rigidifient vraisemblablement le réseau de plaques par rapport à son modèle invariant dan la direction L.

3. L'influence des rayons ligneux sur le comportement en cisaillement RT est elle aussi difficile à évaluer, mais va elle aussi dans le sens d'une rigidification.

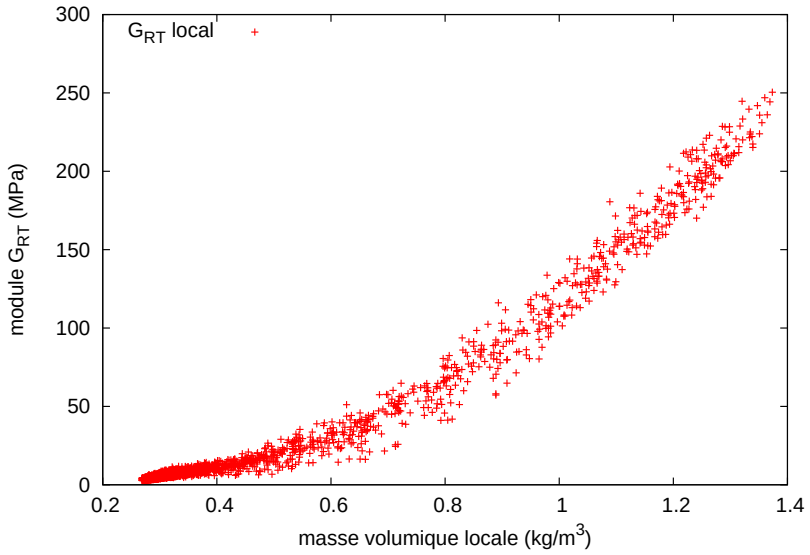


FIGURE 5.6: *Module de cisaillement local théorique d'un groupe de cellules en fonction de leur densité.*

5.2.2 Homogénéisation et variations inter-cernes

5.2.2.1 Homogénéisation par cerne

On va ici calculer des modules moyens pour une multitude de configurations de cernes. L'homogénéisation se fait comme celle décrite dans le chapitre 3. Mais chaque calcul de matrice "moyenne" correspond à un cerne de morphologie différente car les paramètres sont pris de façon aléatoire dans les fourchettes du tableau 5.1. Chacun des cernes calculé est divisé en dix tranches dans la largeur radiale. On affecte à chaque tranche un couple (α,β) pris aléatoirement dans les intervalles respectifs ([5°,25°] , [0.1,0.3])

Pour tracer le graphe de la figure 5.7, on a réalisé 2 000 calculs de cernes, soit 20 000 calculs de matrices de raideur et 2 000 homogénéisations. Dans cette figure les modules moyens par cerne sont tracés en fonction de la masse volumique moyenne du cerne correspondant.

On remarque sur ce graphe :

- que la masse volumique par cerne reste bien dans la fourchette [350 , 550 kg/m^3] qu'on s'était fixée.
- que les trois modules transverses augmentent avec la masse volumique.
- que pour une densité donnée, la variabilité reste importante pour tous les modules.
- qu'on a alors une forte variabilité globale des modules de cerne. D'après les observations du chapitre 3, on pourrait observer une telle disparité inter cernes dans un

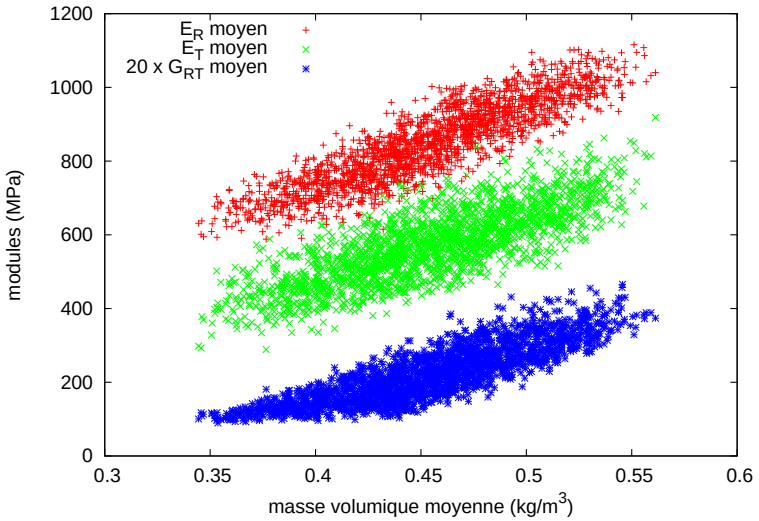


FIGURE 5.7: *Nuages des modules de 2 000 cernes en fonction de leur masse volumique. Les paramètres des morphologies de cernes sont tirés aléatoirement dans le tableau 5.1*

seul arbre, voire une seule planche.

Cette variabilité des modules de cerne peut être représentée différemment : on trace sur la figure 5.8 les courbes de probabilité d'avoir tel ou tel modules. On obtient des courbes de type gaussiennes dont la largeur donne la variabilité globale sur les modules.

D'après ces résultats théoriques, la raideur radiale pourrait varier d'un facteur 2, le module tangentiel d'un facteur 3 et le rapport entre les modules de cisaillement maximum et minimun serait de 6.

Afin de vérifier si de telles variabilités sont dans la nature, on compare la déformation d'une cinquantaine de cernes dans quatre éprouvettes en traction à 45 degrés des directions radiale et tangentielle. Ce type d'essai est choisi pour les fortes déformations qu'il engendre. Cela permet de mesurer suffisamment précisément la déformation de chaque cerne par corrélation d'images. Pour chaque cerne étudié, l'éprouvette est chargée à 2 MPa et on effectue cinq mesures dans la largeur de l'éprouvette qu'on moyenne ensuite. Un module E_{45} est ensuite déduit sur la base des 2 MPa. L'incertitude sur chacun des modules calculés est alors inférieure à 10 MPa. La figure 5.9 rassemble les valeurs obtenues comme pour les valeurs théoriques.

Sur ces quelques dizaines de cas, le module mesuré passe du simple au double (65-130 MPa). Cette variabilité expérimentale ne peut être imputée à l'incertitude de mesure. Il est donc vraissemblable que les modules de cerne varient dans des proportions encore plus grandes sur un millier de cas.

Le facteur 6 sur G_{RT} théorique est en partie dû à la faiblesse du module théorique. Si

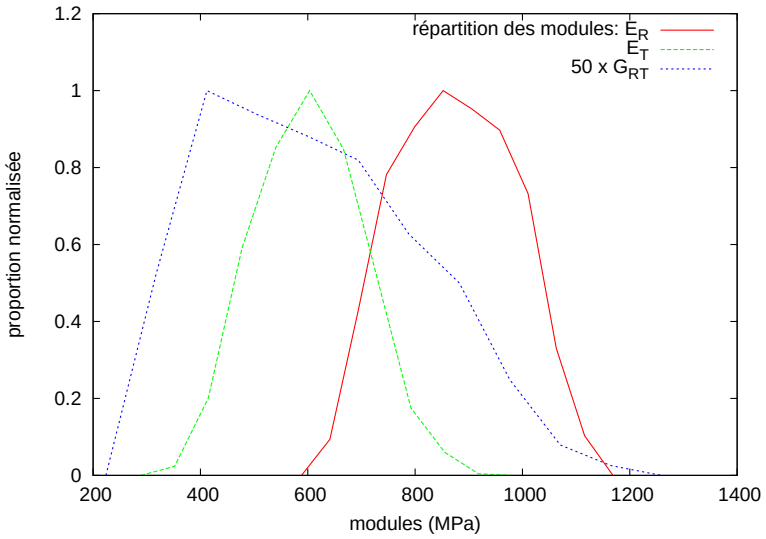


FIGURE 5.8: *Courbes de probabilités des modules de cerne*

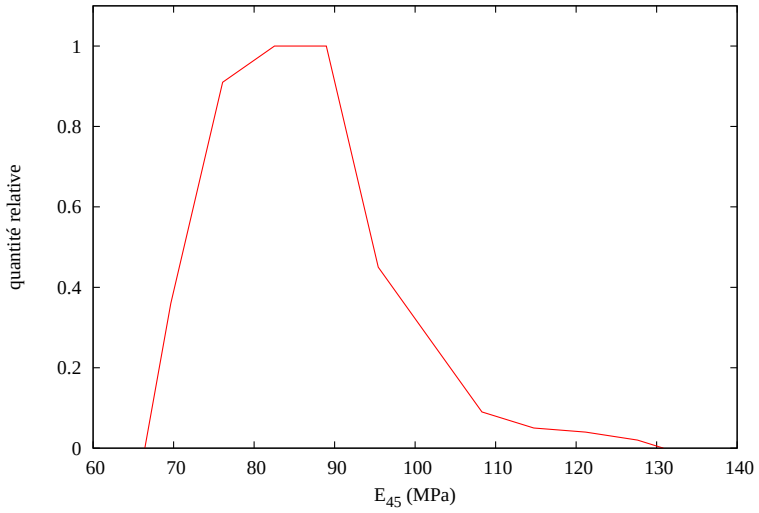


FIGURE 5.9: *Répartition des modules de traction à 45 degrés (par rapport aux cernes). Les mesures sont faites sur une cinquantaine de cernes dans quatre éprouvettes de l'épicéa du Bugey*

l'on augmente les valeurs minimales vraisemblablement sous-estimées, on réduit rapidement la variabilité à un facteur 3.

Quoi-qu'il en soit, ces dispersions dans les modules peuvent sembler surestimées, et ce d'autant plus qu'on ne joue pas ici sur les propriétés des parois cellulaires. Si on le faisait, à condition de savoir estimer les plages de variation, l'écart entre les cernes les plus raides et les plus souples augmenterait encore.

Pourtant les données de la littérature ne mentionnent pas de tels écarts. On peut revoir par exemple les chiffres de Guitard [GUI 87] dans le tableau 3.8 page 73. Selon ces chiffres, pourtant issus de plusieurs sources, les maxima sont moins de 1,5 fois supérieurs aux minima pour E_R et moins de 1,8 fois pour E_T et G_{RT}. Il faut alors avoir à l'esprit que ces raideurs ne sont pas celles des cernes d'épicéa, mais les modules macroscopiques. Ces derniers représentent le comportement d'éprouvettes contenant un grand nombre de cernes.

5.2.2.2 Homogénéisation sur plusieurs cernes

Lorsqu'on teste une éprouvette avec plusieurs cernes, le module dans la direction testée traduit le comportement moyen des cernes de la pièce. Ce module "moyen" ou homogène équivalent sur plusieurs cernes absorbe les modules extrêmes des cernes qu'il contient. Et la variabilité entre échantillons sera d'autant plus faible que le nombre de cernes qu'ils contiennent est grand.

On le constate expérimentalement avec les éprouvettes de traction à 45 degrés par rapport à la direction des cernes. Les mesures de déformation sont à nouveau réalisées sur une quarantaine de groupes de trois cernes puis sur des groupes de 10 cernes sur chacune des quatre éprouvettes. Les nouvelles répartitions des modules mesurés sont reportées dans la figure 5.10 pour comparaison aux premières.

On voit nettement que la dispersion est plus faible lorsqu'on effectue les mesures sur plusieurs cernes comparativement à celle observée sur des cernes uniques. Pendant les prises de mesures, on voit d'ailleurs que les cernes les plus raides alternent avec les plus souples aléatoirement. Dans une même éprouvette, à condition de ne pas être trop prêt du cœur de l'arbre, et à condition que celui-ci n'ait pas subi de dommage sévère pendant sa croissance, la variation de morphologie d'un cerne à l'autre dépend essentiellement du climat de l'année. Or celui-ci est particulièrement aléatoire et une succession quelconque des cernes est donc une hypothèse raisonnable.

Ce dernier constat permet de projeter l'opération dans les calculs théoriques : à partir des 2000 matrices de raideur mono-cerne, on construit 2000 groupes aléatoires de 3 et 10 cernes. On en calcule les répartitions qu'on trace dans les figures 5.11, 5.12 et 5.13.

L'effet de réduction de disparité se retrouve sur les trois modules. Cette réduction affecte quasiment autant les raideurs maximales et minimales pour E_R et E_T. Pour G_{RT} en revanche (figure 5.13), ce sont surtout les grandes raideurs qui disparaissent. Ceci s'explique par le fait que les différents cernes d'un groupe travaillent en série. La forte déformation d'un ou deux cernes suffit alors à abaisser le module global. Et ce phénomène est d'autant plus visible que l'écart entre les valeurs extrêmes est grand. En effet le même

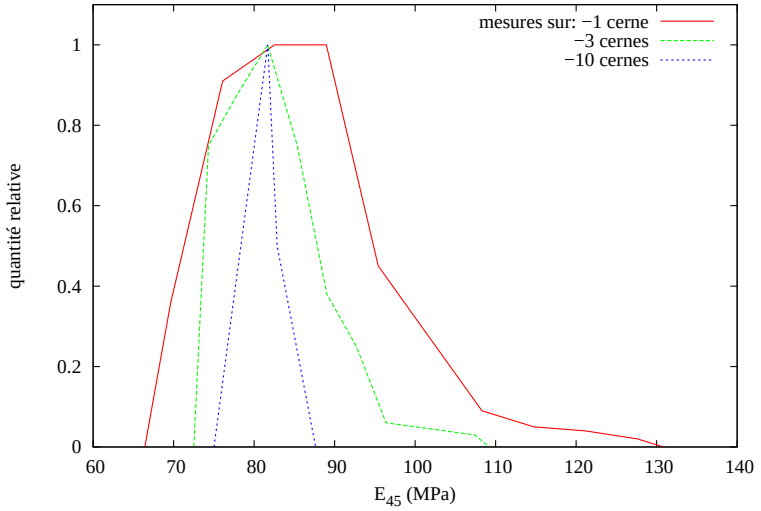


FIGURE 5.10: *Répartition des modules à 45 degrés mesurés par cerne et sur des groupes de 3 et 10 cernes*

raisonnement peut être tenu pour E_R, mais la plus faible disparité cerne à cerne dans cette direction en atténue les conséquences (fig.5.11). Par contre on retrouve bien le phénomène mis en évidence sur les essais à 45°qui font surtout intervenir le module de cisaillement (fig.5.10).

Enfin, on peut regarder plus précisément l'influence du nombre de cernes sur les écarts de comportement. Les caluls précédents ont donc été réalisés pour des groupes de 2 à 20 cernes. On trace sur la figure 5.14 l'évolution de la dispersion des trois modules en fontion du nombre de cernes dans l'éprouvette fictive. On voit alors que les écarts diminuent fortement entre 1 et 10 cernes, puis qu'ils se stabilisent au delà.

Ce résultat donne des renseignements sur le facteur d'échelle en construction. Notamment, il indique que des pièces de petites dimensions en douglas avec moins de 10 cernes risquent d'avoir des comportements élastiques transverses bien plus variables que des pièces de plus grandes dimensions ou faites d'essences à cernes moins larges.

5.2.2.3 Calcul de α et β moyens équivalents

Lorsqu'on passe à l'échelle macroscopique, on doit pouvoir utiliser des paramètres α et β moyens équivalents. Il s'agit, plutôt que d'utiliser dans les calculs des valeurs localement aléatoires d'un paramètre, d'utiliser la valeur du paramètre unique qui donne dans le calcul le même comportement que celui obtenu de l'homogénéisation avec le paramètre aléatoire. Cette valeur n'est pas la moyenne de l'intervalle dans lequel évolue le paramètre et elle n'existe pas forcément : on peut à coup sûr trouver un paramètre qui

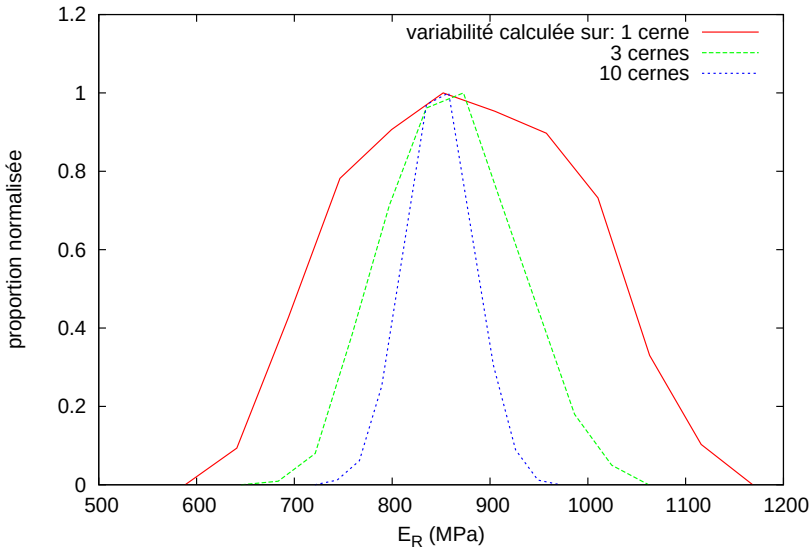


FIGURE 5.11: *Dispersion théorique de E_R suivant qu'on considère chaque cerne seul ou par groupes de 3 ou 10 cernes*

largeur tangentielle	largeur radiale	épaisseurs tangentielle et radiale
$D_T = 32\mu m$	$a_0 = 1,25$ $a_1 = 0,45$ $x_1 = 0,6$	$b_{T0} = b_{R0} = 0,115$ $b_{T1} = 0,44$ et $b_{R1} = 0,36$ $x_{tT} = x_{tR} = 0,7$

TABLE 5.2: *Paramètres pour modéliser l'évolution des dimensions cellulaires dans un cerne d'épicéa moyen (moyennes des valeurs du tableau 5.1 page 96).*

redonne un module, ou ici le couple (α_{eq},β_{eq}) qui permet de retrouver les deux modules radial et tangentiel. Par contre si on souhaite, en plus avoir le bon résultat sur le module de cisaillement, et qui plus est sur les coefficients de Poisson, on doit chercher un compromis. Celui-ci dépendra des lois d'évolution des grandeurs calculées en fonction des paramètres ajustés.

Le calcul des modules moyens se fait comme suit : on stabilise les paramètres dimensionnels en utilisant les valeurs du tableau 5.2. On fait ensuite des calculs de comportement homogénéisés en choisissant α et β aléatoirement dans les intervalles respectifs [0°, 30°] et [0 , 0.5] pour chaque tranche de cerne. On constate alors que la variabilité entre cernes décroit lorsqu'on augmente le nombre de tranches ou lorsqu'on calcule le comportement sur plusieurs cernes, ce qui revient au même. En passant de 10 à 500 tranches l'étendue de l'homogénéisation, on fait passer de 50% à 5% la variabilité des modules

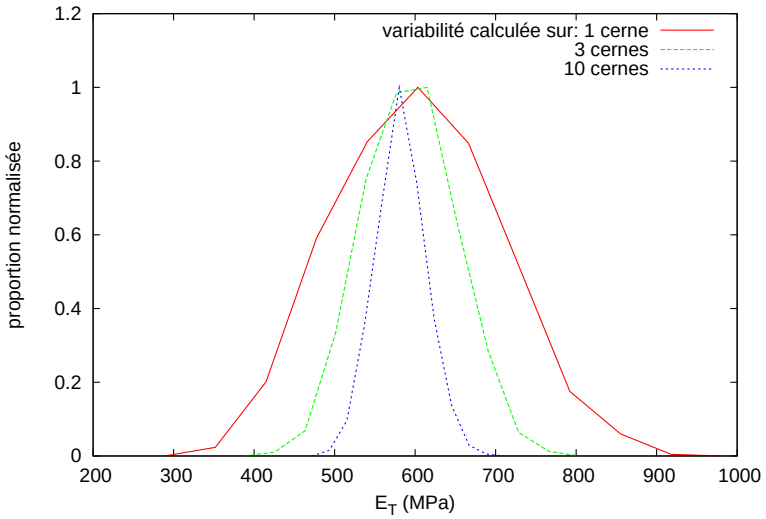


FIGURE 5.12: *Dispersion théorique de E_T suivant qu'on considère chaque cerne seul ou par groupes de 3 ou 10 cernes*

obtenus. Les centaines de tranches des derniers calculs ne représentent plus des groupes de cellules différents dans la direction radiale dans le cas d'un cerne fin d'épicéa. On peut voir dans ce découpage excessif un moyen détourné de prendre en compte les variations tangentielles et longitudinales de α et β. Pour connaître leur véritable influence, il faudrait faire des homogénéisations tridimentionnelles, mais cette méthode du surdécoupage donne une estimation.

A l'échelle macroscopique, l'idée de paramètres α et β moyens équivalents se justifie pleinement. Comme les observations l'on montré, ces deux grandeurs varient dans les trois directions L, R et T, à l'échelle de quelques diamètres de cellules. Les volumes macroscopiques des éprouvettes contiennent des milliards de (diamètre de cellule)^3. A cette échelle, α et β sont donc mélangés de façon fine et homogène. α et β moyens équivalents ont alors bien un sens.

Pour calculer ces derniers, on prend pour valeurs cibles des modules celles données par les calculs avec α et β aléatoires. Il s'agit des limites vers lesquelles les calculs convergent lorsque le nombre de tranches augmente. Ces valeurs sont les suivantes :

- $E_R = 638\ MPa$
- $E_T = 535\ MPa$
- $G_{RT} = 7,8\ MPa$
- $\nu_{RT} = 0,25$
- $\nu_{TR} = 0,22$

En traçant des réseaux de courbes d'évolution des modules en fonction de α et β, et

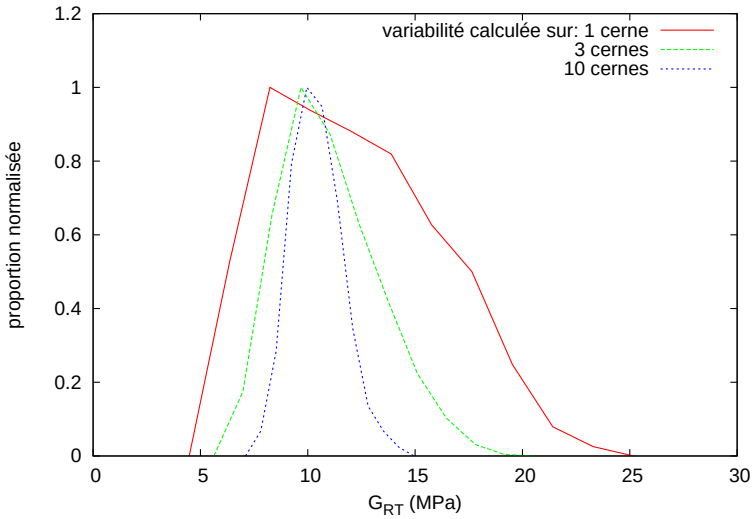


FIGURE 5.13: *Dispersion théorique de G_{RT} suivant qu'on considère chaque cerne seul ou par groupes de 3 ou 10 cernes.*

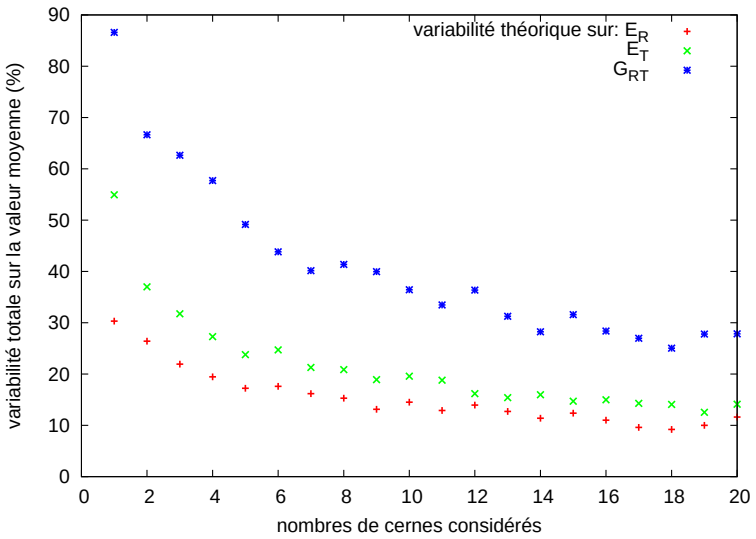


FIGURE 5.14: *Influence du nombre de cernes sur la dispersion des modules macroscopiques calculés sur des groupes de 1 à 20 cernes.*

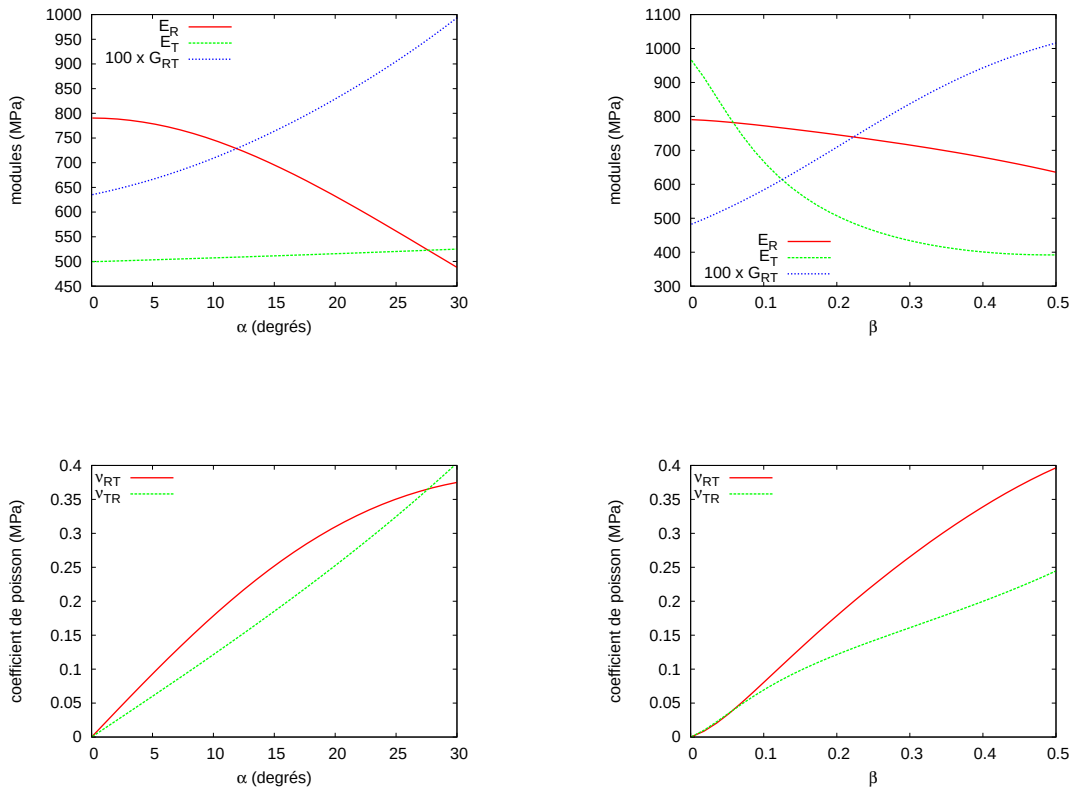


FIGURE 5.15: *Influence de* α *et* β *sur les modules élastiques et les coefficients de Poisson. Lorsque* β *varie,* $\alpha = 10^o$ *et quand* α *varie,* $\beta = 0,2$*.Les autres paramètres sont fixés aux valeurs du tableau 5.2*

en les comparant aux modules cherchés, on aboutit au compromis :

- $\alpha_{eq} = 21^\circ$
- $\beta_{eq} = 0,18$

Avec ces deux valeurs prises constantes sur tous les cernes, on obtient le comportement élastique suivant, proche de celui recherché :

- $E_R = 637\ MPa$
- $E_T = 539\ MPa$
- $G_{RT} = 8,0\ MPa$
- $\nu_{RT} = 0,29$
- $\nu_{TR} = 0,25$

Cette opération permet de déterminer la morphologie de la cellule équivalente qui représente le mieux l'épicéa moyen modélisé ici. Les valeurs moyennes équivalentes doivent varier un peu suivant l'évolution des dimensions cellulaires d'une essence à l'autre. Il est cependant intéressant de constater que cette morphologie (fig.5.16) est relativement éloignée de celle qu'on modélise généralement : une cellule symétrique par

rapport au plan TL ($\beta = 1/2$).

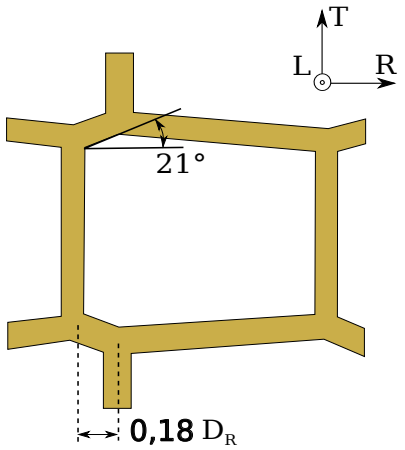


FIGURE 5.16: *Morphologie de la cellule pour* $\alpha = 21^\circ$ *et* $\beta = 0,18$ *Pour l'épicéa du Bugey, ces deux paramètres donnent le même comportement que des* α *et* β *aléatoires.*

Notons que seuls α et β sont fixés dans le cerne. Pour obtenir le comportement du cerne, il faut conserver la variation des dimensions avec la position radiale.

5.3 Comportement macroscopique

Les expériences sur l'épicéa ont montré la capacité du modèle à retrouver le comportement local à l'intérieur des cernes. De plus il a permis de quantifier la variabilité des modules pour les trois échelles d'étude. Cette variabilité s'avère relativement faible à l'échelle macroscopique, lorsqu'on travaille sur un même arbre.

5.3.1 Orthotropie et conséquences

5.3.1.1 Chevron en compression transverse

Considérons une pièce de structure de type chevron, panne ou autre poutre dont une section est soumise à de la compression transverse. C'est le cas par exemple dans le montage de la figure 5.17. Dans ce type d'assemblage, on peut s'intéresser au comportement en compression transverse de la section de panne prise en étau par le reste de la structure. On va caractériser ce comportement par un module de compression qu'on nommera module structurel ou module de section et qu'on notera E_S.

On va chercher à évaluer la variabilité sur E_S. De prime abord, on est tenté de dire qu'elle est proche de celle des modules macroscopiques. Mais dans la pratique, le module d'une section dépend avant tout de l'orientation des cernes. Ceci est dû à la faiblesse du module de cisaillement plus qu'à l'anisotropie entre les directions radiale et tangentielle.

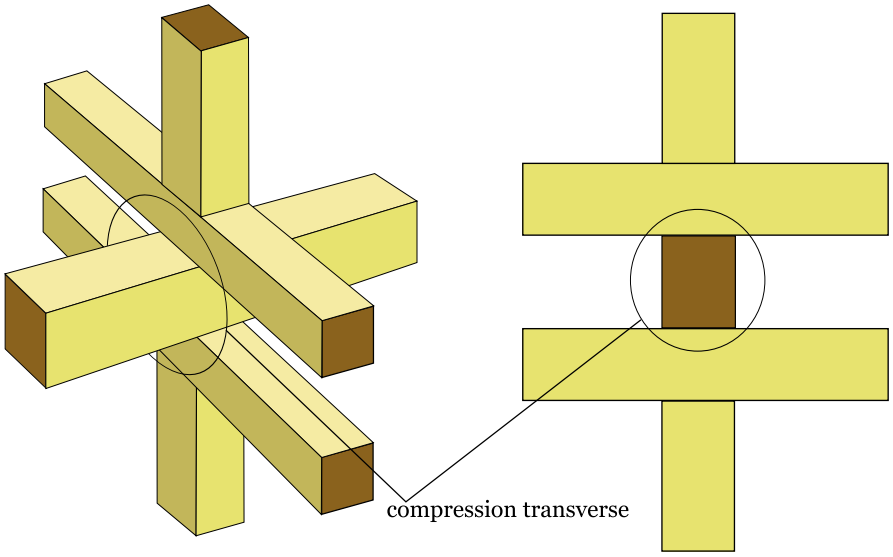


FIGURE 5.17: *Assemblage structurel avec compression transverse*

On fait des calculs par éléments finis sur des chevrons d'une section de $l \times h = 50mm \times 100mm$. On différencie les cas par la position de prélèvement dans la bille : les paramètres sont la distance R entre le cœur de l'arbre et le centre du chevron et l'angle θ caractérisant l'orientation des cernes au centre de la section, ou bien la position de ce dernier dans la bille. La figure 5.18 permet de visualiser ces paramètres.

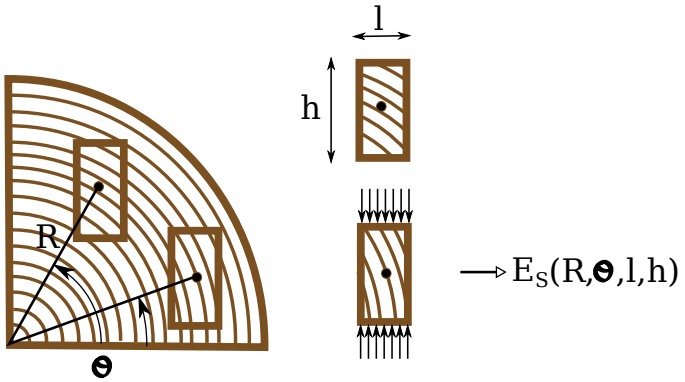


FIGURE 5.18: *Position des chevrons dans la bille caractérisée par la distance au cœur R et l'angle θ. On note E_S le module élastique de la section complète suivant sa hauteur h*

Les calculs numériques effectués ici consistent à imposer un déplacement de la face supérieure du chevron, dirigé de haut en bas. On bloque le déplacement vertical de la face inférieure et on laisse libres les déplacements dans la largeur. On obtient après calcul l'effort moyen appliqué sur la face supérieure et on en déduit ainsi la raideur transverse

de la section de chevron. On la note E_S. Le bois est considéré comme homogène, et l'orthotropie cylindrique est caractérisée par les modules $E_R = 850\ MPa$, $E_T = 550\ MPa$, $G_{RT} = 20\ MPa$ et par le coefficient de Poisson $\nu_{RT} = 0,25$.

La figure 5.19 donne les modules de section calculés sur huit chevrons dont on précise les positions dans la bille. Les schémas permettent de visualiser les orientations et courbures de cernes qui en découlent.

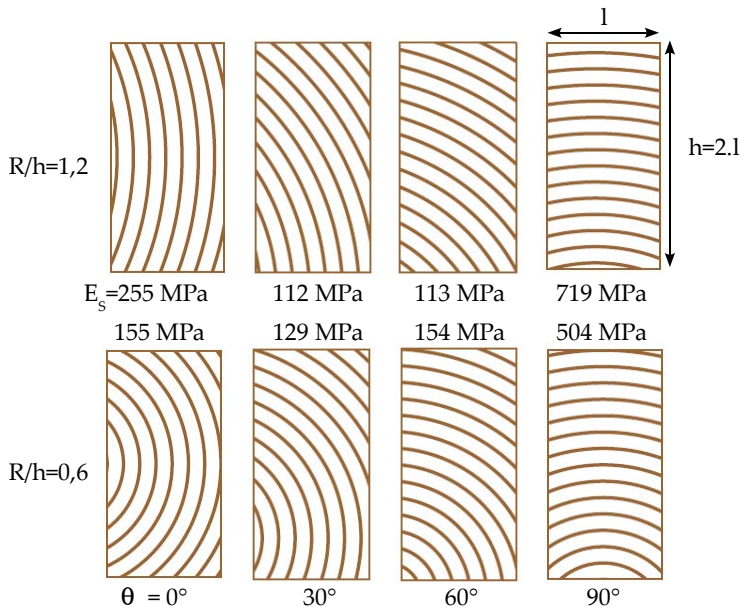


FIGURE 5.19: *Raideur transverse de 8 chevrons se différenciant par leur position de débit, donc par l'agencement des cernes. R et θ sont définis dans la figure 5.18*

Cette comparaison simple montre bien à quel point la raideur transverse d'une pièce de structure dépend de l'agencement de ses cernes. On a un rapport supérieur à 6 entre le cas le plus raide ($R/h = 1,2$ et $\theta = 90^\circ$) dont le module E_S atteint 719 MPa et le cas le plus souple ($R/h = 1,2$ et $\theta = 30^\circ$) avec seulement 112 MPa. La variabilité entre les chevrons est plus faible lorsqu'ils sont sont sciés près du cœur. Ceci s'explique par le plus large spectre d'orientations de cernes dans une section proche du centre de l'arbre. Chaque section a ainsi des zones peu raides : celles pour lesquelles les sollicitations ne sont ni radiales, ni tangentielles. Le faible module de cisaillement est alors mis à contribution pour abaisser le module de compression global observé.

Au contraire, si on fait les simulations sur des petites éprouvettes prises loin du coeur, $R \gg h$, alors on retrouve les variations les plus fortes. Pour une éprouvette en compression radiale pure on retrouve $E_S = E_R = 850\ MPa$ et pour une éprouvette prise pour $\theta = 45^\circ$, on obtient $E_S = 76\ MPa$. Cette dernière valeur peut être calculée par la formule 5.1 issue de celle de Xu et Liu [PIN 04] (formule 3.2 page 59).

$$E(\theta) = \left(\frac{cos(\theta)^4}{E_T} + \left(\frac{1}{G_{RT}} - \frac{2\nu_{RT}}{E_R} \right) cos(\theta)^2 sin(\theta)^2 + \frac{sin(\theta)^4}{E_R} \right)^{-1} \tag{5.1}$$

$E(\theta)$ module élastique du bois en fonction de l'angle de chargement.

E_R, E_T et G_{RT} modules radial, tangentiel et de cisaillement du bois.

θ : orientation des cernes par rapport au chargement (tangentiel si $\theta = 0^\circ$).

La formule approchée 5.2 donne des résultats quasi-identiques :

$$E(\theta) \approx \left(\frac{cos(\theta)^4}{E_T} + \frac{cos(\theta)^2 sin(\theta)^2}{G_{RT}} + \frac{sin(\theta)^4}{E_R} \right)^{-1} \tag{5.2}$$

Son minimum est atteint pour $\theta = 45^\circ$et vaut alors :

$$E(45) = \left(\frac{1}{4.E_T} + \frac{1}{4.G_{RT}} + \frac{1}{4.E_R} \right)^{-1} \approx 4.G_{RT} \tag{5.3}$$

C'est ainsi qu'on vérifie que le module à 45°vaut environ quatre fois le module de cisaillement dans le cas des résineux où ce dernier est très inférieur aux raideurs radiales et tangentielles. Ici on trouve $E(45) = 76\ MPa$ pour $4.G_{RT} = 4 \times 20 = 80\ MPa$.

La figure 5.20 montre l'influence de la position de découpe d'un chevron sur son module transverse. On retrouve les résultats ses simulations faites pour $R/h = 0,6$, $R/h = 1,2$ et pour $R \gg h$. Pour ce dernier cas on trace aussi le module théorique donné par la relation 5.2. On vérifie ainsi sa validité auprès des calculs par éléments finis. On constate ici que la raideur transverse d'une petite éprouvette (dans laquelle les cernes sont droits) décroît très vite avec l'inclinaison des cernes : s'ils sont inclinés de 10 degrés par rapport à la direction de chargement, on perd quasiment la moitié de la raideur tangentielle. Et on a moins de 50% du module radial pour $\theta = 80^\circ$.

Un modèle simple a été écrit pour les chevrons quelconques. Il consiste à sous-découper la section en petites sous-parties dans lesquelles les cernes sont supposés droits. On connait l'angle θ des cernes dans chaque sous-section et on leur associe alors un module dans la direction du chargement par la formule 5.2. On obtient ensuite une estimation du module de la section totale en faisant la moyenne des modules locaux : on regroupe d'abord les sous-parties en colonnes de hauteur h dont le module moyen provient des différents éléments pris en série. Puis les différentes colonnes sont moyennées en parrallèle sur toute la largeur l.

Ce modèle très simplifié permet d'analyser brièvement l'influence des paramètres du problème. Les courbes de la figure 5.20 sont même en bon accord avec les simulations, hormis pour θ proche de 90°.

5.3.1.2 Cas des lames

Ce qui vient d'être fait pour des sections verticales ($h > l$) peut aussi être appliqué à des pièces plus larges que hautes, comme les lames utilisées en lamellé-collé. On traite

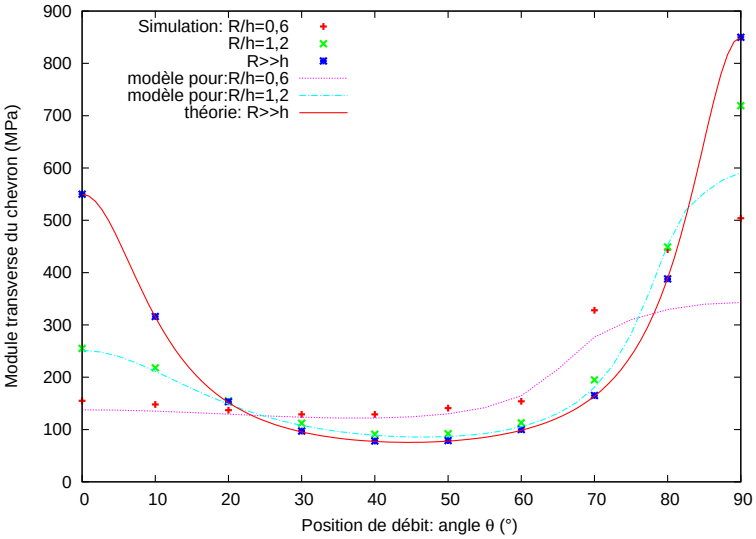


FIGURE 5.20: *Influence de la position de débit sur la raideur transverse d'un chevron. R et* θ *sont définis dans la figure 5.18 et* $h = 2.l$

dans la suite le cas $h = l/2$. Les notations sont les mêmes que pour les chevrons et sont rappelées dans la figure 5.21.

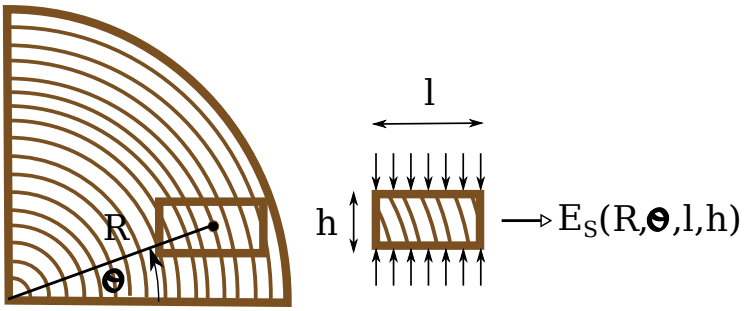


FIGURE 5.21: *Position des lames dans la bille définie par la distance au cœur R et l'angle* θ. *On note* E_S *le module élastique de la section complète suivant sa hauteur h*

Dans ce cas on s'intéresse de plus près à la répartition des contraintes dans la lame. La figure 5.22 permet de visualiser les contraintes de compression dans la direction 2 pour deux cas extrêmes : $\theta = 90^\circ$et $\theta = 0^\circ$. Rappelons que la simulation se fait à déplacement constant imposé sur toute la surface supérieure.

L'échelle est la même pour les deux simulations, et les déplacements sont adaptés pour que l'effort appliqué sur les deux éprouvettes virtuelles soit identique. La contrainte

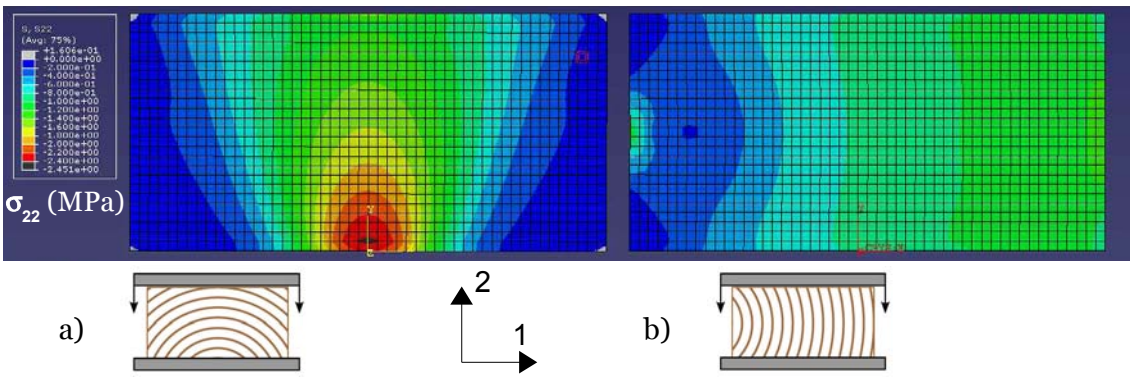


FIGURE 5.22: *Contraintes de compression dans les lames calculées par simulation aux éléments finis. On distingue deux cas : a)* $\theta = 90^\circ$ *et b)* $\theta = 0^\circ$. *Pour les deux,* $l = 100mm$, $h = 50mm$ *et* $R = 60mm$

maximale dans la section est alors bien supérieure dans le cas $\theta = 90^\circ$(a) que dans celui où $\theta = 0^\circ$(b).

On trace sur le graphe de la figure 5.23 l'évolution de la contrainte sur la face inférieure de la lame. On la divise par la contrainte moyenne pour évaluer les concentrations. On voit ainsi que le cas $\theta = 90^\circ$a un facteur de concentration des contraintes de 3 alors qu'il n'est que de 1,5 dans le cas $\theta = 0^\circ$.

On trace aussi sur ce graphe ce que nous donne le modèle. On compare dans ce cas les raideurs de chaque colonne avec la raideur moyenne de la lame. On retrouve alors l'allure globale des contraintes : elles sont plus grandes dans les zones les plus raides, le déplacement étant imposé.

On détermine le facteur de concentration des contraintes de compression sur la face inférieure de différentes lames en fonction de leur position de débit. Les résultats sont donnés sur la figure 5.24. On y voit que certaines lames voient localement une contrainte de compression plus de 5 fois supérieure à la moyenne. Là encore, le modèle donne bien la tendance.

5.4 Vers l'endommagement

Les calculs du comportement élastique transverse de pièces structurelles nous montrent que leur raideur est très variable. Qu'en est-t-il de leur résistance ? On vient de voir que l'orthotropie cylindrique du bois s'accompagne de concentrations des contraintes dans certaines zones. Les essais (par exemple figure 3.2 page 47) et les simulations montrent aussi des concentrations de déformations à l'échelle macroscopique. Les zones à fortes contraintes et celles à fortes déformations ne coincident pas forcément dans un matériau anisotrope hétérogène comme le bois. Il est donc difficile d'estimer dans quelles zones l'endommagement du matériau est susceptible de commencer, des cellules vont s'effondrer, une fissure va s'amorcer. Ces phénomènes étant locaux, ils nous ramènent à

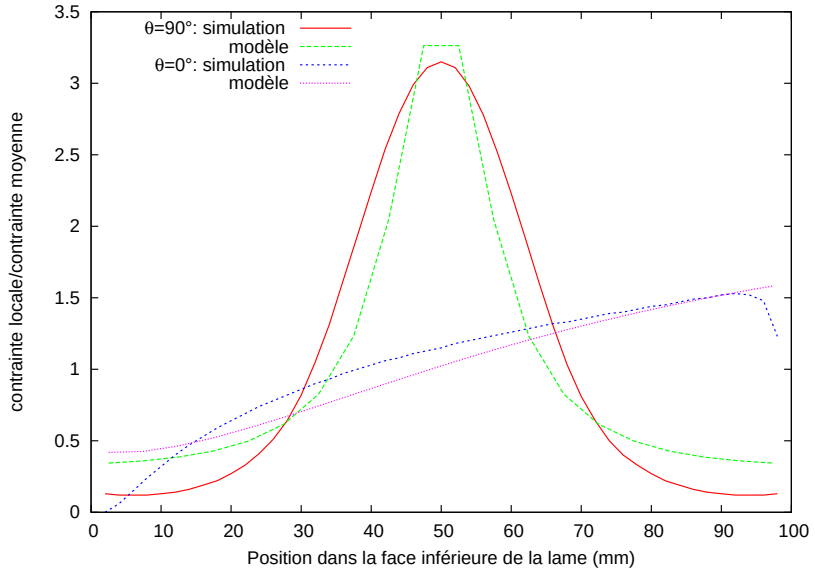


FIGURE 5.23: *Répartition des contraintes dans la face inférieure de la lame pour les deux cas de la figure 5.22*

l'échelle microscopique.

Nous avons montré le passage des propriétés élastiques des parois cellulaires à celles de sections de poutres par les intermédiaires de groupes de cellules, des cernes, de groupes de cernes. Il semble utile de faire le chemin inverse pour estimer les efforts que peuvent admettre des éléments sous un chargement transverse.

Les figures 5.25, 5.26 et 5.27 illustrent la démarche que l'on peut suivre pour déterminer la zone d'un chevron la plus fortement déformée, localement. Un effondrement de cellules y est pressenti.

La première étape (fig5.25) consiste à simuler les déformations moyennes de la section du chevron sous son chargement macroscopique. Le modèle utilisé est alors celui d'un matériau homogène orthotrope. Une zone particulièrement déformée est alors choisie pour poursuivre l'étude. On extrait du modèle macroscopique son chargement mésoscopique (c).

On refait alors une simulation sur cette zone en utilisant un modèle hétérogène à l'échelle des cernes. Il est alors utile de donner aux différents cernes de la zone calculée des champs de propriétés variant d'un cerne à l'autre. On met alors en jeux la variabilité forte constatée sur les propriétés élastiques des cernes. Le cerne et la zone de ce cerne la plus déformée sont alors extraits, ainsi que leur chargement (figure 5.26).

Enfin, la variabilité entre cellules va déterminer celle dont les parois vont casser en premier. La figure 5.27 montre ainsi l'endommagement par effondrement d'une rangée

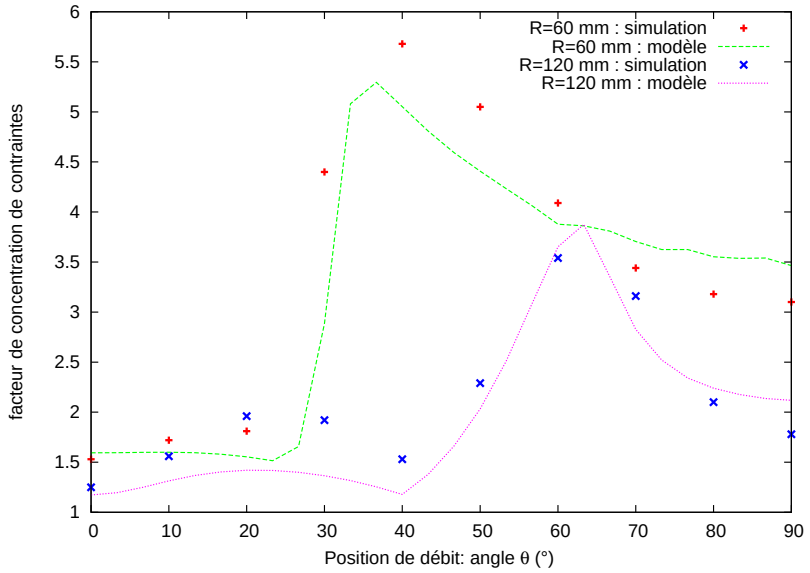


FIGURE 5.24: *Facteur de concentration de contraintes dans les lames en fonction de leur position de débit : on le définit comme la contrainte de compression maximale dans la surface inférieure de la lame divisée par la contrainte moyenne.*

de cellules. Les images sont issues d'un essai de compression à 45°sous ESEM.

On peut alors imaginer que là encore, c'est la grande diversité des cellules qui va atténuer la variabilité et non pas par l'effet de moyenne qu'elle exerce sur le comportement élastique mais plutôt en offrant partout dans le bois, la même proportion de maillons faibles pour amorcer l'endommagement.

5.5 Conclusion

On a utilisé le modèle de comportement calculé à l'échelle des cellules pour déterminer le comportement de l'épicéa aux échelles supérieures. L'aspect analytique du modèle a permis de mener une étude sur les paramètres géométriques caractéristiques des cellules et des cernes. La variabilité des modules a alors été étudiée aux échelles mésoscopique et macroscopique. On constate alors un effet d'échelle qui tend à atténuer la variabilité : plus la zone considérée est grande, plus la dispersion des modules est faible.

Pour le module tangentiel par exemple, il varie de 1 à 100 d'une cellule de bois de printemps à une cellule de bois d'été. Homogénéisé sur un cerne, il ne varie plus que de 1 à 3. Et sur une dizaine de cernes, la variabilité n'est plus que des quelques dizaines de pourcents.

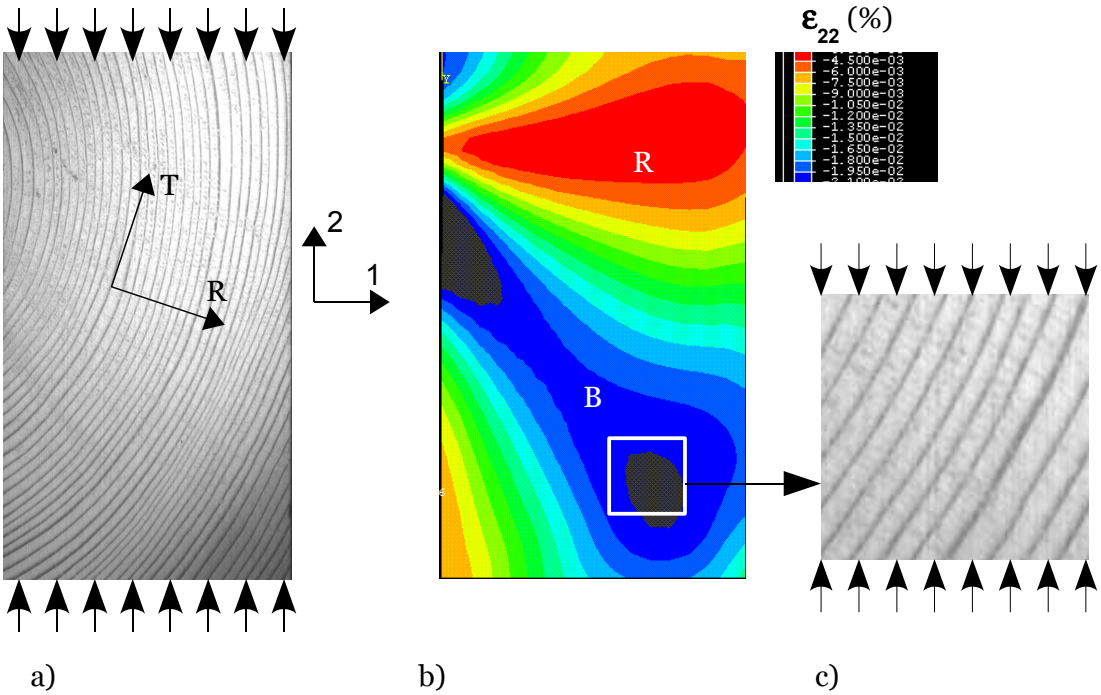


FIGURE 5.25: *Vers l'endommagement, étape 1 : un calcul sur une section de chevron permet de définir une zone de déformation maximale*

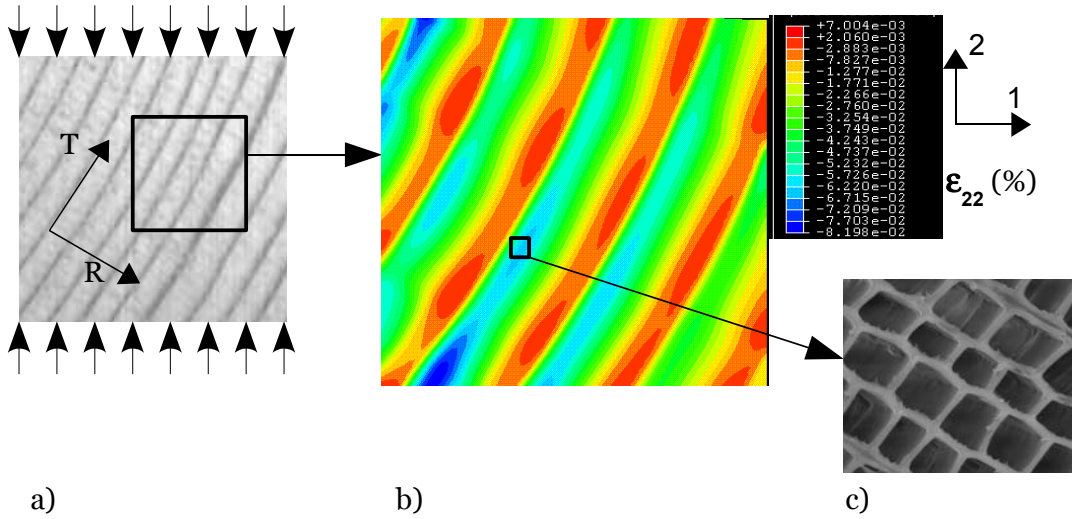
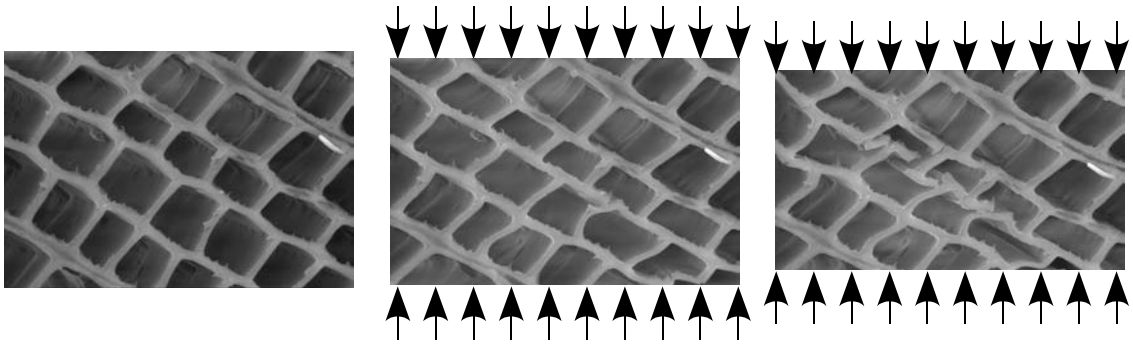


FIGURE 5.26: *Vers l'endommagement, étape 2 : un calcul sur la partie la plus déformée, avec un modèle hétérogène, permet de retrouver les groupes de cellules les plus déformés*



a) b) c)

FIGURE 5.27: *Vers l'endommagement, étape 3 : la variabilité entre les cellules va faire démarrer la rupture sur une d'elles en particulier*

Il ne faut cependant pas penser que le comportement élastique transverse des éléments de structures est semblable d'un élément à l'autre, dès lors qu'ils comptent un grand nombre de cernes. On a montré en effet qu'à cette dernière échelle, l'orientation des cernes dans les sections est très influente sur la raideur globale. Et on retrouve ici des propriétés pouvant varier dans un ratio allant jusqu'à 6.

Conclusions et perspectives

Au cours de ce travail, nous avons étudié les particularités du comportement mécanique du bois dans le plan transverse. Une étude des connaissances scientifiques sur ce matériau nous a montré à quel point ce matériau est complexe, variable et sensible aux conditions qui l'entourent. Cette étude nous a aussi amenés à fixer un maximum de paramètres dans nos travaux. Ainsi, la plupart des manipulations rapportées dans ce mémoire portent sur quelques planches d'un même épicéa, coupé dans une forêt du Bugey (Ain), un an environ avant le début de ces travaux. Nous nous sommes ainsi affranchis de la variabilité d'un arbre à l'autre rapportée dans la littérature. Par ailleurs, nous nous sommes efforcés de travailler dans des conditions de température et d'humidité contrôlées afin de s'affranchir des nombreux couplages thermo-hydro-mécaniques. Au travers d'une recherche bibliographique, nous avons mis en évidence l'aspect multiéchelle de la structure du bois et par voie de conséquence de ses propriétés. Nous avons mené une étude du comportement élastique transverse du bois à plusieurs échelles.

Les moyens expérimentaux mis en œuvre ont alors été adaptés aux exigences qui viennent d'être énoncées. Les matériels utilisés sont décrits dans le chapitre 2. L'aspect hétérogène du bois nous a amenés à vouloir mesurer des champs de déformation afin de récolter un maximum d'informations à chaque essai. L'utilisation de la mesure optique de champs par corrélation d'images s'est imposée naturellement : d'une part elle était maîtrisée et largement utilisée au laboratoire et d'autre part elle pouvait être utilisée à plusieurs échelle dans notre étude. Le seul impératif étant alors de prendre des images des zones d'intérêt pendant les essais. Pour réaliser ces images, nous avons eu recours à un microscope à balayage électronique environnemental (ESEM) pour l'échelle la plus fine. Pour les échelles supérieures, il a suffi d'adapter les optiques de caméras aux différents champs souhaités. Quant aux montages expérimentaux, ils ont été réalisés en fonction des besoins et adaptés soit à la platine de traction de l'ESEM soit à la presse du laboratoire. Dans ce dernier cas la principale difficulté a été de maîtriser la température et surtout l'humidité pendant les expériences. Pour cela une enceinte thermo-hydrique régulée a été construite. Elle a permis de faire la plupart des essais mentionnés dans ce manuscrit à 25°C et avec une humidité relative de l'air de 65%. Le bois présentait alors un taux d'humidité de 12%.

L'étude en elle même a ensuite été décrite dans les parties 3 et 5. Dans un premier temps, nous avons observé la morphologie du bois et son comportement cinématique sous charge mécanique. Nous avons ainsi cerné les particularités morphologiques à l'origine du comportement afin de le modéliser. Le comportement à identifier était celui de l'échelle

macroscopique : la raideur transverse de sections de poutres. Nous sommes donc partis de cette échelle d'observation. Elle nous a montré une hétérogénéité de déformations que nous savons expliquer par l'orthotropie cylindrique et que nous pouvons corréler à l'orientation locale des cernes. Mais les données morphologiques associées à cette échelle (taille de cernes, densité moyenne) ne permettent ni d'expliquer l'orthotropie, ni de quantifier la variabilité observable sur les modules associés au modèle orthotrope. Il a donc fallu descendre à l'échelle mésoscopique des cernes pour y voir une nouvelle hétérogénéité, bien plus fine que la précédente. Mais là encore les données observables comme la densité locale ne peuvent expliquer à elles seules le comportement élastique transverse. L'investigation des cellules a alors été réalisée. C'est selon nous l'échelle à laquelle la majorité des particularités constatées aux echelles supérieures trouvent leur origine. C'est donc à ce niveau là qu'un premier modèle a été construit. Bien sûr celui-ci devait se nourrir d'informations provenant d'échelles encore plus fines comme celles de la paroi cellulaire et de ses constituants. Ces données ont été trouvées dans la littérature et vérifiées sur des modèles simplifiés de parois composites. Les variations du comportement pariétal sont grandes dans le sens longitudinal mais relativement faibles dans le plan qui nous intéresse. Cela corrobore l'idée que l'échelle cellulaire est prédominante dans l'élasticité transverse.

La diversité des formes de cellules nous a amenés à en construire un modèle géométrique à six paramètres s'approchant de la majorité des cas observés. Quelques observations ont suffi à montrer de fortes variations de cinq d'entre eux au sein d'un même cerne d'épicéa. Nous avons alors souhaité associer à cette géométrie un modèle mécanique dont la résolution serait analytique jusqu'à l'échelle macroscopique. Cette démarche a exigé un certain nombre de concessions sur les hyphotèses :

- Le calcul du comportement d'une cellule d'une géométrie donnée est fait en supposant que toutes ses voisines dans le plan transverse sont identiques.
- Une invariance dans le sens longitudinal est supposée.
- Les variations de géométrie et donc de comportement ne se font que dans la direction radiale.

Cette dernière hypothèse a été ensuite mise à profit pour réaliser l'homogénéisation des comportements de groupes de cellules pour l'obtention du comportement d'un cerne. Pour celui-ci aussi un modèle morphologique a été défini. Là encore des observations au microscope ont permis de créer un modèle adaptatif simple d'utilisation et qui s'ajuste à la disparité des cernes. Ces calculs sont détaillés dans la partie 4.

La partie 5 donne enfin des résultats du modèle appliqué à l'épicéa. Ils sont comparés à des expériences lorsque cela est possible. Nous y voyons les modules élastiques radial (E_R), tangentiel (E_T) et de cisaillement (G_{RT}) évoluer avec la position dans les cernes. Entre le bois de printemps et le bois d'été, les modules tangentiel et de cisaillement varient beaucoup plus que la raideur radiale. Ceci est dû aux flexions des parois cellulaires rencontrées dans les deux premiers cas. Ces flexions sont très faibles pour une sollicitation radiale. Ces phénomènes ont été mis en évidence lors des observations à l'ESEM.

Les évolutions des modules radial et de cisaillement dans les cernes ont été comparées à celles issus d'essais. A ce stade, nous constatons les capacités et les limites du modèle.

L'évolution du module radial dans le cerne est bien restituée par le modèle, mais la raideur est légèrement sous-estimée. Ceci s'explique cependant aisément par la non prise en compte des rayons ligneux dans le modèle, d'autant plus que l'écart de module correspond à ce que peuvent apporter les rayons. La raideur en cisaillement est quant à elle sous-évaluée dans le bois de printemps. L'aspect tridimensionnel du bois explique sans doute cet écart : nous pouvons mentionner les aboutements entre cellules qui constituent des zones bien plus raides pour le cisaillement. Nous pouvons aussi invoquer un effet de voile tendu du fait des variations de formes des cellules dans le sens longitudinal.

Ces limites du modèle ne remettent cependant pas en cause la suite des conclusions. L'homogénéisation sur un cerne donne les modules macroscopiques E_R, E_T et G_{RT} et leurs variabilités. Nous retrouvons logiquement une sous-estimation de E_R et G_{RT}. En associant ensuite des cernes aléatoires pour reconstituer des éprouvettes virtuelles, nous voyons la variabilité diminuer rapidement et se stabiliser au-delà d'une dizaine de cernes. Ce phénomène a été vérifié expérimentalement. A l'échelle macroscopique, la variabilité des formes de cellules et des morphologies de cernes serait d'après notre modèle à l'origine de variations des modules élastiques de quelques dizaines de pourcents autour de leur valeur moyenne. Nous avons alors montré qu'à l'échelle des strutures, la raideur transverse des sections de poutres, chevrons, ou lames de lamellé-collé dépend donc surtout de la position des cernes dans ces pièces. Leur orientation générale mais aussi leur courbure, qui dépend de la distance au cœur de la bille donne lieu à des raideurs globales variant jusqu'à six fois. Cela dépasse donc largement l'effet des aléas de modules d'orthotropie. De plus nous avons vu que les contraintes et les déformations sont très inhomogènes même à l'échelle macroscopique.

Pour finir, nous pouvons imaginer partir de ce dernier constat afin de mieux comprendre les limites de l'élasticité et le début de l'endommagement. La méthode consisterait à partir des zones les plus contraintes ou les plus déformées d'une section de poutre sous sollicitations transverses. Nous pourrions ensuite passer à l'échelle des cernes pour déceler dans les zones précédentes les groupes de cellules les plus sollicitées. La variabilité des formes cellulaires permettrait enfin d'expliquer un amorçage très local des ruptures.

Pour y parvenir, il faut élargir la connaissance du matériau à la rupture. Il est vraissemblable qu'une bonne compréhension des phénomènes à l'échelle des parois cellulaires peut mener à une description de l'endommagement et de la rupture macroscopiques du bois dans le plan transverse par une méthode similaire. La connaissance des modules élastiques locaux apportée dans cette thèse est alors un préalable pour bien estimer les efforts au niveau cellulaire. Les rayons ligneux ont pour la rupture aussi un rôle sans doute non négligeable, mais une approche bidimensionnelle RT peut apporter de bonnes estimations.

Il serait intéressant d'appliquer les modèles élastiques de cette étude à d'autres essences que l'épicéa. Nos premières investigations sont satisfaisantes pour le module tangentiel. Pour le module radial, elles sont limitées par l'influence des rayons ligneux dont la proportion varie selon les essences. Pour le cisaillement, les tendances sont retrouvées mais la raideur reste sous-estimée.

Une autre prolongation de ce travail pourrait concerner le retrait gonflement du bois. Des modèles simples à l'échelle de la paroi cellulaire nous montrent que cette voie est prometteuse et que le couplage avec les propriétés élastiques locales est là aussi indispensable. Il serait alors utile de voir l'influence de l'humidité sur les propriétés mécaniques aux différentes échelles de l'étude puisque l'humidité joue sur la raideur des composés des parois cellulaires.

Bibliographie

[AGA 97] AGARWAL U. P., RALPH S. A.
FT-Raman Spectroscopy of Wood : Identifying Contributions of Lignin and Carbohydrate Polymers in the Spectrum of Black Spruce (Picea mariana). *Society for Applied Spectroscopy*, vol. 51, 1997, p. 1648-1655.

[BAC 01] BACKMAN A. C., LINDBERG K. A. H.
Differences in wood material responses for radial and tangential direction as measured by dynamic mechanical thermal analysis. *Journal of Materials Science*, vol. 36, 2001, p. 3777-3783.

[BAO 01] BAO F. C., JIANG Z. H., JIANG X. M., LU X. X., LUO X. Q., ZHANG S. Y.
Differencies in wood properties between juvenile wood and mature wood in 10 species grown in China. *Wood Science and Technology*, vol. 35, 2001, p. 363-375.

[BEN] BENGTSSON C.
Creep of timber in different loading modes - material property aspects.

[BEN 00] BENGTSSON C.
Stiffness of spruce wood - Influence of moisture conditions. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 58, 2000, p. 344-352.

[BEN 01] BENGTSSON C.
Mechano-sorptive bending creep of timber - innfluence of material parameters. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 229-236.

[BER 02] BERGANDER A., SALMEN L.
Cell wall properties and their effects on the mechanical properties of fibers. *Journal of Materials Science*, vol. 37, 2002, p. 151-156.

[BOS 99] BOSTROM L.
Determination of the modulus of elasticity in bending of structural timber - comparison of two methods. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 57, 1999, p. 145-149.

[BRA 02a] BRANCHERIAU L., BAILLERES H.
Natural vibration analysis of clear wooden beams : a theoretical review. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 347-365.

[BRA 02b] BRANCHERIAU L., BAILLERES H., GUITARD D.
Comparison between modulus of elasticity values calculated using 3 and 4 point ben-

ding tests on wooden samples. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 367-383.

[CHA 06] CHASSAGNE P.
Contribution à la prédiction des conséquences mécaniques des phénomènes thermo-hydriques couplés : application au bois. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2006.

[CON 03] CONSTANT T., FARRE E.
Laboratory apparatuses measuring 3D displacement fields involved in distortion of commercial size wood products due to moisture content change. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 61, 2003, p. 173-181.

[COU 04] COUTAND C., JEROMINIDIS G., CHANSON B., LOUP C.
Comparison of mechanical properties of tension and opposite wood in Populus. *Wood Science and Technology*, vol. 38, 2004, p. 11-24.

[DAH] DAHLBLOM O., PETERSSON H., ORMARSSON S.
Stiffness, strength and shape stability grading analysis of sawn timber based on experimentally found growth characteristics.

[FAH 03] FAHLÉN J., SALMÉN L.
Cross-sectional structure of the secondary wall of wood fibers as affected by processing. *Journal of Materials Science*, vol. 38, 2003, page 119Ű 126.

[FAR 00] FARRUGGIA F., PERRÉ P.
Microscopic tensile tests in the transverse plane of earlywood and latewood parts of spruce. *Wood Science and Technology*, vol. 34, 2000, p. 65-82.

[FRO 03] FROMM J., ROCKEL B., LAUTNER S., WINDEISEN E., WANNER G.
Lignin distribution in wood cell walls determined by TEM and backscattered SEM techniques. *Journal of Structural Biology*, vol. 143, 2003, page 77Ű84.

[GAC 03] GACHET C.
Inventaire et hiérarchisation de paramétres structuraux et ultrastructuraux de la variabilité intra spécifique de certaines propriétés mécano physiques des tissus ligneux. Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1 Sciences et Technologies, 2003.

[GIN 04] GINDL W., GUPTA H., SCHOBERL T., LICHTENEGGER H., FRATZL P.
Mechanical properties of spruce wood cell walls by nanoindentation. *Applied Physics A*, vol. 79, 2004, p. 2069-2073.

[GU 01] GU H., ZINK-SHARP A., J.SELL
Hypothésis on the role of cell wall structure in differential transverse shinkage of wood. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 436-442.

[GUI 87] GUITARD D.
Mécanique du matériau bois et composites. 1987.

[GUS 99] GUSTAFSSON S.-I.
Solid mechanics for ash wood. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 57, 1999, p. 373-377.

[ILI 01] ILIC J.
Relationship among the dynamic and static elastic properties of air-dry Eucalyptus delegantis R. Baker. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 169-175.

[JOH] JOHANSSON M., KLIGER R.
Variability in strength and stiffness of structural Norway spruce timber - influence of raw material parameters.

[JOH 99] JOHANSSON L., PENG F., SIMONSON R.
Mechanical fiber separation under torsional stress. *Wood Science and Technology*, vol. 33, 1999, p. 43-54.

[JON 03] JONSSON J., THELANDERSSON S.
The effect of moisture gradients on tensile strength perpendicular to grain in glulam. *Holz als Roh- und Werkstoff*, , 2003.

[KAN 02a] KANG H., BOOKER R. E.
Variation of stress wave velocity with MC and temperature. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 41-54.

[KAN 02b] KANG W., LEE N.-H.
Mathematical modeling to predict drying deformation and stress due to the differential shrinkage within a tree disk. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 463-476.

[KOJ 04] KOJIMA Y., YAMAMOTO H.
Effect of microfibril angle on the longitudinal tensile creep behavior of wood. *Journal of Wood Science*, vol. 50, 2004, p. 301-306.

[KOW 99] KOWALSKI S. J., MUSIELAK G.
Deformations and Stresses in Dried Wood. *Transport in Porous Media*, vol. 34, 1999, p. 239–248.

[MAC 05a] MACHADO J. S., CRUZ H. P.
Within stem variation of Maritime Pine timber mechanichal properties. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 63, 2005, p. 154-159.

[MAC 05b] MACKERLE J.
Finite element analyses in wood research : a bibliography. *Wood Science and Technology*, vol. 39, 2005, p. 579-600.

[MAS] MASCIA N. T., CRAMER S. M.
Effect of moisture content, specific gravity, temperature and number of annual growth rings on redwood elastic constants.

[MUL 03] MULLER U., JOSCAK T., TEISCHINGER A.
Strength of dried and re-moistened spruce wood compared to native wood. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 61, 2003, p. 439-443.

[NAR] NARDIN A., BOSTROM L., ZAUPA F.
The effect of knots on the fracture of wood.

[NAT 05] NATTERER J., HERZOG T., SCHWEITZER R., VOLZ M., WINTER W.
Construire en bois. 3 édition, 2005.

[OJA 00] OJA J.
Evaluation of knot parameters measured automatically in CT-images of Norway spruce. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 58, 2000, p. 375-379.

[ORM] ORMARSSON S., DAHLBLOM O., PETERSSON H.
Enginneering tools to construct timber products with good shape stability.

[ORM 99] ORMARSSON S., DAHLBLOM O., PETERSSON H.
A numerical study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variation 2. *Wood Science and Technology*, vol. 33, 1999, p. 407-423.

[ORM 00] ORMARSSON S., DAHLBLOM O., PETERSSON H.
A numerical study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variation 3. *Wood Science and Technology*, vol. 34, 2000, p. 207-219.

[ORM 03] ORMARSSON S., COWN D., DAHLBLOM O.
Finite Element Simulations of Moisture Related Distortion in Laminated Timber Products of Norway Spruce and Radiata Pine. *8th International IUFRO Wood Drying Conference*, 2003.

[OUI 02] OUIS D.
On the frequency dependence of the modulus of elasticity of wood. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 335-346.

[PAN 02] PANG S.
Predicting anisotropic shringkage of softwood Part 1 : Theories. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 75-71.

[PER 01a] PERSSON K.
Mechanical behaviour and analysis of wood fibres. *First International Conference of the European Society for Wood Mechanics*, 2001, p. 419-428.

[PER 01b] PERSTORPER M., JOHANSSON M., KLIGER R., JOHANSSON G.
Distorsion of Norway spruce timber 1. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 94-103.

[PER 01c] PERSTORPER M., JOHANSSON M., KLIGER R., JOHANSSON G.
Distorsion of Norway spruce timber 2. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 155-162.

[PER 01d] PERSTORPER M., JOHANSSON M., KLIGER R., JOHANSSON G.
Distorsion of Norway spruce timber 3. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 61, 2001, p. 241-250.

[PIN 03] PING M., LIANBAI G.
Water transfer of Masson pine lumber during high temperature drying. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 61, 2003, p. 349-354.

[PIN 04] PING XU H. L.
Models of microfibril elastic modulus parallel to the cell axis. *Wood Science and Technology*, vol. 38, 2004, page 363Ű374.

[REI 01a] REITERER A.
The influence of temperature on the mode 1 fracture behavior of wood. *Journal of Materials Science Letters*, vol. 20, 2001, p. 1905-1907.

[REI 01b] REITERER A., LICHTENEGGER H., FRATZL P., STANZL-TSCHEGG S. E.
Deformation and energy absorption of wood cell walls with different nanostructure under tensile loading. *Journal of Materials Science*, vol. 36, 2001, p. 4681-4686.

[REI 01c] REITERER A., LICHTENEGGER H., J.FÄRBER, STANZL-TSCHEGG S., FRATZL P.
Variability of microfibril angles in softwood, hardwood and reaction wood. *First International Conference of the European Society for Wood Mechanics*, 2001.

[REI 02] REITERER A., TSCHEGG S.
The influence of moisture content on the mode 1 fracture behaviour of sprucewood. *Journal of Materials Science*, vol. 37, 2002, p. 4487-4491.

[REU 05] REULING D.
Caractéristiques mécaniques des sciages Pin maritime : analyse des bases de données 1984/2004. *Netbois*, vol. 28/11, 2005.

[R.W 97] R. WIMMER B. N. LUCAS T. Y. T., OLIVER W. C.
Longitudinal hardness and Young's modulus of spruce tracheid secondary walls using nanoindentation technique. *Wood Science and Technology*, vol. 31, 1997, p. 131-141.

[SAL 01] SALMÉN L.
Micromechanics of the wood cell wall : a tool for a better understanding of its structure. *First International Conference of the European Society for Wood Mechanics*, 2001.

[SAL 04] SALMÉN L.
Micromechanical understanding of the cell-wall structure. *C. R. Biologies*, vol. 327, 2004, page 873Ű880.

[SAN 00] SANTOS J. A.
Mechanical behaviour of Eucalyptus wood modified by heat. *Wood Science and Technology*, vol. 34, 2000, p. 39-43.

[SAS 01] SASAKI Y., HASEGAWA M., IWATA T.
Acoustoelastic stress measurement of wood in bending - a new attempt at determining stress conditions of wood. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 237-243.

[SIN 01] SINN G., REITERER A., STANZL-TSCHEGG S. E., TSCHEGG E. K.
Determination of strains of thin wood samples using videoextensometry. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 59, 2001, p. 177-182.

[SKA 01] SKATTER S., ARCHER R. R.
Residual stresses caused by growth stresses within a stem with radially varying spira grain angle - two numerical solution approaches : 1) finite element method and 2) transfert matrix method. *Wood Science and Technology*, vol. 35, 2001, p. 57-71.

[SVE 99] SVENSSON S., MARTENSSON A.
Simulation of drying stresses in wood. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 57, 1999, p. 129-136.

[TAB 01] TABARSA T., CHI Y. H.
Predicting stress-strain relationship of softwoods in radial compression. NAVI P., Ed., *First International Conference of the European Society for Wood Mechanics*, 2001, p. 459-468.

[THU 02] THUVANDER F., KIFETEW G., BERGLUND L. A.
Modeling of cell wall drying stresses in wood. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 241-254.

[TIM 02a] TIME B.
Studies on hygroscopic moisture transport in Norway spruce (Picea abies) 1. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 60, 2002, p. 271-276.

[TIM 02b] TIME B.
Studies on hygroscopic moisture transport in Norway spruce (Picea abies) 2. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 60, 2002, p. 405-410.

[TSE 00] TSEHAYE A., BUCHANAN A. H., WALKER J. C. F.
Selecting trees for structural timber. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 58, 2000, p. 162-167.

[WIB 99] WIBERG P., MOREN T. J.
Moisture flux determination in wood during drying above fibre saturation point using CT-scanning and digital image processing. *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 57, 1999, p. 137-144.

[XU 02] XU P.
Estimating the influence of knots on the local longitudinal stiffness in radiata pine structural timber. *Wood Science and Technology*, vol. 36, 2002, p. 501-509.

[YAM 99] YAMAMOTO H.
A model of the anisotropic swelling and shrinking process of wood. Part 1. Generalization of Barber's wood fiber model. *Wood Science and Technology*, vol. 33, 1999, p. 311-325.

[YAM 01] YAMAMOTO H., SASSUS F., NINOMIYA M., GRIL J.
A model of the anisotropic swelling and shrinking process of wood. Part 2. Simulation of shrinking wood. *Wood Science and Technology*, vol. 35, 2001, p. 167-181.

[YAM 04] YAMAMOTO H.
Role of the gelatinous layer on the origin of the physical properties of the tension wood. *Journal of Wood Science*, vol. 50, 2004, p. 197-208.

FOLIO ADMINISTRATIF

THÈSE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUÉES DE LYON

NOM : SIMON DATE de SOUTENANCE :26 juin 2009

Prénoms : Pierre, Guillaume

TITRE : Approche multiéchelle du comportement mécanique du bois dans le plan transverse

NATURE : Doctorat Numéro d'ordre : 2009-ISAL-XXX

École doctorale : MEGA

Spécialité : Mécanique - Génie Mécanique - Génie Civil

Cote B.I.U. - Lyon : T 50/210/19 / et bis CLASSE :

RÉSUMÉ :

Le comportement élastique transverse des résineux a la particularité d'être fortement anisotrope. Il est de plus très hétérogène à certaines échelles. Les propriétés transverses sont enfin fortement variables d'une essence et d'une pièce de bois à l'autre. On propose ici une étude expérimentale et théorique de ce comportement. Ainsi, on descend à l'échelle cellulaire qui fait apparaitre une grande diversité des formes. On construit alors un modèle géométrique de cellule capable de représenter la plupart des morphologies, et dont le comportement mécanique s'obtient par un calcul analytique. Dès lors, on explique et on quantifie les caractéristiques des résineux aux échelles supérieures, notamment l'orthotropie à toutes les échelles et l'hétérogénéité dans les cernes. Des comparaisons expérimentales appuient les résultats. La grande variabilité morphologique des cellules s'accompagne logiquement d'une très grande dispersion des raideurs microscopiques : de 1 à 10 pour certaines sollicitations. L'orthotropie macroscopique s'explique ensuite par l'agencement régulier des cellules dans le cerne. Paradoxalement, à cette échelle, dite méso, la grande disparité des cellules réduit la variabilité comportementale. Le passage aux éléments de construction voit la dispersion des modules élastiques moyens diminuer par l'association de nombreux cernes, pour atteindre quelques dizaines de pourcent seulement. Cependant le comportement élastique transverse des pièces de structure reste très variable. Il dépend fortement de l'orientation des cernes dans les sections et peut varier d'un facteur 5 d'une poutre à l'autre.

MOTS-CLÉS : hétérogénéité, anisotropie, multi-échelle, modèle analytique, variabilité, mécanique, bois, expérimental

Laboratoire(s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures
UMR CNRS5259 - INSA de Lyon
20, avenue Albert Einstein
69621 Villeurbanne Cedex FRANCE

Directeur de thèse : Dominique Eyheramendy

Président du jury :

Composition du jury : Joseph Gril Rémy Marchal
Ario Ceccotti Parviz Navi
Dominique Eyheramendy Jean-François Jullien
Hubert Maigre