UNIVERSITÉ DE LORRAINE

AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES TECHNOLOGIES ET INDUSTRIES DU BOIS

INRA
Institut National de la Recherche Agronomique
Centre de Recherches de Nancy

EQUIPE DE RECHERCHES SUR LA QUALITE DES BOIS

Université HENRI POINCARE NANCY 1

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITE NANCY 1 SCIENCES

Ecole Nationale Supérieure des Technologies des Industries du Bois - ENSTIB
Sciences du Bois

Thèse
présentée pour obtention du titre de

Docteur de l'Université Henri Poincaré - Nancy I

en Sciences du Bois

Utilisation en structures des résineux à faible densité : Conséquences technologiques de scénarios sylvicoles extrêmes

Jorge Daniel de Melo Moura

Président du jury :

M. A. Zoulalian	Professeur **ENSTIB** Université Henri Poincaré Nancy I

Rapporteurs :

M. Bernard Thibaut	Directeur de Recherches **CNRS/UM2** - Montpellier
M. Alain Vergne	Professeur **CUST** - Clermont-Ferrand

Examinateurs :

M. Gilles Duchanois	Maître de Conférences **ENSTIB** - Epinal
M. José Nivaldo Garcia	Professeur Adjoint **ESALQ**- Univ. de São Paulo
M. Jean Michel Leban	Chargé de Recherches **INRA** - Champenoux
M. Philippe Monchaux	Directeur de Recherches **AFOCEL** - Nangis
M. Patrick Martin	Professeur **ENSTIB** Université Henri Poincaré Nancy I

12 Avril 1996

Remerciements

UNIVERSITÉ NANCY 1 BIBLIOTHÈQUE SCIENCES

Je tiens à remercier particulièrement :

Gilles Duchanois, pour sa compétence en mécanique, son aide dans le contexte du travail et sa générosité, sans quoi il aurait été impossible de mener cette étude à son terme. Pour ses conseils, son amitié et son soutien moral,

Jean Michel Leban pour ses conseils sur la qualité du bois, sur les modèles de croissance et son intérêt pour le travail. Aussi pour son suivi et son soutien moral,

Pascal Triboulot tout d'abord, pour m'avoir accepté comme thésard, pour ses conseils et pour sa lecture minutieuse du travail annotée de remarques toujours gentilles et constructives,

Gérard Nepveu qui m'a accepté dans son laboratoire et qui a mis à ma disposition les moyens possibles pour l'exécution du travail,

Krzysztof Krajewski pour son aide et ses conseils valeureux sur la durabilité du bois et son intérêt pour mon travail,

Hervé van Oost qui ma dirigé sur les analyses chromatographiques,

Frédéric Mothe pour ses conseils sur le retrait et la lecture des manuscrits,

Ginette Jacquemot pour son soutien moral, logistique, et surtout pour sa générosité et sa compétence,

Christian Herbé pour m'avoir initié aux connaissances informatiques, pour sa disponibilité, son amitié, son engagement envers tous les stagiaires et son sens de l'humour,

Nathalie Morel pour sa sympathie, sa bonne volonté et son appui logistique,

Les Stagiaires qui ont rendu cette période très agréable et enrichissante. Je pense en particulier à **Laurent St-André** qui a fait une première lecture de la thèse,

Le personnel de la QB qui m'a soutenu, et surtout pour l'ambiance familiale et tendre que j'ai trouvée dans ce laboratoire,

Pour tout le personnel de l'ENSTIB qui a toujours montré de l'intérêt envers moi et mon travail et qui a mis à ma disposition les moyens matériels de l'école ainsi que ses compétences personnelles. Je remercie de façon particulière Jean-Jacques Balland,

Francis Colin, pour son amitié envers moi et qui n'a jamais hésité à mettre à ma disposition ses connaissances au niveau de la branchaison,

Voichita Bucur, pour sa tendresse, pour m'avoir soutenu moralement et pour m'avoir aidé dans l'organisation du travail,

Danielle Perrin et Paulette Guillem pour la reproduction du manuscrit, leur bonne volonté et leur joie

Je remercie en particulier ma femme **Luciane**, pour m'avoir soutenu pendant toute cette période et pour son amour envers moi.

Finalement je remercie Jésus Christ le Seigneur en qui tout a été créé et pour qui nous vivons.

Table des Matières

BIBLIOTHÈQUE UNIVERSITAIRE NANCY

Introduction générale

Chapitre 1
Production de la matière

1. Introduction 1
Objectifs 1
Démarche adoptée 2
2. Analyse bibliographique 4
2.1. Effets de l'augmentation de la vitesse de croissance sur les caractéristiques dendrométriques des arbres (âge, diamètre et hauteur) 4
2.2. Influence des pratiques sylvicoles sur les propriétés du bois - Largeur de cerne/densité 7
2.2.1. Le bois juvenile 13
2.3. Modélisation de la croissance des arbres 20
2.4. Conclusions de la partie bibliographique 23
3. Méthodes et résultats 24
3.1. Croissance des arbres 24
3.1.1. Scénarios sylvicoles étudiés 24
3.1.2. Principes utilisés pour simuler la croissance d'un épicéa - Description des paramètres utilisés dans l'étude 25
3.1.3. Modèle de masse volumique. 33
3.1.4. Evolution des volumes totaux et du bois sur pied 36
3.2. Production en volume de bois sciable en fonction de l'âge, pour les trois peuplements étudiés 38
3.2.1. Production en volume de bois sciable par hectare. 38
3.2.3. Comparaison des volumes totaux de bois sciable par arbre 41
3.3. Production en volume de bois scié en fonction de l'âge, pour les trois peuplements étudiés. 42
3.3.1. Simulation de débits 42
3.3.2. Influence de la sylviculture sur le défilement des arbres 46
3.3.3. Effet du défilement sur le rendement des sciages 48
3.3.4. Production en volume de bois scié par hectare 50
3.4. Classement des sciages 52
3.4.1. Classement en largeur de cernes 52
3.4.2. Classement en masse volumique 56
3.4.3. Classement en nombre et diamètre des branches 59
3.5. Comparaison des frais et résultats 64
3.5.1. Hypothèses 64
3.5.2. Composantes économiques considérées pour le calcul 65
3.5.3. Discussion 67
4. Conclusions 74

Chapitre 2
Influence de la densité du bois sur les propriétés mécaniques et sur le dimensionnement des structures

Introduction 78
Objectif de l'étude 80
2. Aperçu bibliographique 82
2.1. Densité et propriétés mécaniques sur le bois sans défaut 82
2.2. Propriétés du bois avec défauts 84
2.2.1. Caractéristiques du bois composant le noeud et les zones périphériques 84
2.2.2 L'influence de la nodosité sur les propriétés mécanique du bois 85
2.2.3. Déviation du fil et concentration de contraintes autour des noeuds 87
Conclusions de la partie bibliographique 89
3. Matériels et méthodes 90
3.1. Essais sur petits échantillons 91
3.1.1. Essais en flexion statique et compression pure 91
3.1.2. Essais de traction axiale de petites éprouvettes comprenant un noeud 92
3.2. Pièces en dimension d'emploi 93
3.2.1. Banque de données ENSTIB 93
3.2.2. Banque de données Swedish National Testing and Research Institute 93
4. Résultats - Propriétés mécaniques et dimensionnement 94
4.1. Hypothèses 94
4.2. Sollicitations axiales : traction et compression 95
4.2.1. Equations de dimensionnement 95
4.2.2. Résultats expérimentaux - essais de traction simple 96
4.3. Compression et flambement 100
4.3.1. Equations de dimensionnement au flambage 100
4.3.2. Relation contrainte de rupture à la compression et densité du bois 102
4.4. Flexion 102
4.4.1. Equations de dimensionnement 102
4.4.2. Résultats expérimentaux - Comparaison des modèles 105
4.5. Dimensionnement des pièces de structure en fonction de la densité du bois 113
4.5.1. Critères généraux de dimensionnement basés sur la densité 113
5. Application au calcul de structures 117
5.1. Hypothèses de départ 117
5.2. Chargements 119
5.3. Calcul des volumes de bois 123
5.3.1. Cas de la fermette uniquement 123
5.3.2. Cas de l'ensemble de la structure (6 fermes + grille) 126
6. Conclusions 130

Chapitre 3
Influence de la densité du bois sur le comportement mécanique des assemblages par connecteurs métalliques soumis à des sollicitations statiques et cycliques

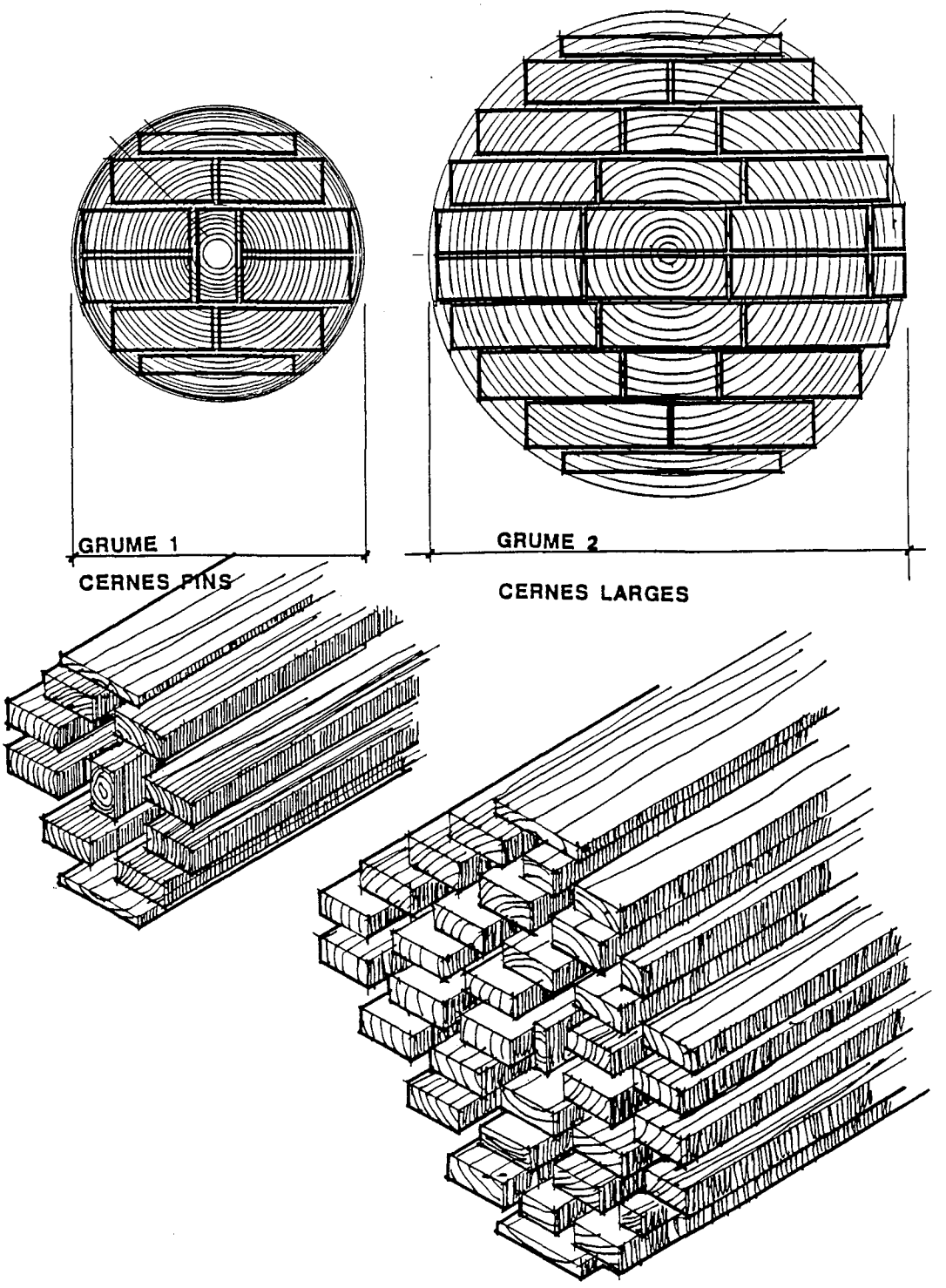
1. Introduction 133
2. Analyse bibliographique 135
2.1. Paramètres caractérisant les assemblages 135
2.2. Sollicitations statiques 136
2.2.1.La densité du bois 136
2.2.2 Propriétés mécaniques du bois et propriétés des assemblages 139
2.2.3 Orientation des connecteurs 139
2.3. Sollicitations cycliques 141
2.3.1. Effet des caractéristiques des matériaux sur le comportement de l'assemblage 143
2.3.2. Caractéristiques des connecteurs 143
2.3.3. Fréquence - Taux de chargement 144
Conclusions de la partie bibliographique 145
3. Méthodes expérimentales 146
3.1. Les assemblages testés 146
3.1.1. Bois : tri et conditionnement 146
3.1.2. Eprouvettes. 146
3.1.3. Connecteur 147
3.1.4. Dispositif d'essai 148
3.1.5. Essais Statiques 150
3.1.6. Essais de fatigue. Description 151
4. Résultats 153
4.1. Evolution du déplacement résiduel et de la raideur de l'assemblage en fonction du nombre de cycles 153
4.2. Energie dissipée par cycle et énergie dissipée totale 154
4.3. Caractérisation de la rupture et prédiction de la durée de vie de l'assemblage. 156
4.3.1. Effet de la densité du bois sur la raideur de l'assemblage 156
4.3.2. Effet du déchaussement du connecteur sur la raideur et le glissement 157
4.3.3. Durée de vie. Analyse de la rupture - limite d'endurance 159
4.3.4. Modes de rupture 160
5. Exemple d'application 165
5.1. Résultats de la raideur des assemblages sur la variation de volume et de masse de bois utilisé dans la réalisation de la fermette 167
5.1.1. Résultat pour une fermette 167
5.1.2. Pour l'ensemble de la structure (6 fermes + grille extérieure) 171
6. Conclusions 174

Chapitre 4
Influence de la densité du bois sur ses propriétés physico-chimiques

1. Introduction 177
2. Aperçu bibliographique 179
2.1. Durabilité naturelle 179
2.1.1. Résistance du bois à l'attaque fongique 179
2.1.2. Résistance du bois à l'attaque d'insectes 184
2.2. Retrait 186
2.2.1. Facteurs responsables du retrait 186
2.3. Imprégnation 194
2.3.1. Perméabilité 194
2.4. Conclusions de la partie bibliographique 197
3. Résultats 198
3.1. Durabilité naturelle - Attaques fongiques 198
3.1.1. Matériels et méthodes 198
3.1.2. Résultats expérimentaux 201
3.2. Calcul des augmentations de volumes vis-à-vis de la protection contre le feu 203
3.2.1. Equations de dimensionnement 204
3.2.2. Calcul de la profondeur efficace de carbonisation (d_{ef}) d'une section 205
3.3. Retrait 206
3.3.1. Relations utilisées entre le retrait volumique et la densité du bois 207
3.3.2. Impact sur le volume 209
3.3.3. Impact sur les sections 210
3.4. Imprégnation et rétention des produits de préservation 211
3.4.1. Matériels et méthodes 212
3.4.2. Analyse expérimentale 213
3.5. Impact de la densité du bois sur le traitement 216
4. Conclusions 217

Conclusion générale 220

Références bibliographiques I



INTRODUCTION

Introduction générale

Introduction générale

En Amérique du Nord, depuis le début du siècle, l'intensification des modes de gestion sylvicole des peuplements résineux s'est faite par le passage de l'exploitation de forêts naturelles (arbres vieux, de grande dimensions et à croissance lente) à l'exploitation de peuplements plantés (arbres plus jeunes et en général de plus faibles dimensions).
En Europe et en France plus particulièrement, depuis une cinquantaine d'années, l'intensification de la conduite des plantations s'est faite par une diminution progressive des densités de plantation, en particulier pour l'Epicéa commun.
Dans le cadre des forêts de production, les conséquences de cette évolution générale ont conduit tout naturellement forestiers et technologues du bois à évaluer ses conséquences sur les propriétés du bois.
C'est dans ce contexte que récemment un Projet de recherches financé par le Communauté Européenne a été mis en oeuvre (Contract N° CT 20143. AIR. Northern conifers in fast growing conditions : a step towards an adequate wood supply for industry).
Ce Projet associe des équipes de recherches spécialisées dans la gestion forestière, l'amélioration génétique et la technologie du bois. Il est coordonné par P. Monchaux, directeur des recherches à l'Association Forêt Cellulose, AFOCEL, qui est un organisme forestier promoteur des sylvicultures dites 'dynamiques'.
Dans le cadre de ce Projet, nous avons proposé la mise en oeuvre d'une analyse intégrée de la 'chaîne de production du bois'. Il s'agit d'une part de faire le point des connaissances disponibles et d'autre part de les mettre en oeuvre après les avoir complétées, pour évaluer de façon quantifiée les effets d'un changement de mode de gestion sylvicole sur les volumes et propriétés des bois produits. De plus, nous avons introduit ici une originalité : la prise en compte des caractéristiques du produit final, en l'occurrence les charpentes en bois.

L'essence que nous avons étudiée est l'Epicéa commun car en France, c'est une essence importante qui couvre une surface d'environ 720.000 ha notamment dans le nord-est où elle a été largement introduite, en particulier à la suite des efforts de reboisement commencés en 1947 avec l'aide du Fonds Forestier National.

Sa valeur économique est importante et son utilisation est variée : menuiserie, charpente, caisserie, panneaux de fibre, papeterie, voire même lutherie.

L'âge d'exploitation actuel de l'épicéa commun et la sylviculture qui s'y attache font que nous nous dirigeons vers une ressource à accroissements larges pouvant poser des problèmes de valorisation. Un antagonisme fort apparaît rapidement entre une productivité

plus élevée des parcelles forestières et une qualité suffisamment bonne, ce qui traduit un souci légitime de conserver aux produits des débouchés satisfaisants.
En effet, l'augmentation de la vitesse de croissance se traduit par l'augmentation de la largeur des cernes qui a pour conséquence une masse volumique plus faible et par suite des propriétés mécaniques moins bonnes.
Pour les bois utilisés en structure, les règle normatives qui se font jour sont basées notamment sur des valeurs de masse volumique et de largeurs des cernes. Il est donc légitime de s'interroger sur les conséquences de cette intensification sylvicole pour l'un des débouchés naturels de l'Epicéa commun qui est l'usage en structure.

Le problème est alors global et concerne, au travers de la filière toute entière :

la croissance des arbres et les sylvicultures qui s'y attachent.
les propriétés des bois produits (largeur des cernes, masse volumique, branchaison)
les aspects liés à la mise en oeuvre technologiques et les usages (ici en structures) de ces mêmes bois.

Nous avons défini un contexte bien précis pour cette approche globale. Il s'agit de comparer trois types de scénarios sylvicoles : une sylviculture traditionnelle à forte densité initiale de plantation et une sylviculture plus intensive à faible densité initiale de plantation et fortes éclaircies (ce dernier scénario est, de plus, analysé en deux révolutions). Les bois provenant de ces scénarios sont, par simulation, débités en pièces de charpente puis mis en oeuvre.
La démarche que nous suivons est pilotée par l'aval, aval qui est ici le produit final : une structure porteuse bois (charpente).Chaque étape de la 'chaîne de production du bois' est donc analysée avec le souci de contribuer à la caractérisation des propriétés de ce produit final, qu'il s'agisse des volumes de bois ronds, du rendement au sciage (coût), des propriétés portantes, des assemblages, de la durabilité...etc.

Dans une première partie, nous examinons les effets de l'augmentation de la vitesse de croissance des arbres sur la production en volume et sur la qualité technologique de la matière ligneuse. Cette qualité est estimée en termes de largeurs des cernes, masse volumique et branchaison.
Le rendement des sciages et l'influence que peut exercer la conicité des arbres liée à la sylviculture sont analysés. Une estimation économique des coûts et du rendement en volume des bois produits par ces deux scénarios sylvicoles est abordée.

Dans un deuxième temps, les conséquences sylvicoles sur les propriétés mécaniques des bois produits sont analysées par la prise en compte des variations de la masse volumique du bois pour dimensionner un produit finalisé tel que la charpente.
Dans une troisième partie, l'effort d'analyse porte sur un thème encore peu ou mal abordé, la rigidité des connections mises en oeuvre pour la construction des charpentes. Ce point crucial pour une bonne valorisation du bois est analysé d'une part en évaluant les performances de différentes techniques de connexion et d'autre part en analysant l'effet de la variation de la masse volumique sur la qualité des connections.

La dernière partie analyse l'influence des conditions de croissance sur la durabilité et le traitement des bois utilisés en structure. Retrait (importance liée au séchage) et résistance au feu sont également abordés.

Cette approche globale permet d'avoir l'ensemble des éléments d'appréciation traitant des conséquences technologiques (limitées ici à la construction) de politiques sylvicoles extrêmes.

La figure suivante illustre notre approche.

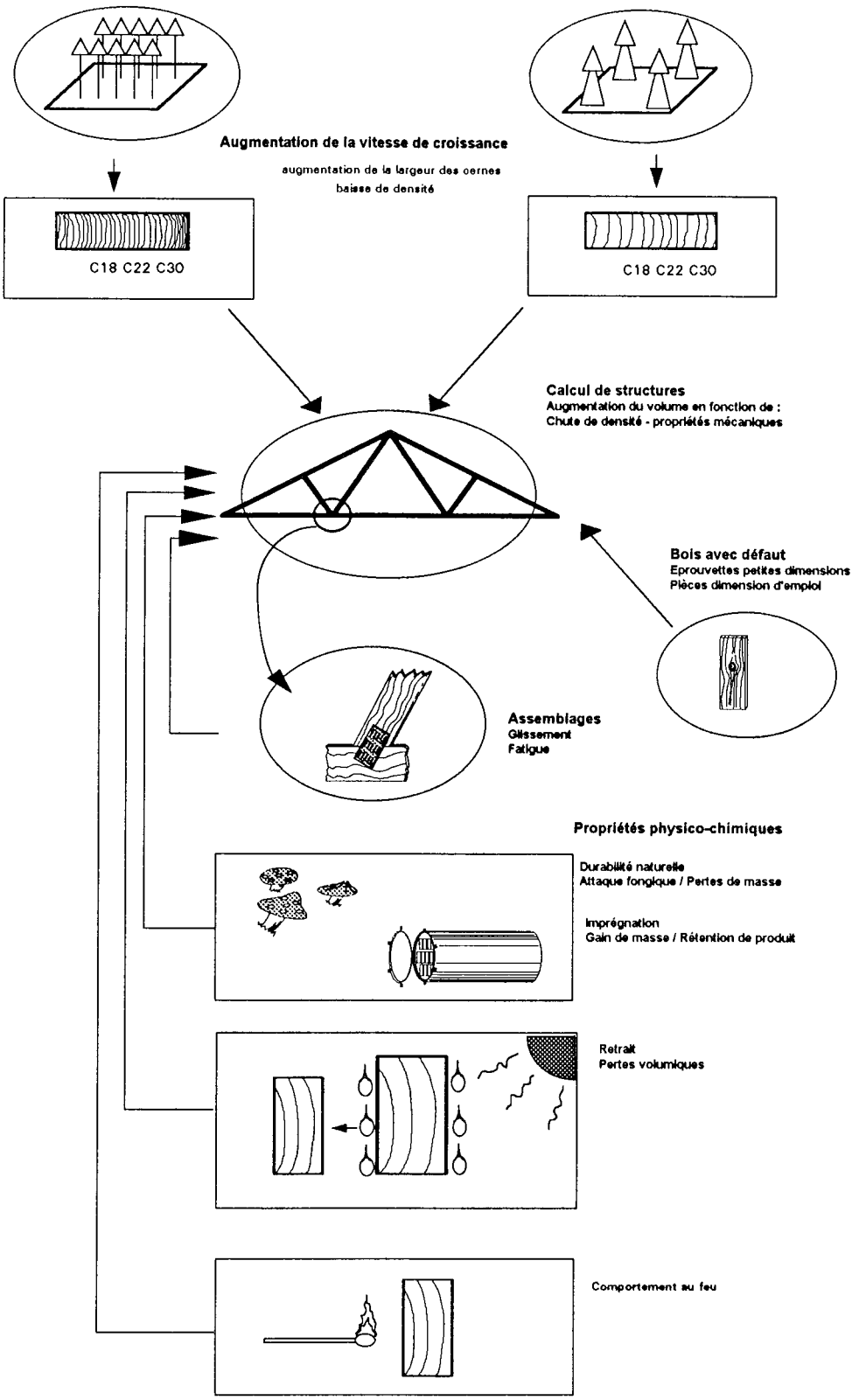
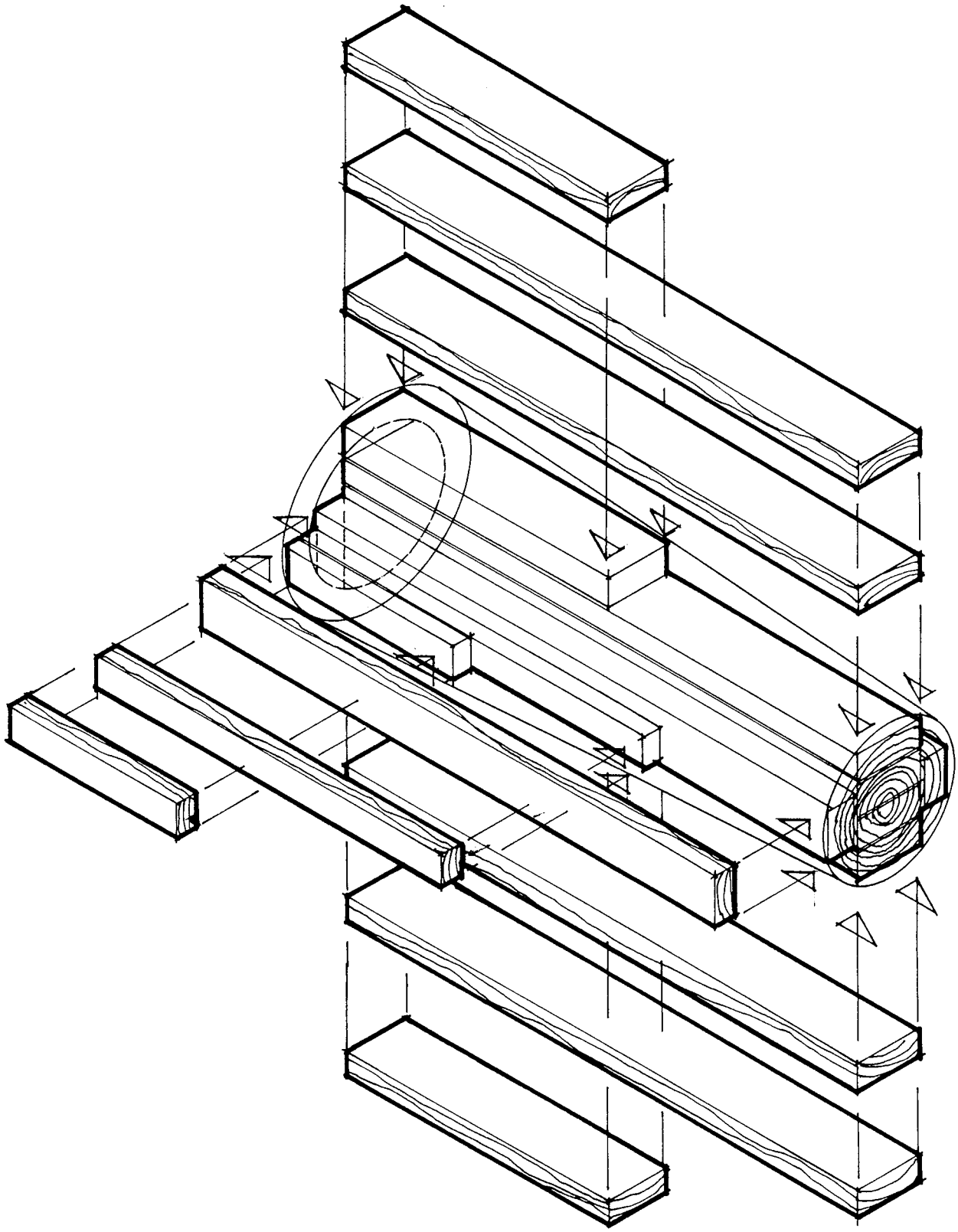


Figure int 1 : Démarche général adoptée dans le travail. Analyse de l'influence de la vitesse de croissance sur l'utilisation du bois dans toute la chaîne de production.



CHAPITRE 1

Chapitre 1

Production de la matière

1. Introduction

Un objectif important du gestionnaire forestier , notamment privé, est l'amélioration de la rentabilité de sa forêt. Dans le cas des résineux, le forestier va porter une attention toute particulière à la durée des rotations, à la qualité des bois produits ainsi qu'aux coûts engendrés par les choix sylvicoles possibles (préparation des sols, densités de plantation, nombres et nature des éclaircies, élagages ...).

Dans le cadre de plantations, il peut s'avérer nécessaire de préparer le sol notamment par des opérations de drainage, d'irrigation et de fertilisation . Un choix initial important sera la densité de plantation ainsi que le calendrier et la nature des éclaircies. Lorsque les densités de plantation sont faibles et favorisent donc peu l'élagage naturel, le gestionnaire sera amené à prévoir la réalisation d'élagages artificiels s'il souhaite produire des bois sans noeuds. Toutes ces opérations auront des conséquences sur les caractéristiques physiques (masse volumique, angle du fil, retraits, nodosité...) et mécaniques (rigidité et contrainte de rupture) des bois produits .

Objectifs

L'objectif de ce chapitre est de mettre en oeuvre une méthode qui permettra la comparaison de plusieurs scénarios sylvicoles entre eux, du point de vue des volumes produits et des propriétés du bois obtenues. L'étude est basée sur la simulation de croissance de plantations mono-spécifiques d'Epicéa commun pour une seule classe de fertilité. Ce contexte d'étude est motivé par l'intensification progressive de la sylviculture de l'épicéa commun et les inquiétudes qui sont apparues sur la qualité des bois produits.

Démarche adoptée

L'objectif poursuivi nous amène à étudier deux scénarios sylvicoles qui sont représentatifs des conditions de croissance extrêmes : l'un à croissance lente et l'autre à croissance rapide. Les deux modalités de traitement sont comparées sur la même durée de révolution (56 ans). Le scénario à croissance rapide est de plus analysé avec une hypothèse de deux révolutions (28 ans) sur la période de référence (56 ans).

Les outils et méthodes mis en oeuvre dans cette approche sont :

- un modèle de croissance,
- des modèles de propriétés du bois,
- une simulation de débit,
- une analyse globale des coûts de production pour chaque cas traité.

Cette méthodologie est décrite sur la figure 1.1.

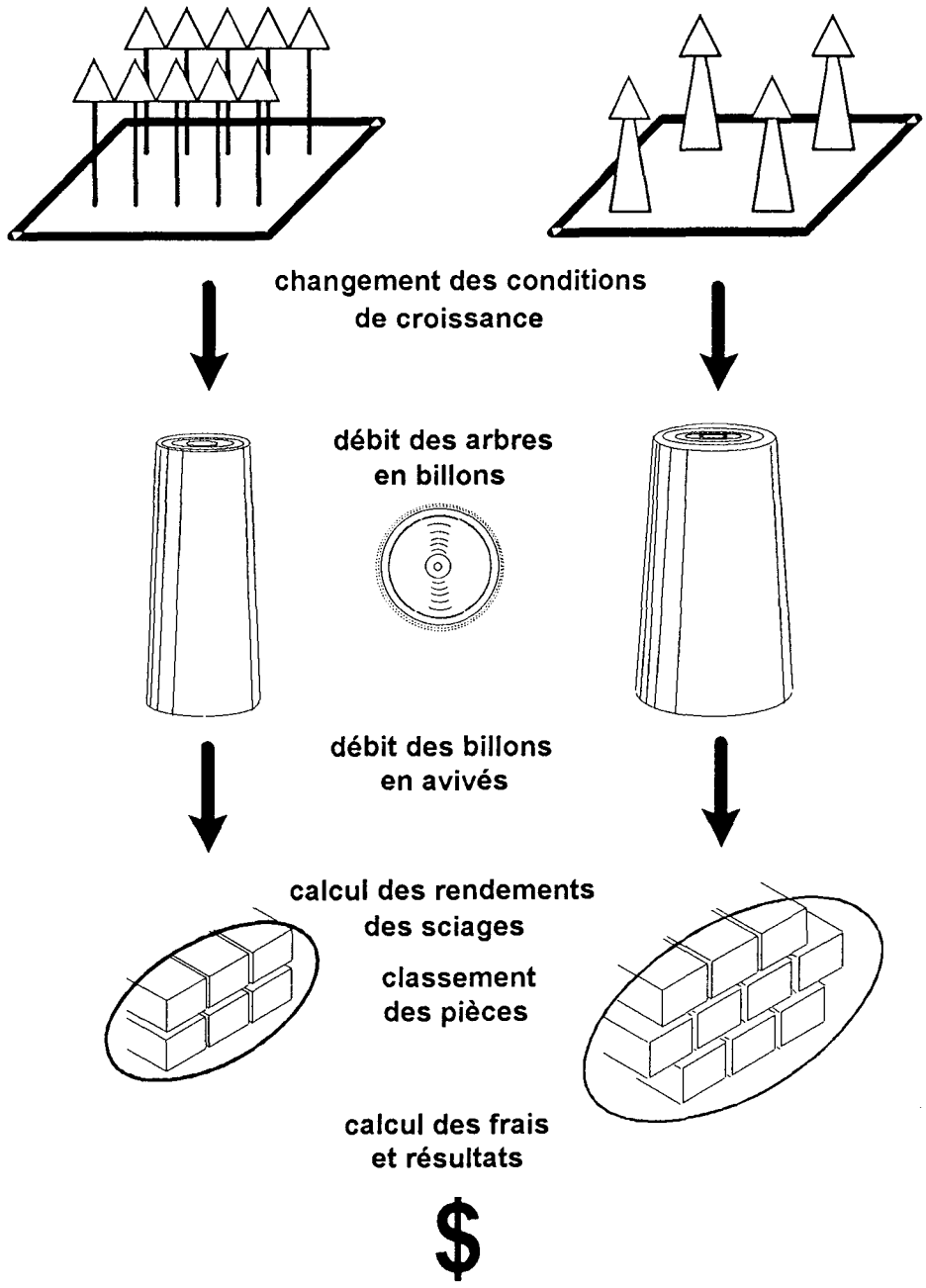


Figure 1.1 : Structure générale du chapitre. Analyse de la chaîne de la production de la matière

2. Analyse bibliographique

Il existe une abondante littérature sur l'étude des effets de l'intensification de la gestion sylvicole sur les propriétés du bois des résineux. En effet, en Amérique du Nord notamment, la limitation progressive de la ressource en bois de forêts naturelles (arbres vieux et de grandes dimensions) a conduit à la mise en place de plantations (*Pinus elliottii*, *Pinus taeda* et Douglas) qui sont soumises à des conditions de croissance plus intensives qu'elles ne l'étaient en forêt naturelle. Les modifications apportées aux propriétés des bois récoltés (cernes plus larges, arbres plus jeunes) ont conduit à un grand nombre d'études.
Ces études sont d'une part dédiées à la comparaison entre les bois venant de forêts naturelles et les bois provenant de plantation et d'autre part, pour les bois de plantations, à des comparaisons entre différents traitements sylvicoles.
Dans ce qui suit, nous avons choisi les exemples qui illustrent le mieux les principales relations entre conditions de croissance et propriétés du bois.

2.1. Effets de l'augmentation de la vitesse de croissance sur les caractéristiques dendrométriques des arbres (âge, diamètre et hauteur)

PEARSON et GILMORE (1980), dans leur étude de l 'influence de la vitesse de croissance sur les propriétés mécaniques du bois de *Pinus taeda*, ont étudié 143 arbres de diamètres similaires provenant de trois types de peuplements qui avaient les caractéristiques suivantes :

- le premier était une forêt régénérée naturellement à l'âge de 41 ans,
- le deuxième était une plantation réalisée avec des graines du commerce à l'âge de 25 ans
- le troisième, une plantation expérimentale dont les arbres de 15 ans provenaient de parents sélectionnés en fonction de leur forme régulière et de leur croissance rapide.

Les trois peuplements étaient situés dans la même localité en Caroline du Sud (USA). Les deux premiers n'avaient subi aucun traitement sylvicole particulier. Pour le troisième, la moitié des arbres avaient été traités avec de l'azote à l'âge de 7 ans et l'autre moitié n'avait pas été fertilisée.
Le tableau 1.1 montre clairement que les traitement sylvicoles intensifs, permettent de réduire les révolutions de 41 à 15 ans sur un même site de fertilité pour obtenir des dimensions

sciables. En effet le diamètre moyen des arbres est comparable pour les quatre types de scénario.
On note cependant que la fertilisation n'a pas eu beaucoup d'effets puisque les diamètres moyens du témoin et de la placette fertilisée sont semblables.

Tableau 1.1 - Caractéristiques physiques des peuplements étudiés. *Adapté de PEARSON et GILMORE (1980).*

	Plantation de *Pinus taeda*			
	Forêt naturelle (41 ans)	Non sélectionnée (25 ans)	Génétiquement sélectionnée (15 ans)	
			Fertilisée	Non fertilisée
Diamètre 1,30m (mm)				
moyenne	285	297	269	267
minimum	264	252	236	234
maximum	307	363	318	328
Diamètre moyen de bois juvénile estimé (mm)	64	125	160	

L'étude de MACPEAK et al (1987) portant sur des arbres (*Pinus elliottii*) de 25 ans et de diamètre à 1,30 m de plus de 30 cm, montre également que l'on peut obtenir des diamètres importants à un âge jeune.

De manière encore plus spectaculaire, l'étude de ZOBEL et al (1972), sur *Pinus taeda* et *elliottii* montre que des arbres sélectionnés pour leur vigueur et soumis à des régimes sylvicoles intensifs atteignent des diamètres variant de 25 à 35 cm pour un âge de 10 ans.

Si on imagine que de tels traitements sont appliqués sur des sites de même fertilité (où les arbres ont donc une croissance en hauteur identique), la géométrie des arbres de 15 ans, voire de 10, sera différente de ceux de 41 ans. On aura donc des arbres beaucoup plus coniques lorsqu'ils seront jeunes et de fort diamètre. Cette caractéristique géométrique va notamment influer sur le rendement matière.

MACPEAK et al. (1990) ont comparé les propriétés des bois provenant d'arbres de diamètres semblables et d'âges très différents produits sur deux stations de fertilité identiques(31,5 mètres à 50 ans). Ils ont mesuré la production en volume et les propriétés mécaniques des bois provenant d'arbres de plantations de 20 ans à croissance rapide et de 50 ans à croissance lente de *Pinus elliottii* (slash pine). Les résultats obtenus sont consignés dans le tableau 1.2. On note

des diamètres à 1,30 m et un rendement en billons sciables comparables, des volumes produits très inférieurs pour la croissance rapide. Ce point est important puisque l'argument de perte de production est souvent employé avec force par les détracteurs de la conduite intensive des peuplements qui en l'occurrence ne tiennent pas compte des différences de durée de rotation.

Tableau 1.2. : Traitements sylvicoles , dimensions des arbres et volumes pour les deux densités de plantation étudiées par McPEAK et al. (1990).

	Croissance lente(témoin)	Croissance rapide
Âge	50 ans	20 ans
diamètre	39,1 cm	36,3 cm
hauteur	31,5 mètres	21,6 mètres
densité initiale	3086 tiges/ha	770 tiges/ha
densité finale	490 tiges/ha	500 tiges/ha
nb d'éclaircies	4	1
Volumes moyens par arbre	1,270 m3	0,715 m3
Volumes sciables par arbre	1,102 m3	0,548 m3
Rendement	86,77 %	76,64 %
Volume de bois juvénile (le bois compris dans les premiers 10 cernes)	15,66%	54,77%

Les auteurs précisent que seulement deux billons sciables sont réalisés par arbre à croissance rapide alors que les arbres à croissance lente permettent d'en obtenir 4.
On constate dans cet exemple que la diminution de la durée de rotation s'accompagne d'une perte de volume produit lorsque l'on raisonne à diamètre à 1,30 m constant. Les auteurs indiquent que cette perte de volume produit est largement compensée par la diminution de l'âge de la récolte . Une étude économique eût la bienvenue pour étayer cette affirmation. Une autre conséquence de la diminution de l'âge des arbres est une augmentation du volume de bois juvénile. Il s'agit du noyau central de chaque billon sciable dont le volume a été évalué par la mesure à chaque extrémité du billon, du diamètre des dix premiers cernes annuels.
Ce point important sera analysé dans la suite de ce chapitre. On observe que le noyau de bois juvénile est d'autant plus important que les arbres sont jeunes. Cela s'explique par la définition que ces auteurs donnent au bois juvénile, à savoir un cylindre central dans l'arbre constitué d'un nombre de 10 cernes.

KRETSCHMANN et BENDTSEN (1992) ont observé également sur *Pinus taeda* de bonnes performances de croissance pour un peuplement de 28 ans. La plantation avait été éclaircie 2 fois et fertilisée au moins une fois mais les arbres ne provenaient pas de semences améliorées

génétiquement. Les arbres de l'étude avaient diamètre moyen à 1,30 m de 40,9 cm. Cinquante pour cent des arbres avaient des diamètres compris entre 35,6 et 41,9 cm.
Ce type de sylviculture qui entraîne des résultats aussi spectaculaires tend à se disséminer de plus en plus et les auteurs rapportent que le régime appliqué sur cette plantation est déjà représentatif de l'action de la société forestière Weyerhauser pour la production des sciages. Nous constatons donc qu'une ressource à croissance rapide est déjà mise en place et ses produits commencent à arriver sur le marché.

2.2. Influence des pratiques sylvicoles sur les propriétés du bois- Largeur de cerne/densité du bois

L'effet des conditions de croissance sur les propriétés du bois a suscité l'intérêt de beaucoup de chercheurs depuis un siècle. Avant d'évoquer de façon détaillée les travaux réalisés sur ce thème, nous allons définir le cerne annuel tel que nous le prendrons en compte dans la suite de l'étude.
En zone tempérée, le cerne annuel est composé de bois initial (BI) et de bois final (BF) possédant des caractéristiques différentes. Lorsque la largeur de cerne varie, cela affecte plus ou moins, selon les essences, les largeurs respectives de bois initial et final. Des plusieurs exemples de ce comportement des composantes (LBI et LBF) de la largeur de cernes chez les résineux trouvés dans la littérature, deux sont retenus .
Le premier est l'étude sur l'épicéa commun (*Picea abies*) réalisée par BEAUCHÊNE (1990). L'auteur a mis en évidence une forte augmentation de la largeur du bois initial avec l'augmentation de la largeur de cerne pour cette essence. La relation qu'il établit entre les deux paramètres est la suivante :

$$\mathbf{LBI = 0{,}95.LC - 0{,}21} \qquad \mathbf{R^2 = 0{,}94}\ (n=536)$$

Le deuxième exemple est le travail plus récent sur le douglas (*Pseudotsuga menziensii*) réalisé par DEDECKEL (1994) sur de arbres de 32 ans. Ces résultats montrent la même tendance que celle déterminée par BEAUCHÊNE. L'auteur trouve que les largeurs du bois initial et du bois final dépendent essentiellement de la largeur de cerne. Il propose également un modèle qui exprime la largeur de bois initial en fonction de la largeur de cerne. Le modèle de DEDECKEL est exprimé par la relation suivante :

$$\mathbf{LBI = 0{,}72.LC - 0{,}36} \qquad \mathbf{R^2 = 0{,}88}\ (n=2165)$$

La largeur de bois final est ensuite déduite de la largeur de cerne et de la largeur du bois initial. A titre d'illustration nous avons représenté les évolutions des deux composantes de la largeur de cernes pour l'épicéa commun et le douglas dans la figure 1.2 ci-dessous. Cette représentation, illustre ce qu'il convient d'appeler une propriété des résineux, leur proportion de bois final pour différentes largeurs de cernes. De l'interaction de ces variations avec les masses volumiques respectives des bois initial et final, seront déduites les variations de masse volumique du bois de chaque essence résineuse en fonction de ses conditions de croissance.

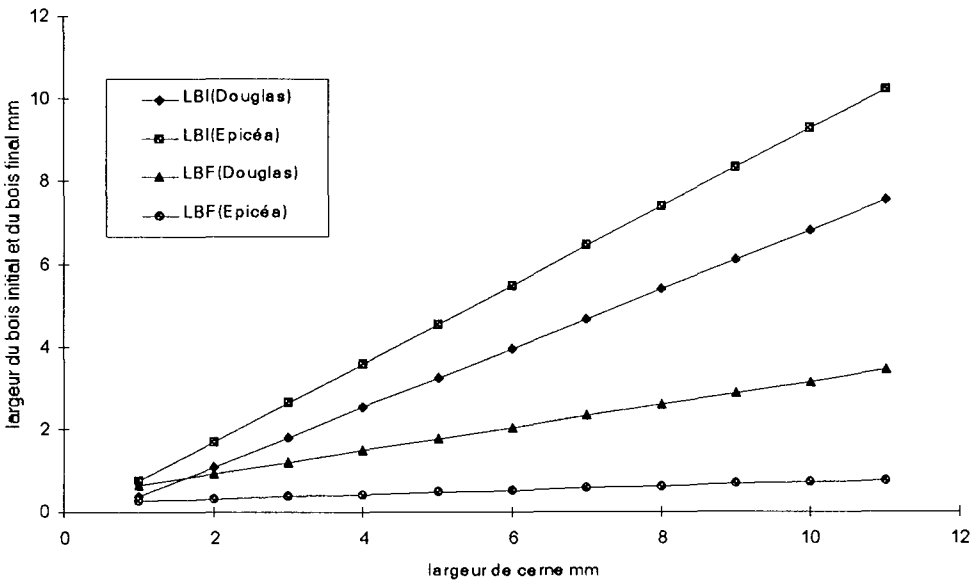


Figure 1.2 : Variation des largeurs de bois initial et bois final avec l'augmentation de la largeur totale de cerne pour l'épicéa obtenue par BEAUCHÊNE (1990) et pour le douglas obtenue par DEDECKEL (1994)

Lorsqu'il y a une augmentation de la croissance en diamètre, cela va conduire dans le cas des résineux, à une formation plus importante de bois de printemps sans une augmentation correspondante de la largeur de bois final (LARSON, 1972), ce qui est confirmé quantitativement par les relations précédentes (BEAUCHÊNE et DEDECKEL).

Puisque la masse volumique du bois peut s'exprimer de la façon suivante :

MV=(LBI*MVBI+LBI*MVBF)/LC

LBI:largeur de bois initial

LBF:largeur de bois final

MVBI:masse volumique du bois initial

MVBF:masse volumique du bois final

on comprend que toute augmentation de largeur de cerne entraîne forcément la variation de la masse volumique moyenne du cerne et donc par conséquent celle de la masse volumique moyenne de la tige.

Dans le cas de l'épicéa commun, la densité du bois est fortement corrélée à la largeur de cernes. BERNHART (1964) a montré que cette corrélation négative était due à une diminution du pourcentage de bois final lors d'une augmentation de largeur de cerne, effet que nous avons déjà évoqué (figure 1.2).
A partir de ces observations, un modèle statistique capable d'expliquer 65% de la variation de la masse volumique du bois par la variation de la largeur de cernes a pu être proposé par OLESEN (1976). Ce modèle est du type :

$$ID = A + B/(LC + e)$$

ID = l'infradensité

$$MV = 1{,}25 * ID$$

MV = la masse volumique à 12% d'humidité

Cette formulation qui ne prend pas en compte explicitement la structure interne du cerne (BI,BF) permet cependant d'y accéder indirectement. Dans ce modèle, si les largeurs de cerne sont grandes la masse volumique va tendre vers une asymptote (A) qui est en fait la masse volumique du bois initial. Cela est confirmé par l'auteur qui estime cette valeur variant entre 200 et 300 kg/m3.
Toute opération sylvicole induisant l'augmentation de diamètre (espacement initial et éclaircies) chez l'épicéa commun, va donc avoir comme conséquence statistique une diminution de la densité du bois.

Cependant, quelques auteurs ne trouvent pas de fortes corrélations entre l'espacement initial et la densité du bois d'épicéa commun (*Picea abies*). C'est le cas de KUCERA (1994) qui a travaillé sur trois espacements à la plantation (1,25m x 1,25m = 6400t/ha; 1,75m x 1,75m = 3265t/ha; 2,25m x 2,25m = 1975t/ha) dans un peuplement expérimental de 52 ans. Il n'a pas trouvé des corrélations significatives entre l'espacement initial et la densité du bois. Il attribue cela au fait que les différences entre les densités initiales n'était pas très importantes et qu'il y avait seulement une légère différence de la taille du houppier (31,7% à 36,5% de la hauteur totale de l'arbre) entre les trois traitements. En outre, l'espacement était uniforme après les opérations d'éclaircie réalisées dans le jeune âge (25 ans).

Des observations similaires sont faites par SAVILL et SANDELS (1983). Ils ont analysé de jeunes peuplements de *Picea sitchensis* Bong. Carr. éclaircis à l'âge de 10 ans pour garder trois densités inchangées jusqu'à l'âge de la récolte (32 ans). Les trois espacements étudiés étaient les suivants : 1,9m x 1,9m (2900t/ha); 3,7m x 3,7m (1450 t/ha); 4,6m x 4,6m (725 t/ha) et 5,6m x 4,6m (320 t/ha).
Leurs résultats ont montré que la part de la variabilité de la densité du bois expliquée par l'effet "arbre" (63%) est de loin beaucoup plus importante que celle expliquée par la densité du peuplement (12%). Ils estiment donc que la voie génétique conduirait à une amélioration des propriétés physiques bien plus efficace que la pratique d'une quelconque méthode de sylviculture, dans la mesure où ce caractère est fortement héritable.

Ces deux références (KUCERA, 1994 ; SAVILL et SANDELS, 1983) qui semblent contredire les précédentes, montrent en fait que lorsque l'on prend en compte la structure du peuplement (classes de diamètres des arbres au sein d'un peuplement), il y a en fait plus de variations de largeur moyenne de cerne et donc de masse volumique que si l'on compare les arbres moyens de chaque peuplement. On verra dans la suite que cela peut être simulé sans difficulté sur la base d'un seul modèle de densité du bois.
On peut retenir aussi (c'est trivial) que si un peuplement est seulement décrit par un arbre moyen, on ne pourra pas accéder à la variabilité intra-peuplement.
L'effet de l'espacement sur la masse volumique du bois apparaît également peu marqué sur les jeunes peuplements de pins. LARSON (1972) en faisant une synthèse sur le sujet constate que d'une façon générale, pour les pins, l'effet de l'espacement sur le pourcentage de bois d'été est faible et par conséquent il y a peu de variation de la masse volumique du bois des jeunes peuplements plantés suivant différents espacements.
Le tableau suivant synthétise quelques-uns de ces résultats.

Tableau 1.3 : Effet de l'espacement de plantation sur la masse volumique du bois (tonne/m3). *Adapté de LARSON (1972)*

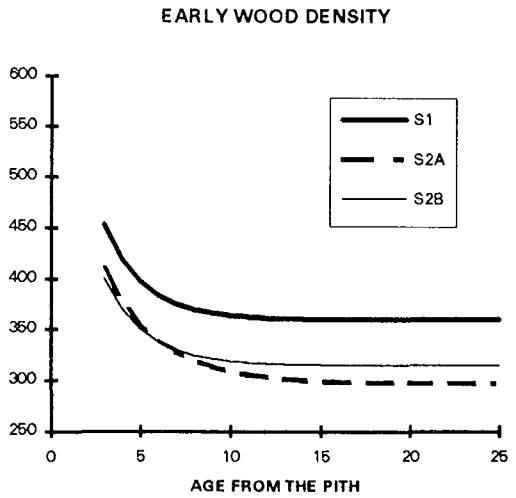
espacement (m) et densité à l'hectare (tige/ha)	***Pinus taeda* (loblolly pine)**		***Pinus banksiana* (jack pine)**	***Pinus resinosa* (red pine)**
âge	15 ans	14 ans	15 ans	15 ans
0,60 x 0,60 (2700)			0,333	0,331
1,20 x 1,20 (6940)	0,494	0,397	0,334	0,311
1,50x 1,50 (4440)	0,509			
1,80x 1,80(3086)	0,495	0,407	0,333	0,326
2,10 x 2,10(2267)	0,481			
2,40 x 2,40(1736)	0,481	0,414	0,349	0,313
3,00 x3,00(1100)		0,411		

Des résultats similaires ont été présentés dans l'étude de COWN (1973) sur *Pinus radiata* âgé de 10 ans ayant subi plusieurs régimes d'élagages et d'éclaircies. Le seul effet significatif constaté par l'auteur par rapport aux diverses combinaisons des pratiques sylvicoles testées, sur les propriétés physiques du bois, est la corrélation négative entre la largeur de cerne et la longueur des trachéides. Les effets de ces pratiques sur la masse volumique étaient de faible importance.

Sur le Douglas (*Pseudotsuga menziensii*) apparemment les effets de l'intensification de la sylviculture n'apparaissent pas trop importants sur la masse volumique du bois. Une étude sur l'influence d'éclaircies et apport de fertilisants a été réalisée par ERICKSON et HARRISON (1974) sur des arbres de 27 à 32 ans. Les auteurs ont rapporté une production immédiate de bois à plus faible masse volumique avec un pourcentage légèrement inférieur de bois final. Les effets étaient évidents sur les trois à quatre années après traitement à la suite desquelles, une stabilisation de la masse volumique était remarquée. De telles observations rejoignent les résultats de DEDECKEL (1994) (figure 1.2) où on voit que l'écart entre la largeur de bois final et celle du bois initial ne montre pas une variation aussi importante que dans le cas de l'épicéa commun.

Les résultats de la littérature peuvent apparaître contradictoires, selon les essences étudiées, selon la nature des échantillonnages réalisés et selon les interprétations qui sont faites des résultats. Afin d'illustrer les différentes sources de variation possibles, nous allons illustrer les relations entre vitesse de croissance, âge et masse volumique pour deux essences bien différenciées du point de vue de leurs propriétés (LEBAN, 1994, LEBAN et al. 199595).

Nous avons vu sur la figure 1.2, les variations de la largeur des bois initial et final du bois de ces deux essences en fonction de la largeur de cerne. Examinons à présent, à titre d'exemple, les variations de la masse volumique des bois initial et final pour le douglas. Ces propriétés varient en fonction de l'âge des cernes (figures 1.3 et 1.4) avec de petites différences entre les groupes d'arbres considérés (S1, S2A, S2B)



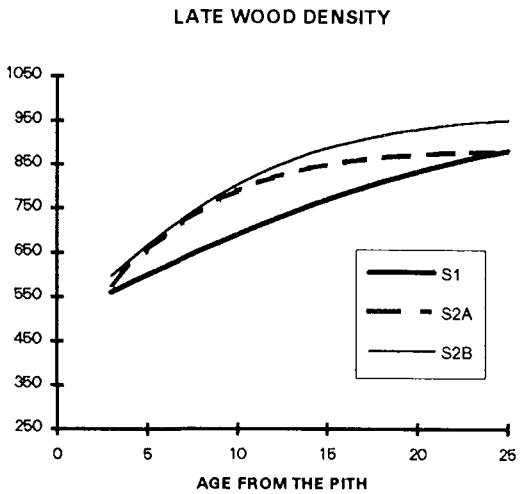


Figure 1.3 (gauche) : Variation de la masse volumique bois initial en fonction de l'âge pour le douglas

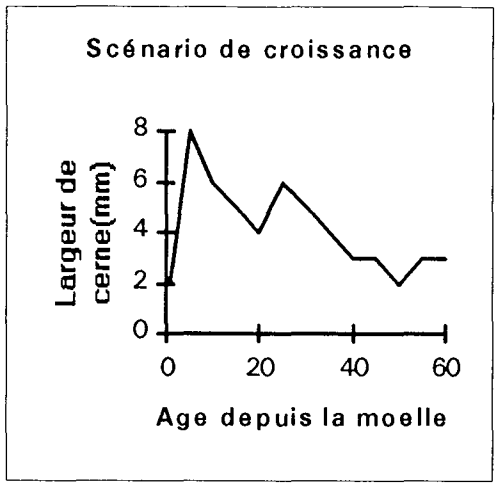
Figure 1.4 (droite) : Variation de la masse volumique du bois final en fonction de l'âge pour le douglas

Les propriétés du cerne annuel peuvent être formulées de la façon suivante :

(1) LBI=0.72*LC - 0.36
(2) DBI=360.5*(1+exp(-age/2.213))
(3) DBF=1002/(1+exp(-age/12.516))^0.5
(4) LBF= LC - LBI

(5) MV=(LBI*DBI + LBF*DBF)/ LC

En procédant de façon analogue pour le bois d'épicéa commun et en faisant l'hypothèse que l'on peut obtenir le même scénario de croissance radiale pour un épicéa et un douglas (figure 1.5), on peut alors calculer la masse volumique de chaque cerne en utilisant pour chaque essence une formulation analogue à celle présentée ci-dessus pour le douglas (modèles 1 à 5).



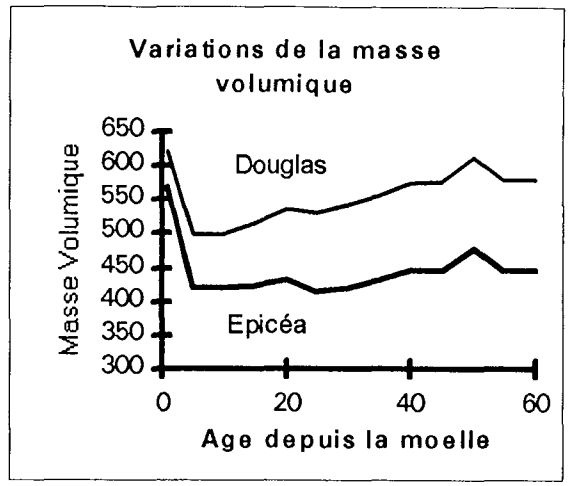


Figure 1.5 (gauche) : Effet de l'âge et des éclaircies sur la largeur de cernes pour le douglas

Figure 1.6 (droite) : Masse volumique déduite à partir de la largeur de cernes et de l'âge

Les résultats représentés sur la figure 1.6 montrent d'une part les différences entre essences uniquement attribuables aux propriétés spécifiques puisque le scénario de croissance est identique.

En guise de conclusion, on peut retenir que la fertilisation affecte la croissance, ce qui se traduit par une augmentation de la largeur des cernes qui induit elle-même des variations de propriétés du bois. Il faut donc connaître pour chaque type de traitement, la durée de son efficacité et l'amplitude des variations de largeur de cerne observées. Les conséquences sur les propriétés du bois seront variables selon l'âge auquel ces traitements seront effectués.

2.2.1. Le bois juvénile

Tous les organismes vivants passent par un certain nombre de phases durant leur vie. Chez les arbres, en simplifiant, ces étapes peuvent être décrites comme des périodes où le bois est immature, mature et vieux ("over-mature" en anglais) (DADSWELL, 1958). Naturellement, il n'existe pas de frontières bien définies entre les différentes étapes et la transition d'une étape à l'autre se met en place de façon plus ou moins graduelle selon l'espèce. Ces étapes sont caractérisées par des modifications des propriétés du bois. Globalement, les 20 à 30 premières cernes auprès de la moelle pour les pins où la longueur des trachéides augmente peuvent être décrites comme la période "immature" (juvénile) de l'arbre. Après cette période, la longueur des trachéides se stabilise ce qui caractérise la période "mature" (adulte) de l'arbre pour ensuite

diminuer dans la portion périphérique de la tige ce qui caractérise le "vieillissement" du bois (over-mature).

D'autres propriétés du bois aussi bien anatomiques, chimiques que physiques, varient aussi avec la distance à la moelle.
La figure 1.7 illustre comment certaines de ces propriétés varient.

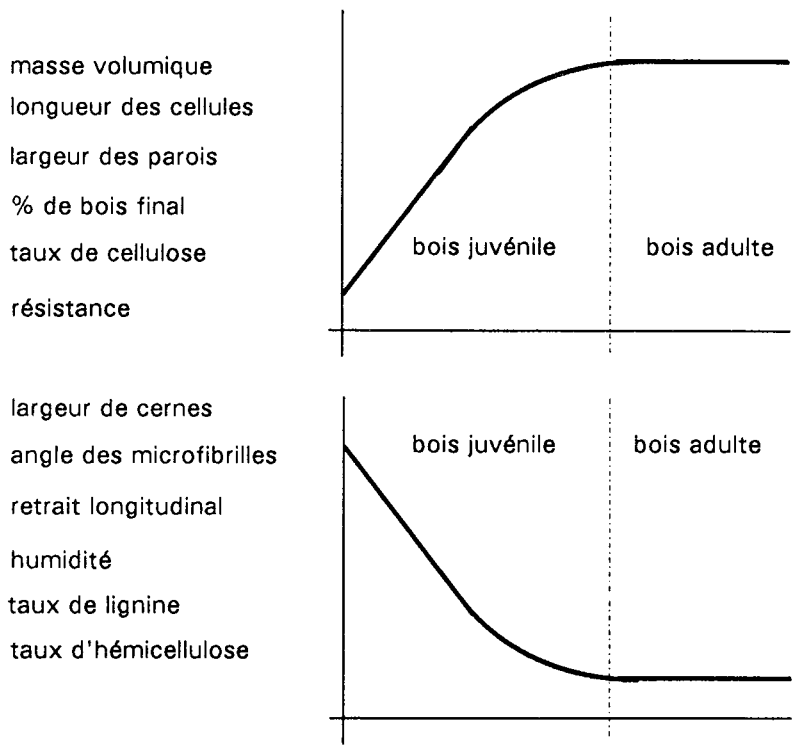


Figure 1.7 : Illustration de la variation avec la distance de la moelle de certaines propriétés du bois chez les conifères (d'après BENDTSEN, 1978)

Le bois juvénile, selon THÖRNQVIST (1995), est la période jeune de la vie d'un arbre qui est caractérisé anatomiquement par une évolution progressive des formes, structure et disposition des cellules dans les cernes de croissance successifs.
Le bois juvénile se forme dans le houppier vert et se trouve auprès de la moelle. Cela veut dire que dans un arbre, le bois juvénile peut être considéré comme un cylindre possédant approximativement le même nombre de cernes de bas en haut de l'arbre.

La période durant laquelle le bois juvénile est formé varie selon l'espèce et peut être influencée par les conditions de l'environnement.

Etant donné que la transition entre le bois juvénile et le bois adulte se fait de façon graduelle, il y a toujours un degré de subjectivité dans les estimations de la limite entre ces deux types de bois. Pour quelques espèces, telles que *Pinus elliotti* et *Pinus caribaea*, la transition se passe de façon assez nette alors que pour d'autres espèces (Pinus *teada*, Pinus *radiata*, la transition est plus progressive (ZOBEL et TALBERT, 1984). De plus, ainsi que l'avons déjà écrit, l'estimation du nombre des années juvéniles dépend de la propriété étudiée. BENDTSEN et SENFT (1986) trouvent que la formation du bois juvénile chez *Pinus taeda* s'arrête à l'âge de 13 ans. Ce constat est basé sur la variation de la masse volumique ou les propriétés mécaniques. Si le critère de la longueur des fibres est utilisé, l'âge de la frontière revient à 18 ans, alors que si le critère de l'angle de microfibrille est pris en compte, l'âge peut monter à 30 ans.

Le tableau 1.4 résume les résultats obtenus sur quelques espèces pour la détermination de la frontière entre le bois juvénile et le bois adulte.

Un des gros soucis sur la qualité du bois des arbres à croissance rapide, repose sur l'augmentation de la proportion du bois juvénile pour un volume de tige considéré.

ZOBEL et al. (1965) ont évalué ce paramètre dans une étude sur la production en volume de *Pinus taeda* en fonction de l'âge du peuplement, du site et de la densité du peuplement.

Ces résultats sont donnés sur la figure 1.8. Le bois juvénile dans ce travail est considéré comme le cylindre central composé des 10 premiers cernes depuis la moelle.

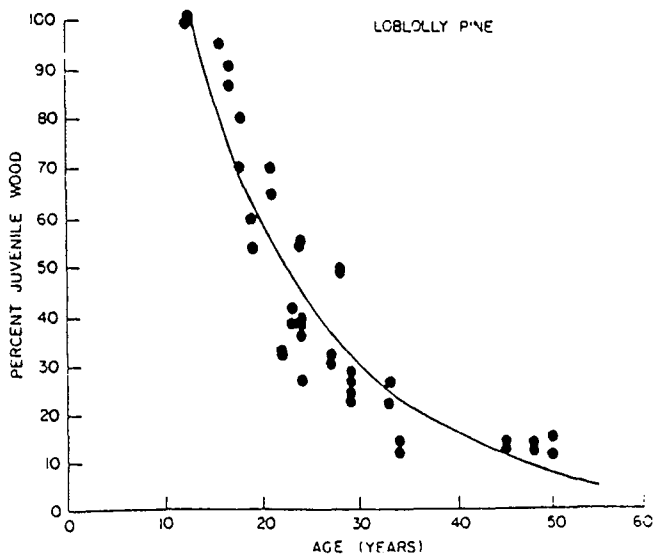


Figure 1.8 : Pourcentage de bois juvénile en fonction de l'âge de l'arbre chez *Pinus taeda*. *Adapté de ZOBEL et al. (1965)*

On peut constater à partir de cette figure 1.8 que la diminution de la proportion de bois juvénile avec l'augmentation de l'âge n'est pas linéaire et que la proportion de bois juvénile est d'autant plus importante que l'arbre est jeune.

Tableau 1.4: Âges du noyau de bois juvénile pour différentes espèces de résineux. *Adapté de THÖRNQVIST, 1993*

Espèce	Limite	Critère utilisé	Auteur
Epicéa commun (*P. abies*)	20-30		BOUTELJE (1968)
	18 et 30	largeur de cerne	KUCERA (1994)
P. caribea	5-6		ZOBEL et TALBERT (1984)
P.elliottii	5-8		ZOBEL et al (1959)
	5-8	longueur de trachéides	ZOBEL et al (1972)
		masse volumique	
	7		ZOBEL et TALBERT (1984)
P. glauca	12-16	longueur des trachéides	YANG (1994)
P. mariana	14-16	longueur des trachéides	YANG (1994)
P. ponderosa	50		VOORHIES et JAMESON (1969)
	20		ZOBEL et TALBERT (1984)
P. radiata	10-20		NICHOLS et DADSWELL (1965)
P. taeda	7-11		ZOBEL et al (1959)
	15		GREENE (1966)
	7-11		ZOBEL (1976)
	10		ZOBEL et TALBERT (1984)
	13	masse volumique	BENDTSEN et SENFT (1986)
	18	longueur des fibres	
	30	angle microfibrilles	
	6-14		CLARCK III et SAUCIER (1989)
Pseudotsuga *mensiensii* (Douglas)	15-16		SENFT et al (1986)
Tsuga *heterophylla* (western hemlock)	15-20		PANSHIN et De ZEEUW (1970)

Caractérisation du bois juvénile au travers de quelques exemples

En comparaison avec le bois adulte, le bois juvénile des résineux est caractérisé en ce qui concerne l'anatomie, par des trachéides plus courtes, des angles de microfibrilles plus élevés (figure1.7). Les parois cellulaires sont plus fines, les diamètres des lumens plus forts, le pourcentage de bois final est plus faible, le taux de bois de compression est plus important.
En ce qui concerne les propriétés de base, on observe une masse volumique et des propriétés mécaniques plus faibles, un retrait transversal plus faible, un retrait longitudinal plus important, un taux d'humidité plus élevé. De plus, le faible taux de cellulose est compensé par un taux de lignine plus élevé (BENDTSEN et SENFT, 1986).
Pour l'utilisation du bois massif, plusieurs de ces caractéristiques sont indésirables.
D'un point de vue qualitatif, l'aspect esthétique du bois juvénile est relativement ennuyeux (BENDTSEN, 1978). Quelques différences typiques observées par ZOBEL et KELLISON (1972) entre le bois juvénile et le bois adulte chez *Pinus taeda* sont présentées dans le tableau 1.5.

Tableau 1.5 - Comparaison entre les propriétés du bois des *Pinus taeda* de 11 ans et 30 ans. *Adapté de ZOBEL et KELLISON (1972)*

Propriété du bois	Arbres de 11 ans (juvénile)	Arbres de 30 ans (adulte)
Densité kg/m3	402	460
Long. des trachéides (mm)	2,98	4,28
Ep. parois cellulaires (µm)	3,88	8,04
Taille des lumens (µm)	42,25	32,78
Diamètre des trachéides (µm)	50,01	48,86

L'influence de la densité de plantation et la localisation sur la formation de bois juvénile

Plusieurs facteurs sont capables de jouer un rôle sur la formation du bois juvénile.
CLARCK et SAUCIER (1989) ont étudié l'influence de la densité initiale de plantation, de la localisation géographique et de l'espèce sur la proportion de bois juvénile formé dans les grumes de *Pinus taeda* et *Pinus elliottii*. La méthode utilisée pour l'estimation de la zone de transition entre le bois juvénile et le bois adulte est basée sur l'analyse de la masse volumique des cernes depuis la moelle. Leurs résultats indiquent que la densité de plantation n'affecte pas l'âge de transition bois juvénile/bois adulte pour les deux espèces; cependant le diamètre (ce qui traduit la variation de largeur de cernes) du coeur juvénile est influencé par l'espacement.

Tableau 1.6 : Influence de la localisation géographique sur la taille du coeur juvénile pour deux essences. *Adapté de CLARCK et SAUCIER, 1989*

	espacement et densité de plantation à l'hectare	localisation	nombre de cernes	diamètre
Pinus elliottii	1,8x1,8 (3086 t/ha)	Nord EUA	10	10,00 cm
	2,4x2,4 (1736t/ha)	Nord EUA	10	(pas
	3,0x3,0 (1110t/ha)	Nord EUA	10	d'information)
	4,5x4,5 (490t/ha)	Nord EUA	10	15,75 cm
Pinus taeda	1,8x1,8 (3086 t/ha)	Sud EUA	14	13,0 cm
	2,4x2,4 (1736t/ha)	Sud EUA	14	(pas
	3,0x3,0 (1110t/ha)	Sud EUA	14	d'information)
	3,6x3,6 (770t/ha)	Sud EUA	14	19,25 cm

Dans une autre étude, ils avaient déjà montré que cette différence d'extension du coeur juvénile n'était pas due aux différences entre les espèces (qui avait présenté les mêmes nombres de cernes juvéniles lorsqu'elles étaient plantées dans la même localité) mais plutôt à la localisation des plantations.

Un effet de l'espacement sur la formation de bois juvénile est observé par YANG (1994) dans ses études sur *Picea glauca* et *Picea mariana*. Sur les trois espacements étudiés ; (1,8m x 1,8 m = 3086 t/ha, 2,7m x 2,7m = 1370 t/ha et 3,6m x 3,6m = 770 t/ha), les effets les plus marqués se vérifiaient pour *Picea glauca*.
L'auteur remarque que la largeur de cernes du bois juvénile augmente provoquant l'augmentation du diamètre de bois juvénile de bois avec l'augmentation de l'espacement pour les deux espèces. Ainsi, le pourcentage de bois juvénile en surface terrière variait-il de 37% à 62% pour *Picea glauca*. En outre, pour cette essence, le nombre de cernes juvéniles augmente aussi avec l'espacement. Chez *Picea mariana*, le pourcentage en surface terrière de bois juvénile toutefois, n'était pas influencé par l'espacement et restait aux alentours de 50%.

Nous concluons donc qu'à dimension d'exploitation donnée (diamètre fixe), l'augmentation de la vitesse de croissance entraîne l'augmentation de la proportion de bois juvénile.

Les différences d'anatomie et de propriétés physiques entre le bois juvénile et le bois adulte sont très importantes pour l'utilisation du bois massif. L'épaisseur peu élevée des parois cellulaires, le diamètre assez important des lumens et le faible pourcentage de bois final sont

des facteurs qui s'associent et interagissent pour conférer au bois juvénile une masse volumique faible.

BOONE et CHUDNOFF (1972) ont observé que le bois juvénile (il analyse des arbres âgés de 8 à 10 ans) de *Pinus caribaea* à croissance rapide présente des valeurs de masse volumique en moyenne de 50% inférieures aux valeurs normalement mesurées sur le bois provenant de forêts naturelles. Ceci est peut-être un cas extrême, mais qui n'est toutefois pas rare chez les pins en Amérique Latine. Les auteurs ayant travaillé sur les pins du sud (southern pine) observent pour ces espèces, que le bois juvénile est 10 à 15% moins dense que le bois adulte (WARDROP, 1951 et PEARSON et GILMORE, 1971).

De part la bonne corrélation entre la densité et les propriétés mécaniques du bois sans défaut, les implications d'une faible densité propre au bois juvénile sont évidentes pour les utilisations en structure.

En conclusion, on peut dire que le bois juvénile est celui formé auprès de la moelle, et que le nombre de cernes de ce type de bois dépend de l'espèce et est indépendant la fertilité, ou des pratiques sylvicoles appliquées. La localisation géographique semble cependant avoir un effet sur la formation du bois juvénile. A diamètre d'exploitation fixé, la proportion de bois juvénile dans l'arbre dépend quasi-exclusivement de l'âge de la récolte. Les faibles caractéristiques technologiques du bois juvénile sont indésirables (comme les déformations de séchage dues aux fortes valeurs d'angle des microfibrilles) et les conséquences pour son l'utilisation seront d'autant plus évidentes que les arbres sont jeunes.

2.3. Modélisation de la croissance des arbres

Les études qui portent sur la croissance des arbres dépendent des données expérimentales disponibles. On comprend facilement que la mise en place de toute nouvelle expérimentation donnera des résultats sur le long terme . La validation de tout modèle de croissance repose a priori sur des expérimentations anciennes (souvent des placettes permanentes). Cette validation est de plus limitée aux modalités du plan d'expérience qui n'a pas toujours pu être conçu pour répondre à toutes les questions (par exemple, il y a très peu de dispositifs anciens qui ont des densités de plantation très faibles car à cette époque ce type de sylviculture n'était pas envisagé) .
La nécessité d'une prévision réaliste des conséquences de l'application d'un traitement sylvicole donné a conduit à des études ayant pour objet de mieux comprendre les relations entre les conditions de croissance des arbres et la production en volume et en qualité d'un peuplement.

Les études portant sur la croissance et la production ont concerné l'évaluation des caractéristiques des peuplements (hauteur dominante, surface terrière et volumes ou diamètres) en fonction de l'âge, de la densité de plantation et de la fertilité (CLUTTER et al., 1983). Ces études ont débouché sur des modèles tels que les tables de production ou des modèles d'arbres dépendant des distances (HOULLIER et al., 1991). La connexion entre ces modèles et la qualité des bois était souvent limitée à la dimension des arbres (pour les arbres moyens et dominants avec les modèles "peuplement" et pour chaque arbre avec les modèles d'arbres (VANNIERE, 1984; LEMOINE, 1991) et parfois à l'équation de forme des tiges (NEWMAN, 1992). Les besoins récents d'outils d'aide à la gestion ont conduit progressivement à une nouvelle génération de modèles plus détaillés (MITCHELL et al., 1989; VÄISÄNEN et al., 1989; LEBAN et al., 1991; BRIGGS, 1992; COWN, 1992; HOULLIER et al., 1993) et principalement dédiés aux essences résineuses à croissance rapide.

Dans ces modèles (aussi connus sous le nom de "tables de production"), la composition du peuplement (distribution des diamètres) n'était pas prise en compte. Ainsi, il n'y avait pas de bases claires permettant une extrapolation des prédictions pour des conditions de croissance qui généraient une nouvelle structure et évolution (fondamentalement différentes de celles déjà observées) du peuplement considéré.
La composition du peuplement est en effet nécessaire pour une meilleure compréhension des phénomènes de croissance et aussi comme une importante sortie pour l'évaluation des traitements appliqués ainsi que pour la formation d'une base fiable pour la prise de décision.

Pour anticiper les réponses d'une large variété de traitements qui non jamais été mis en pratique, il a eu un souci croissant de se fier à des informations de base d'applicabilité générale et de disponibilité immédiate. Un avantage de cette approche c'est qu'une large base de données sur le peuplement n'est pas forcément nécessaire pour la construction du modèle; de plus, il est plus facile de trouver des arbres, plutôt que des peuplements, dans pratiquement toutes conditions de croissance.

Il apparaît que des études de la dynamique du peuplement permettent les plus diverses explorations des traitements basées sur la croissance individuelle de l'arbre, y compris les informations sur le développement du houppier et ses relations avec la croissance de la tige. Ceci a été fait par MITCHELL (1969) et ARNEY (1972). Les travaux de MITCHELL (1975) ont montré le potentiel de cette procédure. Des modèles prenant en compte la dynamique de croissance de l'arbre on été proposés. Des méthodes qui s'appuient sur l'analyse de la tige et des branches, permettent de mener à des relations exprimant des lois de la croissance de l'arbre au niveau individuel dans les conditions générales du peuplement.
Les travaux d'OTTORRINI (1991) s'appuient sur cette approche. L'auteur a étudié la croissance de douglas dans le nord-est de la France en tenant compte de différentes conditions de peuplement. Il a établi des relations liant la croissance des branches à la croissance et au développement du houppier et de la tige. De telles relations ont pour but d'obtenir les accroissement de la tige au cours du temps et de reconstituer le développement du houppier.
Cependant, les liaisons de ces modèles avec la qualité du bois sont souvent limitées. Plus récemment, le besoin des outils de gestion forestière capables d'intégrer la croissance et des informations sur la qualité des bois ont mené à une nouvelle génération de modèles plus détaillés (MITCHELL et al., 1989; LEBAN et al., 1991; HOULLIER et al., 1993) lesquels ont été développés surtout pour les plantations de résineux à croissance rapide (douglas aux EUA, *Pinus radiata*, en Nouvelle Zélande et l'épicéa commun en France).
Tous ces modèles comprennent plusieurs aspects directement liés à la qualité du bois, par exemple, le houppier est souvent considéré comme un compartiment du modèle, son développement et sa récession sont déterminés par les interactions entre les arbres et sa taille est utilisée comme prédicteur de la croissance future de la tige (MITCHELL, 1975 et OTTORRINI, 1991).
Plusieurs auteurs ont montré que la branchaison peut être prédite à partir de données dendrométriques telles que l'âge de l'arbre, le diamètre à 1,30 m et la hauteur totale de l'arbre et les courbes de croissance hauteur-âge (COLIN et HOULLIER, 1991 et 1992)

Etant donné que la variation verticale de la surface du cerne peut être prédite par l'utilisation de la position du houppier, le profil vertical de la tige peut être modélisé comme le résultat de l'accumulation de l'incrément annuel de bois (MITCHELL, 1975; ARNEY, 1974, OTTORINI, 1991).

Tous ces aspects sont en rapport avec la structure interne de la grume, à savoir, la nodosité et la distribution de l'âge et de la largeur des cernes.

La distribution des cernes est souvent considérée comme un bon prédicteur de la frontière et de la proportion de bois juvénile, (OLESEN, 1977), de la densité du bois (OLESEN, 1976, MAZET et al., 1989), l'angle du fil (KELLER et al., 1974).

Ces propriétés de base combinées avec les défauts, notamment la nodosité, exercent une forte influence sur des facteurs déterminant la qualité des produits, tels que le retrait, les propriétés mécaniques et leur classement.

L'assemblage des plusieurs modèles prenant en compte les conditions de croissance et la qualité du bois a été proposé par HOULLIER, LEBAN et COLIN (1995). La synthèse de ce travail se présente sous la forme d'un logiciel dont l'objectif est de permettre la simulation de la qualité d'une ressource de bois qui a subi différents traitements sylvicoles. C'est cet outil que nous avons utilisé dans cette étude et dont les détails seront présentés dans la partie ""Méthodes et résultats" de ce premier chapitre

2.4. Conclusions de la partie bibliographique

Nous pouvons constater que l'intensification des opérations sylvicoles peut mener à des réductions des révolutions de plus de 50% pour une production volumique égale sur des sites à fertilité et conditions climatiques comparables.
Ces pratiques provoquent l'augmentation de la croissance en diamètre des arbre avec quelques conséquences sur la qualité du bois produit. Tout d'abord, l'augmentation de la largeur de cernes moyenne et une augmentation de la croissance en diamètre provoquent une chute de la masse volumique moyenne. Dans le cas de l'épicéa commun cette diminution de masse volumique est plus marquée que dans le cas des Pins. L'âge de la récolte étant réduit, une augmentation de la proportion de bois juvénile dans les grumes est observée. La présence de ce type de bois, de faibles caractéristiques technologiques, provoque une baisse de la qualité des sciages.
BENDTSEN (1978) fait cependant remarquer que le bénéfice d'une production volumique accrue, supplante tout effet négatif sur les propriétés du bois et qu'en général, les arbres doivent pousser aussi vite que possible.

L'accélération de la croissance entraîne le changement des relations géométriques (hauteur/diamètre) produisant des arbres plus coniques, aspect qui doit jouer un rôle important sur le rendement matière lors des opérations de sciage.

Les modèles de croissance et de qualité mentionnés ici nous permettront d'évaluer par l'intermédiaire de la simulation, l'impact des conditions de croissance sur :

-la production volumique des peuplements soumis à différentes conditions de croissance

-la qualité de ces volumes en termes de classement en largeur de cernes, masse volumique et nodosité (par l'analyse de la branchaison).

3. Méthodes et résultats

3.1. Croissance des arbres

Un des thèmes de recherches de l'Equipe de Recherches sur la Qualité des Bois est l'étude de la qualité de l'épicéa commun en liaison avec les conditions de croissance. Ceci nécessite un lien entre l'arbre et les produits qui en sont issus. C'est dans ce but qu'un modèle de simulation de la croissance d'un arbre à partir de données dendrométriques et des lois de croissance a été établi. Ce modèle a été écrit sous la forme d'un logiciel CEP (**C**roissance de l'**EP**icéa) qui, partant d'indications sylvicoles (et de connaissance du site de fertilité de la station, densité de plantation, âge et nature des éclaircies, âge et nature d'élagage) simule la croissance d'un arbre jusqu'à une hauteur fixée et donne sa forme finale avec l'empilement des cernes. Ce logiciel intègre également les modèles de branchaison (COLIN et HOULLIER, 1991) qui donnent le nombre, la position, l'angle d'insertion et les dimensions (diamètre, extension et longueur) des branches de l'arbre.

3.1.1. Scénarios sylvicoles étudiés

Trois types de peuplements ont été comparés. Le premier qui, représente la sylviculture traditionnelle, a été simulé avec une forte densité initiale de plantation (4500 tiges par hectare) et des éclaircies moyennes générant une faible vitesse de croissance, c'est à dire des largeurs de cernes faibles. Le second a une faible densité initiale (1600 tiges par hectare) et des éclaircies vigoureuses entraînant une vitesse de croissance plus élevée. Le troisième scénario, défini à partir du deuxième (croissance rapide), est simulé selon le même calendrier d'éclaircies mais en deux révolutions.

Les trois scénarios sont implantés dans un site de même fertilité de façon à ce que la croissance en hauteur soit identique. La simulation de croissance a été menée jusqu'à une hauteur dominante de 28,56 mètres ce qui correspond pour ce site à un âge de 56 ans pour la classe de fertilité choisie (cf équation de fertilité 1, figure 1.10). Pour que le troisième scénario soit comparable aux deux autres, on a en fait simulé deux fois la croissance jusqu'à un âge de 28 années.

L'élagage, opération qui vise l'amélioration de la qualité du bois, n'est pas pris en compte.

3.1.2. Principes utilisés pour simuler la croissance d'un épicéa - Description des paramètres utilisés dans l'étude

Il s'agit d'un modèle de peuplement qui représente les résultats de simulation de croissance sous forme d'un arbre moyen par peuplement équienne d'épicéa commun. Les paramètres des modèles sont ajustés sur des jeux de données provenant du nord-est de la France (HOULLIER et LEBAN, 1991). Ce modèle est basé sur des hypothèses simplificatrices à propos de l'homogénéité des peuplements, à savoir :

1- Tous les arbres ont la même taille : ainsi le peuplement peut être caractérisé par son âge (t), le nombre de tiges par hectare (N), sa surface terrière (G) et la taille de son arbre moyen : sa hauteur (H), le diamètre à 1,30 m (DBH), sa surface terrière (g) et la hauteur de la partie du houppier vert, libre de contact mécanique avec les arbres voisins (HHv),

2- Les arbres sont répartis régulièrement dans le peuplement et le développement des houppiers est symétrique autour d'un axe vertical,

3- Les éclaircies sont neutres (i.e. la taille des arbres éclaircis est identique celle des arbres maintenus en place) et ne perturbent pas la régularité de la distribution spatiale des arbres.

Comme il est présenté dans la figure 1.9, le modèle comprend plusieurs processus interactifs tels que la croissance en hauteur, le développement du houppier, l'incrément de la surface terrière du peuplement dont est déduite la croissance en surface terrière au niveau de chaque arbre. De plus chaque accroissement annuel est réparti le long de la tige selon la loi de PRESSLER (1865).

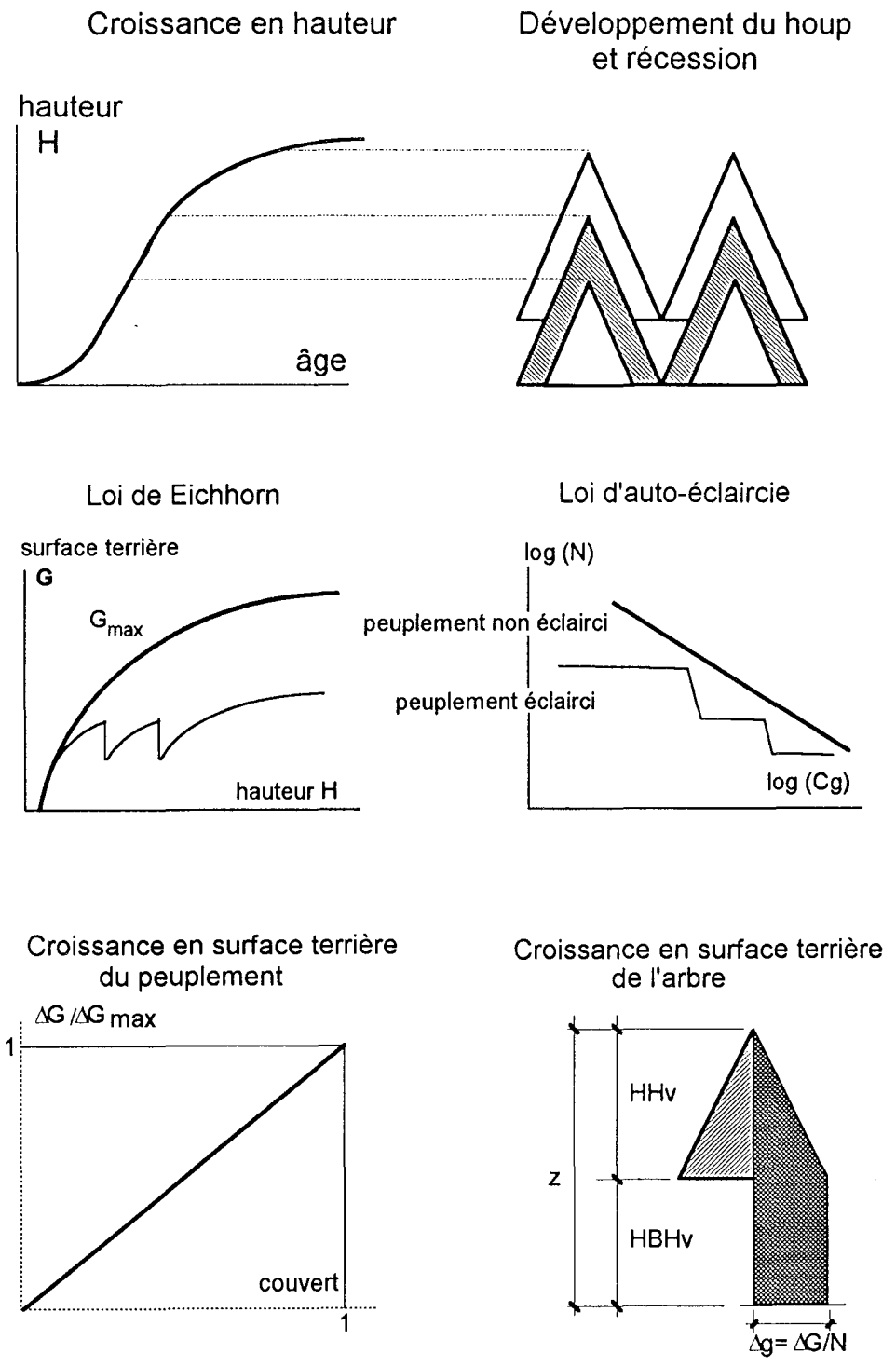


Figure 1.9 : Composantes du modèle de croissance (Houllier, 1992)

3.1.2.1. Croissance en hauteur

La fertilité du site et l'origine génétique exercent une influence sur la croissance en hauteur et par conséquent sur toutes les autres caractéristiques de l'arbre. L'équation de croissance en hauteur s'écrit :

$$H(t) = \beta_1.(1-\exp(-\beta_2.t)]^{\beta_3} \quad (1)$$

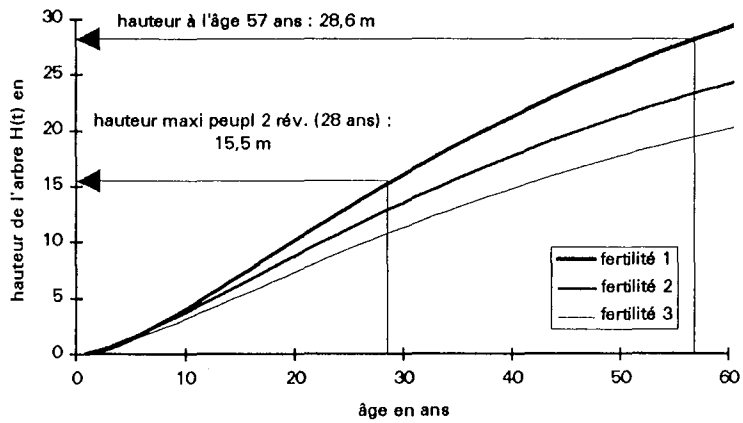
avec :

t l'âge du peuplement en années

β_1 l'indice de fertilité de la station et représente la hauteur dominante maximale qui peut être atteinte sur le site (m),

β_2 (an^{-1}) et β_3 des paramètres supposés constants pour un couple espèce-région.

La figure 1.10 présente l'évolution de la hauteur moyenne d'un peuplement en fonction de l'âge pour trois classes de fertilité. La classe de fertilité 1 est celle retenue pour cette étude les autres étant montrées à titre d'exemple.



fertilité 1 - $H(t) = 44.[1 - \exp(-0{,}02385.\text{âge})]^{1{,}455}$

fertilité 2 - $H(t) = 36.[1 - \exp(-0{,}02385.\text{âge})]^{1{,}455}$

fertilité 3 - $H(t) = 30.[1 - \exp(-0{,}02385.\text{âge})]^{1{,}455}$

Figure 1.10 : Evolution de la hauteur moyenne des arbres d'un peuplement en fonction de l'âge pour trois classes de fertilité pour l'épicéa commun dans le nord-est de France

La croissance en hauteur étant connue, il est nécessaire de connaître l'évolution en surface terrière du peuplement. Cette croissance est directement liée à la croissance en hauteur dominante et répartie sur le nombre d'arbres du peuplement. Au niveau de chaque arbre, la répartition verticale de chaque accroissement annuel se fait en prenant en compte la position de

dominante et répartie sur le nombre d'arbres du peuplement. Au niveau de chaque arbre, la répartition verticale de chaque accroissement annuel se fait en prenant en compte la position de la base verte du houppier (loi de Pressler), c'est à dire en prenant en compte explicitement la densité du peuplement.

3.1.2.2. Les éclaircies.

Dans le contexte des hypothèses simplificatrices du départ, la sylviculture est simplement caractérisée par les valeurs successives du nombre des tiges à l'hectare N(t).
Dans notre cas ce nombre est imposé par le régime d'éclaircies. La densité du peuplement est connue à tous les âges de la croissance. Le tableau 1.7 et la figure 1.11 montrent l'évolution du nombre de tiges par ha en fonction de l'âge des peuplements que nous avons adoptée pour les trois scénarios étudiés.

Tableau 1.7 : Variation du nombre de tiges par ha des trois scénarios étudiés

	nombre de tiges par ha			nombre de tiges par ha
âge des peuplements en annéess	Sylviculture 1 croissance lente	Sylviculture 2 croissance rapide	âge du peuplement en ans	Sylviculture 3 croissance rapide en 2 révolutions
0	4500	1600	0	1600
11	4200	1500	11	1500
19	3700	900	19	900
28	1870	600	28	900
37	1300	430		
48	1000	300		
56	1000	300		

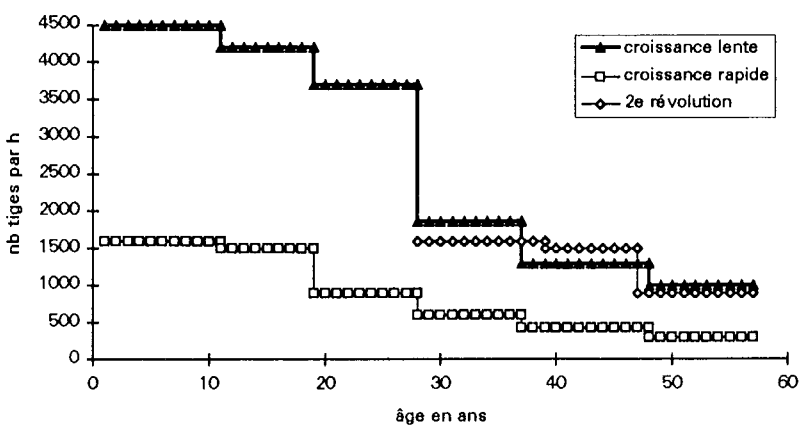


Figure 1.11 : Scénarios sylvicoles étudiés : Evolution du nombre de tiges par hectare en fonction de l'âge des peuplements

3.1.2.3. Remontée du houppier et fermeture du couvert

Le houppier est représenté schématiquement par un cône dont l'angle au sommet est supposé constant (2).
L'extension latérale est menée par la croissance en hauteur. Elle est néanmoins limitée par la densité du peuplement qui, par l'intermédiaire du frottement entre les houppiers et la compétition pour la lumière, entraîne la récession du houppier. La hauteur de la base du houppier vert est estimée par les expressions suivantes :

$$HBHv(0) = 0$$

$$HBHv(t) = Max\left[HBHv(t-1), H(t) - \frac{100}{\tan\theta\sqrt{N(t).\pi}}\right] \qquad (2)$$

avec :
HHv(t) = H(t) - HBHv(t) et tan = 0,3 (fig. 1.10)
Le couvert C(t), la projection horizontale de l'ensemble des houppiers, est déduit à partir de la récession du houppier :

$$C(t) = N(t) \,.\, [\tan HHv(t)]^2 \qquad (3)$$

3.1.2.4. Evolution de la surface terrière du peuplement

L'équation de prédiction de la surface terrière du peuplement (G_{max}) à partir de la hauteur dominante (H), a été ajustée à partir de données de peuplements expérimentaux non éclaircis et des données de l'Inventaire Forestier National (HOULLIER et al., 1995) :

$$G_{\max} = \mu_1 . Ln\left[\frac{\mu_2 . (H - 1{,}3)}{\mu_1} + 1\right]$$

avec :
$\mu 1 = 25\ m^2\ ha^{-1}$
$\mu 2 = 10\ m^{-1}\ ha^{-1}$

L'équation d'auto-éclaircie (mortalité naturelle), ajustée par BOSSUAT (1990) en utilisant des peuplements non éclaircis de deux dispositifs expérimentaux, est :

$$\log(N) = \beta 1 - \beta 2 \log(C_g)$$

où C_g est la circonférence moyenne (en cm), $\beta 1 = 5{,}884$, $\beta 2 = 1{,}497$
N est le nombre de tiges à l'hectare

De ces équations, on peut déduire l'accroissement annuel en surface terrière, $\Delta G_{(t)}$ (HOULLIER, 1992) :

$$\Delta G_{(t)} = N_{(t)} \cdot \Delta g_{(t)} = C_{(t)} \cdot \frac{1-[\alpha_2 \cdot (1-K_d)/2]}{1-(\alpha_2/2)} \cdot \frac{\mu_1 \cdot \mu_2}{\mu_2 \cdot [H_{(t)} - 1{,}3] + \mu_1} \cdot \Delta H_{(t)}$$

où :
$C_{(t)}$ est le couvert,
ΔG est l'incrément annuel en surface terrière du peuplement. Il est la dérivée de la surface terrière maximum du peuplement (Gmax),
Δg et ΔH sont respectivement les incréments de la surface terrière annuelle de l'arbre et de la hauteur.
Kd est le rapport entre les surfaces terrières moyennes des arbres dépérissants et de l'ensemble des arbres (avant mortalité). Ce rapport a été estimé approximativement par BOSSUAT sur les mêmes peuplements expérimentaux non éclaircis :

$$Kd = 0{,}4$$

3.1.2.5. Croissance en surface terrière de l'arbre.

L'incrément de la surface terrière est alors distribué le long de la tige suivant la loi de PRESSLER (PRESSLER, 1865; OTTORRINI, 1991) :

si z < HBHv(t) : $g_{(z,t)} = g_{(1.3,t)}$

si z ≥ HBHv(t) : $\Delta g_{(z,t)} = \Delta g_{(1.3,t)} \cdot \frac{H_{(t)} - z}{HHv_{(t)}}$

avec : $g_{(z,t)}$ la croissance en surface terrière et z (fig 1.2) est la hauteur à l'âge t

Les variations des diamètres à 1,30 m au cours du temps pour les scénarios étudiés sont montrées dans la figure 1.14. L'augmentation des diamètres est d'autant plus importante que la densité de plantation est faible. L'empilement des cernes le long de la tige peut être aussi observé dans la figure 1.12.

L'ensemble de ces modèles est incorporé au sein du logiciel CEP qui va nous servir de base pour les simulations.

3.1.2.6. Entrées et sorties du logiciel CEP

Une série d'entrées sont requises pour réaliser la simulation :

1 - tout d'abord il est nécessaire de fournir la hauteur de l'arbre jusqu'à laquelle on veut mener la simulation; on en déduit l'âge à la fin de la simulation.

2 - la deuxième entrée est la hauteur maximale atteinte par les arbres plantés sur le site considéré. Cette donnée définit la classe de fertilité des 2 peuplements qui seront simulés (figure 1.10, fertilité 1).

3 - on doit ensuite décrire les scénarios sylvicoles simulés (nombre de tiges par hectare en fonction du temps : tableau 1.7 et figure 1.11).

Les résultats de la simulation sont résumés sous forme d'écran graphique. Nous pouvons apprécier la forme de la tige sous écorce avec l'empilement des cernes dans le premier écran (fig. 1.12). Ce schéma représente les demi-coupes transversales des deux arbres moyens simulés avec les limites du bois juvénile le long de la tige. Dans le deuxième écran (fig. 1.13) au centre en haut, nous pouvons lire la hauteur totale de l'arbre et la hauteur du houppier vert. En bas en partant de la gauche, nous observons d'évolution de la proportion de bois juvénile et à côté l'évolution de la surface terrière. Les courbes de l'évolution du nombre de tiges sont visibles en haut à droite. Dans le cadre à l'extrême droite en haut, on voit les courbes des croissances en hauteur et en diamètre à 1,30 m. A droite en bas, il est possible d'apprécier l'évolution des largeurs des cernes. Le logiciel CEP permet aussi de réaliser le découpage des arbres en billons dont la hauteur est définie par l'utilisateur et ceci à tout âge des peuplements simulés.

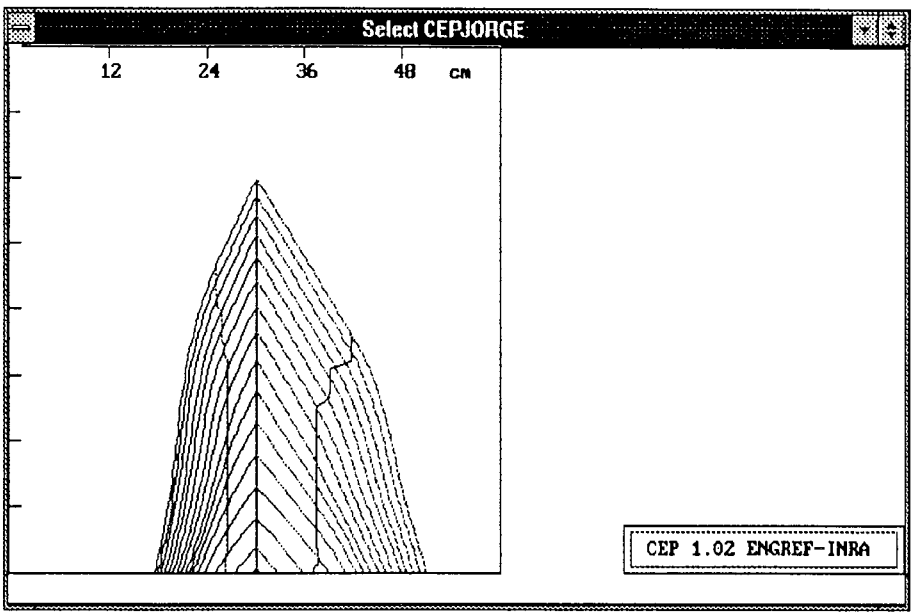


Figure 1.12 : Ecran de sortie du programme de reconstitution de la croissance d'un épicéa CEP - empilement des cernes

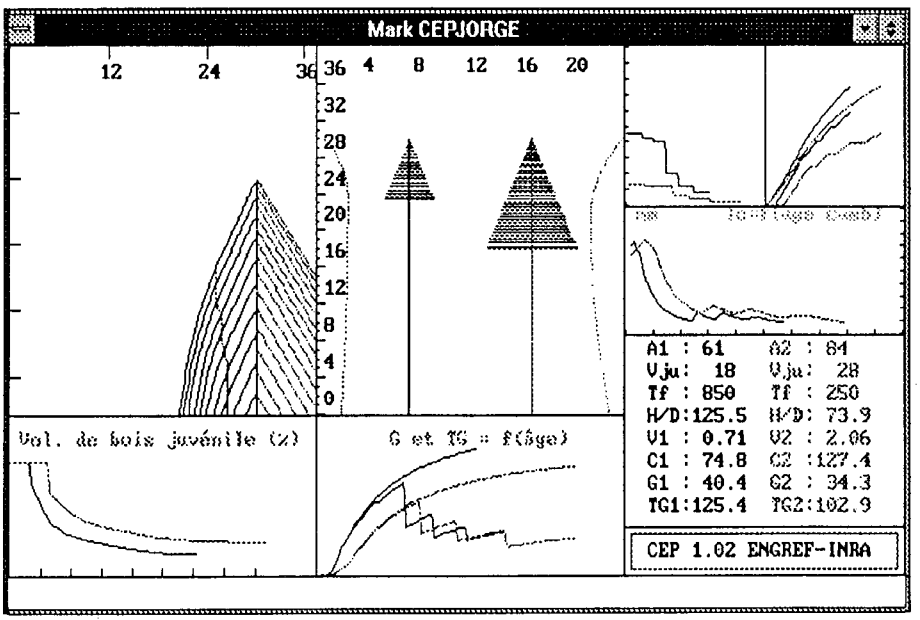


Figure 1.13 : Ecran de sortie du programme de reconstitution de la croissance d'un épicéa CEP.

La simulation de croissance de deux peuplements d'Epicéa commun (sur une même classe de fertilité) réalisée avec CEP selon les deux premiers scénarios présentés sur la figure 1.11 permet d'obtenir l'évolution du diamètre moyen des arbres de chaque peuplement en fonction du temps. Ce résultat est représenté sur la figure 1.14. A âge égal, le peuplement le plus dense produit des arbres de diamètre moins importants (à l'âge final, 24cm pour le peuplement à croissance lente et 40cm pour le peuplement à croissance rapide).

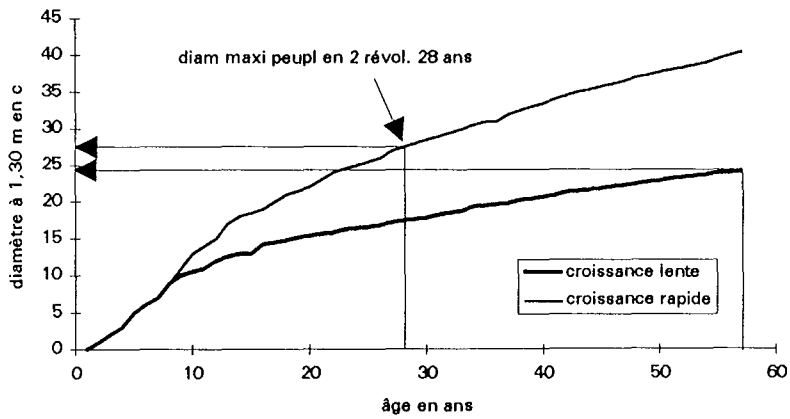


Figure 1.14 : Evolution du diamètre à 1,30 m des arbres des scénarios de croissance étudiés.

3.1.3. Le modèle de masse volumique.

Le modèle de masse volumique introduit pour l'épicéa commun est basé sur les variations intra-cerne de masse volumique du bois. Il s'agit d'un modèle segmenté linéaire à trois morceaux dont le principe est visualisé sur la figure 1.15 qui suit.

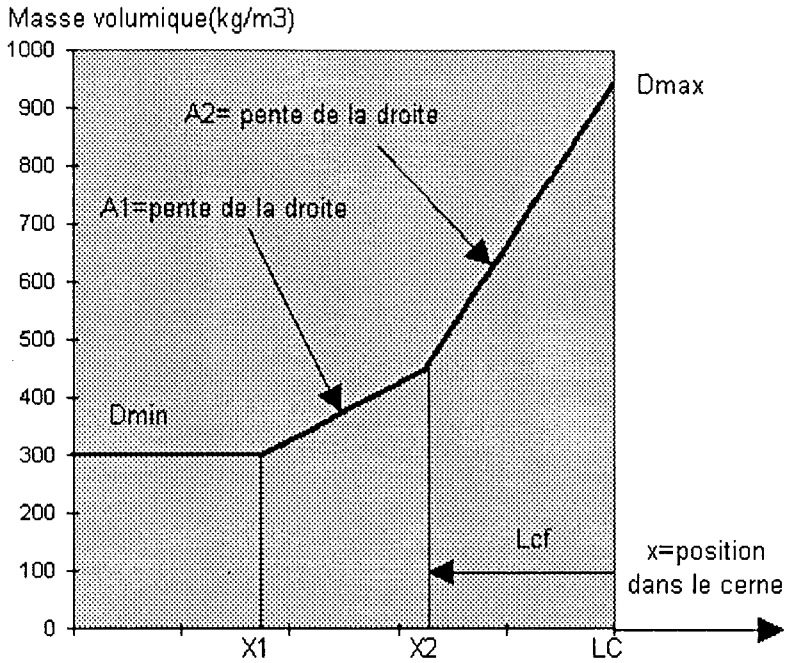


Figure 1.15 : Evolution de la masse volumique à l'intérieur d'un cerne

Soit x la position dans le cerne annuel et LC la largeur de cerne:

Si $0 \leq x < X1$ alors MV=Dmin

Si $X1 \leq x < X2$ alors MV=Dmin+A1*(x-X1)

Si $X2 \leq c < LC$ alors MV=Dmax+A2*(x-LC)

Dmin, Dmax, X1,A2 et X2 sont des paramètres avec :

A1=(Dmax + A2*(X2-LC) - Dmin)/(X2-X1)

Par définition (cf figure) nous avons : X2=LC-Lcf

avec Lcf largeur de cerne du bois final

Nous avons introduit : X1=Rx*X2

Puis nous avons estimé les paramètres du modèle en fonction de l'âge cambial et de la largeur des cernes avec les modèles suivants :

Dmin=Dmin0 + Dmin1*exp(-âge/Dmin2)

Dmax=Dmax0 + Dmax1*exp(-âge/Dmax2) + Dmax3*LC

LCF=LCF0 + LCF1*LC +LCF2*âge

A2 = A20 + A21*exp(-LCF/A22)

Rx=RX0 + RX1*LC + RX2*âge,

où :

Dmin0, Dmin1, Dmin2, Dmax0, Dmax1, Dmax2, Dmax3, LCF0, LCF1, LCF2, A20, A21 ,A22 ,RX0 ,RX1 ,RX2 sont les paramètres élémentaires du modèle (LEBAN et HOULLIER, 1992).

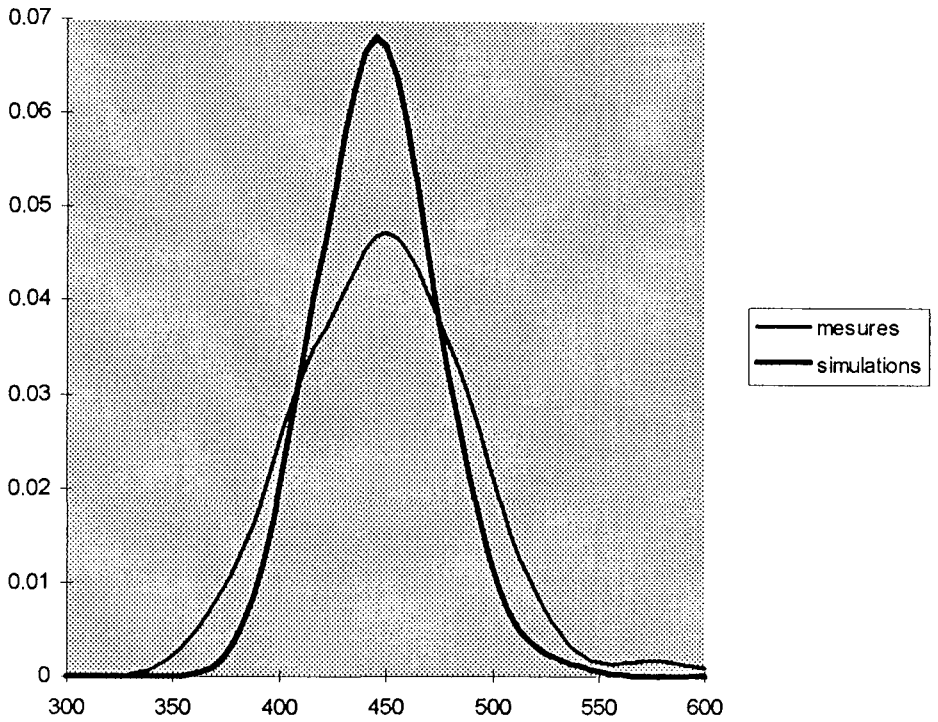


Figure 1.16 : Distributions des mesures et des simulations de la masse volumique des planches en utilisant les largeurs de cerne mesurés (un total de 213 planches était analysé)

En utilisant ce modèle dont les paramètres sont estimés sur des mesures micro-densitométriques, nous avons simulé les masses volumiques à 12 % d'humidité de 213 sciages provenant d'un échantillonnage indépendant (DAQUITAINE, 1995). Ces sciages constituent un échantillon représentatif de la ressource forestière en épicéa commun du nord-est de la France. A partir des largeurs de cerne des sciages (et de leur âge), la masse volumique moyenne de chaque sciage a été calculée. Sur la figure 1.16, nous avons représenté les distributions simulée et mesurée de masse volumique. On note la bonne qualité prédictive obtenue puisque les distributions sont centrées au même point. La gamme de masse volumiques prédite par le modèle est légèrement inférieure à la gamme mesurée, ce qui est attendu puisqu'un modèle ne peut jamais expliquer toute la variabilité.

Ces résultats sont une base robuste pour l'utilisation du modèle de masse volumique du bois dans ce qui suit. Par ailleurs, la gamme de variation de masse volumique mesurée des sciages (représentatifs de la ressource) est ainsi définie pour les applications numériques qui pourront être réalisées dans les chapitres 2 et 3.

3.1.4. Evolution des volumes totaux et du bois sur pied

Les différents volumes auxquels nous allons nous intéresser sont :

- le **volume total** produit depuis la plantation,
- le **volume sur pied** qui prend en compte les arbres non coupés,
- le **volume sciable** qui prend en compte tous les arbres dont le diamètre à 1.3 est supérieur à 20 cm et dont le plus petit diamètre de billon est supérieur à 10 cm,
- le **volume scié** qui représente le volume de sciages réalisés dans les billons.

Ces volumes seront établis à l'aide des simulations de croissance réalisées. Tout d'abord Ils seront donnés ***par hectare****, ce qui fait référence à une production totale. Ensuite ils seront donnés aussi* ***par arbre****, ce qui fait référence à la transformation en produits sciés.*

L'évolution des **volumes totaux** (bois sur pied et bois éclairci cumulé pour toutes les éclaircies) pour les trois scénarios est représentée sur la figure 1.17. La production volumique la plus importante est celle du peuplement à croissance lente suivie de celle du peuplement à croissance rapide tous deux menés à 56 ans. Le volume le plus faible est celui du scénario en 2 révolutions de 28 ans. Ces résultats montrent que du point de vue production totale de matière, il est plus intéressant d'avoir une densité élevée de plantation, qu'une densité moins importante.

La figure 1.18 montre l'évolution des **volumes sur pied**. La discontinuité des courbes représente l'intervention des éclaircies. Pour le scénario à 2 révolutions, on a représenté le volume produit cumulé sur les deux révolutions. Ce volume sur pied est plus important que pour les deux autres cas puisque nous n'avons pas réalisé l'éclaircie prévue à l'âge de 28 ans. En effet, il n'était pas réaliste d'éclaicir le peuplement juste avant la coupe rase.

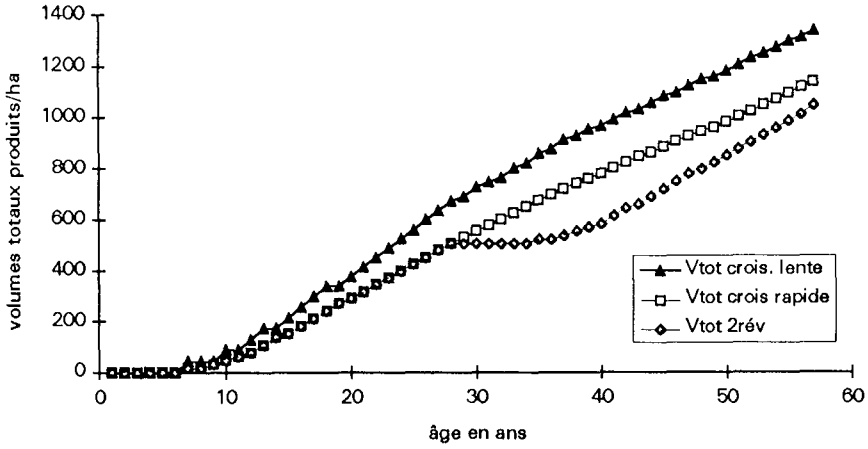


Figure 1.17 : Evolution des **volumes totaux** de bois pour les trois scénarios de croissance étudiés : à croissance lente (une révolution de 56 ans), à croissance rapide (une révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

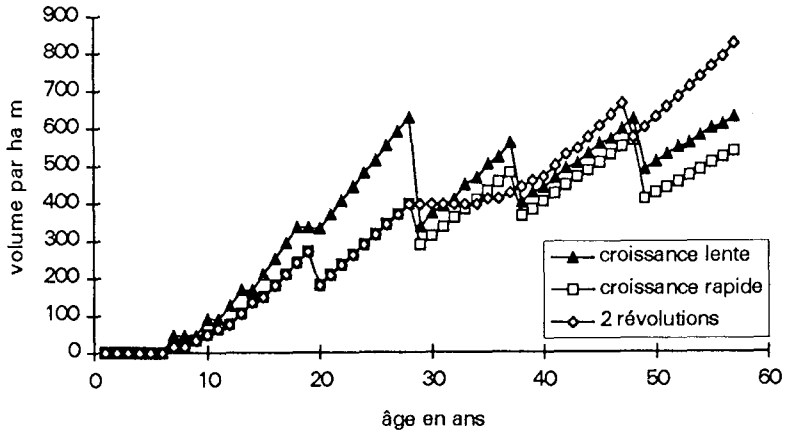


Figure 1.18 : Evolution du **volume de bois sur pied** de bois pour les trois scénarios de croissance étudiés : à croissance lente (une révolution de 56 ans), à croissance rapide (une révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans.

3.2. Production en volume de bois sciable en fonction de l'âge, pour les trois peuplements étudiés.

3.2.1. Production en volume de bois sciable par hectare.

Dans nos simulations, nous avons choisi de couper les grumes en billons de 5m jusqu'à la hauteur de l'arbre où le diamètre fin bout est supérieur à 10cm. Ces débits (bois sciables) sont uniquement réalisés si les arbres avaient un diamètre minimum de 20cm à 1,30m (fig. 1.19). Les billons sont donc caractérisés par leur géométrie (diamètre à chaque extrémité et longueur), leur position dans l'arbre et leur âge.

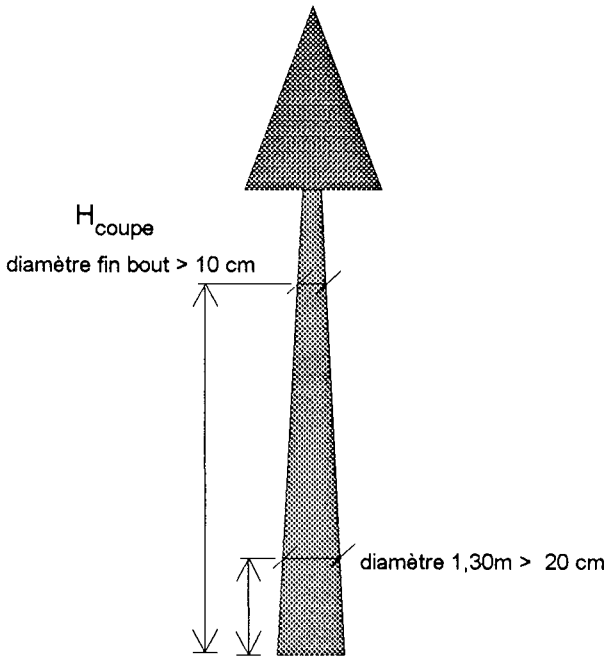


Figure 1.19 : Définition de bois sciable. Dimensions de coupe des arbres et des billons

Les figures 1.20 à 1.22 et les tableaux 1.7 à 1.9 illustrent l'évolution des volumes de bois sciables pour les trois peuplements. Sur ces graphiques on observe trois courbes : la première représente l'évolution du volume cumulé des billons récoltés en éclaircies, celle du centre représente le volume de bois sur pied et la troisième représente le volume total par hectare pour chaque âge (somme des deux précédents). Par définition, ce volume n'augmente que lors de la réalisation de chaque éclaircie. La courbe de volume sur pied représente la somme des

volumes des billons dans chaque arbre multipliée par le nombre de tiges sur pied. La courbe du volume total est le résultat, à chaque âge, de la somme du volume d'éclaircie cumulé et du volume sur pied.

Les volumes du peuplement à croissance lente a été calculé de façon similaire.

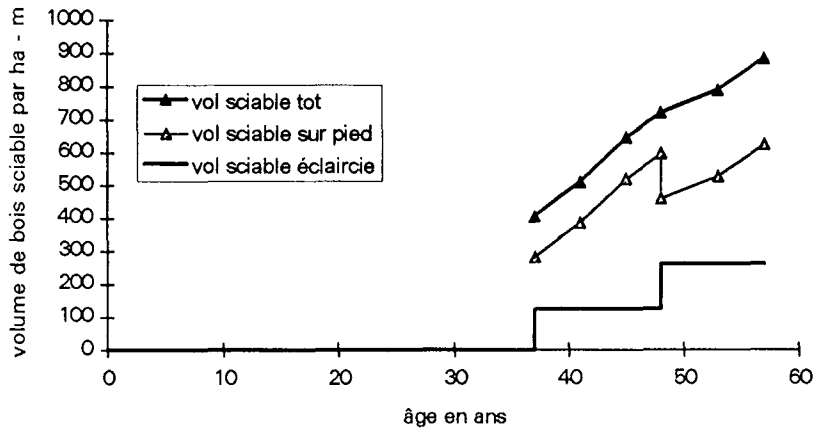


Figure 1.20 : Evolution du volume total, volume sur pied et volume d'éclaircies de bois sciable (diam 1,30 supérieur à 20cm et diam fin bout supérieur à 10cm) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance lente (une révolution de 56 ans)

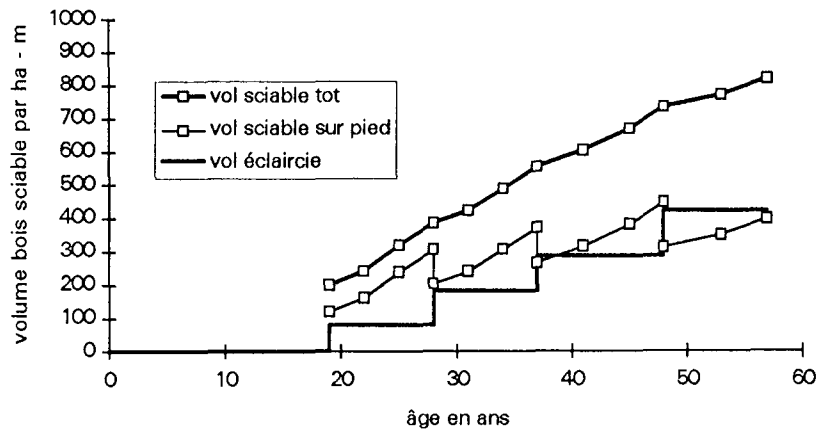


Figure 1.21 : Evolution du volume total, volume sur pied et volume d'éclaircies de bois sciable (diam 1,30 supérieur à 20cm et diam fin bout supérieur à 10cm) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide (une révolution de 56 ans)

Pour comparer facilement les résultats de la simulation de croissance à deux révolutions aux deux autres scénarios, les volumes (total, sur pied et éclairci) ont été cumulés.

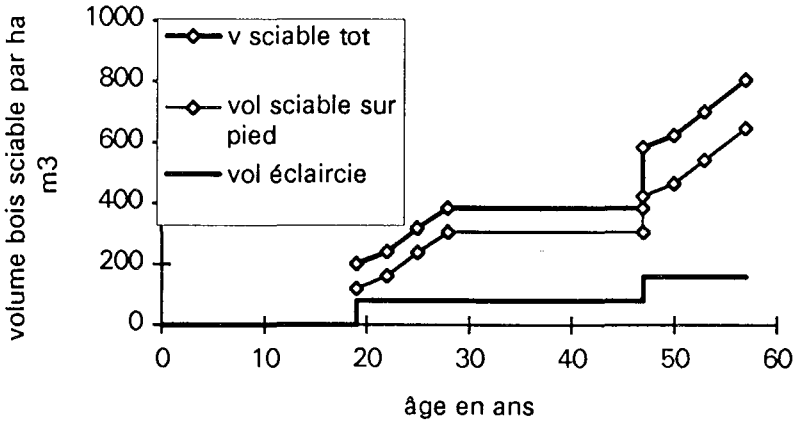


Figure 1.22 : Evolution du volume total, volume sur pied et volume d'éclaircies de bois sciable (diam 1,30 supérieur à 20cm et diam fin bout supérieur à 10cm) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

Nous observons sur ces figures que les scénarios à croissance rapide permettent de fournir du bois sciable dès 19 ans, date de la deuxième éclaircie. Pour le scénario à croissance lente les premiers bois ne sont sciables qu'à l'âge de 37 ans (à peu près le double). Le volume des bois d'éclaircies de petits diamètres, difficiles à commercialiser est beaucoup plus important pour le scénario à croissance lente car les trois premières éclaircies (11, 19 et 28 ans) ne produisent pas de bois sciable (diamètre 1,30m < 20 cm).

Les valeurs des volumes sciables correspondant aux figures ci-dessus se trouvent dans l'annexe 1 tableaux A1 à A3.

Les volumes de bois sciables totaux produits par chaque scénario sont comparés sur la figure 1.23.

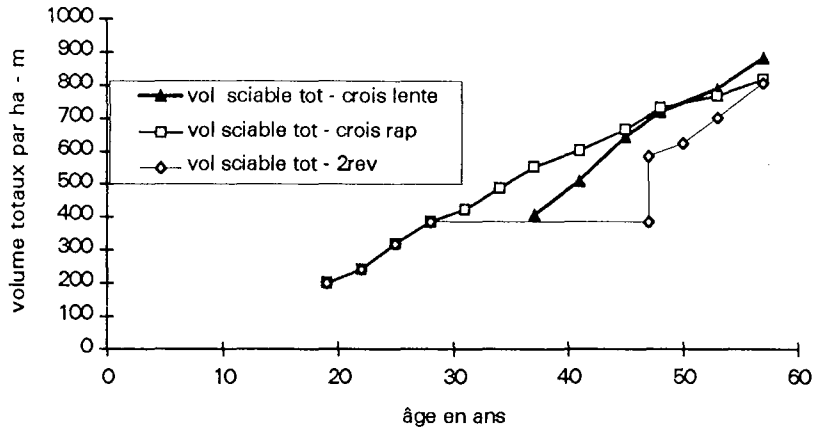


Figure 1.23 : Evolution des volumes totaux de bois sciable (diam 1,30>20cm et diam fin bout > 10cm) produits par hectare en fonction de l'âge pour les trois scénarios : à croissance lente (une révolution de 56 ans), à croissance rapide (une révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

D'après cette figure nous observons finalement que les volumes sciables totaux sont comparables à l'âge final et que seul leur disponibilité dans le temps varie.

3.2.3. Comparaison des volumes totaux de bois sciable par arbre

Contrairement aux volumes totaux par ha, le volumes totaux par arbre sont bien différents (fig. 1.24). Le peuplement à croissance rapide produit des arbres de volume unitaireplus élevé que celui à croissance lente. *Le volume de l'arbre issu de la deuxième révolution est cumulé au volume de l'arbre produit lors de la première révolution, ceci dans le but de comparer ce scénario aux précédents (une révolution de 56 ans).*

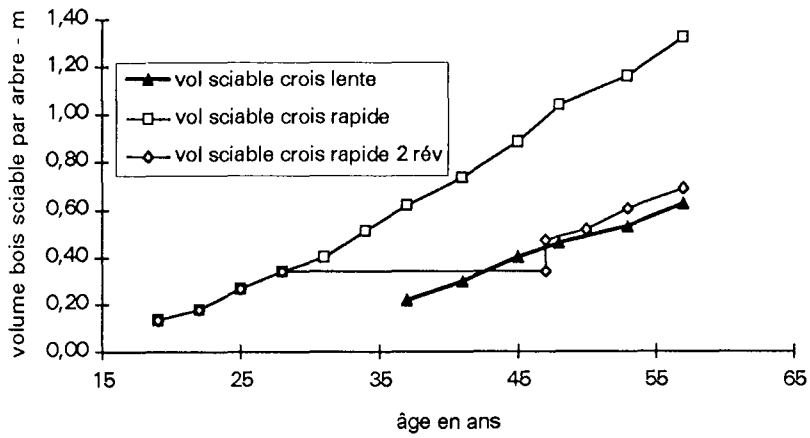


Figure 1.24 : Evolution des volume totaux de bois sciable **par arbre** (diam 1,30 > 20cm minimum et diam fin bout > 10 cm minimum) en fonction de l'âge pour les trois scénarios

Ce résultat illustre de façon quantifiée l'importance du volume sciable par arbre que l'on obtient en croissance rapide.
Après avoir défini et quantifié les volumes sciables, nous allons simuler les volumes sciés. Pour ce faire, nous disposons des dimensions (diamètre et longueur des billons), et des volumes ainsi que d'un outil de simulation des sciages.

3.3. Production en volume de bois scié en fonction de l'âge, pour les trois peuplements étudiés.

3.3.1. Simulation de débits

3.3.1.1. Description de l'outil

Nous avons réalisé une simulation d'optimisation des sciages des billons simulés. L'algorithme du logiciel considère la grume tronconique et va optimiser le rendement volumique dans un cylindre, de diamètre égal au diamètre fin bout du billon et de longueur égale à celle du billon. Les pièces ainsi prélevées sont dénommées "produits principaux". Dans un deuxième temps, le logiciel réalise l'optimisation des dosses. Ces pièces seront prélevées avec une longueur inférieure à celle du billon et qui varie de 0,50m en 0,50m (à partir de 1 m). Les produits des dosses seront dénommés "de côté ou de rive" selon leur position dans la section transversale du billon. La figure 1.25 montre un exemple d'optimisation.
Les entrées du logiciel sont : le diamètre fin bout du billon, le défilement de ce billon donné en cm/m et sa longueur, ce qui donne le volume. Nous avons choisi une liste de produits destinés à la production de fermettes (deux épaisseurs, 38 et 50 mm, et une largeur variant de 63 à 200 mm). De façon analogue, les produits de dosse sont choisis (trois épaisseurs, 18, 22 et 38 mm et une largeur variant de 63 à 125 mm). L'écran d'entrée du logiciel est montré dans la figure 1.26. Le trait de scie considéré dans la simulation est égal à 2,5mm.

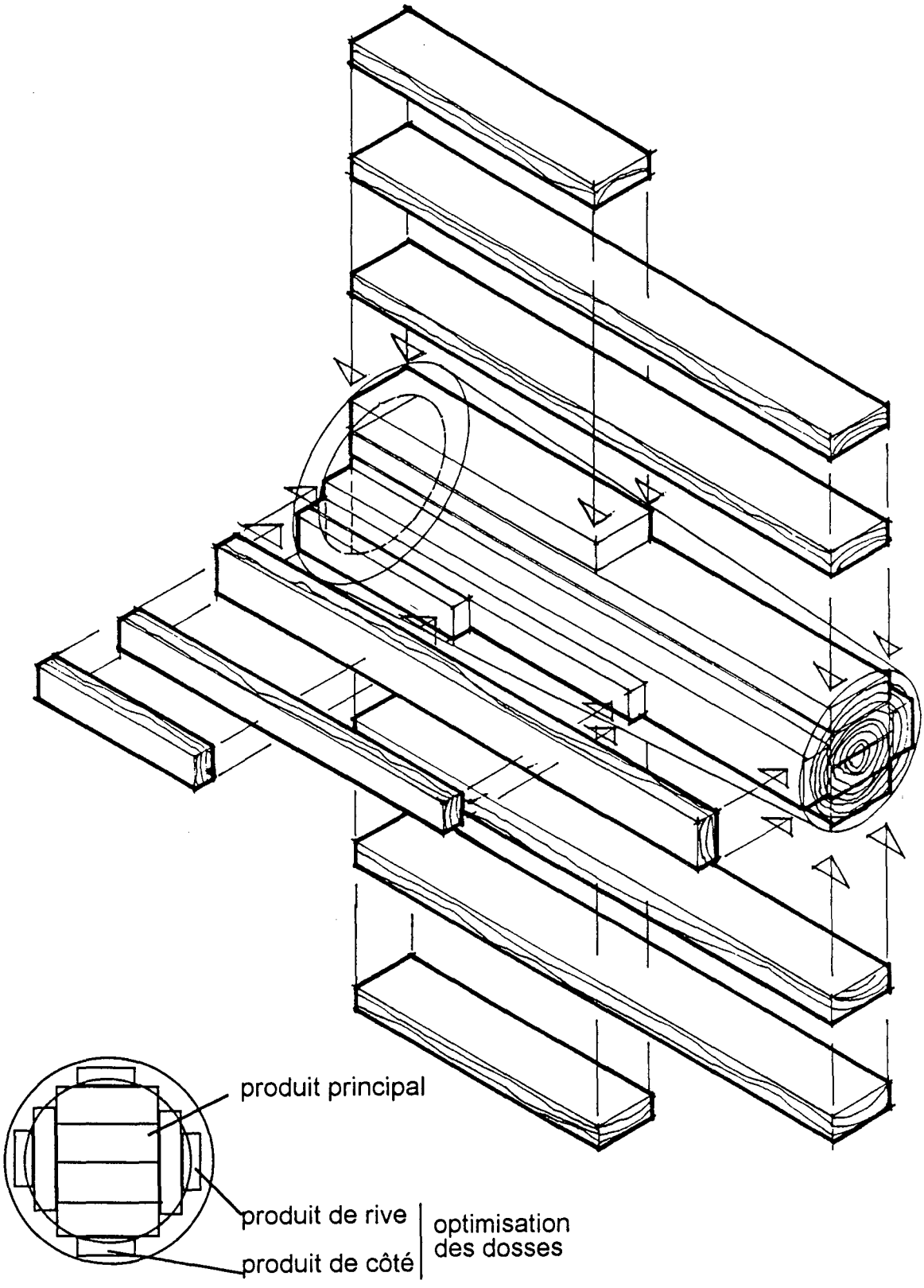


Figure 1.25 : Principe d'optimisation du logiciel de débit. Optimisation du volume du noyau central produisant des pièces de la même longueur du billon et optimisation des dosses produisant des pièces plus courtes

****

Optimisation du sciage des conifères de faible diamètre

Sciage symétrique - Tolérance des flaches

****

Donnez le diamètre (Diamètre fin bout) de votre billon (en mm), DIAM = ? 322
et sa longueur (en mm), LONB = ? 5000
defilement : ex: 0.021 pour 2.1cm/m? 0.0238

On considère les dimensions suivantes pour la categorie FERMETTES:

N°	Epaisseur	Largeur
1	38	63
2	38	75
3	38	100
4	38	125
5	38	150
6	38	175
7	50	125
8	50	150
9	50	175
10	50	200

Figure 1.26 : Ecran d'entrée du logiciel d'optimisation de débit utilisé

La figure 1.27a montre l'algorithme du logiciel et la figure 1.27b donne un exemple de l'écran de sortie du programme.

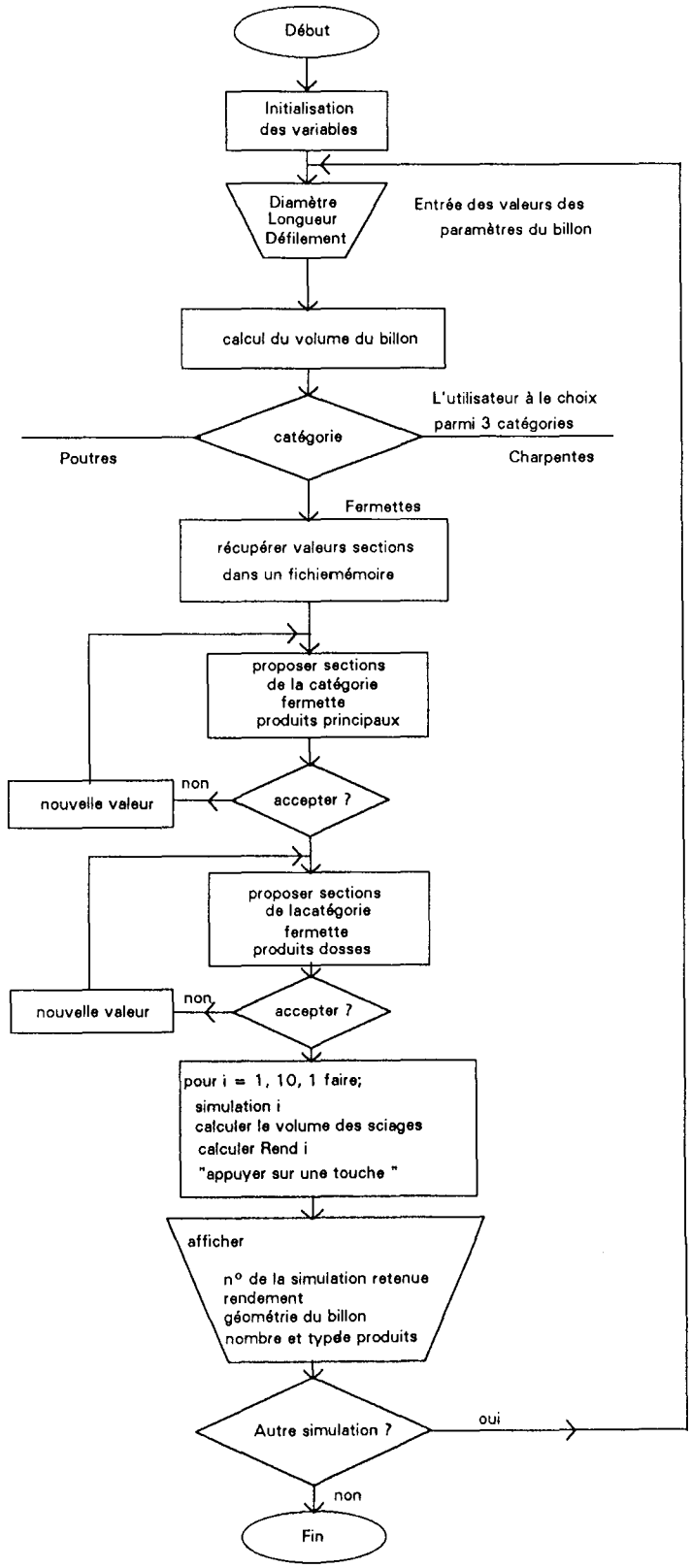


Figure 1.27a : Algorithme du logiciel de débit utilisé

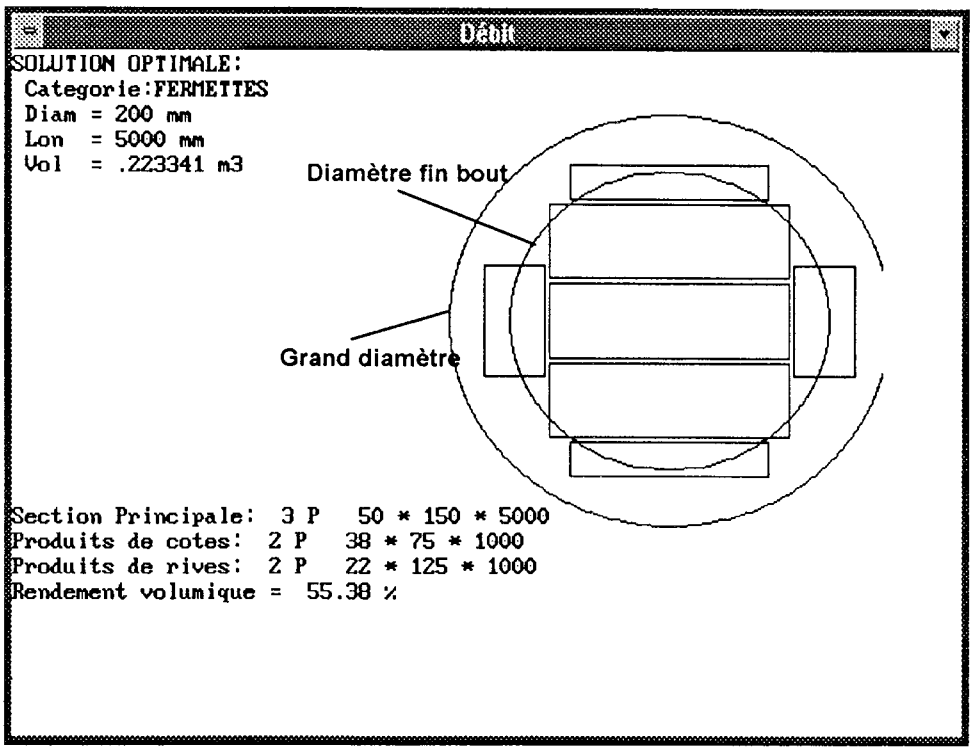


Figure 1.27b : Ecran de sortie logiciel d'optimisation de débit. Visualisation de la solution choisie (la solution retenue est celle présentant le rendement le plus important) : nombre de pièces et leurs dimensions ainsi que le volume total de la grume

Le petit et le grand cercle représentent le diamètre fin bout et le grand diamètre du billon respectivement. La solution choisie est visualisée. Le diamètre fin bout, le volume et le rendement volumique du billon sont également affichés.

3.3.2. Influence de la sylviculture sur le défilement des arbres

On entend par défilement, la grandeur exprimant la variation du diamètre le long d'un arbre ou d'un billon. Il est habituellement défini en cm de réduction de diamètre par mètre linéaire de billon.

Le défilement varie tout d'abord en fonction de la sylviculture appliquée (cf loi de Pressler définie plus haut) : il est réputé plus important pour les arbres à croissance rapide. **Sa valeur sera de première importance pour le rendement au sciage.**

Le défilement varie également le long de l'arbre. La figure 1.28 illustre, en fonction de l'âge, les variations du défilement entre les hauteurs 5m et 10m pour les peuplements étudiés.

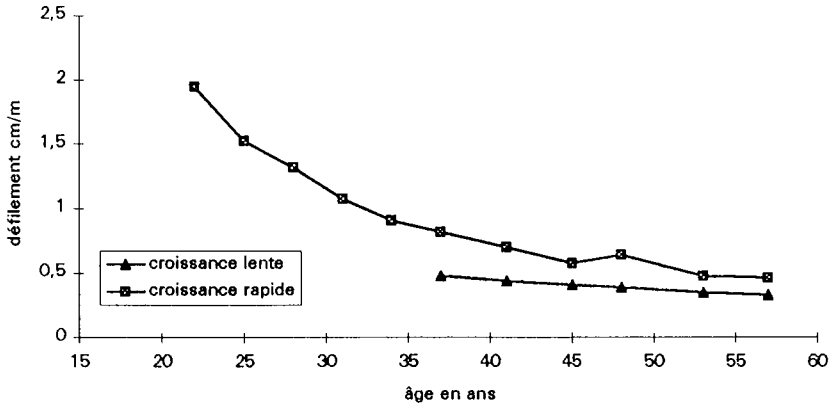


Figure 1.28 : Evolution du défilement du **deuxième billon** (5 à 10 mètres de hauteur) à partir du bas en fonction de l'âge pour les peuplements à croissance lente et rapide (révolution de 56 ans).

D'une façon générale, à sylviculture fixée, le défilement décroît avec l'augmentation de l'âge. ainsi que le montre la figure 1.29.

Le comportement de la variation du défilement à l'intérieur de l'arbre en fonction de l'âge pour le scénario à croissance rapide est également montré, à titre dillustration, dans cette figure.

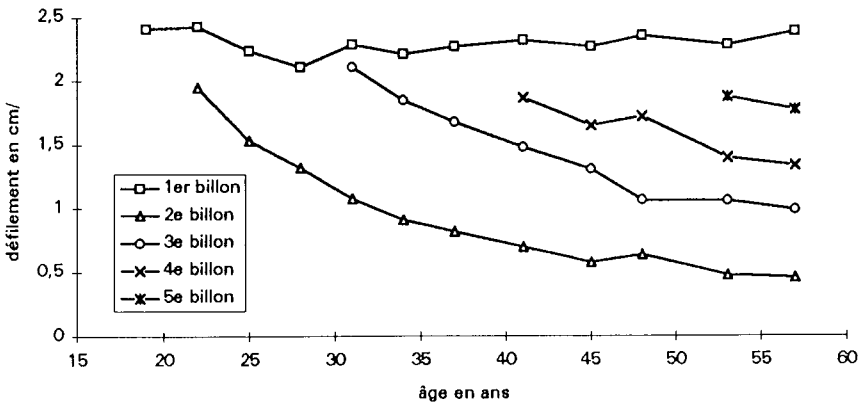


Figure 1.29 : Evolution des défilements en fonction de l'âge des billons pour le peuplement à croissance rapide (une révolution de 56 ans)

Malgré la stabilité au fil des années des valeurs de défilement, le premier billon dans l'arbre présente des valeurs très élevées. Le deuxième billon est le moins cônique de tous. Le défilement tend à augmenter pour les billons supérieurs (partie haute de l'arbre).

3.3.3. Effet du défilement sur le rendement des sciages

Afin de déterminer l'influence du défilement des grumes sur le rendement des sciages, deux types de simulation d'optimisation des sciages ont été réalisés. La première où les diamètres fin bout (petit diamètre) des billons étaient fixés et la longueur variait. Dans la deuxième, la longueur est gardée constante (égale à 5 m) et le diamètre fin bout variait.

Simulation à diamètre fin bout du billon constant

Dans cette simulation, le diamètre est considéré constant égal à 20 cm et la variation de longueur est de 1 m jusqu'à 5 m. Les classes de défilement testées varient de 0,5 à 3 cm/m tous les 0,5 cm/m. Les résultats sont présentés dans la figure 1.30 et le tableau 1.8.

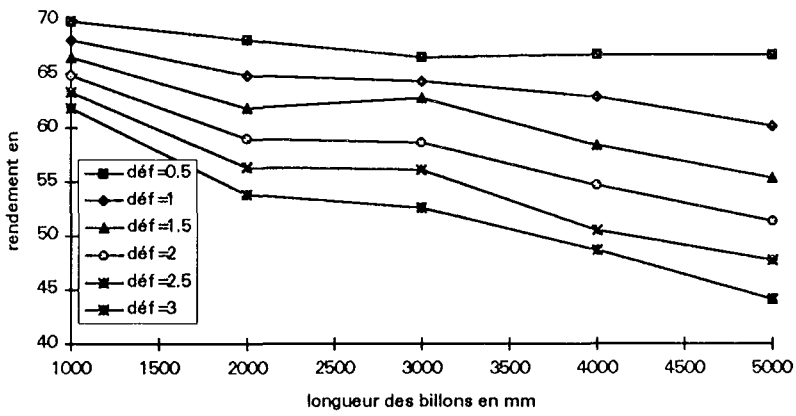


Figure 1.30 : Variation du rendement en sciages en fonction de la longueur des billons pour 6 classes de défilement

Tableau 1.8 : Variation du rendement en sciages en fonction de la longueur des billons pour 6 classes de défilement

	défilement (cm/m)					
longueur billon (m)	0,5	1	1,5	2	2,5	3
1,0	69,86	68,15	66,5	64,91	63,37	61,87
2,0	68,15	64,91	61,87	59,02	56,35	53,85
3,0	66,5	64,35	62,79	58,63	56,11	52,58
4,0	66,86	62,96	58,45	54,7	50,5	48,67
5,0	66,75	60,21	55,38	51,34	47,69	44,09

Le rendement en sciages apparaît donc corrélé négativement à la longueur et au défilement. Etant donné que les arbres à forte vigueur de croissance ont des valeurs de défilement plus importantes que ceux à croissance lente, le concepteur qui propose l'utilisation de bois provenant de plantations à croissance rapide a intérêt à utiliser les pièces les plus courtes possibles pour pouvoir profiter des rendements plus élevés. En revanche, la longueur n'a quasiment pas d'impact sur le rendement si les billons sont coupés à 2 ou 3 mètres. Au-delà de ce seuil, les rendements diminuent de façon non négligeable lorsque la longueur augmente.

Simulation à longueur du billon constante

Pour cette simulation, la longueur du billon est gardée constante (5m) et le diamètre fin bout varie. Trois valeurs de diamètres ont été testés, 10, 20 et 30 cm. Les classes de défilement utilisés varient aussi de 0,5 à 3 cm/m au pas de 0,5 cm/m. Les résultats sont présentés dans la figure 1.31 et le tableau 1.19.

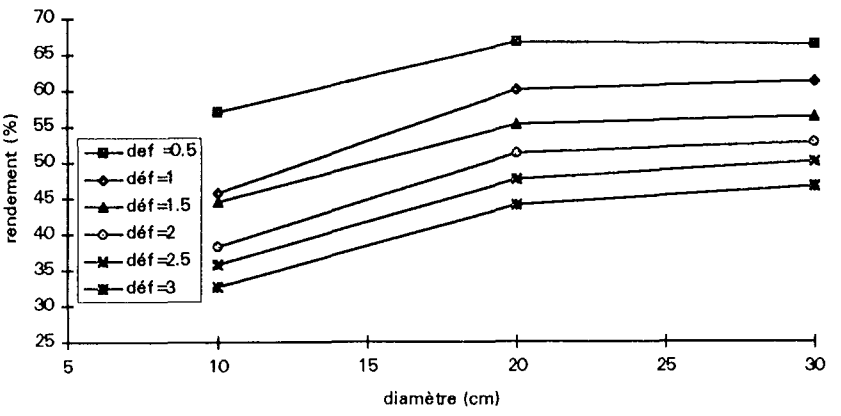


Figure 1.34 : Variation du rendement en sciages en fonction du diamètre des billons pour 6 classes de défilement

Tableau 1.9 : Variation du rendement des sciages en fonction du diamètre des billons pour 6 classes de défilement

	défilement (cm/m)					
diamètre fin bout billon (cm)	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0
10	57,1	45,83	44,55	38,3	35,83	32,75
20	66,75	60,21	55,38	51,34	47,69	44,09
30	66,38	61,34	56,44	52,81	50,17	46,73

Le diamètre a une influence importante jusqu'à la dimension de 20cm, valeur à partir de laquelle, le rendement est quasiment stable si le diamètre passe à 30cm. Au-delà de ce seuil, seul le défilement a une influence sur le rendement. Il en découle que pour l'utilisation optimale des grumes à fortes valeurs de défilement, les billons à diamètre fin bout supérieur à 20 cm seront ceux qui auront les rendements les plus élevés. Aussi, au-delà de ce seuil, la vitesse de croissance est la seule variable ayant un impact sur le rendement car le défilement est d'autant plus élevé que la vitesse de croissance est importante.

3.3.4. Production en volume de bois scié par hectare

On retrouve des courbes analogues à celles obtenues pour les volumes de bois sciables qui sont ici modifiés par les rendements au sciage (qui dépendent notamment du défilement et des hypothèses de débit faites). A titre d'illustration, la figure 1.32 montre les résultats obtenus pour le scénario à croissance rapide.

On retrouve tout d'abord une disponibilité en volume scié qui apparaît plus tôt lors de la croissance rapide (19 ans) ainsi qu'un volume scié en éclaircie mieux réparti dans le temps que pour le scénario à croissance lente.

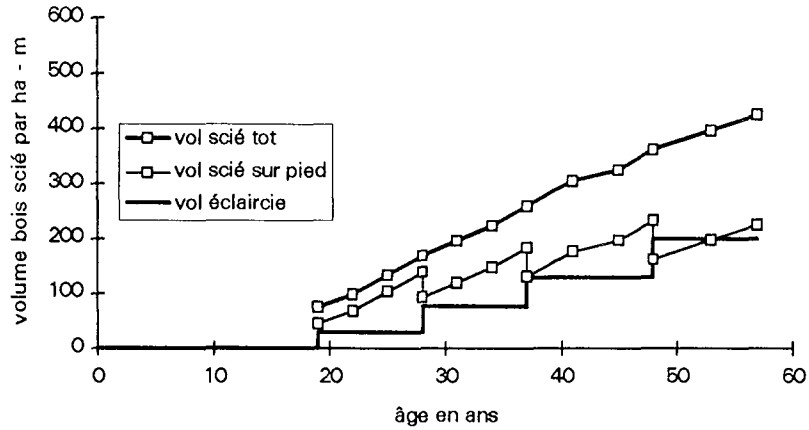


Figure 1.32 : Evolution du **volume total**, du **volume sur pied** et du **volume d'éclaircies** de **bois scié** en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide (une révolution de 56 ans)

Les résultats pour les deux autres traitements sont disponibles dans l'annexe 1 et seront utilisés pour les différentes applications numériques auxquelles nous nous sommes intéressés.

3.3.4.1. Comparaison des volumes totaux de bois sciés produits par hectare

Nous avons représenté sur la figure 1.33 les volumes totaux de bois sciés pour les trois peuplements.

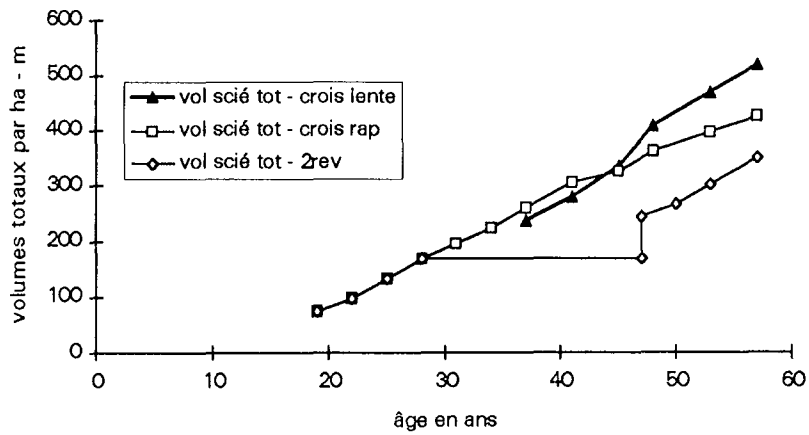


Figure 1.33 : Evolution des volumes totaux de bois scié produits par hectare en fonction de l'âge pour les trois scénarios étudiés : à croissance lente (une révolution de 56 ans), à croissance rapide (une révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

Les volumes sciés de 37 ans jusqu'à la coupe rase, présentent une différence moins importante entre le peuplement à croissance rapide et lente que les volumes sciables (cf figure 1.23). C'est l'impact du défilement sur le rendement des sciages qui se traduit ici par une perte plus importante pour les bois à croissance rapide. Cela sera mis en évidence lors de l'examen des volumes par arbre.

En ce qui concerne la production en volume, le scénario à deux révolutions, tel qu'il a été réalisé, donne les résultats les plus défavorables. Des révolutions plus longues ou des densités initiales de plantation plus faibles seraient des moyens de rendre le scénario plus avantageux.

Les volumes sciés par arbre et leur évolution en fonction de l'âge, sont donnés en annexe 1 tableaux A4 à A6.

3.4. Classement des sciages

3.4.1. En largeur de cernes

Pour réaliser cette partie de l'étude, nous avons appliqué les prescriptions normatives du classement visuel définies dans la norme française NF B52-001-4 (AFNOR, 1992) aux volumes de bois sciables et issus des scénarios sylvicoles étudiés dans ce chapitre. Cette norme, qui va dans le même sens que les prescriptions de l'Eurocode, substitue l'ancienne exigence d'une mesure de masse volumique dans les scieries, par une mesure de largeur de cernes de la pièce considérée. Le classement en fonction de la largeur de cernes et la classe de résistance y étant associée, sont donnés dans le tableau 1.10. Cette résistance correspond à la contrainte caractéristique (fractile à 5%) des pièces de dimensions commerciales en essais de flexion statique 4 points.

Tableau 1.10 : Classement par largeur de cernes et classes de résistance associées.D'après la norme NF B52-001-4

	Classe de résistance en MPa		
Propriété	**C18**	**C22**	**C30**
Contrainte de rupture caractéristique (frac 5%)	18	22	30
Largeur moyenne des cernes	sans objet	3 mm < LC ≤ 6 mm	LC ≤ 3 mm

La largeur moyenne des cernes que nous avons prise en compte pour ce classement, concerne les billons (et non les sciages) et est calculée comme la moyenne des largeurs des cernes du diamètre supérieur (fin bout) et inférieur de chaque billon.

Remarque :

1. **Ce classement basé sur la largeur de cernesn'est qu'un indicateur de qualité du bois car la corrélation entre la largeur des cernes et la contrainte de rupture est faible (coefficients de corrélation R de l'ordre de 0,5; CLEMENT, 1991). Il donne cependant une idée globale de la qualité de la ressource.**
2. Nous avons considéré ici les volumes de bois de la catégorie "**bois sciables**".

Les largeurs des cernes sont données pour toute section des billons suivant les modèles de croissance évoqués auparavant. Pour chaque billon débité dans l'arbre et à un âge donné, nous calculons une largeur de cernes moyenne par plage de 10 ans depuis la moelle. Les volumes de bois à largeurs de cernes équivalentes sont sommés sur la totalité des billons de bas en haut de l'arbre. La figure 1.40 illustre la démarche utilisée :

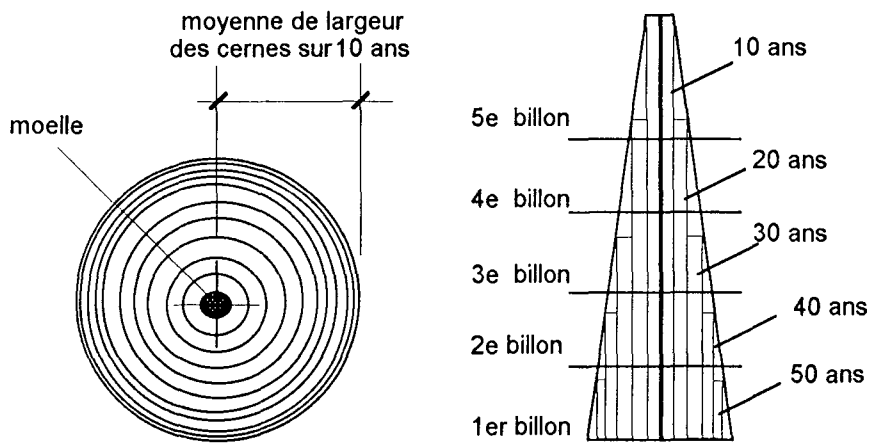


Figure 1.34 : Démarche de calcul des volumes de bois correspondant aux diverses catégories de largeur des cernes

On voit sur la figure 1.35 que le peuplement à croissance lente produit une proportion constante de classe de résistance C30 à partir de l'âge de 37 ans où les billons sont sciables. Par contre, la proportion de C30 pour le peuplement à croissance rapide est croissante et ne dépasse jamais le seuil de 45% du volume total sciable. Puisque le peuplement à 2 révolutions

ne produit que du C22, nous allons désormais présenter seulement les résultats obtenus pour les deux autres scénarios.

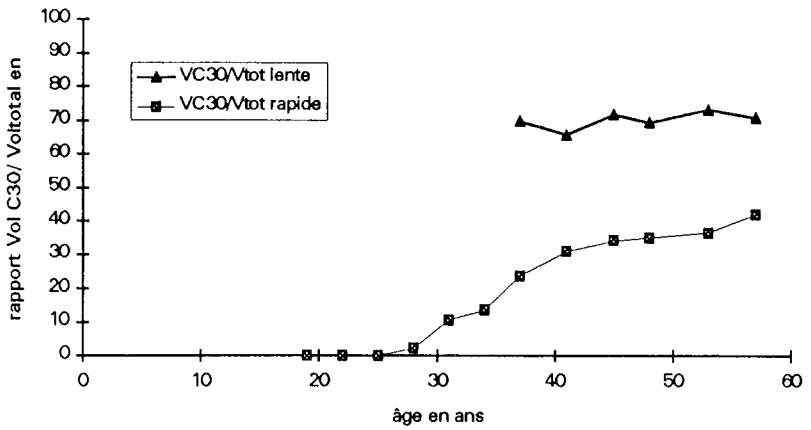


Figure 1.35 : Proportion du volume sciable classé en C30 pour les deux scénarios de croissance. Le volume sciable total est uniquement constitué de C30 et de C22

L'examen du volume prélevé en éclaircie donne un résultat analogue pour la proportion de C30 ainsi que le montre la figure 1.36.

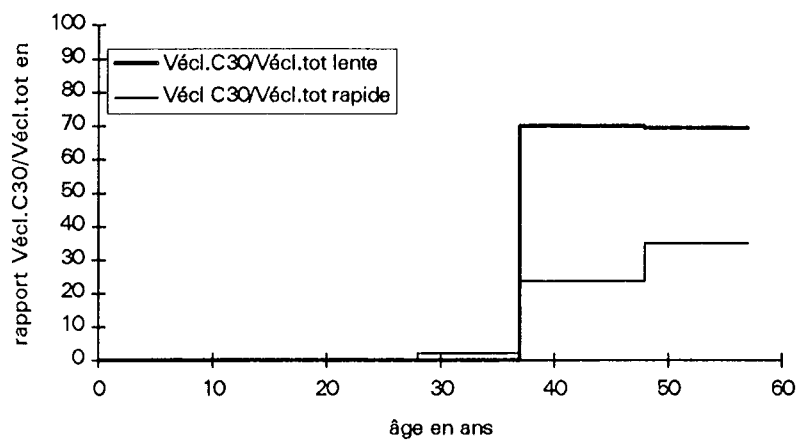


Figure 1.36 : Evolution du rapport entre le volume C30 et le volume **sciable éclairci** produit pour le scénario à croissance rapide

Dans les figures suivantes, nous avons représenté les rapports des volumes produits (selon les catégories C22 et C30) en croissance rapide et en croissance lente. Au niveau de l'hectare

(fig 1.37) nous pouvons observer que le peuplement à croissance rapide, produit la moitié en moyenne du volume de C30 produit par rapport au volume produit par le peuplement à croissance lente. Tout le volume supplémentaire produit en croissance rapide est du C22.

Sur la base de ce résultat, une étude menée sur le sujet il y a 20 ans aurait conclu à une proportion plus importante de bois juvénile dans le peuplement à croissance rapide. Ici, on se contente d'estimer la proportion de C30.

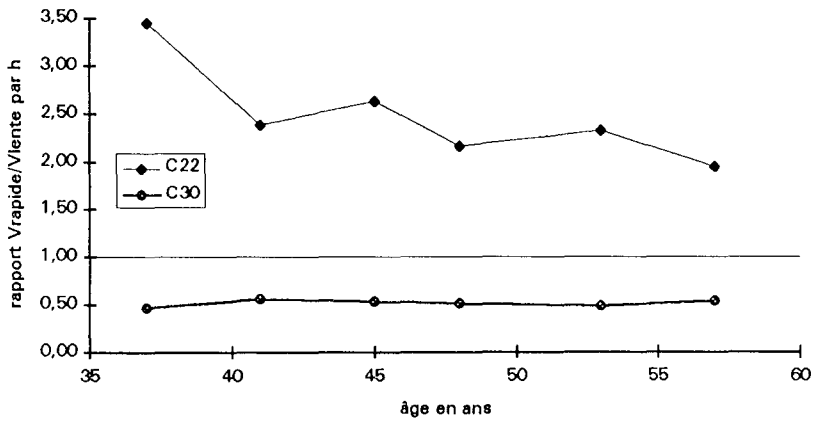


Figure 1.37 : Evolution des rapports des volumes en C22 et C30 en croissance rapide et en croissance lente **par ha** (pour le volume sciable total)

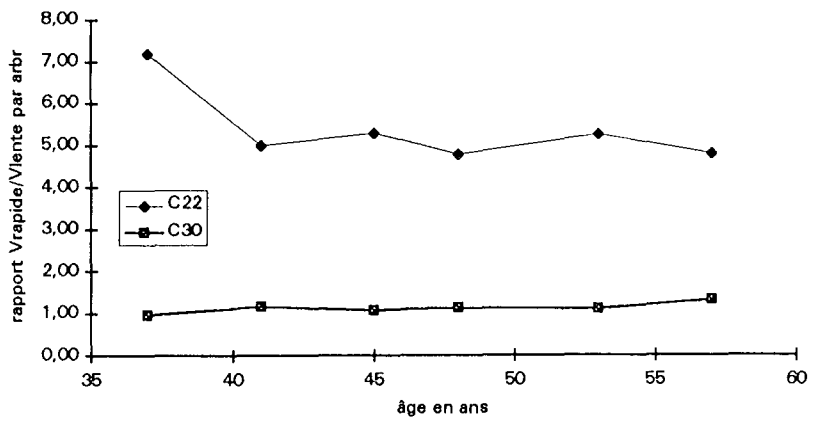


Figure 1.38 : Evolution des rapports des volumes en C22 et C30 en croissance rapide et en croissance lente **par arbre** pour le bois sciable.

Les rapports **par arbre** peuvent être observés dans la figure 1.38. Le volumes de C30 sont comparables (rapport égal à 1) dans les deux scénarios. Puisque les arbres en croissance rapide sont plus gros, tout le volume supplémentaire est composé de bois classé C22. En moyenne, ces arbres produisent 5 fois plus de volume que les arbres en croissance lente.
En ce qui concerne le classement en utilisant le critère de largeur des cernes, l'accélération de la croissance entraîne donc une chute de qualité évidente.

3.4.2. Classement en masse volumique

Dans cette partie, nous avons réalisé un classement basé sur la masse volumique moyenne des bois des peuplements étudiés. Pour ce faire, nous avons utilisé le modèle d'estimation de la masse volumique à partir de la largeur de cernes moyenne et de l'âge décrit dans le paragraphe 3.1.3. Nous avons ensuite déterminé 4 classes de masse volumique qui sont données dans le tableau 1.11 :

Tableau 1.11 : Classes de masse volumique prises en compte

	Masse volumique (en kg/m3)	valeur moyenne de la classe
Classe 1	410 ≤ MV <420	415
Classe 2	420 ≤ MV <430	425
Classe 3	430 ≤ MV <440	435
Classe 4	MV ≥ 450	

Remarque : Ces classes n'obéissent à aucune norme de classement. Nous les avons établies de arbitrairement de façon à mieux classer les volumes simulés dans les peuplements étudiés.

Dans les figures 1.39 et 1.40 sont données les évolutions en fonction de l'âge des proportions des volumes des différentes classes de masse volumique pour le 3 peuplements. Ces volumes sont les volumes totaux cumulés (sur pied + éclaircie) jusqu'à l'âge considéré. Pour le scénario à croissance lente, on remarque une diminution de bois classé 435, une proportion quasi stable de bois à 425 et une augmentation des proportions de bois à masse volumique supérieure à 450 kg/m3. Dans ce peuplement on n'observe pas de bois classé 415 kg/m3.

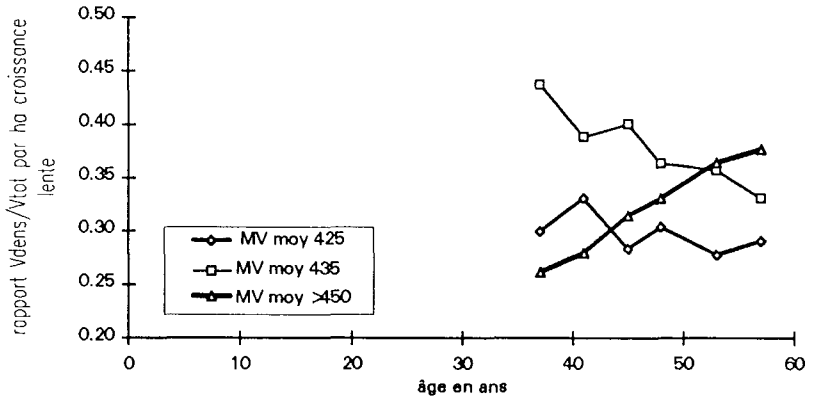


Figure 1.39 : Evolution du rapport entre les volumes de bois à une classe de masse volumique donnée (Vdens) et le volume total cumulé (Vtot)par ha (bois sur pied + éclaircie) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance lente

Dans le peuplement à croissance rapide, une forte proportion de bois appartient à la classe 415 kg/m3 (rapport 1 jusqu'à l'âge de 28 ans et 0,7 à l'âge finale). Une très faible proportion de bois à 435 apparaît à la fin de la révolution (< 0,05). Le peuplement à deux révolutions ne produit que du 415 kg/m3. Dans ces deux peuplements, il n'existe pas de bois classé au dessus de 440kg/m3.

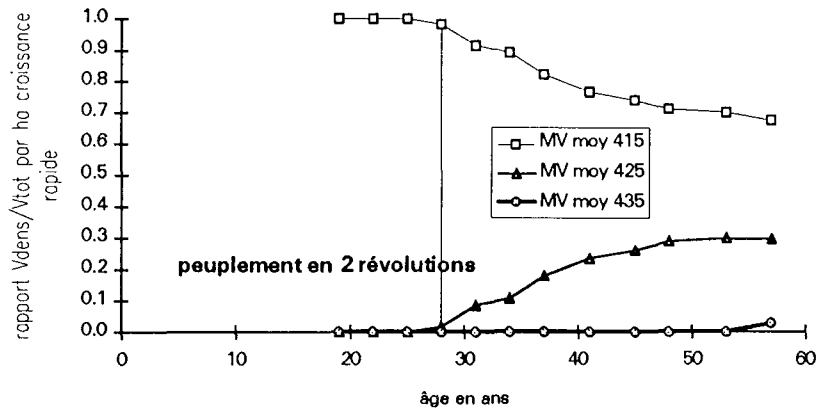


Figure 1.40 : Evolution du rapport entre les volumes de bois à une classe de masse volumique donnée (Vdens) et le volume total cumulé (Vtot) par ha (bois sur pied + éclaircie) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide

En ce qui concerne le rapport par arbre, la tendance est similaire. Comme il n'existe pas de cumul dans ce rapport (les bois des éclaircies, plus jeunes et à masse volumique plus faible), on observe une augmentation des proportions de bois mieux classé à partir de la première éclaircie

pour les scénarios à croissances rapide et lente. Les figures 1.41 et 1.42 donnent les évolutions des rapports volumiques relatives aux scénarios à croissance lente et rapide respectivement.

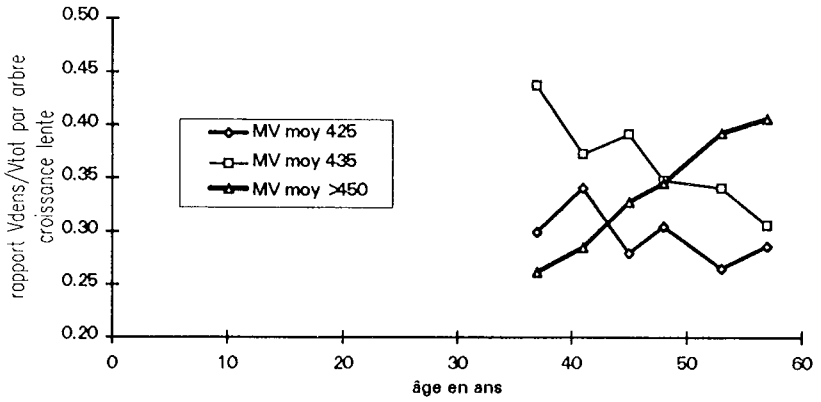


Figure 1.41 : Evolution du rapport entre les volumes de bois à une classe de densité donnée (Vdens) et le volume total ***par arbre*** (Vtot) en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance lente

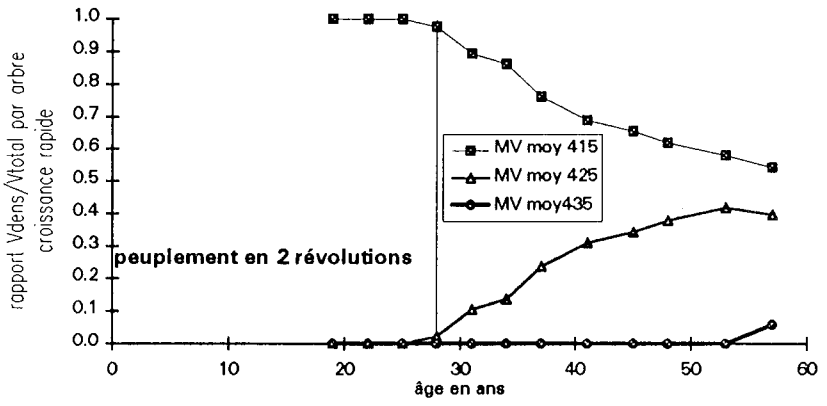


Figure 1.42 : Evolution du rapport entre les volumes de bois à une classe de densité (Vdens) donnée et le volume total ***par arbre*** en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide

Ainsi que cele a été constaté pour le classement en largeur de cernes, le peuplement à croissance lente produit des proportions des volumes mieux classés que le peuplement à croissance rapide au niveau de l'arbre et de l'hectare. Le peuplement à croissance rapide à 2 révolutions est le plus défavorisé par rapport à ce classement ne produisant que du bois classé 415 kg/m3. Il est important de remarquer que le classement tel que nous l'avons réalisé tient compte d'une dimension d'arbre moyenne et pas de sa gamme de variation dans le peuplement.

3.4.3. Classement en nombre et diamètre des branches

Dans les parties précédentes (3.4.1 et 3.4.2), nous avons raisonné autour d'un classement en termes de largeur de cerne et masse volumique, sans considérer les défauts. Or, un des aspects des plus importants de tout système de classement structure est la nodosité (l'ensemble des noeuds et leur taille). La suite logique du travail est donc de considérer ce paramètre dans le classement de la ressource. Nous allons analyser ici l'influence des conditions de croissance d'un peuplement sur la nodosité des grumes.
Les modèles de branchaison utilisés dans le logiciel CEP ont été établis par COLIN (1992), pour l'épicéa commun. Plusieurs modèles ont été développés décrivant la variation des diamètres (moyen, maxi, mini) des branches à la sortie du tronc, la distribution de ces diamètres le long de la tige ainsi que leur nombre, la longueur des branches et leur angle d'insertion sur la tige.

Compte tenu de la complexité du sujet, nous allons nous intéresser seulement à la variation et à la distribution des diamètres des branches le long du tronc afin de comparer l'influence de la vitesse de croissance des arbres sur la branchaison en vue d'un classement global.
Notre raisonnement est basé sur le critère nodosité du classement visuel en structure donné par la normalisation en vigueur NF B 52-001-4 (AFNOR, 1992). Ce classement limite le diamètre des noeuds dans la classe C30 à une valeur absolue égale à 30 mm et à des valeurs en rapport avec les dimensions tranversales des avivés pour la classe C30 et les autres.
Remarque :
Le logiciel de simulation de croissance CEP utilisé dans ce chapitre (décrit en 3.1.2) est couplé avec SIMQUA (LEBAN et DUCHANOIS, 1990), un logiciel conçu pour récupérer les données de croissance de CEP et simuler la qualité des avivés. Nous aurions pu alors traité le problème pièce par pièce. Le travail aurait été néanmoins tropconséquent par rapport aux objectifs de cette partie de l'étude.

3.4.3.1. Distribution du nombre des branches

Pour une même classe de fertilité, le nombre des branches est globalement constant COLIN, 1992). Ceci est le cas de notre étude.
Sous l'effet de l'ombrage et de la compétition pour l'approvisionnement hydrique et minéral, les branches interverticillaires se dessèchent et tombent assez rapidement. Les diamètres de ces branches, qui ont en général moins de 1 cm, ne sont important au classement **structure**. Les

branches d'un diamètre supérieur à 1 cm ne s'élaguent pas naturellement et c'est à cette catégorie que nous nous intéressons.

3.4.3.2. Distribution verticale des diamètres des branches

La tendance générale est une augmentation régulière des diamètres observés avec l'éloignement à l'apex, jusqu'à un niveau qui se situe légèrement au-dessus de la base du houppier vert, pour ensuite diminuer régulièrement jusqu'à la première branche morte. Ainsi, au niveau de la grume commercialisée, les diamètres des branches augmentent de bas en haut. (Les valeurs rencontrées ne dépassent pas 3,5-4 cm d'après COLIN et al., 1991).
Bien que plusieurs modèles aient été proposés par l'auteur cité, nous ne retenons que celui du **diamètre moyen** des branches. Ce modèle a été repris et ses paramètres ont été ajustés par DAQUITAINE (1995) pour les régions Nord-Est et Midi-Pyrénées.
D'une façon générale, le modèle est valable dans la partie de l'arbre où il y a encore des branches à l'extérieur du tronc, soit à la hauteur de la première branche morte. En dessous de cette zone on considère que la grume n'a pas de branche suite de l'opération d'élagage de pénétration, réalisée pour l'entretien du peuplement. La figure 1.43 illustre cela.

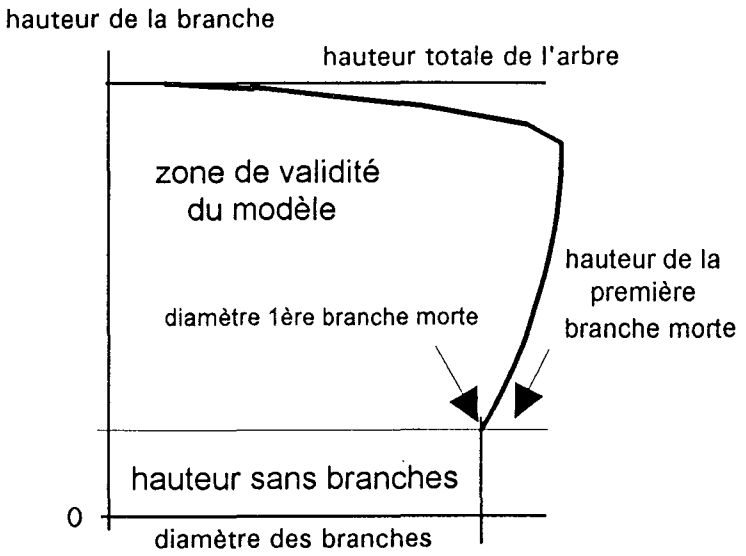


Figure 1.43 : Domaine de validité du modèle de branchaison utilisé. *COLIN et HOULLIER (1992)*

Les diamètres des branches sont la fonction de deux types de descripteurs α et β.

- les descripteurs du type α, tiennent compte de variations de développement de l'arbre dans les situations où il se trouve, par exemple, de pente ou de peuplements non homogènes.

- les descripteurs du type β expriment bien la relation entre le diamètre des branches et la géométrie de la grume qui caractérise des sylvicultures différentes et dans une fertilité identique.

Globalement le modèle s'écrit :

Dbr = f (dA; CR3; Ht; D1,3; H1Bv)

avec:

Dbr	diamètre de la branche	
dA	distance de la branche à l'apex de l'arbre	
Ht	hauteur totale de l'arbre	
CR3	(Ht-H1Bv/Ht)*100	descripteur du type α
H1Bv	hauteur de la première branche verte	descripteur du type α
HbHv	hauteur de la base du houppier vert	descripteur du type α
D1,3	diamètre de l'arbre à 1,30 mètre	descripteur du type β

Le modèle retenu décrit la variation du diamètre moyen (**Dmoy**) des branches d'un verticille en fonction du rappport (***rx***) entre la distance de celui-ci à l'apex de l'arbre et la hauteur totale de l'arbre (Ht). Il prend donc la forme suivante :

Si rx < ξ, alors

$$\mathbf{Dmoy(rx, Ht, H1Bv, D1,3) = \lambda + \alpha.rx + \beta.rx^2}$$

Sinon

$$\mathbf{Dmoy\ (rx, Ht, H1Bv, D1,3) = \lambda + \alpha. + \beta.\ ^2 + \gamma.(rx - \xi)^2}$$

avec :

$$\xi = \beta_0 + \beta_1 \frac{100(Ht - H1Bv)}{Ht} + \beta_2 Ht$$

$$\gamma = \beta 6 + \beta_7 \frac{100(Ht - H1Bv)}{Ht} + \beta_8 D1,3$$

$$\beta = -\frac{\alpha}{2\xi}$$

Pour le Nord-Est : $\alpha = \beta_3 \frac{100(Ht - H1Bv)}{Ht} + \beta_4 \frac{100Ht}{D1,3} + \beta_5 H1Bv$

Les paramètres ajustés du modèle sont donnée dans le tableau 1.12.

Tableau 1.12 : Paramètres du modèle genéral établi par COLIN et HOULLIER (1992), ajustés pour la région Nord-Est de la France *d'après D'AQUITAINE (1995)*

paramètre	valeur
	0,54744
β0	5,678
β1	0,5493
β2	-0,3812
β3	0,001367
β4	-0,00085
β5	0,001348
β6	0,0007654
β7	-0,00001041
β8	-0,00001893

3.4.3.3. Comparaison des diamètres moyens des branches pour les scénarios à croissance lente et rapide

Pour la comparaison de la branchaison des scénarios étudiés, nous avons représenté les distributions des diamètres moyens des branches à la coupe rase (57 ans). La figure 1.44 correspond à la comparaison de la distribution verticale des diamètres pour les deux scénarios étudiés.

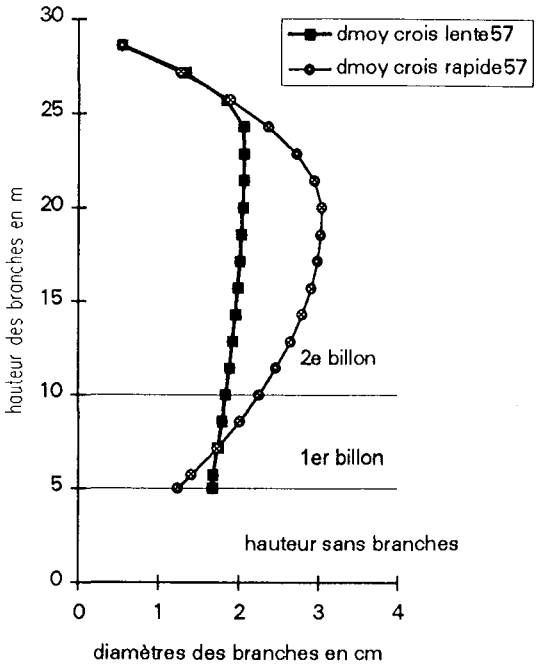


Figure 1.44 : Distribution verticale des diamètres moyens des branches à l'âge de 57 ans pour les peuplements à croissance lente et rapide. *D'après COLIN et al. (1991) et DAQUITAINE (1995)*

On observe à partir de cette figure que les deux premiers billons des deux scénarios, peuvent être classés, selon le critère nodosité du classement structure NF B 52-001-4 (AFNOR, 1992) qui limite le diamètre des noeuds, dans la classe C30 (d_{noeud} = cm), ceci pour tous les âges.

En ce qui concerne le peuplement à croissance rapide, les valeurs des diamètres dépassent seulement les 3 centimètres dans une zone de 15 à 18 mètres pour après décroître vers l'apex de l'arbre.

Pour le peuplement à croissance lente, le diamètre moyen ne dépasse pas la valeur de 2,1 cm pour toutes les hauteurs. Ainsi, d'une façon globale, le classement doit être plus ou moins uniforme pour les deux scénarios. En ce qui concerne le classement des sciages qui dépend du rapport entre le diamètre du noeud et la section de la pièce, le scénario à croissance lente doit permettre un classement plus favorable que celui à croissance rapide (**à section de pièce constante**) puisque les diamètres des noeuds sont plus faibles.

Ces observations sont valables pour des scénarios établis sur le même site de fertilité, où le nombre de branches est globalement constant indépendamment du traitement sylvicole adopté. Le modèle utilisé prédit des valeurs moyennes (pas de distribution autour de chaque valeur prédite). Les valeurs maximales de diamètre moyen de branches obtenues sont toujours inférieures ou égales à 3 cm ce qui n'est pas rédhibitoire pour le classement en structure.

3.5. Comparaison des frais et résultats

Nous allons dans cette partie du chapitre procéder une comparaison des frais et des résultats des deux peuplements. C'est l'occasion de souligner ici que l'analyse réalisée n'a pas la prétention de prendre en compte tous les aspects économiques qu'entraînent un projet sylvicole (comme par exemple, l'achat des machines, l'amortissement des investissements, les taux d'intérêts ou encore le choix des indicateurs économiques). Ceci, d'une part parce que le sujet sera traité ultérieurement en calcul économique dans le cadre du Projet européen dans lequel le présent travail est inséré; d'autre part, parce que le caractère de notre recherche ne permettrait pas l'approfondissement d'un sujet si complexe. Tout en étant conscient des imprécisions générées par des hypothèses simplificatrices, nous avons quand même tenté cette comparaison dans le but d'obtenir une vue panoramique de l'impact économique entraîné par l'augmentation de la vitesse de croissance sur un projet sylvicole

Pour cela, nous nous sommes inspirés du travail de RIOU-NIVERT et TOURET (1989) qui ont étudié les aspects économiques en forêt en utilisant l'épicéa commun planté dans la région Nord-Est de France. La transposition des résultats de cette étude dans notre recherche est possible car leurs hypothèses sont assez proches des nôtres. Le but recherché dans cette partie est donc de bâtir un tableau de bord (l'utiliser en tant qu'outil d'aide à la décision) pour le sylviculteur qui plante sa forêt et vend son produit.

3.5.1. Hypothèses

Tout calcul économique forestier s'appuie sur deux séries d'hypothèses :

- les hypothèses économiques, indispensables pour chiffrer dépenses et recettes; qui constituent les composantes de l'investissement,

- les hypothèses techniques permettant de retracer l'évolution du peuplement (volumes produits).

Nous allons préciser ces deux séries d'hypothèses avant de présenter les résultats.
Nous nous basons sur l'étude de l'évolution en volume de bois déjà développée dans la partie précédente de ce travail pour appuyer l'analyse économique.

3.5.2. Les composantes économiques considérées pour le calcul

Les coûts, que ce soit pour les terrains, les services ou le bois, sont extrêmement variables en fonction des régions ou des matériels utilisés. Pour calculer des indicateurs de rentabilité fiables en valeur absolue, il faudrait se placer dans des conditions locales bien précises.
Mais nous ne cherchons qu'à faire des comparaisons entre scénarios sylvicoles. Il nous suffit donc de faire un certain nombre d'hypothèses moyennes qui correspondent à ce que l'on peut rencontrer couramment en régions de plantations de résineux. Nos hypothèses moyennes sont les suivantes :

3.5.2.1. Dépenses

Ces frais correspondent respectivement à :

la constitution et entretien du peuplement :

Achat du terrain : 8.000 F/ha

Préparation du terrain : 2.000 F/ha

Plant + plantation : 2,45 F/plant

Dégagements : 1.500 F/ha par dégagement; nous avons pris en compte quatre dégagements aux années 2, 4, 6 et 8

l'élagage : nous n'avons pas considéré les coûts de l'élagage ni l'augmentation des bénéfices entraînés par l'amélioration du produit final.

Remarque : En ce qui concerne l'achat du terrain, il ne s'agit pas d'une réelle dépense, celui-ci devenant une partie d'un patrimoine. Les résultats calculés ne prennent pas en compte à la fin de la révolution les revenus de la vente du terrain aussi bien que celle du patrimoine (équipements, tracteur, etc.).

3.5.2.2. Dépenses annuelles

Il s'agit des frais d'entretien de la plantation.

Frais de gestion : 100 F/ha (garderie, administration, assurances)

Impôts : 200F/ha à partir de 30 ans seulement (exonération trentenaire)

Il s'agit ici uniquement des impôts sur le revenu foncier, les impôts sur le revenu forestier étant très variables et dépendant des autres sources de revenus du propriétaire.

3.5.2.3. Recettes

Elles proviennent de la vente du bois : éclaircies et surtout coupe rase.
Leur estimation nécessite la connaissance de tous les produits issus de la forêt (volume par catégorie de produits) et de l'application des hypothèses de prix du bois.
C'est là un des points les plus délicats du travail : à quel référentiel de prix se fier? Les courbes de prix des bois varient beaucoup en fonction de l'existence ou non de débouchés locaux, notamment pour les petits bois, et bien sûr, de l'essence concernée.
Puisque notre étude porte sur l'épicéa commun, nous avons retenu comme base de calcul la grille utilisée par RIOU-NIVERT et TOURRET (1989) qui est basée sur les prix des ventes groupées de la forêt privée en 1988 dans les Vosges.
Cette grille donne le prix global du m3 de bois sciable du peuplement en fonction du volume de la tige moyenne. Nous avons également considéré une deuxième grille de prix de bois d'éclaircies qui est déduite de la première après l'application d'une décote de 30 F/m3 pour compenser les difficultés d'exploitation. Au dessous de 0,2 m3 de volume moyen par arbre, le prix des bois d'éclaircie est compté à -30 F/m3 (éclaircie déficitaire destinée à la trituration, cas général dans l'Est). Tous ces prix s'entendent pour les bois non élagués, destinés en majeure partie à la charpente courante. Ils concernent des arbres à accroissements en général assez fins et donc de qualités technologiques élevées. Il est évident que lorsque nous ferons varier la sylviculture (et notamment les espacements de plantation) nous n'obtiendrons pas le même type de bois (comme il a été montré auparavant dans ce chapitre). Tout en étant conscient de ce fait, nous ne l'avons pas considéré dans nos calculs puisque cette hypothèse de prix ne serait pas envisageable. La grille de prix utilisée pour cette étude est présentée dans le tableau 1.12.

Tableau 1.12 : Cours des bois sur pied en francs d'après les indications du Crpf Lorraine-Alsace (mars 1989) *adapté de Riou-Nivert et Tourret (1989)*

Volume moyen de l'arbre sur pied (m3)	Coupe rase après éclaircie	Eclaircies
0 à 0,1	0	-30
0,1 à 0,2	57	-30
0,2 à 0,3	145	115
0,3 à 0,4	150	120
0,4 à 0,5	170	140
0,5 à 0,6	190	160
0,6 à 0,7	205	175
0,7 à 0,8	220	190
0,8 à 0,9	240	210
0,9 à 1,0	260	230
1,0 à 1,1	270	240
1,1 à 1,2	280	250
1,2 à 1,3	290	260
1,3 et +	300	270

3.5.3. Discussion

Dépenses par hectare, par tige, par m3 et par kg.

Nous voulions au départ estimer les frais de la matière ligneuse. Pour avoir une vision globale nous l'avons calculé suivant les diverses unités de comercialisation du bois, à savoir, par hectare, par tige, par m3 et finalement par kg.

La figure 1.45 montre l'évolution des dépenses par hectare en fonction de l'âge pour les trois modalités de croissance.

Ces frais sont la somme cumulée de tous les frais qui ont une incidence sur le peuplement jusqu'à l'âge final. On peut l'écrire de la façon suivante :

$$F_{ha(t)} = \sum_{i=1}^{A} F_i$$

Puisque le peuplement à croissance lente est celui qui a la densité de plantation la plus forte, c'est lui aussi celui qui va avoir des frais par ha les plus élevés (coût de plantation). Pour le scénario à 2 révolutions, on paie deux fois les frais de mise en place du peuplement. Par voie

de conséquence, les frais de ce scénario dépassent, à partir de l'âge de 33, ans les frais du scénario à croissance lente.

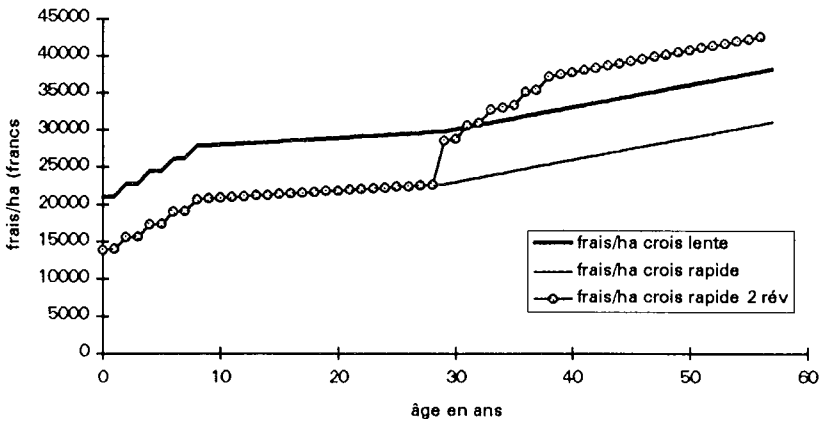


Figure 1.45 : Frais par hectare en fonction de l'âge pour trois types de peuplement : à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

L'achat du terrain est pris en compte lors de l'acquisition (dépense à la date t=0). En ce qui concerne le peuplement à 2 révolutions, ceci entraîne la diminution des frais des arbres de la deuxième révolution au détriment des frais des arbres de la première révolution. Cet effet est montré dans les figures 1.45 et 1.46.

Les frais par tige ont également été calculés. Il s'exprime par la relation :

$$F_{tiges(t)} = \frac{F_{ha(t)}}{Nb_{tiges(t)}}$$

On constate que les frais par arbre tendent à augmenter avec l'âge dans les trois cas étudiés. Ceci est dû au fait que nombre de tiges diminue progressivement en fonction de l'âge des peuplements. L'effet est plus sévère dans le peuplement à croissance rapide qui arrive au nombre de tiges final plus tôt. Nous pouvons constater que les frais par tige en croissance rapide augmentent considérablement avec le temps. Dans le cas à 2 révolutions, après le saut à 28 ans, les frais par tige augmentent moins rapidement que pour le peuplement à croissance rapide à une révolution.

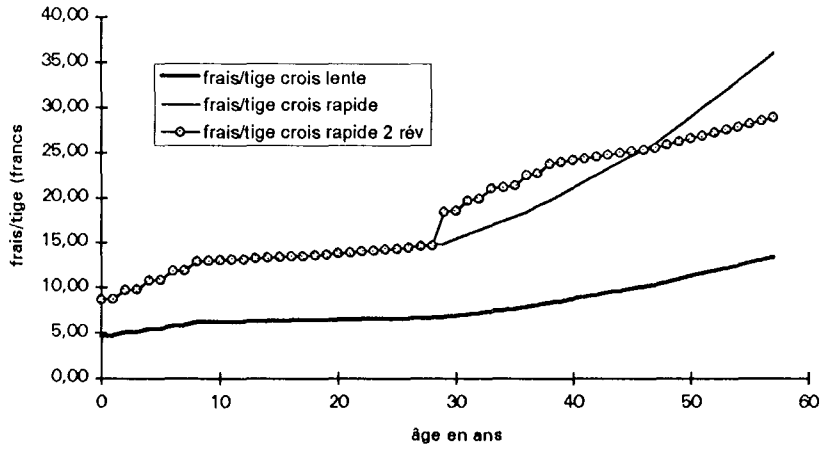


Figure 1.46 : Frais par arbre en fonction de l'âge pour trois types de peuplement : à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

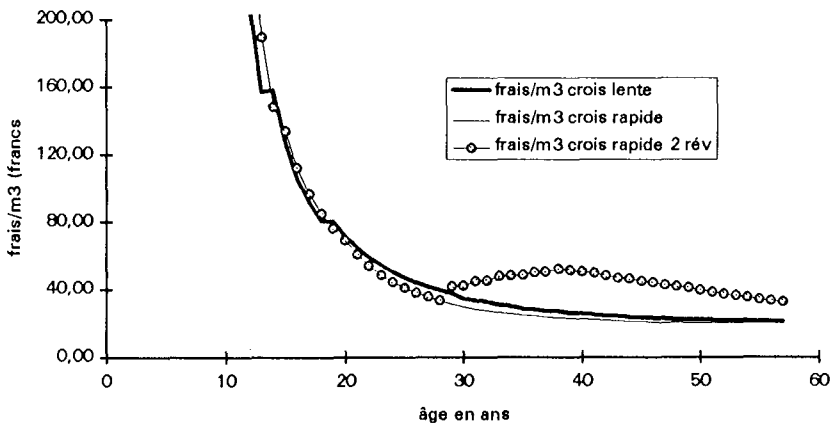


Figure 1.47 : Frais par m3 de bois en fonction de l'âge pour trois types de peuplement : à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

Les frais par m3, toutefois ne suivent pas la même tendance (fig. 1.47). Ils ont été calculés en divisant les frais par tige par le volume de l'arbre sur pied à l'âge considéré. Nous pouvons l'écrire :

$$F_{m^3(t)} = \frac{F_{tige(t)}}{V_{arbre(t)}}$$

Pour les peuplements à croissance lente ou rapide ces frais sont comparables à partir de la date de la première éclaircie (11 ans) et pendant toute la durée de la révolution. L'arbre à croissance lente provoque moins de frais mais également moins de volume. Les frais par unité de volume du scénario à deux révolutions sont les plus élevés notamment dans sa deuxième étape, car il s'agit de jeunes arbres à volume faible.

Les frais par kg sont calculés de façon similaire aux frais par m3. Pour calculer la masse de l'arbre, on a procédé de la façon suivante :
par l'intermédiaire des modèles de croissance, nous obtenons les largeurs des cernes en tout point de l'arbre et à tous les âges. Le modèle de densité du bois est utilisé pour calculer la densité par plages de 10 cernes depuis la moelle, dont on en déduit la masse. par classe d'âge.
Sur la figure 1.48 nous donnons l'évolution des frais par kg de bois en fonction de l'âge.

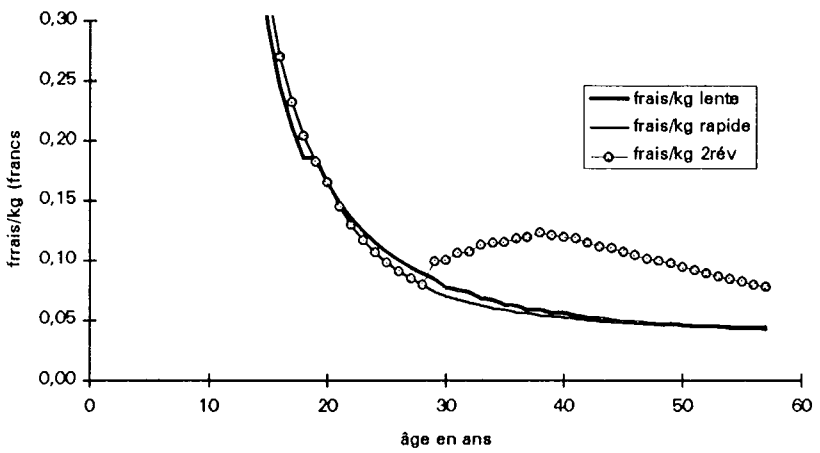


Figure 1.48 : Frais par kg de bois en fonction de l'âge pour trois types de peuplement : à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

Les scénarios à croissance lente et rapide donnent des frais par kg pratiquement identiques pendant toute la période de croissance. A partir de 28 ans, le peuplement à deux révolutions présente des frais par kg les plus élevés, avec un maximum à l'âge de 40 ans pour diminuer ensuite. Les différences maximales observées sont de 0,05 franc par kg, ce qui tend à montrer que le coût de production du kg de matière ligneuse est constant quel que soit le chemin suivi.

Résultat par tige et par hectare

On entend ici par résultat (par tige ou par hectare) la différence entre les dépenses et les recettes tout au long de la vie d'un peuplement.
A chaque âge, on calcule le bilan comme si la coupe était réalisée. Ces calculs sont établis par hectare et par arbre.
La figure 1.49 montre le résultat par hectare. Il s'agit de la somme algébrique des recettes et des frais jusqu'à la date considérée. Nous pouvons l'exprimer par :

$$R_{ha(t)} = REC_{ha(t)} + REC_{ha_écl/cumul(t)} - F_{ha(t)}cumul$$

avec :

$REC_{ha(t)}$: recettes par ha si à l'âge (A) on réalise une coupe rase

$REC_{ha_écl/cumul(t)}$: recettes cumulées produites par les éclaircies jusqu'à l'âge considéré

et $REC_{ha(t)} = V_{tigesurpied(t)} \cdot Nb_{tigessurpied(t)} \cdot \text{Prix / m}^3\text{du bois}$

$$REC_{ha_écl/cumul(t)} = \sum_{i=1}^{A} REC_{écl}$$

$$REC_{écl} = V_{tige_écl} \cdot Nb_{tige_écl} \cdot \text{Prix / m}^3\text{du bois d'éclairci}$$

Le peuplement à croissance rapide est le plus rentable. Le scénario à croissance lente exige un investissement initial plus important que les autres à l'hectare. Le peuplement à 2 révolutions peut être intéressant puisqu'il est le seul à permettre des recettes très tôt. Cette entrée peut servir à financer la deuxième révolution. Du point de vue rentabilité globale , le peuplement à croissance rapide en deux révolutions est le moins intéressant.

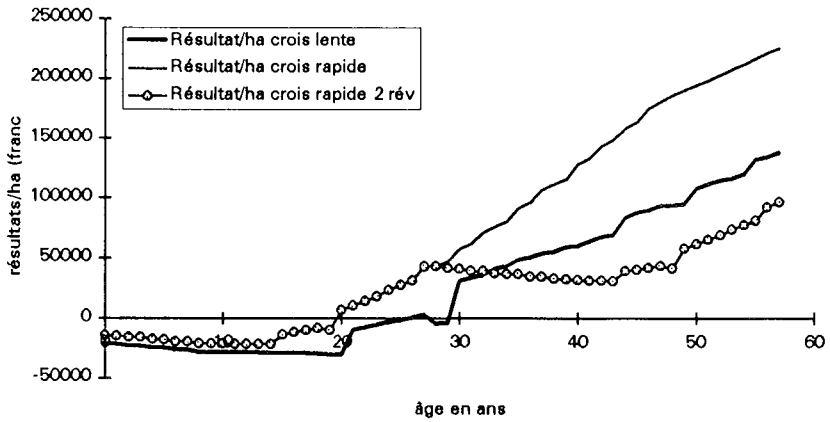


Figure 1.49: Résultat par hectare planté en fonction de l'âge pour trois types de peuplement, à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

Sur la figure 1.50 nous pouvons observer le résultat par arbre. Celui-ci a été calculé par la différence entre la recette et les frais par tige à l'âge considéré. Il s'écrit :

$$R_{tige(t)} = REC_{tige(t)} - F_{tige(t)}$$

avec :

$$REC_{tige(t)} = V_{tige(t)} . \text{Prix / m}^3\text{du bois}$$

Du point de vue des risques encourus sur de longues périodes, les peuplements à croissance rapide sont les plus intéressants car ils offrent un retour sur investissement du capital à partir de 19 ans alors que le deuxième le permet seulement à l'âge de 37 ans. C'est l'une des raisons pour lesquelles le sylviculteur est amené à choisir des scénarios à faibles densités initiales de plantation.

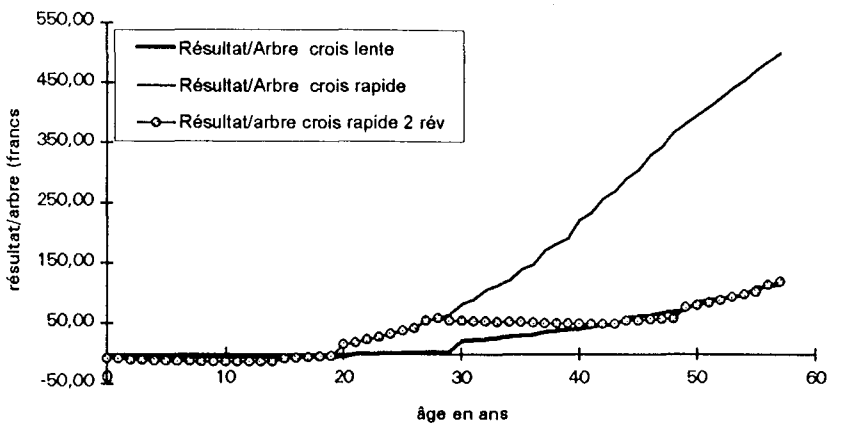


Figure 1.50 : Résultat par arbre en fonction de l'âge pour trois types de peuplement, à croissance lente (révolution de 56 ans), à croissance rapide (révolution de 56 ans) et à croissance rapide en 2 révolutions de 28 ans

L'analyse de cette figure doit se faire avec prudence car il s'agit de populations de tailles différentes. De plus, dans le cas du peuplement à deux révolutions, l'âge est aussi différent.

A lui seul, ce graphique ne suffit pas comme seul indicateur pour un choix d'une sylviculture du point de vue rentabilité.

Ces résultats s'appuient sur le fait que le prix du bois est constant indépendamment des conditions de croissance des arbres et ne varie qu'en fonction du volume individuel de l'arbre. Si la qualité de la ressource est prise en compte, le sylviculteur devra aligner le prix de son bois en fonction de sa qualité.

Ainsi, pour la situation actuelle du marché il est facile de vérifier qu'une décote de 50% du prix du bois due à la baisse de qualité serait encore avantageux pour le bois à croissance rapide. Ceci rejoint les conclusions de la littérature (RIOU-NIVERT et TOURRET, 1989). Leur conclusion principale est que la rentabilité est d'autant meilleure que la sylviculture est intensive (grands espacements, éclaircies fortes et précoces), et ceci même en prévoyant une décote pour baisse de qualité allant jusqu'à 50% sur le prix du bois à croissance rapide.

4. Conclusions

Influence de la gestion sylvicole sur la production en volume

A l'âge final de 57 ans, le peuplement à croissance lente aura produit des volumes de bois sciable à l'hectare comparables à ceux des peuplements à croissance rapide (avec un léger avantage pour la croissance lente). Pour le peuplement à croissance rapide, la production de bois d'oeuvre commence plus tôt que pour les peuplements à croissance lente (19 et 37 ans respectivement).
De plus le volume de bois sur pied est voisin du volume du bois sorti en éclaircie, ce qui traduit une meilleure répartition dans le temps du volume de bois récoltable pour le scénario à croissance rapide.

Le défilement et le rendement au sciage.

De façon générale, le défilement diminue avec l'âge des arbres. Le premier billon est celui pour lequel le défilement est le plus élevé et ceci pour tous les âges (présence de l'empattement).
Pour les plans de débits simulés et à longueur constante des billons, les rendements au sciage (pourcentage en volume de bois scié sur bois sciable) sont constants pour des diamètres compris entre 20 et 30 cm et plus faibles pour les diamètres de billons inférieurs à 20 cm. **Dans ce cas et en d'autres termes, le seul paramètre ayant un impact sur le rendement est la vitesse de croissance des arbres**.

Dans tous les cas, l'effet du défilement est comparable, c'est à dire que son augmentation (de 0.5 cm/m à 3 cm/m) provoque une diminution du rendement au sciage de l'ordre de 25 % du volume de bois sciable.

La longueur des billons a également un impact assez important sur les rendements. Pour les billons à défilement important, leurs rendements sont d'autant plus élevés que les longueurs sont courtes qu'ils sont courts.

Le classement de la ressource

Un classement global sur les bois provenants des trois scénarios étudiés, basé sur le critère visuel de largeurs de cernes, les diamètres des branches et la masse volumique a été réalisé. Le peuplement à croissance rapide à deux révolutions ne produit que du bois classé C22 (3 < LC < 6 mm) pendant toute sa vie. Le peuplement à croissance rapide en une révolution produit jusqu'à l'âge de 28 ans seulement du bois classé C22. Au-delà de ce seuil, la proportion de C22 diminue et du bois classé C30 commence à être produit. Cette proportion augmente jusqu'au seuil d'environ 40% à la fin de la révolution (57 ans). Le scénario à croissance lente est celui qui produit le bois le mieux classé. Le volume de bois produit est partagé entre C22 et C30 avec des proportions du volume total à peu près constantes de 30% et 70% respectivement à partir de l'âge de 37 ans.

Le classement en masse volumique montre aussi que le scénario lent produit le bois le mieux classé.

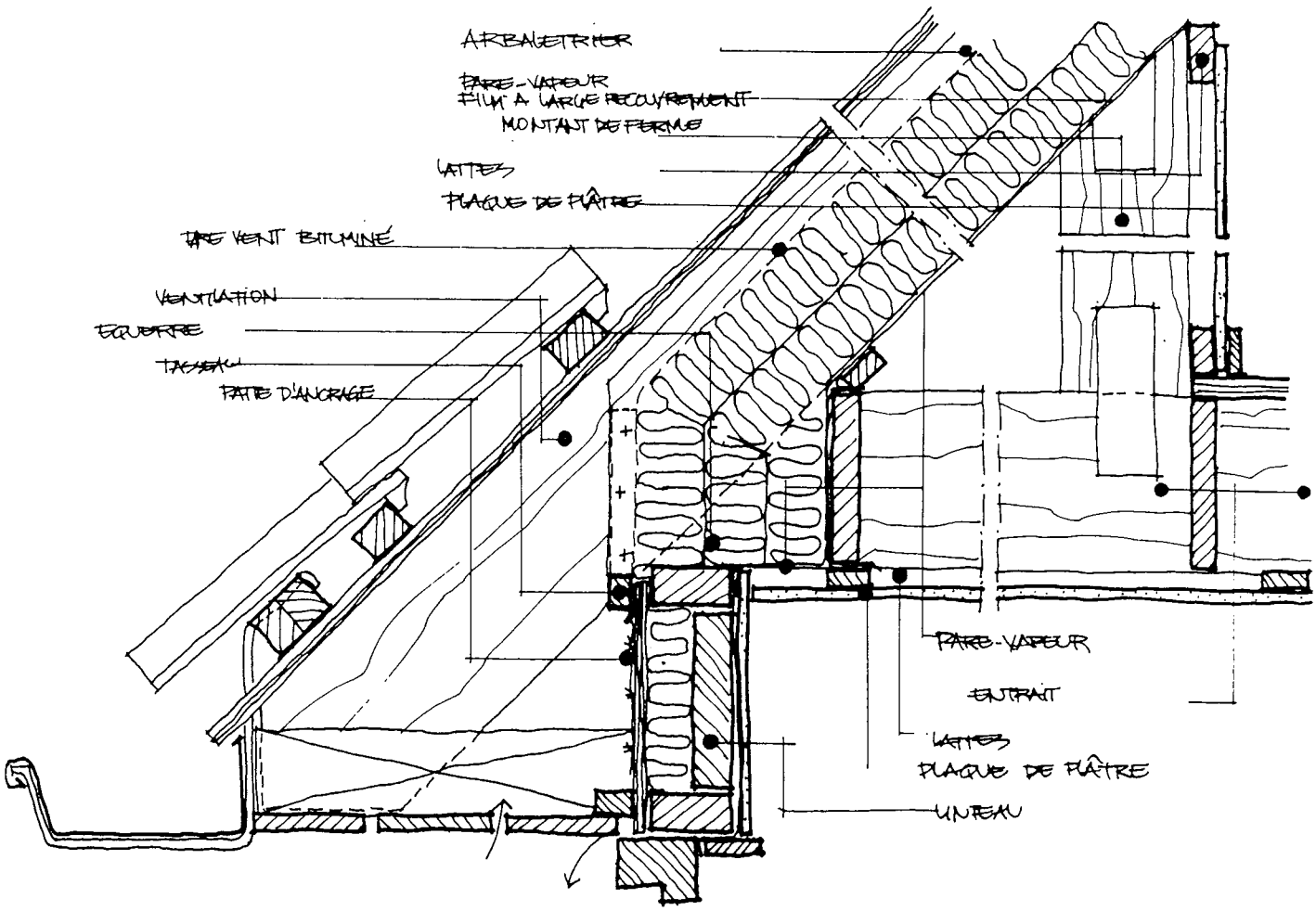
Pour les 4 classes de masse volumique prises en compte, le scénario à croissance rapide produit la plupart de son volume classé dans les 2 premières classes (415 et 425 kg/m3). Le peuplement en 2 révolutions, produit seulement du bois dans la première classe. Le peuplement à croissance lente en revanche a une distribution assez homogène des classes plus élevées (425 et 435 kg/m3) et une proportion croissante avec l'âge de bois dont la masse volumique est supérieure à 450 kg/m3. Dans ce peuplement, il n'y a pas de bois de masse volumique inférieure à 420 kg/m3.

En ce qui concerne le classement basé sur la nodosité, les diamètres des branches ne sont pas très différents entre les peuplements étudiés. A nombre de branches égal (les scénarios sont établis dans la même classe de fertilité), le bois produit par les peuplements peuvent être classés C30 (classe qui préconise des diamètres inférieurs à 3 mm). A sections de produits égales, le peuplement à croissance lente doit permettre un meilleur classement car les diamètres moyens sont plus faibles que dans le peuplement à croissance rapide.

Les frais et résultats

Les coûts à l'hectare sont moins importants pour le scénario à croissance rapide. A partir de 28 ans, le peuplement à croissance rapide en 2 révolutions est celui qui présente les frais les plus élevés, ce qui s'explique par le doublement des coûts de mise en place de la plantation.

Ramenés à l'arbre, les frais sont plus importants pour les peuplements à croissance rapide, ce qui est la conséquence du faible nombre de tiges à l'hectare.
En ce qui concerne les frais par m3 ainsi que les frais par kg, les trois scénarios sont à peu près identiques, ce qui est original puisque cela signifie que le coût de production de matière ligneuse est constant.
Dans tous les cas, le résultat le moins intéressant est obtenu par le peuplement à 2 révolutions.
Ces résultats sont basés sur des prix qui ne prennent pas en compte les propriétés du bois mais simplement les dimensions des bois ronds. Dans l'avenir, on peut penser que le marché imposera au sylviculteur la prise en compte de la qualité du bois.


ARRAGETRICOR
PARE-VAPEUR
FILM A LARGE RECOUVREMENT
MONTANT DE FERME
LATTES
PLAQUE DE PLÂTRE
PARE VENT BITUMINÉ
VENTILATION
EQUERRE
TASSEAU
PATTE D'ANCRAGE
PARE-VAPEUR
ENTRAIT
LATTES
PLAQUE DE PLÂTRE
LINTEAU

Chapitre 2

Influence de la densité du bois sur les propriétés mécaniques et sur le dimensionnement des structures

Introduction

Le dimensionnement d'une structure dépend directement des propriétés mécaniques du matériau dont elle est constituée. Globalement, la structure recherche un compromis entre le souci légitime d'optimisation (coût) et la réponse mécanique adaptée aux sollicitations extérieures.
L'impératif évident d'éviter la ruine de la structure conduit à un dimensionnement par rapport à la contrainte de rupture du matériau.
La limitation de la déformation est liée au module d'élasticité.
Ces deux critères sont fondamentaux pour le calcul et la détermination des dimensions des pièces d'une structure.

Un des obstacles des plus difficiles à franchir concernant l'utilisation d'un matériau est de juger avec pertinence de ses caractéristiques mécaniques. Lorsque l'on considère des matériaux isotropes comme le béton, l'acier ou les matières plastiques, pour lesquels le processus de fabrication permet un contrôle strict des composés de base, la détermination des propriétés mécaniques est relativement aisée. En ce qui concerne le bois, le problème est plus complexe. Il s'agit d'un matériau biologique multicouches, d'origine naturelle, anisotrope, présentant une forte hétérogénéité avec de plus, le caractère complètement aléatoire du débit. Il est compréhensible que la dispersion des propriétés mécaniques du bois soit très importante.
C'est avec l'objectif d'être capable de préciser les propriétés mécaniques du bois, afin d'optimiser son utilisation, que l'on tente de les estimer au moyen de facteurs caractéristiques et mesurables : la largeur des cernes, la densité du bois, la position de la pièce dans l'arbre, l'âge, la nodosité et la déviation du fil autour des noeuds aussi bien que l'inclinaison du fil peuvent être de tels facteurs.

Pour le bois sans défaut et de droit fil les paramètres tels que densité, largeur des cernes, position dans la grume sont d'assez bons prédicteurs des propriétés mécaniques. Pour les pièces à dimension d'emploi, le problème est plus difficile.
La distribution des noeuds de tailles variables le long de la pièce, l'inclinaison du fil, la proportion de bois juvénile, le gradient de densité et la largeur des cernes dans la section de la pièce, le caractère aléatoire du débit, entre autres facteurs liés parfois à l'anatomie, font que dans le cas des pièces en dimension d'emploi, la prédiction des propriétés mécaniques est complexe.

Un des indicateurs les plus importants des conditions de croissance de l'arbre est la largeur des cernes. Ce paramètre joue un rôle important sur les propriétés du bois et notamment sur la densité du matériau qui sera chez les résineux en général et chez l'épicéa commun en particulier, d'autant plus faible que la vigueur de croissance des arbres est importante et l'âge de récolte plus précoce.
Etant bien corrélée aux propriétés mécaniques en général, la densité a l'avantage d'être facilement mesurable de façon non destructive : cela en fait un facteur de première importance et une variable de relais essentielle.
L'accélération de la vitesse de croissance joue sur les caractéristiques du bois de plusieurs façons : une augmentation de la largeur moyennes des cernes entraîne une baisse de la densité moyenne, de plus l'augmentation du défilement produit, lors des opérations de sciage, des pièces à valeurs d'angle de fil normalement plus élevées; enfin l'augmentation des diamètres moyens des noeuds, bien que faible, (cf. chapitre 1) est vérifiée. Tous ces phénomènes combinés provoquent la diminution des propriétés mécaniques du matériau.

Cette diminution des propriétés du bois exerce un impact important sur le dimensionnement. Pour compenser l'affaiblissement du matériau, une augmentation du volume de bois est nécessaire pour qu'une structure soumise à un chargement donné puisse présenter une "réponse mécanique" en accord avec les exigences de sécurité prescrites par les codes de construction. Deux approches sont possibles :

- soit le concepteur propose l'augmentation des sections des pièces en compensant les faibles propriétés par un renforcement géométrique des éléments de structure,
- soit il propose l'augmentation du nombre de pièces dans la structure pour répartir le chargement entre un nombre plus élevé d'éléments portants.

On peut donc penser que l'augmentation de la consommation de bois sera d'autant plus marquée que les propriétés mécaniques seront faibles.

Pour arriver à juger de cet impact des conditions de croissance sur le dimensionnement des structures, il est nécessaire de proposer les modèles de variations des propriétés mécaniques (contrainte de rupture et module d'élasticité, basés sur la variation d'une propriété physique liée au processus de croissance). Pour nous, la densité du bois sera cette propriété.

Objectif de l'étude

L'objectif principal de ce chapitre est donc de quantifier l'impact des propriétés mécaniques du bois massif issu de scénarios de croissance extrêmes, sur le dimensionnement de charpentes. Nous évaluons cet impact au travers de la variation du paramètre "densité du bois".

Des essais mécaniques sur du bois avec et sans défaut de densités variables et soumis aux différentes sollicitations rencontrées dans les cas classiques de structures bois sont réalisés. L'analyse de banques de données sur des pièces à dimension d'emploi est effectuée afin de rechercher les relations possibles entre les propriétés mécaniques et la densité du bois. La théorie des poutres, la résistance des matériaux et les relations expérimentales, nous permettront alors d'estimer l'impact de la variation des propriétés mécaniques en fonction de la densité du bois sur le dimensionnement des charpentes.

Le schéma de ce chapitre est illustré sur la figure suivante :

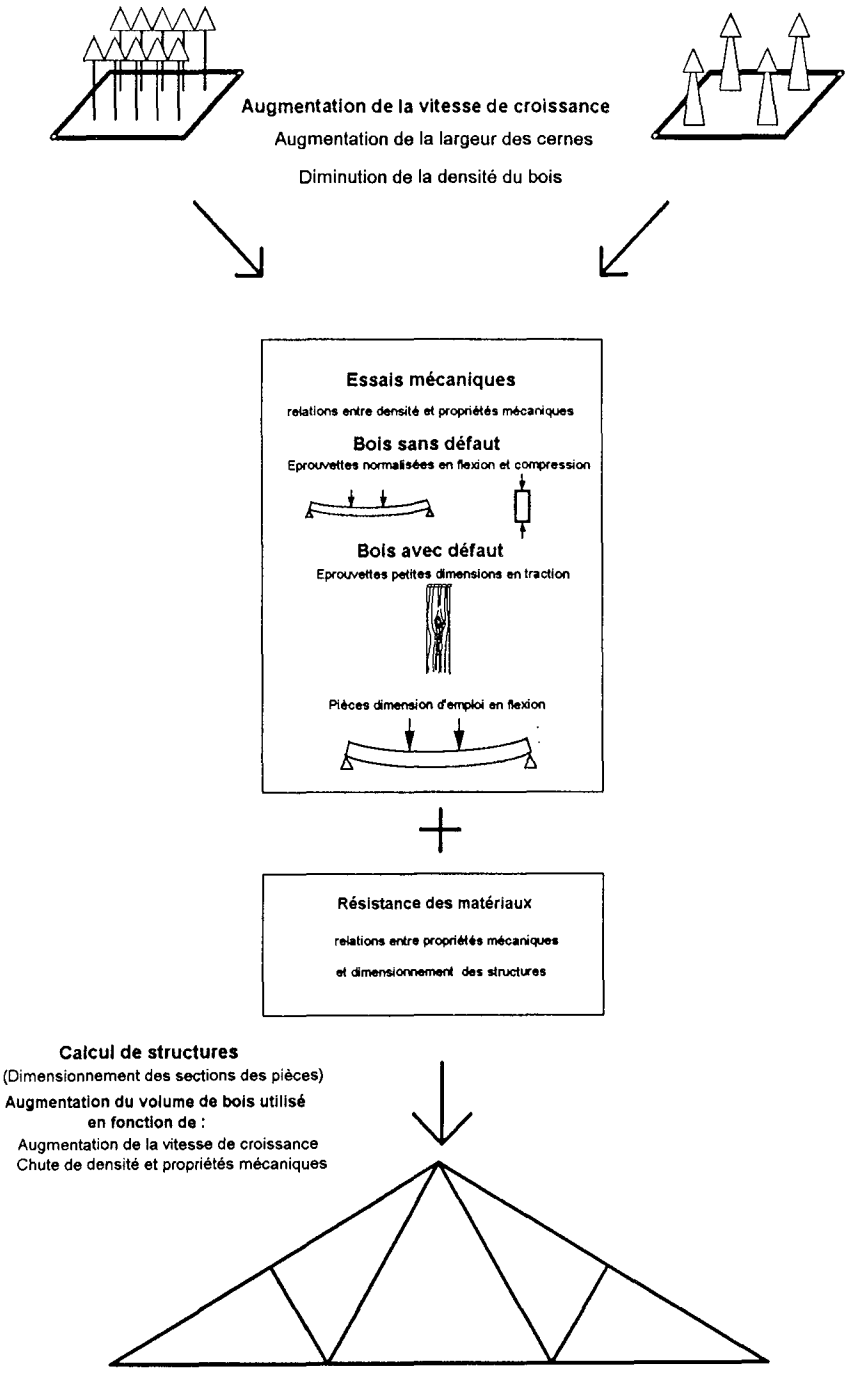


Figure 2.1 : Schéma général du chapitre 2

2. Aperçu bibliographique

L'effet "densité du bois" sur les propriétés mécaniques a été très étudié, nous reprenons ici les principaux résultats issus de la littérature.

2.1. Densité et propriétés mécaniques sur le bois sans défaut

ARMSTRONG et al. (1984), en utilisant les résultats de l'expérimentation disponibles dans la littérature mondiale, ont montré la possibilité d'estimer des propriétés mécaniques de façon relativement précise à travers une loi puissance du type :

$$S = a\, d^b$$

avec ($R = 0,77$; $R^2 = 0,60$ pour le module d'élasticité en flexion)
a et b : paramètres de la régression
d : densité du bois

Une démarche similaire a été adoptée par BODIG et GOODMAN (1973), GUITARD et EL AMRI (1987) : ils montrent que la densité explique jusqu'à 80% de la variabilité du module d'élasticité longitudinal en flexion. Ils proposent, entre autres, des modèles provisionnels simples. Pour les résineux, la loi linéaire proposée est la suivante :

$$\mathbf{E_l = 43500\,(d-0,45) + 13100} \qquad \textbf{(en MPa)}$$

H = 12%
($R = 0,88$)
E_l : le module d'élasticité longitudinal en flexion
d : la densité du bois

PEARSON et GILMORE (1971), sur le *Pinus taeda*, ont observé qu'il n'y a pas de différences significatives en ce qui concerne la résistance en flexion entre le bois juvénile et le bois adulte après que des ajustements au niveau de la densité aient été réalisés (densité du bois juvénile identique à celle du bois adulte). Ils sont en contradiction avec certains auteurs cités ci-après, mais il ont eu l'avantage de travailler sur des échantillons de bois juvénile et de bois adulte provenant des mêmes arbres.
CLEMENT (1991) a étudié les paramètres ayant une influence sur les caractéristiques mécaniques des résineux en vue d'un classement en structure. En travaillant sur l'épicéa communet le douglas, il montre que les propriétés mécaniques en flexion sont fortement dépendantes de la densité anhydre du matériau. Ces résultats permettent de quantifier les

relations entre caractéristiques physiques et mécaniques. De même, une importante dépendance entre le module d'élasticité et la résistance (contrainte de rupture) est vérifiée. Le tableau 2.1a rassemble une partie de ses résultats :

Tableau 2.1a : Corrélations simples entre les propriétés mécaniques des éprouvettes en flexion pour l'épicéa commun et le douglas (**fm = contrainte de rupture E0 = module d'élasticité longitudinal flexion** en MPa et d0 densité anhydre); *Adapté de CLEMENT, 1991*

Relation Y = f(X)	Coefficient de corrélation R	Régression linéaire Y = **a** X + **b**	
épicéa		**a**	**b**
relation **fm = f(d0)**	0,77 (R^2=0,59)	214	-3,1
relation **E0 =f (d0)**	0,79 (R^2=0,62)	34300	-2200
relation **fm = f(E0)**	0,83(R^2=0,69)	0,00517	-4
douglas			
relation **fm = f(d0)**	0,81	267	-17,5
relation **E0 = f(d0)**	0,58	23100	-3800
relation **fm = f(E0)**	0,64	0,0047	-43,3

Si la densité du bois est traditionnellement un paramètre statistique primordial pour estimer les propriétés mécaniques, certains auteurs utilisent d'autres facteurs complémentaires pour expliquer davantage la variabilité des propriétés mécaniques.

DE REBOUL (1988) a proposé des modèles prévisionnels du module d'élasticité longitudinal qui prennent en compte les paramètres tels que la densité, la largeur des cernes, l'âge et la hauteur dans l'arbre (les essais ont été réalisés sur des éprouvettes normalisées). Les expressions qu'il a obtenues mettent en évidence que la densité, bien qu'étant un facteur explicatif important, n'est jamais totalement satisfaisante (dispersion résiduelle importante. La modélisation de la densité par des paramètres de position, d'âge ou de structure ne peut être encore proposée de façon satisfaisante. Dans l'état actuel des recherches, il est toujours difficile de vouloir remplacer la densité par des combinaisons d'autres paramètres. Cette propriété physique, bien qu'étant la conséquence directe d'arrangement structuraux particuliers, eux-mêmes fonctions des conditions de croissance de l'arbre, résulte de l'interaction, souvent très complexe, de facteurs indépendants.

2.2. Propriétés du bois avec défauts

Le texte de l'Eurocode fourni un ensemble de valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques du bois de résineux. Dans le tableau 2.1b qui suit nous reproduisons quelques unes de ces propriétés selon la classe de résistance.

Tableau 2.1b : Valeurs caractéristiques des différentes classes de résistance pour les résineux en général. *d'après l'Eurocode 5 (1993)*

Propriété MPa (fractile 5%)	C18	C22	C24	C27	C30
flexion	18	22	24	27	30
traction axiale	11	13	14	16	18
compression axiale	18	20	21	22	23
module élasticité moyen (GPA)	9	10	11	12	12
module élasticité (GPA)	6,0	6,7	7,4	8,0	8,0
masse volumique (fractile 5%)	320	340	350	370	380
masse volumique moyenne	380	410	420	450	460

Les relations entre les valeurs des propriétés mécaniques et la masse volumique du bois dans ce tableau sont les suivantes :

Traction	$\sigma_{ruptrac} = 0{,}083.MV - 20{,}8$
Compression	$\sigma_{rupcomp} = 0{,}059.MV - 4{,}3$
Flexion	
Contrainte de rupture (fractile 5%)	$\sigma_{rupflex} = 0{,}144.MV - 36{,}1$
Mod Elasticité moy	$E_{moy} = 0{,}0398.MV - 6{,}07$ (GPa)
Mod Elasticité fractile 5%	$E_5 = 0{,}0264.MV - 3{,}95$ (GPa)

2.2.1. Caractéristiques du bois composant le noeud et les zones périphériques

BOUTELJE (1966) a étudié les caractéristiques des noeuds et celles des zones entourant les noeuds chez l'épicéa commun et le pin sylvestre. Il a observé que le pourcentage total de noeuds en masse (masse totale des noeuds divisée par la masse de bois) variait de 0,6% à 1% pour l'épicéa et de 0,5% à 0,8% pour le pin sylvestre (dans les deux cas, ces bois étaient issus de forêts régénérées naturellement). Pour le bois provenant de jeunes plantations artificielles, la proportion devient sensiblement plus élevée (de l'ordre de 1,5% à 4,5% pour l'épicéa et de 1% à 3,7% pour le pin sylvestre). Les diamètres des noeuds varient entre 15 et 40 mm pour les deux espèces.

La masse volumique du bois du noeud d'épicéa commun est de 1,08g/cm3 en moyenne (masse et volume anhydres). La masse volumique du bois entourant le noeud était égale à 0,66 g/cm3 pour l'épicéa. La masse volumique du bois périphérique du noeud prend donc une valeur intermédiaire entre celle du bois du noeud et celle du bois de la grume.

CHAZELAS (1987) a étudié la variation des propriétés physico-mécaniques locales autour des noeuds. Il a réalisé une cartographie des propriétés physiques et mécaniques locales concernant :

- la masse volumique,
- l'orientation des axes d'anisotropie,
- les constantes élastiques dans l'hypothèse d'une orthotropie locale,
- les propriétés diélectriques par l'étude de la transmission d'ondes en hyperfréquence.

La cartographie des masses volumiques qu'il a réalisé fait apparaître une augmentation de la masse volumique dans la zone périnodale avec une dissymétrie entre le haut et le bas de la branche (due à la présence de bois de compression).
Les perturbations de l'angle des fibres ne se produisent pas seulement dans le plan tangent (et cela va de soi) mais aussi dans le plan radial.

FELIX (1987) a réalisé une analyse au microscope optique des coupes minces prélevées dans les trois plans d'anisotropie (LR, RT et LT) au dessus, au dessous et sur les côtés des noeuds de tailles variables. Cette observation a montré que la longueur des fibres et leur arrangement dans le volume du matériau étaient très différents de ce qu'ils sont dans le bois non perturbé par la présence du noeud. Les fibres du bois dans la zone périnodale sont en général plus courtes et ce d'autant que l'adhésion entre le noeud et le bois environnant est élevée.

2.2.2. L'influence de la nodosité sur les propriétés mécanique du bois

Parmi les caractéristiques de croissance affectant la résistance du bois étudiées depuis fort longtemps, les noeuds et les variations de l'orientation du fil sont les facteurs essentiels. La bibliographie abonde d'études parfois anciennes sur ce thème.
Par exemple dès 1938 ROCHESTER, après la réalisation d'essais de flexion sur 1215 poutres de pin du sud (southern pine), a trouvé que 76% des ruptures étaient causées par les noeuds et 10% par les variations de l'angle du fil.

CLEMENT (1991) sur des madriers d'épicéa et de douglas a montré que les bonnes corrélations entre la densité et les propriétés mécaniques obtenues sur des petites éprouvettes, ne se vérifient pas sur les pièces en dimensions d'emploi. Ces divergences sont, selon l'auteur, dues à l'action des singularités et à la pente du fil.
La contrainte de rupture et le module restent néanmoins fortement corrélés entre eux.

PEARSON (1988) a étudié les propriétés mécaniques en compression du bois juvénile avec et sans défaut de *Pinus taeda* âgés de 10 ans. Il a testé des petites éprouvettes sans défauts, des pièces en dimension d'emploi (50 x 100 mm) avec et sans défaut et des tronçons de bois ronds issus des grumes, avec et sans défauts. La présence des noeuds diminue de façon significative la résistance à la compression des pièces. Des réductions jusqu'à 22% sur la contrainte de rupture à la compression ont été constatées sur les avivés. Les corrélations entre densité anhydre et la contrainte rupture à la compression étaient en général correctes pour les petites éprouvettes sans défaut (R^2=0,68 ; n=364), et chutaient (R^2=0,50) pour des pièces en dimensions d'emploi (n=139) ainsi que pour les bois ronds (n=174).

MORLIER et BENDAHMANE (1987) ont analysé 1064 éprouvettes en flexion 4 points (détermination du module d'élasticité en flexion E et de la contrainte de rupture), la distribution des paramètres physiques, (taille et position des noeuds) et des caractéristiques mécaniques. Ces dernières ont été analysées par les lois de Weibull à 2 et 3 paramètres en relation avec la position des pièces de bois dans l'arbre, notamment la hauteur de prélèvement (hauteur du billon). Selon ces auteurs, le module d'élasticité E apparaît comme le meilleur estimateur de la contrainte de rupture.
Il semble que l'effet d'échelle n'influe pratiquement pas sur le module d'élasticité (petites éprouvettes/grandes éprouvettes).

ZHOU et SMITH (1991) ont réalisé une étude sur les bois issus de jeunes peuplements, pour estimer:

1. l'influence des noeuds sur les propriétés mécaniques en flexion (contrainte de rupture et E),
2. l'influence de l'inclinaison du fil du bois sur la contrainte de rupture et E sur des pièces de section 50 x 100 mm

La nodosité, prise comme paramètre isolé est le facteur responsable de 73% des cas de rupture en flexion. Selon ces auteurs, la relation entre l'angle du fil et les propriétés mécaniques est faible, mais ce paramètre est responsable de 19% des cas de rupture.

2.2.2.1. Diamètre des noeuds et contrainte de rupture

KUNESH et JOHNSON (1974) ont étudié l'influence de noeuds isolés sur la résistance en traction parallèle aux fibres et sur le module d'élasticité longitudinal en flexion (E) pour des pièces en dimension d'emploi de douglas. Ils ont choisi des noeuds ronds, adhérents, avec des faces apparentes sur les deux côtés de l'avivé. Ils rapportent que 70% de la variation de

la contrainte sont dus à la variation de la taille des noeuds. Ce paramètre est par conséquent un bon estimateur de la contrainte en rupture pour les avivés contenants des noeuds isolés. Une analyse complémentaire montre que la contrainte en rupture à la traction est influencée par la taille et la position des noeuds. La contrainte de rupture est inversement proportionnelle à la taille du noeud. Deux positions de noeud étaient étudiées : au centre et près des bords. Les noeuds localisés au bord des planches réduisent de manière plus importante la contrainte de rupture que les noeuds centrés.

DAWE déjà en 1964 a trouvé des résultats similaires chez le pin sylvestre.
Le module d'élasticité en revanche est moins affecté par la présence et localisation du noeud. MORLIER et BENDAHMANE (1987) trouvent qu'il n'existe pratiquement pas d'effet d'échelle sur le module d'élasticité.
KUNESH et JOHNSON (1974) ont montré également une très bonne corrélation entre contrainte de rupture et module d'élasticité en flexion (E). Cette relation est à la base du classement machine type "stress-grading".

2.2.3. Déviation du fil et concentration de contraintes autour des noeuds

La présence d'un noeud, responsable des concentrations de contraintes, provoque aussi par le biais de la déviation locale du fil, un changement du repère d'anisotropie.
Il a été observé dans les essais en traction que les noeuds et la déviation du fil associés sont responsables de 80% des cas d'initialisation de rupture (McGOWAN, 1968).

CRAMER et GOODMAN (1983) développent une modélisation utilisant la méthode des éléments finis. Ils ont pris en compte la taille des noeuds, leur localisation et la déviation du fil associé au noeud. Ces modèles ont pour base l'analogie entre les phénomènes liés au mouvement d'un fluide autour d'un obstacle et la croissance du bois autour d'un noeud, ce qui permet de prendre en compte la déviation du fil du bois.
Ces travaux sont en quelque sorte l'aboutissement des recherches antérieures dans lesquelles GOODMAN et d'autres auteurs (GOODMAN et BODIG, 1980) ont établi que la déviation du fil entourant un noeud peut être raisonnablement déduite de l'utilisation des équations de la mécanique des fluides décrivant le flux d'un fluide autour d'un objet elliptique.

TANG (1984) a étudié, par simulation numérique, la concentration de contraintes autour des noeuds de taille, d'état (sain ou mort), de formes, d'orientations et de localisations

variables pour des poutres en lamellé-collé. Ses observations ont montré que les noeuds non adhérents sont particulièrement responsables de sérieux problèmes des concentrations de contraintes. La forme, les dimensions et la localisation du noeud influencent énormément la concentration des contraintes.

En effet, la concentration des contraintes dépend aussi de la position du noeud dans la section. Les études de CRAMER et GOODMAN (1983) ont montré une forte concentration de contraintes associée à la présence d'un noeud près du bord de la pièce (en traction) en opposition à la présence d'un noeud de même taille situé au centre de la section.

Une analyse par éléments finis de la concentration de contraintes autour d'un noeud a été faite par PLUVINAGE et DUCHANOIS (1987). Les résultats des simulations indiquent que quelle que soit l'excentricité de l'ellipse modélisant le noeud, la réorientation des fibres autour de celui-ci réduit considérablement les concentrations de contraintes.

Les résultats de PLUVINAGE et DUCHANOIS sont corroborés par le travail de ULMET, CAPERAA et VERGNE (1987) qui montrent que la variation de la pente du fil est un facteur déterminant contribuant à modifier la concentration de contraintes. La concentration de contraintes est maximale lorsque le noeud est situé à proximité des bords de la plaque.

Conclusions de la partie bibliographique

La densité du bois explique de façon satisfaisante les propriétés mécaniques du bois sans défaut. Néanmoins, l'introduction d'autres facteurs tels que l'âge ou la largeur des cernes permettent d'améliorer la qualité prédictive des modèles.
Pour les pièces en dimension d'emploi, la densité joue de manière moins évidente sur les propriétés mécaniques, les défauts ayant une influence beaucoup plus importante. Les modèles prédictifs des propriétés mécaniques des pièces sans défaut sont d'un usage très limité pour ce qui concerne les bois à dimension d'emploi.

Les noeuds peuvent être considérés comme une inclusion quasiment isotrope de masse volumique très élevée dans un matériau orthotrope de masse volumique faible.
La nodosité est l'une des caractéristiques de croissance la plus perturbante sur le comportement mécanique du bois à dimension d'emploi.
La contrainte de rupture et le module d'élasticité diminuent significativement avec l'augmentation du diamètre des noeuds. Le paramètre mécanique le plus affecté par la présence des noeuds est la contrainte de rupture.

Les simulations développées pour analyser le phénomène de rupture du bois en présence d'un noeud, se basent dans certains cas sur l'analogie entre la déviation du fil du bois contournant un noeud et les phénomènes de flux (liquide) autour d'un obstacle.
Les résultats rapportés montrent une modification des concentrations des contraintes due principalement à la déviation locale du fil du bois

3. Matériels et méthodes

Dans ce chapitre 2 nous allons analyser la variation des propriétés mécaniques liées à la densité du bois en deux étapes : la première consiste en une approche expérimentale à partir d'essais mécaniques sur de petites éprouvettes en traction simple, en flexion et en compression. La deuxième approche analyse une banque de données de propriétés mécaniques de poutres à dimensions d'emploi en flexion. Les matériels et les méthodes utilisés sont décrits dans le paragraphe suivant.

Remarques :

1. Les sollicitations étudiées sont des sollicitations en flexion, traction et compression car ce sont les sollicitations les plus courantes pour lesquelles la théorie des poutres et de la résistance des matériaux s'appliquent dans les cas des structures en bois.
Dans le cadre des efforts de compression, le flambement sera traité comme un cas particulier (perte de stabilité latérale).

2. Dans ce chapitre, nous faisons abstraction de l'influence de la rigidité des assemblages sur le comportement mécanique de la structure. Nous considérons donc que les liaisons entre les pièces sont parfaitement rigides. Les phénomènes de perte de rigidité dus au glissement des assemblages seront traités dans le chapitre 3.

3. L'accélération de la croissance ainsi que les processus de séchage peuvent entraîner des contraintes dans le bois qui affectant éventuellement la résistance des pièces (des pièces qui peuvent rompre sous un chargement faible à cause des contraintes internes générées par le processus de séchage). Pour des questions de simplifications, dans cette étude, aucune contrainte résiduelle n'est prise en compte.

4. L'effet du fluage sur les déformations de la structure n'est pas abordé.

3.1. Essais sur petits échantillons

3.1.1. Essais en flexion statique et compression pure

Les essais en flexion statique et compression pure ont été réalisés selon les prescriptions des normes Françaises : NF B 51-008, NF B 51-016, NF B 51-007, (AFNOR, 1985) pour la détermination de la contrainte de rupture σ_{rup} en flexion, du module d'élasticité longitudinal E et contrainte de rupture en compression axiale respectivement.

3.1.1.1. Matériel végétal

Le matériel végétal testé provient de deux peuplements distincts définis dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Caractéristiques des deux peuplements étudiés

Nom du peuplement	Heez d'Hargnies Ardennes	Grandvillers Vosges
Organisme	CR INRA de Nancy	AFOCEL
âge	55 ans	25 ans
Nb arbres échantillonnés	34	31
diam. moy. arbres à 1,30 m	273mm	225mm
hauteur moyenne des arbres	21,4m	16,8m
type de sylviculture	traditionnelle	intensive
densité moyenne à 12%	0,41	0,34

L'ensemble des échantillons prélevés a été conditionné à 11,3% d'humidité (valeur moyenne min = 10,5% et max = 11,8%) L'humidité était mesurée suivant les prescriptions de la norme NF B 51-004 (AFNOR, 1985).
La densité des éprouvettes (mesurée à 12% d'humidité) couvre une plage de variation de 0,37 à 0,51.
Les résultats obtenus par DE REBOUL (1988) sur le même matériel végétal sont intégrés à notre analyse.

3.1.2. Essais de traction axiale de petites éprouvettes comprenant un noeud

Cette partie a pour objectif d'obtenir une relation expérimentale entre la contrainte de rupture en traction et la densité du bois, en intégrant l'influence des défauts sur la résistance du bois.

3.1.2.1. Matériel expérimental

Le bois d'épicéa communutilisé dans cette partie provient des scieries affiliées à la marque de qualité "Sélection Vosges". Les caractéristiques de ce bois sont données dans le paragraphe 3.2.1. Dans les cas étudiés ici, les diamètres des noeuds variaient de 15 à 40 mm. Les tronçons prélevés dans les pièces étaient lamellés en tranches d'environ 7 mm d'épaisseur et ensuite rabotés sur les deux faces jusqu'à une épaisseur de 5 mm.
L'humidité des éprouvettes était de 11% en moyenne (10,5% à 12,8%).

Les éprouvettes étaient classées en deux familles de densité. La première, à faible densité (0,33 à 0,40); la deuxième, à forte densité (supérieure à 0,45). Pour chaque famille de densité une série d'éprouvettes témoins (sans noeuds) de dimensions identiques a été testées.
Le diamètre du noeud pris en compte porte sur le diamètre moyen. Seuls les noeuds sains et adhérents ont été retenus.

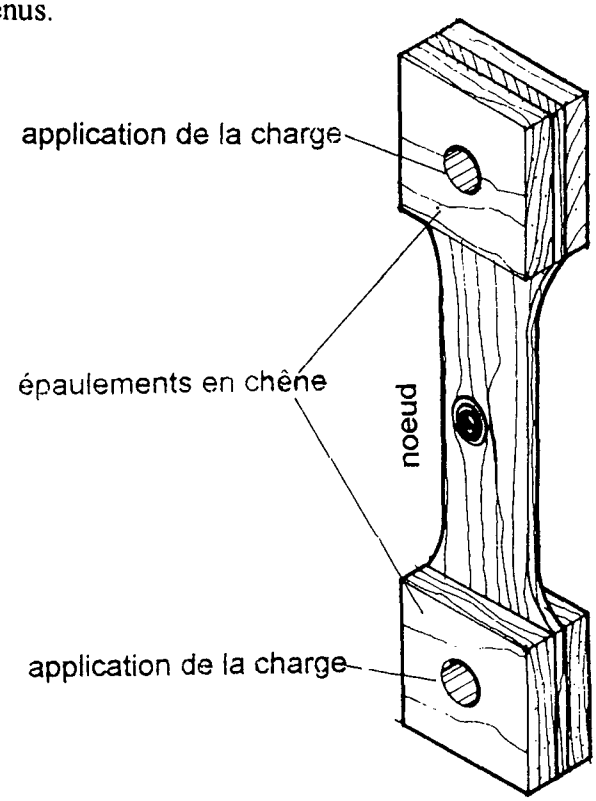


Figure 2.2 : Dimensions et forme des éprouvettes testées en sollicitation de traction pure

3.2. Pièces à dimension d'emploi

3.2.1. Banque de données ENSTIB

Ces données sont le résultat d'un travail développé à l'ENSTIB par MARION et TRAU (1994) dans le cadre d'un projet de fin d'études portant sur la validation des méthodes non destructives des sciages pour un emploi en structure sur 600 pièces prélevées en scierie.
Chaque avivé était identifié selon le choix (classement visuel), l'essence, la provenance dans l'arbre (bille de pied, surbille ou cime) et l'altitude du peuplement d'origine (plus ou moins de 600 m).
Les bois ont été stockés et séchés à l'air en extérieur pendant plusieurs mois suivant les conditions requises par Sélection Vosges et ramené à 14% d'humidité.
Les largeurs de cernes (moyenne sur l'ensemble de cernes de chaque extrémité de la pièce) ont été mesurées à ce stade.
Trois méthodes d'évaluation des caractéristiques mécaniques ont été appliquées sur ces bois : propagation des ultrasons et méthode micro-ondes puis rupture par flexion statique 4 points en dimension d'emploi.
L'étude a été complétée par l'analyse des singularités notamment les noeuds (le diamètre et la position du noeud responsable de la rupture) et la pente locale du fil. La plage de variation de la densité était de 0,34 à 0,52.

3.2.2. Banque de données Swedish National Testing and Research Institute

Cette banque de données a été constituée par BÖSTROM (1995). Il s'agit d'un travail dont le but était de comparer quatre systèmes de classement du bois : deux types de machine à classement (Cook-Bolinder et Computermatic, basées sur le principe "stress grading"), un système de classement par micro-ondes et radiation gamma (Finnograder) et un système opérant au moyen d'ondes ultrasonore (Sylvatest). Les pièces ont été finalement soumises à des tests statiques jusqu'à la rupture. Les résultats obtenus ont été comparés aux valeurs des quatre systèmes non destructifs.
Dans ce travail l'humidité des pièces variait entre 10 et 15% et la densité était calculée à 12% avec une plage de variation de 0,32 à 0,63 .
Plus de 400 pièces ont été testées (3 types de sections).
L'ensemble des données expérimentales rassemblées ici ont permis l'analyse de la densité du bois sur le dimensionnement des structures.

4. Résultats - Propriétés mécaniques et dimensionnement

L'objectif de cette partie est, à partir des données expérimentales et des formulations de la théorie des poutres, de déterminer l'impact de la densité du bois sur le dimensionnement des pièces de structure.

4.1. Hypothèses

Le dimensionnement d'une pièce de structure est directement lié à ses propriétés mécaniques. Pour une structure de géométrie et chargement donnés, les sections seront d'autant plus élevées que les propriétés mécaniques sont faibles entraînant ainsi une augmentation du volume global de matériau. Les hypothèses de chargement et de géométrie que nous avons utilisées sont les suivantes :

1. Nous comparons des pièces de propriétés mécaniques différentes soumises à un **chargement constant donné**,
2. **La longueur des pièces reste inchangée**,
3. Pour les sollicitations en flexion **l'épaisseur des pièces est constante** et les changements des sections se traduit uniquement par l'augmentation de la hauteur de (h),

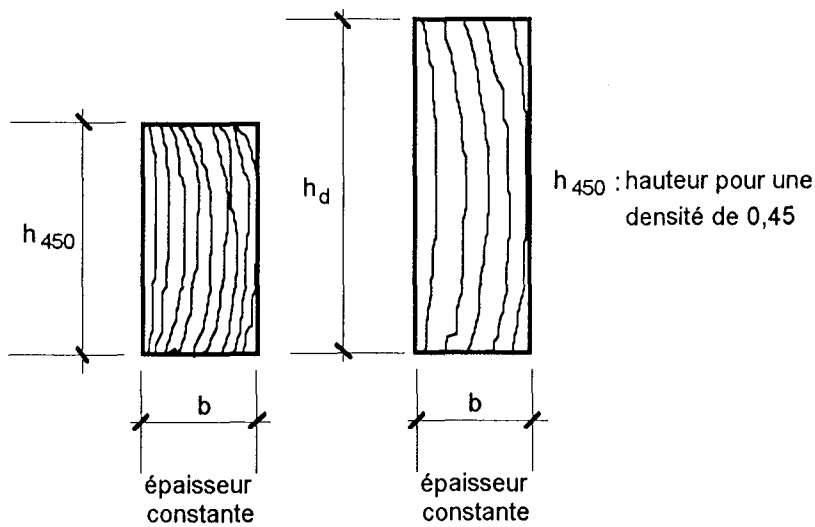


Figure 2.3a : Hypothèse de dimensionnement adoptée Variation de la hauteur des pièces alors que l'épaisseur reste inchangée pour les efforts de flexion.

4. Pour les sollicitations axiales, traction et compression la hauteur de la pièce reste constante et l'épaisseur varie.

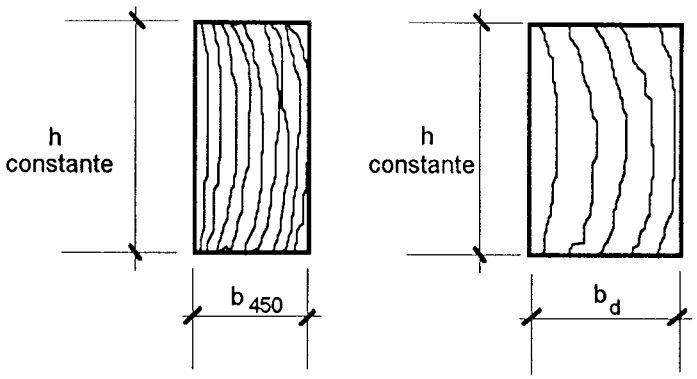


Figure 2.3b : Hypothèse de dimensionnement adoptée Variation de l'épaisseur des pièces alors que la hauteur reste inchangée pour les efforts axiaux (traction et compression pure)

Remarque :
Les comparaisons seront toujours faites par rapport à des valeurs de référence (module d'élasticité et contrainte de rupture), pour une densité de 0,45. Les grandeurs relatives à cette densité de référence seront notées avec l'indice "450".

4.2. Sollicitations axiales : traction et compression

4.2.1. Equations de dimensionnement

Si la contrainte axiale en traction et compression s'écrit :

$$\sigma = \frac{F}{S} \qquad (1)$$

avec F=constante

et S = aire de la section transversale : (S = b . h),

Pour F=constante, la relation (1) entre deux niveaux de densité devient :

$$\sigma_d * S_d = \sigma_{450} * S_{450}$$

La hauteur ayant été choisie constante, on a par conséquent :

$$b_d = b_{450} \frac{\sigma_{450}}{\sigma_d} \qquad (2)$$

Où :

σ_d est la contrainte de rupture en traction ou compression correspondant à la densité "d",

σ_{450} est la contrainte de rupture en traction ou compression correspondant à la densité 0,45.

Nous allons, par la suite, déterminer expérimentalement la variation de la contrainte de rupture en traction en fonction de la densité du bois. Ces essais nous permettront d'établir une relation qui conduira, avec l'aide de l'équation (2), à l'estimation de l'influence de la densité sur le dimensionnement des pièces en traction.

4.2.2. Résultats expérimentaux - essais de traction simple

Ces essais ont été menés pour prendre en compte l'influence des défauts dans la variation de la contrainte de rupture en traction.

Les éprouvettes testées sont décrites dans le paragraphe 3.1.2 du présent chapitre.

Les variables mesurées pour ces essais étaient la densité de l'éprouvette, le diamètre moyen du noeud (diamètre moyen mesuré sur les deux faces de l'échantillon) et sa distance (la plus faible) au bord de l'éprouvette (figure 2.4).

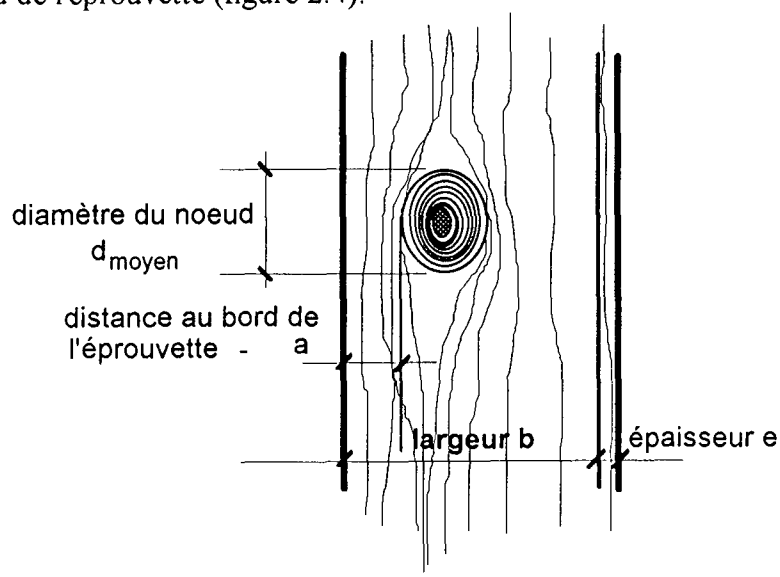


Figure 2.4 : Paramètres relevés sur les éprouvettes avant les essais : distance au bord "a", diamètre moyen du noeud, largeur "b" et épaisseur "e" de l'éprouvette

Un total de 73 éprouvettes on été testées (42 à faible densité et 31 à forte densité). Le tableau 2.3 donne les valeurs moyennes de contrainte de rupture et densité mesurées sur les éprouvettes :

Tableau 2.3 - Contrainte de rupture en traction et densité des deux familles d'éprouvettes

		σ_{rup} (MPa)	densité
population entière n = 73	moyenne tot	26,2	0,408
	écart type tot	13,6	0,052
	coef variation%	52	12,7
population faible densité n = 42	moyenne	22,50	0,372
	écart type faible	9,7	0,033
	coef variation%	43,4	9,0
population forte densité n = 31	moyenne	31,3	0,458
	écart type forte	16,4	0,024
	coef variation%	52,4	5,2

La figure 2.5 donne la variation de la contrainte de rupture en traction en fonction du diamètre moyen du noeud pour les petites éprouvettes, classées en deux familles de densité (tab. 2.2).

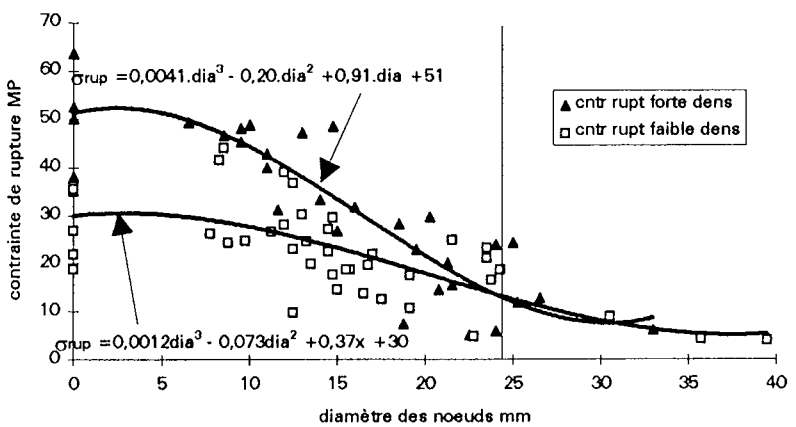


Figure 2.5 : Variation de la contrainte de rupture à la traction en fonction du diamètre des noeuds

Les valeurs reportées sur l'axe des ordonnées représentent les éprouvettes nettes de noeud (témoins). Au-delà d'un diamètre d'environ 25mm, la densité n'a plus d'influence sur la contrainte de rupture en traction. Ces résultats sont en contradiction avec ceux de FELIX,

(1987) qui toutefois porte seulement sur 15 éprouvettes. Notre travail analyse ici, plus de 70 éprouvettes.

Une régression multivariable à trois paramètres (diamètre du noeud, distance au bord et densité du bois) a été effectuée. Le résultat de cette analyse nous a donné un modèle explicatif dont le coefficient de détermination (R^2) est égal à 0,67. Une part relativement importante (33%) de la variabilité reste encore à expliquer.
Le tableau 2.4 liste les variables du modèle et la figure 2.6 présente la relation entre les valeurs mesurées et les valeurs prédites par le modèle. Ce modèle linéaire est du type:

$$\sigma_{ruptrac} = A.\text{densité} + B.\text{distance au bord (a)} + C.\text{diam}_{moy} + D$$

Tableau 2.4 - Paramètres des variables du modèle de prédiction de la contrainte de rupture en traction obtenu par régression multivariable pour les petites éprouvettes avec noeud.

Variables du modèle		coefficient	erreur standard
terme constant	(D)	9,76	8,06
densité	(A)	0,07	0,19
distance au bord moyenne	(B)	0,51	0,18
diamètre moyen	(C)	-1,18	0,15
$R^2 = 0,67$			

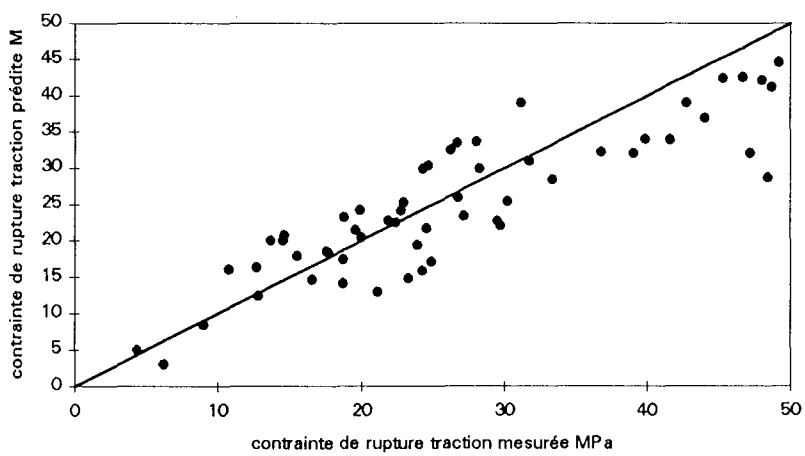


Figure 2.6 : Contrainte de rupture à la traction mesurée et celle prédite par le modèle

Ces résultats montrent que pour les valeurs élevées de contrainte de rupture le modèle sous estime les valeurs mesurées et par conséquent, des informations supplémentaires sont nécessaires pour prédire correctement la contrainte de rupture en traction.

4.2.2.1. Relation entre la contrainte de rupture à la traction (bois avec défaut) et la densité du bois

Afin d'obtenir une relation entre la contrainte de rupture à la traction et la densité nous avons repris la totalité des points expérimentaux présentés dans la figure 2.5 et éliminé les éprouvettes dont le rapport entre le diamètre du noeud et la largeur de l'éprouvettes excédait 1/3. Ceci afin d'aligner nos valeurs sur les restrictions de la norme concernant le classement des bois - classes C22 et C30 - données par la norme NF B 52-001-4 (AFNOR, 1992). Le nuage de points ainsi que la régression linéaire obtenus sont présentés sur la figure 2.7 suivante. Au total, 45 éprouvettes ont été analysées toutes densités confondues. A titre de comparaison, les valeurs proposées par l'Eurocode 5 (fractile à 5%) sont présentés sur la même figure.

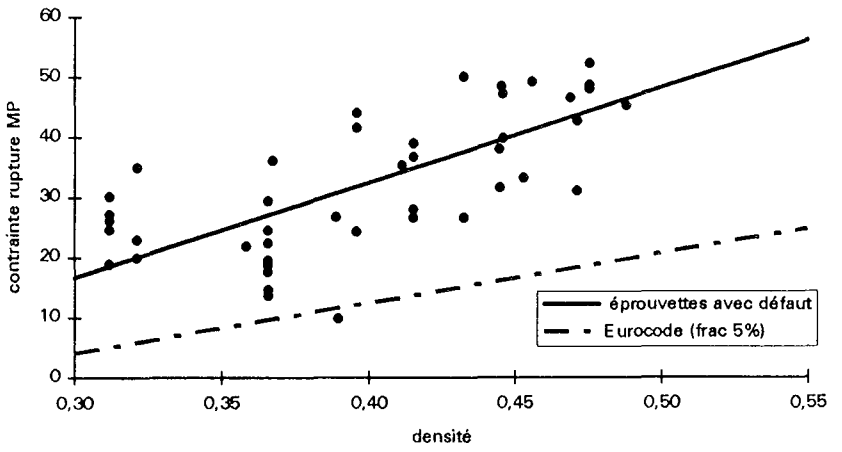


Figure 2.7 : Contrainte de rupture à la traction en fonction de la densité du bois pour des éprouvettes présentant un noeud (n = 45)

La régression linéaire simple effectuée sur les points expérimentaux prend alors la forme suivante :

$$\sigma_{rup-trac} = 0,1581.d(12) - 30,74 \qquad (3)$$

$$R^2=0,53$$

L'application d'un coefficient de sécurité sur la courbe moyenne calculé ici est cohérente avec les valeurs Eurocode établies pour les résineux au fractile à 5%.

4.3. Compression et flambement

Nous adoptons pour cette partie la même démarche que pour les efforts en traction.

4.3.1. Equations de dimensionnement au flambement

Les pièces soumises à des efforts de compression peuvent être classées en deux catégories : les pièces courtes et les pièces longues. Cette caractéristique est quantifiée par un coefficient d'élancement (λ) qui représente la relation entre la longueur de la pièce et sa section transversale. Les pièces longues et élancées en compression tendent vers une perte de stabilité latérale caractérisant le flambement. Celui-ci est d'autant plus sévère que le coefficient (λ) est élevé. En d'autres termes, le flambement est un phénomène de flexion induit par des efforts de compression. Les pièces courtes sont bien entendu exemptes d'effets de flambement (BODIG et JAYNE, 1982).
Dans le domaine des pièces longues, la fonction qui décrit le comportement est l'équation d'Euler suivante :

$$\sigma_{EULER} = \frac{\pi^2 * E}{\lambda^2} \qquad \textbf{(4)}$$

où :
σ_{EULER} est la contrainte critique d'EULER, valeur au-dessus de laquelle la pièce flambe
est le coefficient d'élancement et s'écrit :

$$\lambda = \frac{L}{i_{min}}$$

où :

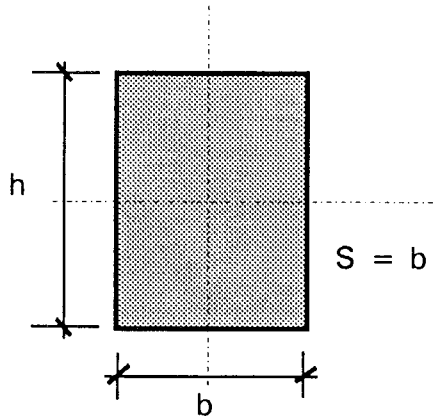
L est la longueur de la pièce
i_{min} est le rayon de giration minimal de la section transversale
exprimé par la relation :

$$i_{min} = \sqrt{\frac{I_{min}}{S}}$$

avec :

I_{min} le moment quadratique minimum de la section

$$I_{min} = \frac{b^3 * h}{12}$$



S aire de la section transversale

L'expression de λ devient alors :

$$\lambda = \frac{L * \sqrt{12}}{b}$$

Les règles CB71 (DTU, 1984) limitent l'élancement à une valeur maxi=133

En substituant l'expression d'Euler dans l'équation (1), il devient :

$$\frac{F}{S} = \frac{\pi^2 * E * I}{L^2 * S}$$

à effort constant cette relation entre deux niveaux de densité devient :

$$\frac{\pi^2 * E_d * I_d}{L_d^2} = \frac{\pi^2 * E_{450} * I_{450}}{L_{450}^2}$$

$$E_d * I_d = E_{450} * I_{450}$$

à hauteur h constante :

$$b_d = b_{450} * \sqrt[3]{\frac{E_{450}}{E_d}} \quad \textbf{(5)}$$

à épaisseur b .constante :

$$h_d = h_{450} \frac{E_{450}}{E_{dens}} \quad \textbf{(6)}$$

4.3.2. Relation entre la contrainte de rupture à la compression et la densité du bois

La relation entre la contrainte de rupture à la compression pure (compression axiale) et la densité du bois que nous adoptons a été obtenue à partir des essais sur petites éprouvettes sans défaut. Le nuage de points ainsi que la régression linéaire sont présentés sur la figure 2.8. Sont données sur la même figure, à titre de comparaison, les valeurs proposées par l'Eurocode 5 (fractile à 5%).

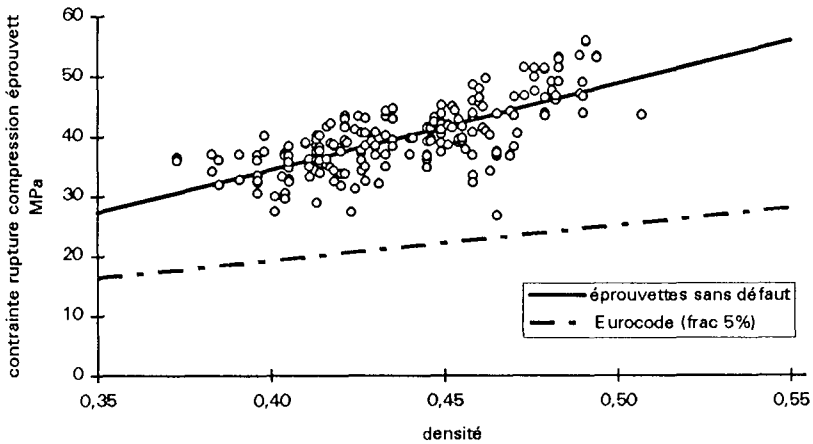


Figure 2.8 : Contrainte de rupture à la compression pure en fonction de la densité du bois pour des éprouvettes sans défaut

La régression sur les points expérimentaux prend la forme suivante :

$$\sigma_{rup-comp} = 0,144.d(12) - 23,05 \qquad (7)$$

$$R^2=0,51$$

4.4. Flexion

4.4.1. Equations de dimensionnement

Pour le calcul des pièces sollicitées en flexion, deux critères sont à vérifier : le critère en déformation (flèche admissible) et le critère en contrainte (ruine).

Le premier critère établit des valeurs minimales de déformation (flèche au centre de la portée) variant de 1/150 à 1/400 de la longueur d'une pièce selon sa position dans la

structure (DTU, 1984). Le deuxième est relatif à la résistance du matériau vis-à-vis de la rupture.

Critère en déformation

Pour que deux structures aient les mêmes performances mécaniques quelle que soit la valeur du module d'élasticité (E) on peut écrire :

$$f_{450} = f_d$$

Où :

f_{450} est la déformation (flèche) de la pièce (densité 0,45)

f_d est la déformation de la pièce pour une densité "d"

L'expression générale de la flèche est donnée par :

$$f = \frac{k.M_{flexion}}{E.I} \qquad \textbf{(8)}$$

où :

$M_{flexion}$ est le moment de flexion dû à un chargement concentré ou réparti,

I est le moment quadratique qui s'écrit :

$$I = \frac{b * h^3}{12}$$

E est le module d'élasticité longitudinal en flexion du bois,

k est une constante qui dépend du type de chargement, de la portée et des conditions cinématiques auxquels la poutre est soumise.

A flèche, moment de flexion et portée constants, l'expression (8) entre deux niveaux de densité devient :

$$E_d * I_d = E_{450} * I_{450}$$

A épaisseur de la section constante on a :

$$\boxed{h_d = h_{450} * \sqrt[3]{\frac{E_{450}}{E_d}} \qquad \textbf{(9)}}$$

où :

h_d est la hauteur de la pièce à la densité "d"

h_{450} est la hauteur de la pièce à la densité de référence (0,45)

E_{450} est le module d'élasticité longitudinal en flexion correspondant à la densité de 0,45

E_d est le module d'élasticité longitudinal en flexion correspondant à la densité "d".

Critère en contrainte

L'hypothèse repose sur un chargement et des longueurs des pièces constants. Le moment de flexion est constant.

La contrainte en tout point d'une poutre en flexion s'écrit :

$$\sigma = \frac{M_{\text{flexion}}}{\frac{I}{v}} \qquad \textbf{(10)}$$

où :

$$v = \frac{h}{2}$$

et h est la hauteur de la section

à $M_{flexion}$ constant l'expression (10) entre deux niveaux de densité devient :

$$\sigma_{450} * I_{450} * \frac{1}{y_{450}} = \sigma_d * I_d * \frac{1}{y_d}$$

à épaisseur b de la section constante :

$$\boxed{h_d = h_{450} * \sqrt{\frac{\sigma_{450}}{\sigma_d}} \qquad \textbf{(11)}}$$

Où :

h_d est la hauteur de la section à la densité "d",

h_{450} est la hauteur de la section correspondant à la densité de 450kg/m3,

σ_d est la contrainte de rupture du bois à la densité "d",

σ_{450} est la contrainte de rupture du bois correspondant à la densité de 450 kg/m3.

4.4.2. Résultats expérimentaux - Comparaison des modèles

4.4.2.1. Bois sans défaut

L'objectif de cette partie est de quantifier la variation des propriétés mécaniques pour de faibles valeurs de densité (influencée par les conditions de croissance).
La figure 2.9 montre l'évolution du module d'élasticité longitudinal en fonction la densité du bois. Le nuage de points a été obtenu par DE REBOUL (1988) sur du bois sans défaut d'épicéa commun issu des deux parcelles décrites (Granvillers et Heez d'Hargnies; croissances rapide et lente respectivement). Trois modèles de prédiction du module d'élasticité à partir de la densité du bois sont présentés : celui de DE REBOUL, qui est la régression sur le nuage de points, celui de GUITARD et EL-AMRI (1987) (établi pour les résineux en général) et finalement celui de CLEMENT (1991) établi pour l'épicéa commun.

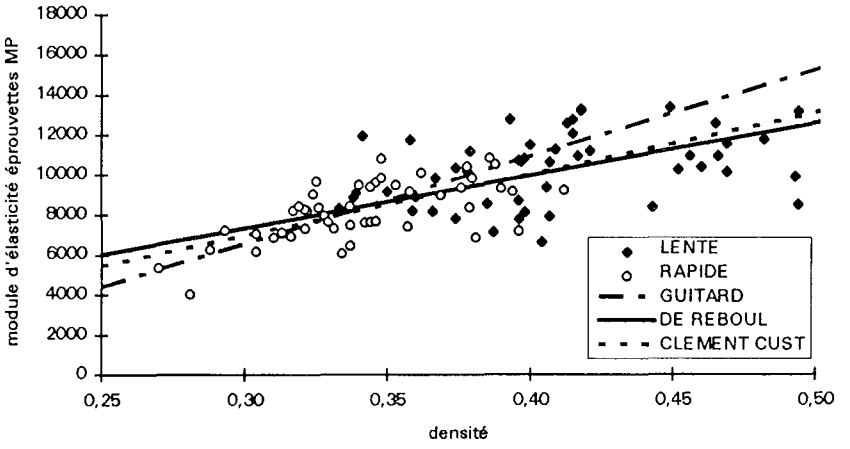


Figure 2.9 : Module d'élasticité en fonction de la contrainte de rupture du bois pour des éprouvettes sans défaut.

On peut observer que les deux droites obtenues pour l'épicéa selon deux sources différentes (DE REBOUL et CLEMENT) sont cohérentes. L'équation générale de GUITARD et EL-AMRI tend quant à elle, à surestimer le module d'élasticité pour les valeurs élevées de densité.

Les modèles présentés dans la figure 2.9 sont :

GUITARD - EL AMRI $E = 43500.[d(12) - 0,45] + 13100$

DE REBOUL $E = 26400.d(12) - 605$

CLEMENT $E = 34300.d(0) - 2200$

d(12) densité à 12% d'humidité

d(0)densité anhydre

E en MPa

Ces résultats ne seront pas d'utilisation directe pour notre travail. Ils sont néanmoins une indication de l'impact des conditions de croissance sur les propriétés mécaniques du bois (notamment sur le module d'élasticité) et permettent d'apprécier la qualité de la densité comme prédicteur des propriétés mécaniques.

4.4.2.2. Pièces à dimension d'emploi

L'objectif de cette partie est de déterminer les modèles les plus pertinents entre densité et propriétés mécaniques des pièces en dimensions d'emploi. Au-delà de la densité, d'autres facteurs ayant une influence sur la contrainte de rupture de ces pièces (notamment le diamètre des noeuds et l'angle de fil local) sont analysés à partir des banques de données à notre disposition.

Banque de données ENSTIB - Sélection Vosges

Les valeurs de contrainte de rupture et densité des pièces à dimension d'emploi sont données dans le tableau 2.5.

Tableau 2.5 : Valeurs de contrainte de rupture et densité de la population des pièces à dimension d'emploi

	σ_{rup} MPa	densité
moyenne	46	0,424
maximum	79,0	0,523
minimum	21,8	0,346
écart type	13	0,034
coef variation	28%	8%
n = 83		

Sur ces poutres à dimension d'emploi rompues en flexion statique quatre points, deux paramètres ont été étudiés : l'influence du diamètre du noeud responsable de la rupture de la pièce et l'impact de la pente localisée du fil du bois à l'endroit de la rupture. Pour obtenir la contrainte de rupture à l'endroit du noeud responsable de la rupture, une correction a été

effectuée : elle est définie sur la figure 2.10. La méthode utilisée pour la mesure de l'inclinaison de fil est définie dans la figure 2.11.

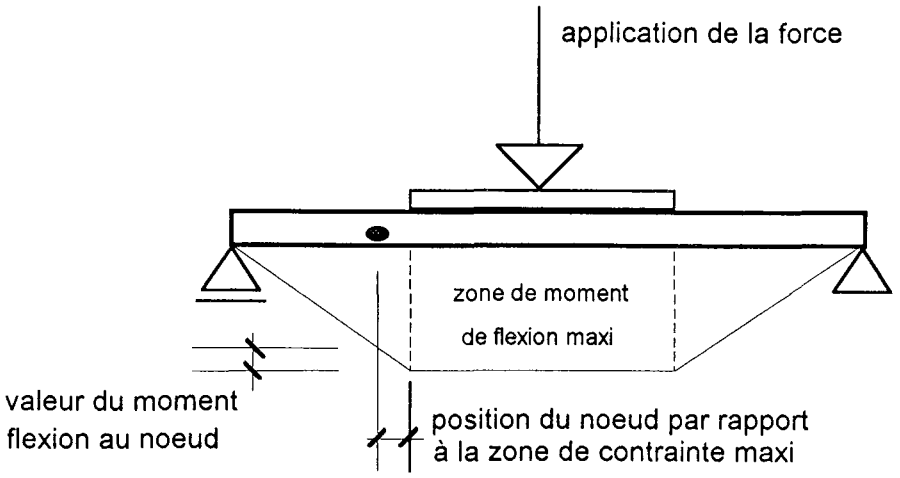


Figure 2.10 : Diagramme des moments de flexion et corrections de la contrainte de rupture

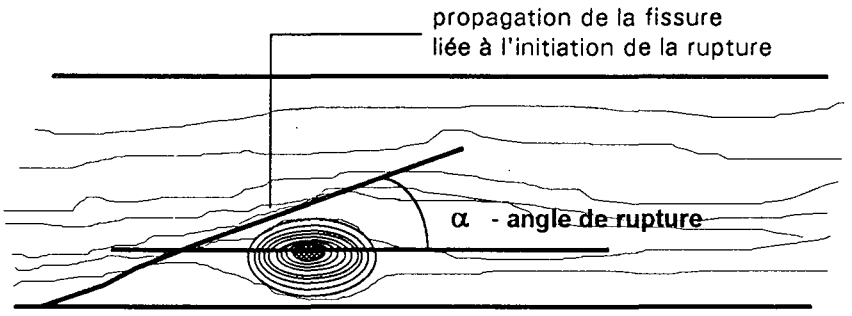


Figure 2.11 : Mesure de la déviation du fil autour du noeud responsable de la rupture

Les figures 2.12, 2.13 et 2.14 présentent la variation de la contrainte de rupture en fonction des trois paramètres étudiés séparément (diamètre du noeud responsable de la rupture, α inclinaison du fil et densité du bois).

La figure 2.12 donne la relation entre la contrainte de rupture et le diamètre des noeuds à l'endroit de la rupture. Les points localisés sur l'axe des ordonnées correspondent aux poutres sans noeud.

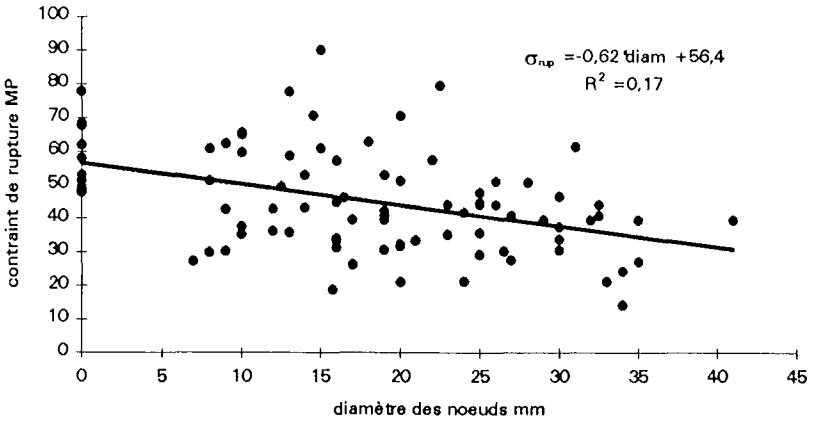


Figure 2.12 : Variation de la contrainte de rupture en fonction du diamètre du noeud pour des pièces à dimension d'emploi de la banque de données de l'ENSTIB (n = 83)

Une forte dispersion est observée par rapport à celle obtenue sur des éprouvettes de petites dimensions en traction simple et contenant des singularités (fig. 2.5). Il est clair que des variables autres que le diamètre du noeud jouent un rôle important sur le comportement du bois à la rupture. Les valeurs de contraintes ici sont en moyenne plus élevées que celles obtenues sur les éprouvettes avec noeud en traction (contribution de la partie comprimée, renforcement de la structure).

La figure 2.13 donne la variation de la contrainte de rupture en fonction de la pente locale du fil à l'endroit de la rupture.

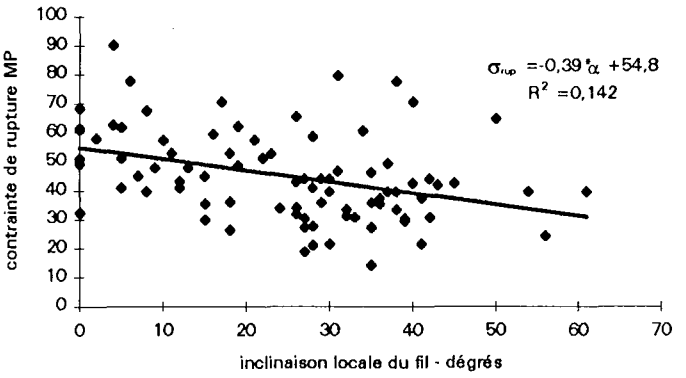


Figure 2.13 : Variation de la contrainte de rupture en fonction de la pente locale du fil pour des pièces à dimension d'emploi de la banque de données de l'ENSTIB (n = 83)

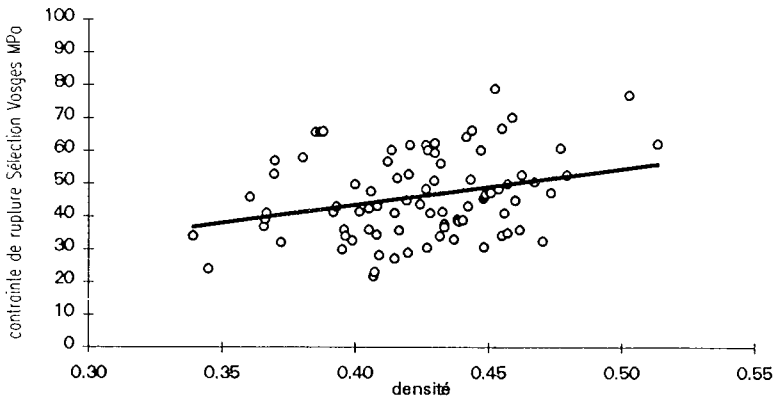


Figure 2.14 : Contrainte de rupture en fonction de la densité pour des pièces à dimension d'emploi de la banque de données de l'ENSTIB (n = 83)

La droite ajustée sur ce dernier nuage de points est la suivante :

$$\sigma_{rup} = 0{,}110 \,.\, d(12) - 0{,}7206 \qquad \textbf{(12)}$$
$$R^2 = 0{,}0857$$

Les résultats montrent une faible corrélation entre la contrainte de rupture et la densité du bois (fig. 2.14). Ces résultats sont en accord avec la littérature (CLEMENT, 1991). Les divergences entre les valeurs mesurées sur éprouvettes et sur pièces en dimension d'emploi, sont dues à l'action des singularités (noeuds) et à la pente du fil.

Les trois paramètres mentionnés ci-dessus ont été analysés par l'intermédiaire d'une analyse multivariable. Les résultats de la régression sont donnés dans le tableau 2.6. Le modèle linéaire est du type :

$$\sigma_{rup} = A.\text{densité} + B.\text{diamètre} + C.\alpha + D$$

Tableau 2.6 - Paramètres du modèle obtenu en régression multivariable sur des pièces à dimension d'emploi

Variables du modèle n = 83		coefficient	erreur standard sur les coefficients
terme constant	(D)	16,60	15,6
densité	(A)	0,10	0,03
diamètre du noeud	(B)	-0,51	0,13
inclinaison du fil	(C)	-0,16	0,09
R^2 = 0,33			

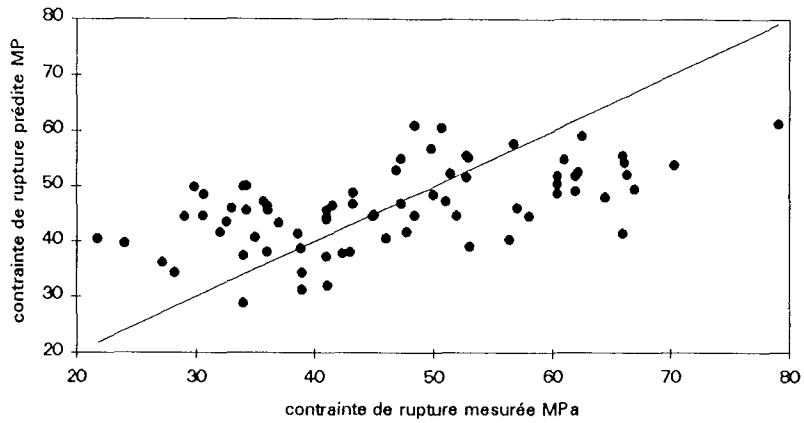


Figure 2.15 : Contrainte de rupture prédite en fonction de la contrainte mesurée dans les essais de flexion

CLEMENT (1991) a proposé des modèles prédictifs de contrainte de rupture en flexion prenant en compte la densité du bois, la largeur des cernes, la somme des moments statiques des surfaces apparentes des noeuds et de leurs positions horizontales (2/3 centraux de la poutre) et leur position verticale (1/3 inférieur de la poutre). Les deux modèles ainsi conçus, donnent des coefficients de corrélation R de 0,55 et 0,57 (R^2 = 0,30 et 0,32 respectivement).

L'ajustement identifié dans le présent travail, établi sur la mesure de la pente locale du fil et le diamètre du noeud donne une corrélation R^2 = 0,33. Ces modèles sont néanmoins loin de donner une précision satisfaisante. Pour des valeurs extrêmes de contrainte de rupture, l'équation présente une dérive assez importante. Elle surestime les petites valeurs de contrainte de rupture alors qu'elle sous-estime les valeurs élevées.

Données du Swedish National Testing and Research Institute - travaux de BÖSTROM et comparaison des modèles

Sur les banques de données des pièces en flexion analysées, nous avons réalisé des corrélations simples entre la densité du bois et les propriétés mécaniques ainsi qu'entre le module d'élasticité et la contrainte de rupture.

Ces relations sont données dans le tableau 2.7. Les relations "Eurocode" sont obtenues à partir du lissage des valeurs des propriétés mécaniques du texte de l'Eurocode 5 (tableau 2.1b, paragraphe 2.1 du présent chapitre).

Tableau 2.7 : Relations entre les propriétés mécaniques en flexion et la densité du bois (d) et entre le module élasticité (E) et la contrainte de rupture (σ_{rup}) à partir de l'analyse des banques de données et des valeurs fournies par l'Eurocode

Relation	σ_{rup} = f(d)	E = (d)	E = f(srup)
BOSTROM	σ_{rup} = 138.d -19,3 (R^2=0,25)	E = 27266.d + 752,8 (R^2=0,228)	E = 158,5.σ_{rup} + 6135,3 (R^2=,586)
ENSTIB	σ_{rup} = 110.d -0,721 (R^2= 0,086)	E = 23836.d + 1347,8 (R^2= 0,158)	E = 91,16.σ_{rup} + 7109,5 (R^2= 0,30)
EUROCODE (fr 5%)	σ_{rup} = 142,2.d -36,11	E = 26359.d - 3956	E = 181,37 +28,3
EUROCODE (moyen)		E = 39806.d - 6077,7	E = 273,58 +2831
CB 71			E = 1100.(σ_{rup}*/2,75)^0,5 *en bar

Les relations entre les propriétés mécaniques décrites sont comparées avec les données obtenues par BÖSTROM. Les figures 2.16 à 2.18 montrent ces comparaisons.

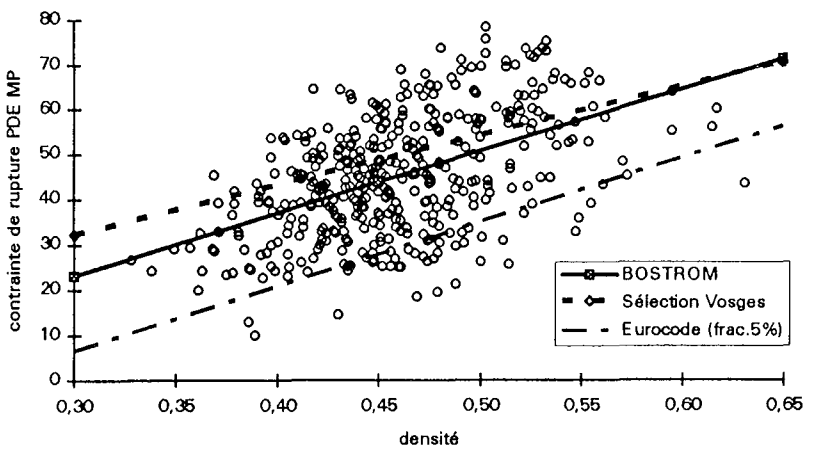


Figure 2.16 : Contrainte de rupture à la flexion en fonction de la densité du bois pour des pièces en dimension d'emploi. Comparaison des modèles Sélection Vosges et Eurocode sur le nuage des points obtenus dans le travail de BÖSTROM (n = 464)

Sur cette figure, on note que la droite Sélection Vosges présente des valeurs moins importantes de contraintes pour des densités plus fortes.

Sur la figure 2.17 les relations entre le module d'élasticité et la densité du bois sont présentées. De la même manière que pour la contrainte de rupture, les différents modèles sont très proches.

L'équation Sélection Vosges cependant, tend à une sous estimation des valeurs de module d'élasticité. Cette tendance est d'autant plus accentuée que la densité du bois est élevée.

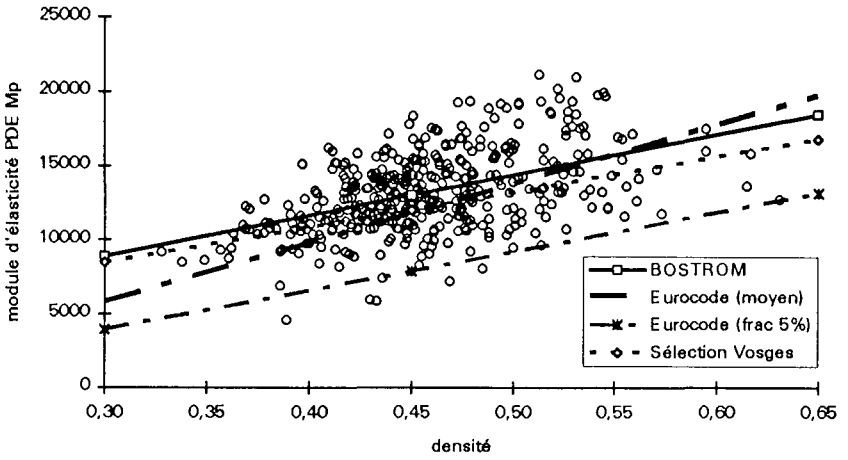


Figure 2.17 : Module d'élasticité en flexion en fonction de la densité du bois pour des pièces en dimension d'emploi. Comparaison des modèles Sélection Vosges et Eurocode sur le nuage des points obtenus dans le travail de BÖSTROM (n = 464)

On peut noter que l'exploitation de ces différents résultats permet également dans un autre registre de déterminer la contrainte de rupture en flexion à partir de mesures du module d'élasticité. Cet aspect est particulièrement important en matière de classement. Ces relations entre le module d'élasticité et la contrainte de rupture sont données sur la figure 2.18. Nous avons choisi de présenter le module en fonction de la contrainte de rupture pour pouvoir insérer dans nos comparaisons le modèle CB71(tableau 2.7). Il est à remarquer que ce modèle est conçu pour la prédiction du module à partir de la contrainte admissible, c'est-à-dire, la contrainte de rupture affectée d'un coefficient réducteur qui est défini dans les mêmes règles comme égal à 2,75.

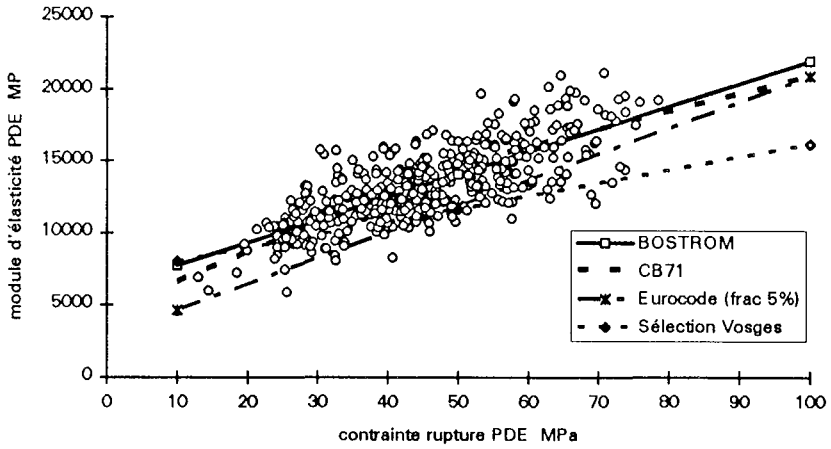


Figure 2.18 : Module d'élasticité en flexion en fonction de la contrainte de rupture du bois pour des pièces à dimension d'emploi. Comparaison des modèles Sélection Vosges et Eurocode et CB71 sur le nuage des points obtenus dans le travail de BÖSTROM (n = 464)

Les résultats mettent en évidence une quasi superposition du modèle BÖSTROM et de celui des règles CB 71.

Dans la suite de ce travail, le choix des modèles de prédiction de la contrainte de rupture et du module d'élasticité à partir de la densité du bois reposera sur les expressions de BÖSTROM parce qu'il couvre une bonne gamme de densité du bois, 3 types de sections et de 3 provenances, conduisant par conséquent à un bon niveau de fiabilité.

4.5. Dimensionsionnement des pièces de structure en fonction de la densité du bois

4.5.1. Critères généraux de dimensionnement basés sur la densité

L'importance des critères de dimensionnement en flexion et l'effet de la densité du bois est illustré à partir d'un exemple d'application simple.

L'évolution de la section d'une pièce fléchie a été déterminée pour un chargement réparti fictif de **180 daN/m pour une portée de 2,30 m, une largeur de pièce de 50 mm,** et une flèche admissible fixée à 1/400e de la portée.

Les résultats sont exprimés en hauteur de poutre h (à b constant) à partir des équations (9) et (11) et les variations de contrainte et de module en fonction de la densité données par BÖSTROM.

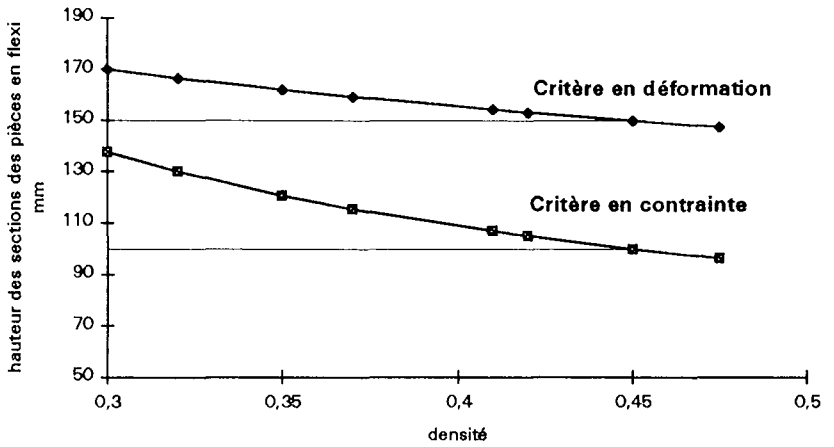


Figure 2.19 : Augmentation absolue de la hauteur de la section transversale en fonction de la densité. Comparaison entre les deux critères de dimensionnement en flexion

A la densité de référence, (d=0,45), le dimensionnement en déformation est le plus contraignant, puisqu'il impose une hauteur de poutre de 150 mm alors que le dimensionnement en contrainte détermine lui une hauteur de 100 mm.

Cet écart se réduit pour les faibles densités.

Cette variation de hauteur peut s'exprimer par le coefficient hdens/h450 (coefficient de variation de hauteur en relation à la hauteur correspondant à la densité de référence).

L'évolution de ces coefficients selon les deux critères est donné sur la figure 2.20.

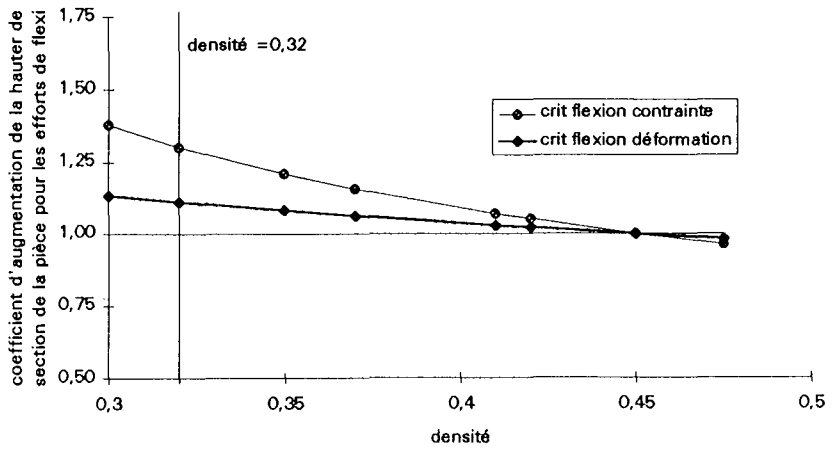


Figure 2.20: Evolution du coefficient de variation des hauteurs de la section transversale des pièces en fonction de la densité du bois, pour les sollicitations en flexion (critères en déformation et en contrainte)

Puisque le module d'élasticité varie de façon moins importante que la contrainte de rupture avec la variation de la densité, la variation des hauteurs est aussi moins affectée si l'on suit le critère en déformation. Pour ce critère, par exemple l'utilisation d'un bois à 0,32 de densité, conduit à une augmentation (par rapport à la hauteur de référence pour une densité de 0,45) de 22% de la hauteur de la pièce, alors que suivant le critère en contrainte, et pour la même variation de densité du bois, l'augmentation est de 38%.

Suivant le modèle utilisé, le critère en contrainte peut être plus ou moins pénalisant. Sur la figure 2.21 sont représentées, selon ce critère de dimensionnement, l'évolution du coefficient de variation des hauteurs en fonction de la densité en nous basant sur deux modèles d'estimation des contraintes (BÖSTROM et Eurocode frac 5%).

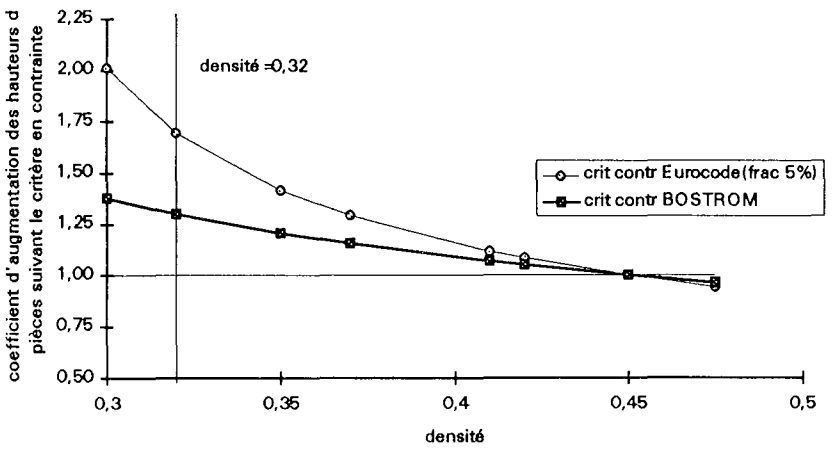


Figure 2.21 : Evolution du coefficient de variation des hauteurs de la section transversale des pièces en fonction de la densité du bois, pour les sollicitations en flexion (suivant le critère en contrainte) pour deux modèles BOSTROM et Eurocode

Le modèle le plus pénalisant pour le bois est lié à l'utilisation des Eurocodes.
La même démarche est retenue dans la suite de ce travail, pour l'estimation de la variation des dimension de pièces en sollicitations axiales (traction et compression pures, flambement) à partir des équations (2), (3), (5) et (6) (pages 91; 99 et 101)
Les variations du module d'élasticité en compression en fonction de la densité du bois lorsqu'il y a flambement, sont basées sur les relations déterminées par BOSTROM pour les pièces fléchies.
Les résultats sont ici aussi exprimés en coefficient de variation de hauteur en fonction de la densité du bois.

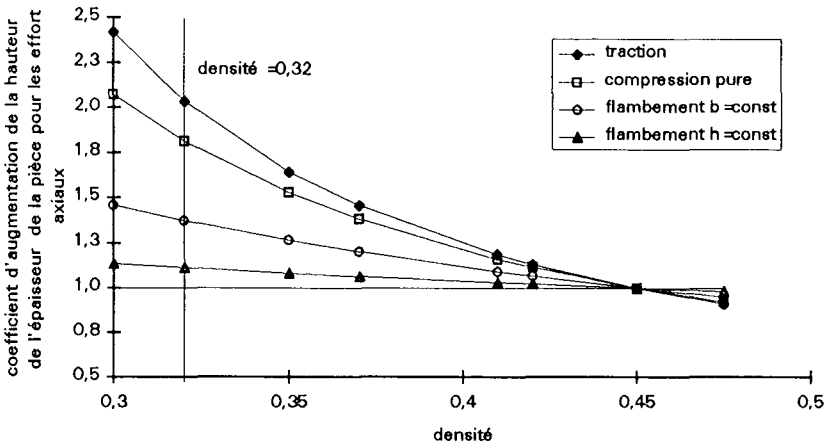


Figure 2.22 : Evolution du coefficient de variation des hauteurs de la section transversale des pièces en fonction de la densité du bois pour les sollicitations en traction et en compression axiale, flambement à h constant et flambement à b constant

Le surdimensionnement entraîné par l'utilisation du bois à faible densité sollicité en traction et compression pure est mis en évidence.

L'augmentation nécessaire en hauteur d'une section peut être doublée (2,2 cas des efforts de traction et 1,85 pour le cas des efforts en compression pure) pour du bois de densité 0,32 (par rapport à 0,45). Les structures soumises essentiellement à des efforts axiaux, (les treillis par exemple), seront les plus défavorisées au niveau des augmentations volumiques nécessaires. Cependant, si les pièces des structures sollicitées en compression sont susceptibles de flambage, le coefficient de dimensionnement baisse très nettement. Ce phénomène est lié à la diminution du module d'élasticité en flexion moins marquée que cette même diminution sur la contrainte de rupture en compression pure (équation 7 et modèle BÖSTROM; tableau 2.7).

5. Application au calcul de structures

Dans cette partie du travail, un exemple d'application utilisant les analyses faites précédemment sur chaque type de sollicitation est généralisé au dimensionnement des charpentes en bois.
Les augmentations des volumes nécessaires pour maintenir les mêmes performances mécaniques d'une structure témoin à 0,45 de densité sont calculées à trois autres niveaux de densité à savoir : 0,41, 0,37 et 0,32.

5.1. Hypothèses de départ

Dans cette application, une toiture à deux pans d'inclinaison 30° couvrant une surface de 6,0 m x 12,0 m a été choisie. Cette structure est composée par des fermettes triangulées espacées de 2,30 m qui supportent des pannes dans la direction orthogonale à entraxe égal à 1,73 m. Ces pannes supportent des chevrons espacés de 0,50 m puis les lattes espacées de 0,40 m. Cet ensemble pannes, chevrons, lattes sera décrit dans la suite du travail sous le terme "grille extérieure". Le matériel de couverture est composé de tuiles mécaniques à emboîtement. La figure 2.23 donne la géométrie de la toiture.

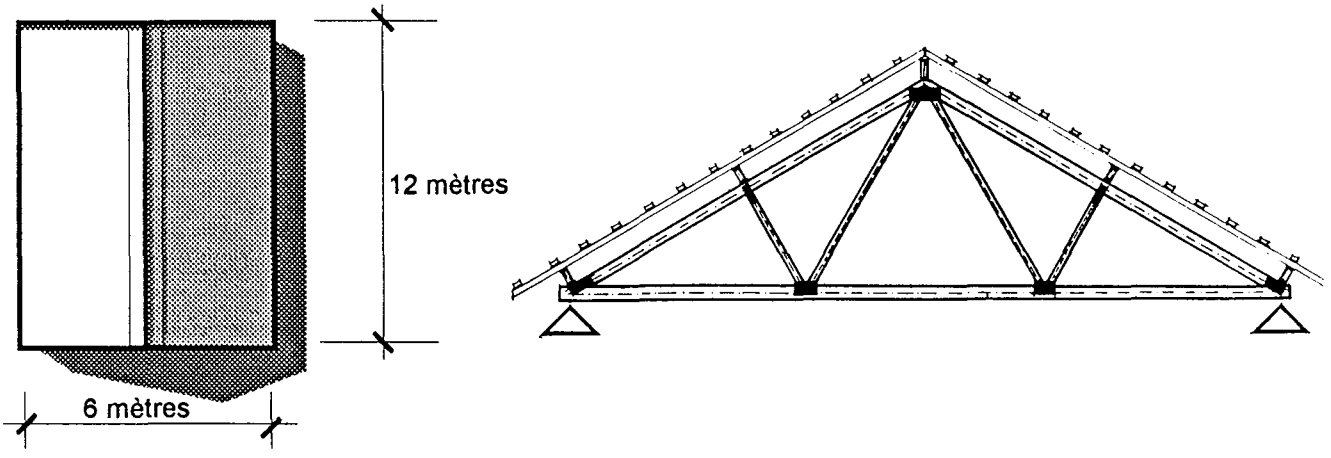


Figure 2.23 : Surface de couverture et géométrie de la structure

Les hypothèses faites ici comprennent celles utilisées pour l'élaboration des équations générales (paragraphes 4.2.1; 4.3.1 et 4.4.1 de ce chapitre) ainsi que les conditions suivantes :
A. La structure est figée dans ses dimensions générales.

B. Le chargement est constant pour toutes les valeurs de densité,

C. Les portées et entraxes de toutes les pièces de la structure sont constants,

D. Les sections des pièces composantes sont constantes en ***épaisseur.*** *La dimension variable est* ***la hauteur h*** *de chaque pièce de la structure,*

E. Les entraits et les arbalétriers des fermettes entre eux ont le mêmes sections ainsi que les fiches.

Le cas étudié repose sur le choix d'une structure de géométrie donnée localisée en région III c'est à dire dans le Nord-Est de la France (conditions de chargement liées aux règles Neige et Vent).

Le calcul des contraintes agissant dans les éléments du treillis repose sur la méthode des éléments finis appliquée à la mécanique linéaire élastique en petites déformations. Le code de calcul employé ici est PROFIL, diffusé par la société SOLSI.
Dans ce calcul, nous ne prenons pas en compte le phénomène de perte de rigidité dû au glissement des assemblages. Ce point sera abordé dans le chapitre 3. Les assemblages sont considérés, dans cette partie, comme parfaitement rigides.
Le seuil de déformation totale est fixé au 1/400e de la portée (6 mètres fig. 2.23). Ce seuil est donc égal à 15 mm pour la géométrie considérée.
En ce qui concerne le calcul des efforts dans les barres du treillis, les états de contrainte sont représentés par le taux de travail défini comme suit :

$$Taux = \frac{\sigma_{cal.traction}}{R_{adm.traction}} + \frac{\sigma_{cal.compression}}{R_{adm.compression\ et\ EULER}} + \frac{\sigma_{cal.flexion}}{R_{adm\ flexion}} + \frac{\tau_s}{R_{adm.cisaillement}} \leq 1$$

où :
σ_{cal} est la contrainte calculée en traction, compression ou flexion,
R_{adm} est la résistance admissible du matériau en traction, compression ou flexion

Pour les barres à fort élancement, la résistance admissible en compression est égale à la contrainte d'EULER affectée d'un coefficient de sécurité.
La déformation limite de la structure, la flèche, est constante et suit les prescriptions normatives (CTBA, 1978; DTU, 1984; Eurocode 5, 1995).

Les propriétés mécaniques prises en compte pour le dimensionnement de la fermette sont données dans le tableau 2.8. Les valeurs des contraintes admissibles sont calculées à partir des équations **(3)** (traction; page 99), **(7)** (compression; page 102), affectées d'un coefficient de sécurité de 2,75. Le module d'élasticité et la contrainte de rupture en flexion, sont calculés directement à partir des relations de BÖSTROM (tableau 2.7 page 111). Dans cette approche, le fluage n'est pas pris en compte.

Tableau 2.8 : Valeurs des propriétés mécaniques correspondant aux diverses classes de densité du bois utilisées dans le calcul de la structure (en MPa)

	Densité du bois à 12% humidité			
Propriété	**0,32**	**0,37**	**0,41**	**0,45**
Mod. élasticité (E)	9470	10840	11930	13022
σadm traction	7,20	10,10	12,40	14,70
σadm compression	8,40	10,90	13,10	15,20
σadm flexion	9,40	11,90	13,90	15,90

5.2. Chargements

Le chargement est lié :

- aux charges climatiques (neige et vent),
- aux poids propre de la structure,

Les résultats sont donnés pour la combinaison de charges la plus défavorable pour la structure à savoir, poids propre + neige

- à la charge d'entretien. Les recommandations de calcul préconisent un chargement concentré de 100 daN (CTBA, 1978) sur les points les plus chargés de la structure correspondant au poids d'une personne qui se déplace sur le toit (entretien),

La figure 2.24 résume la totalité des charges prises en compte dans le calcul.

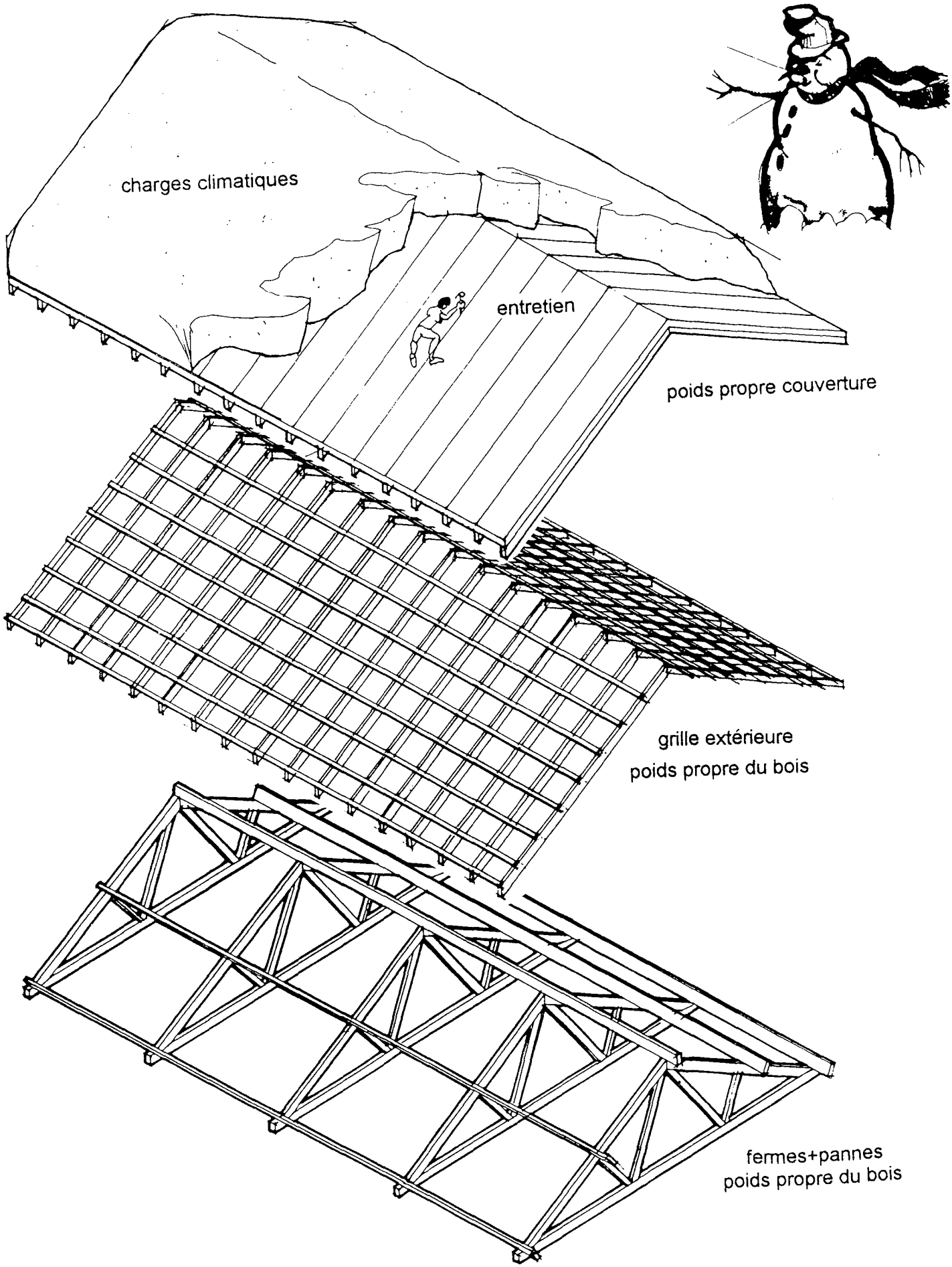


Figure 2.24 : Totalité des charges considérées dans le calcul : poids propre du bois et du matériau de couverture, charges climatiques (neige et vent) et charge d'entretien

Estimation du poids propre du bois

Le prédimensionnement de la structure avec les sections utilisées couramment permet d'estimer a priori le poids propre de la structure. Le tableau 2.9 donne les sections estimées pour ce calcul.

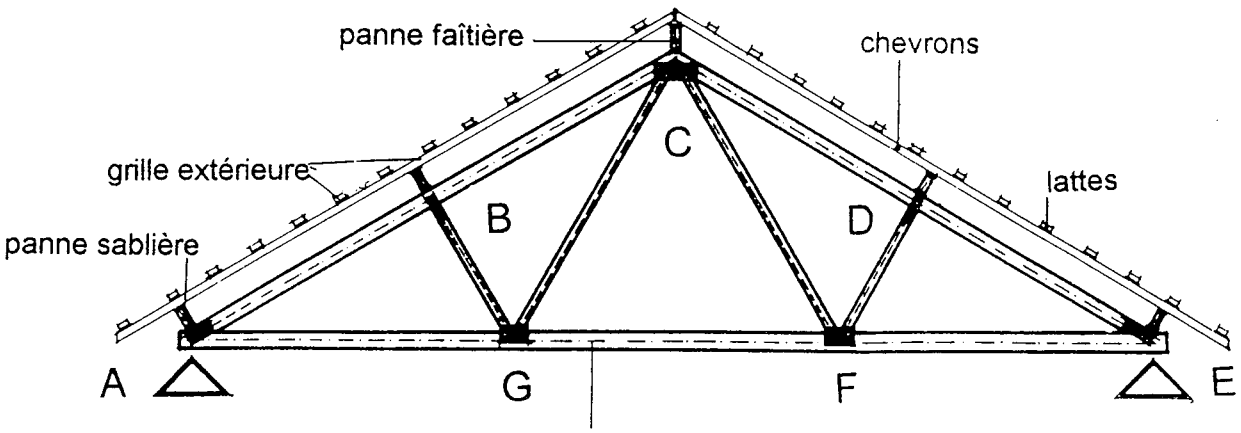


Figure 2.25 : Coupe transversale de la structure

Tableau 2.9 : Sections utilisées pour le prédimensionnement de la grille extérieure de la structure (sans les fermettes)

pièce	section transversale mm	charge par surface daN/m²
lattes	27 x 63 (tous les 40cm)	1,90
chevrons	38 x 63 (tous les 50cm)	2,15
pannes	50 x 150 (tous les 173cm)	2,45
	TOTAL	6,50

Total des charges par unité de surface

Poids propre du bois(tableau 2.8) 6,5 daN / m²

Poids du matériaux de couverture 45,0 daN /m²

(tuiles mécaniques à emboîtement)

Charges climatiques 75,0 daN /m²

(neige : région III alt = 200 m surcharge extrême)

Total des charges par unité de surface P_{tot} = 119,6 daN /m²

Dimensionnement définitif de la grille extérieure (pannes, chevrons et lattes)

A partir de ce chargement, un premier dimensionnement pour la densité de référence de 0,45 des éléments de la grille permet de vérifier si les sections adoptées au préalable dans le tableau 2.8 sont appropriées. Le tableau 2.10 montre les nouvelles sections adoptées.

Tableau 2.10 - Nouvelles dimensions, longueurs totales et volume des pièces de la grille correspondant à la densité du bois de 0,45

pièces	section transversale choix final (mm)	choix initial	longueur m linéaires	volume total dans la structure m3
lattes	22 x 23 (tous les 40cm)	27 x 63	207	0,105
chevrons	38 x 57 (tous les 50cm)	38 x 63	166	0,360
pannes	50 x 120 (tous les 173cm)	50 x 150	60	0,360
			TOTAL	0,824

Chargement sur la fermette

Le chargement appliqué aux noeuds compte tenu du chargement surfacique retenu est défini sur la figure suivante :

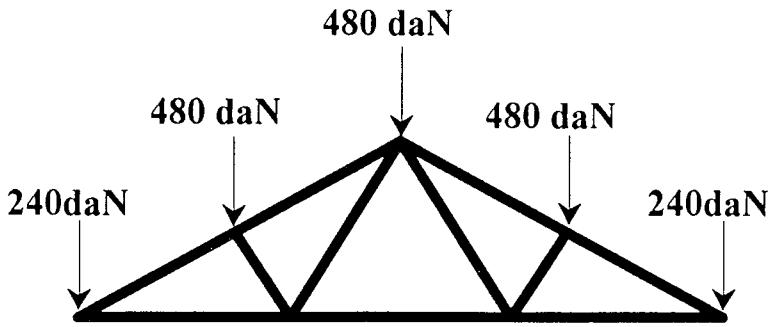


Figure 2.26 : Chargement appliqué sur les noeuds de la ferme

5.3. Calcul des volumes de bois

5.3.1. Cas de la fermette uniquement

Le dimensionnement des fermettes a été réalisé selon deux hypothèses : prise en compte ou pas du flambement dans les barres comprimées.
Pour tous les niveaux de densité étudiés, l'épaisseur b de l'ensemble des pièces constituant les fermettes est fixée à 27 mm. Les longueurs des barres sont données dans la figure 2.27

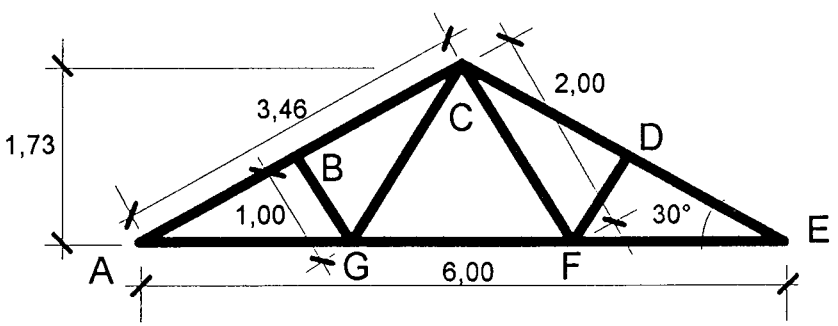


Figure 2.27 : Dimensions des barres de la fermette

Les variations des volumes nécessaires en fonction de la densité des bois utilisés sont présentés sur la figures 2.28. Les résultats sont également présentés sous forme de rapport à la densité de référence 0,45 (figure 2.29).

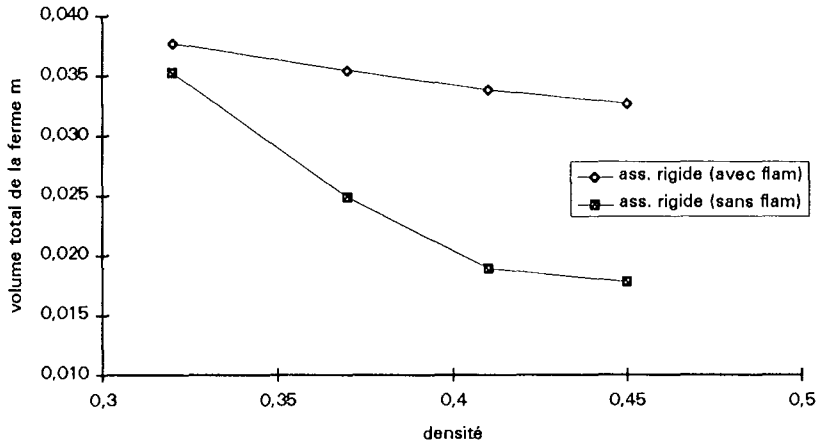


Figure 2.28 : Variation du volume total ***de la ferme*** en fonction de la densité du bois

La figure 2.29 met en évidence l'importance des hypothèses formulées (avec et sans flambement). Si les barres sont sollicitées en compression pure, l'effet de la densité du bois (entre les densités 0,45 et 0,32) est extrêmement important sur le volume de bois nécessaire (rapport égal à 2); il est quasi négligeable dans l'autre hypothèse (rapport 1,15).

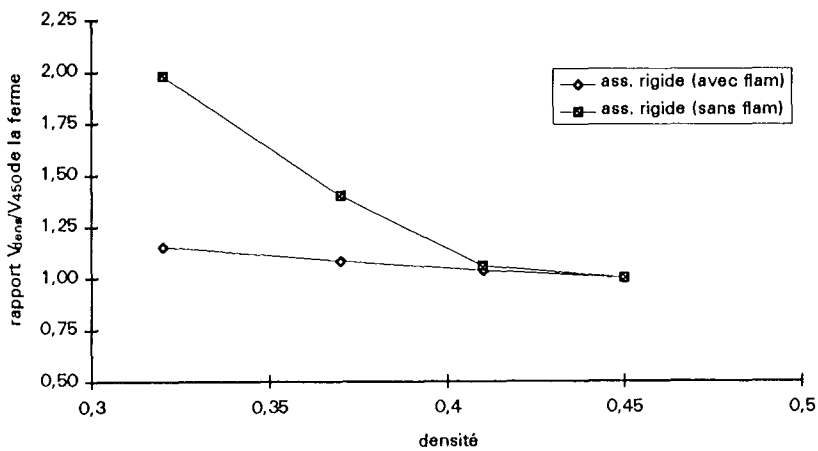


Figure 2.29 : Variation du rapport entre le volume total ***de la ferme*** à la densité considérée (Vdens) et celui à 450 kg/m3 (V450), en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

De la même manière, les évolutions en masses sont données dans les figures 2.30 et 2.31.

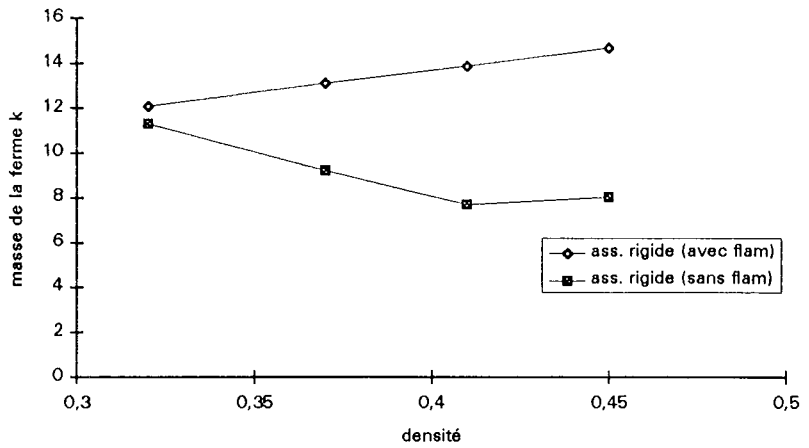


Figure 2.30 : Variation de la masse total ***de la ferme*** en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

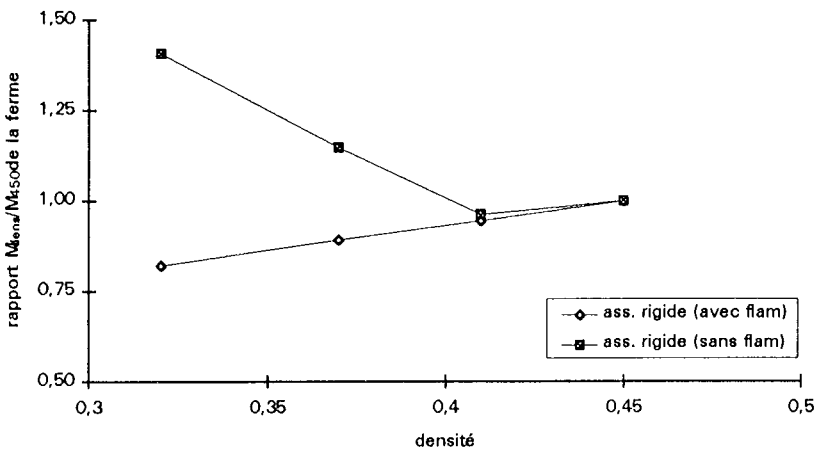


Figure 2.31 : Variation du rapport entre la masse totale ***de la ferme*** à la densité considérée (Mdens) et celui à 450 kg/m3 (M450), en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

Dans le cas étudié ici (les assemblages sont considérés comme parfaitement rigides), le critère en contrainte est toujours prépondérant. Les déformations maximales des fermes ne dépassent pas le seuil de la flèche admissible adopté, égale à 15 mm (1/400e de la portée) et ce pour les deux hypothèses considérées (sans et avec flambement) et pour toutes classes de densité du bois.

5.3.2. Cas de l'ensemble de la structure (6 fermes + grille)

Toutes les éléments de la grille travaillent en flexion. Les augmentations des volumes sont donc directement liées aux augmentations des sections (b constant dans notre cas). Pour tous les types de pièces et toutes les densités du bois traitées, le critère en déformation est ici prépondérant sur le critère en contrainte. Le calcul des volumes est relatif aux résultats du paragraphe 3.5.1. Les hauteurs calculées pour les densités étudiées sont présentées dans le tableau 2.11.

Les volumes par type de pièce et les volumes totaux de la grille extérieure ainsi que les masses pour les diverses classes de densité du bois se trouvent dans le tableau 2.12.

Tableau 2.11 : Hauteurs des sections par type de pièce et par classe de densité du bois dans la structure

Pièces	hauteur à densité 0,45 (mm)	hauteur à densité 0,41 (mm)	hauteur à densité 0,37 (mm)	hauteur à densité 0,32 (mm)
lattes	23	23,7	24,4	25,6
chevrons	57	58,7	60,6	63,4
pannes	120	123,6	127,6	133,4

Tableau 2.12 : Volume **en m3** par type de pièce, volume total et masse totale **en kg** par classe de densité dans la structure de la grille extérieure

Pièces	volume par type de pièce à densité 0,45	volume par type de pièce à densité 0,41	volume par type de pièce à densité 0,37	volume par type de pièce à densité 0,320
Vol. lattes (m3)	0,105	0,108	0,111	0,116
Vol. chevrons (m3)	0,360	0,370	0,382	0,400
Vol. pannes (m3)	0,360	0,371	0,383	0,400
Vol. total (m3)	0,824	0,849	0,876	0,916
Masse totale (kg)	371	348	324	293

Les évolutions des volumes et masses ainsi que les rapports de ces grandeurs avec les volumes et masses à la densité de référence sont présentés dans les figures 2.32 à 2.35.

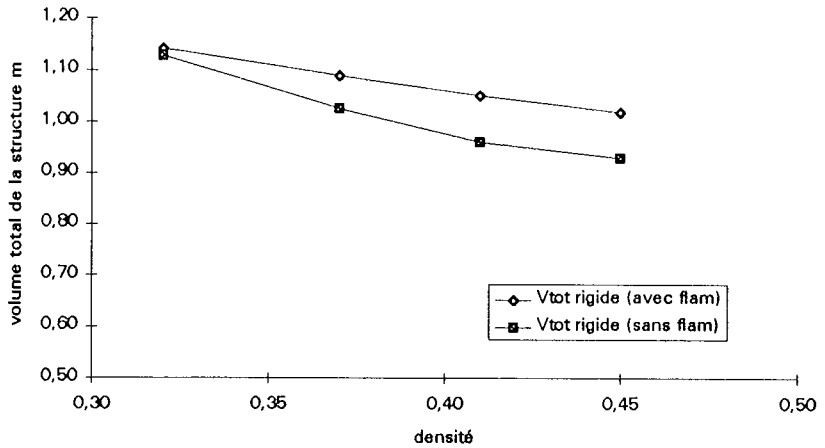


Figure 2.32 : Variation du volume total ***de la structure*** en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

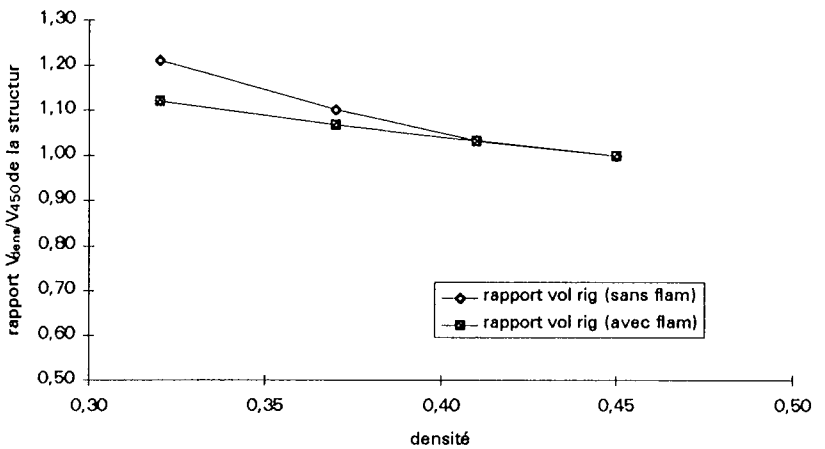


Figure 2.33 : Variation du rapport entre le volume total ***de la structure*** à la densité considérée (Vdens) et celui à 450 kg/m3 (V450), en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

Les fermettes représentent ici une proportion relativement réduite du volume total, le volume le plus important de la structure étant composé par des pièces en flexion. Ainsi, la prise en compte du flambement n'apporte-il pas de grandes différences significatives aux niveaux des volumes et des masses (figures 2.34 et 2.35), pour une densité du bois donnée. Sur d'autres hypothèses de calcul, pour lesquelles le nombre des fermes est plus élevé, cette différence devient de plus en plus importante, surtout dans le cas des fortes densités.

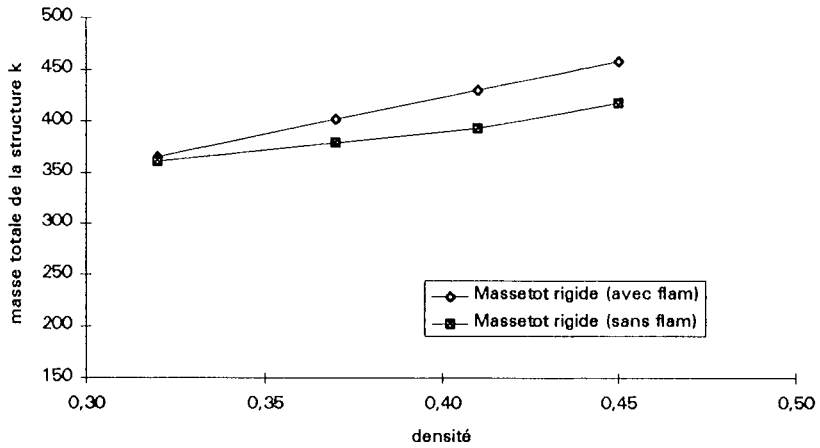


Figure 2.34 : Variation de la masse totale ***de la structure*** en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

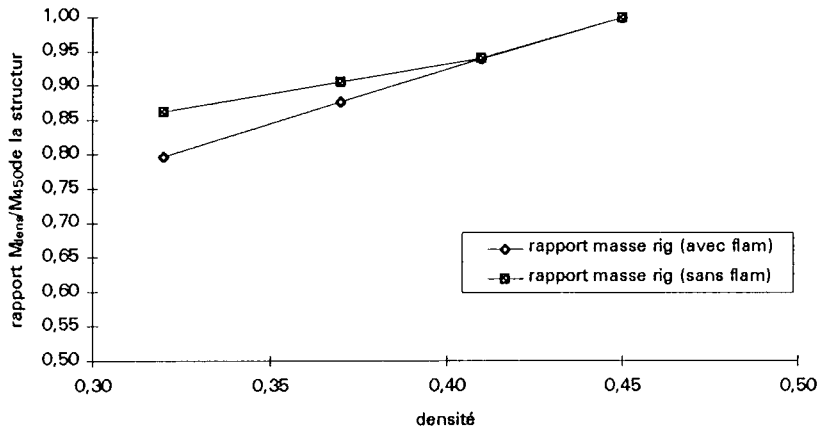


Figure 2.35 : Variation du rapport entre la masse totale ***de la structure*** à la densité considérée (Mdens) et celui à 450 kg/m3 (M450), en fonction de la densité du bois pour deux hypothèses de calcul

Le tableau 2.13 synthetise les résultats présentés dans les figures ci-dessus.

Tableau 2.13 : Valeurs des volumes (en m3) et des masses (en kg) pour la fermette uniquement et pour la structure globale (fermettes + grille extérieure) pour les 4 classes de densité prises en compte et pour les deux hypothèses de calcul considérées (les barres des fermettes en compression pure et en flambement)

densité	0,45 (densité de référence)	0,41	0,37	0,32
Volume fermette avec flambement	0,0327	0,0339	0,0354	0,0377
Volume fermette compression pure	0,0178	0,0189	0,0249	0,0353
Volume structure avec flambement	1,02	1,05	1,09	1,14
Volume structure compression pure	0,93	0,96	1,03	1,13
Masse fermette avec flambement	14,72	13,90	13,12	12,07
Masse fermette compression pure	8,03	7,73	9,22	11,3
Masse structure avec flambement	459	431	403	366
Masse structure compression pure	419	394	380	361

6. Conclusions

L'impact de la variation des propriétés mécaniques en fonction la variation de la densité du bois sur le dimensionnement des structures, a été étudié dans ce chapitre et nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- la diminution des propriétés mécaniques due à la diminution de la densité du bois exerce une forte influence sur le dimensionnement des structures en bois. La contrainte de rupture est le paramètre le plus sensible à la diminution de la densité. Le module d'élasticité en flexion est affecté en moindre mesure pour l'espèce que nous avons étudié (épicéa commun).
- l'effet de la densité du bois sur le dimensionnement des pièces en flexion ou en flambage, est moins marqué puisqu'il est basé sur le critère en déformation dépendant exclusivement de la variation du module d'élasticité. Les augmentations des hauteurs des sections ne dépassent pas, selon ce critère, les 15% entre les deux niveaux extrêmes de densité étudiés (0,45 et 0,32).
En revanche sur le dimensionnement des pièces en chargement axial pur (traction ou compression), l'effet de la densité du bois est très marqué. L'augmentation des hauteurs de sections peut atteindre, pour la même variation de densité, un rapport de 2.

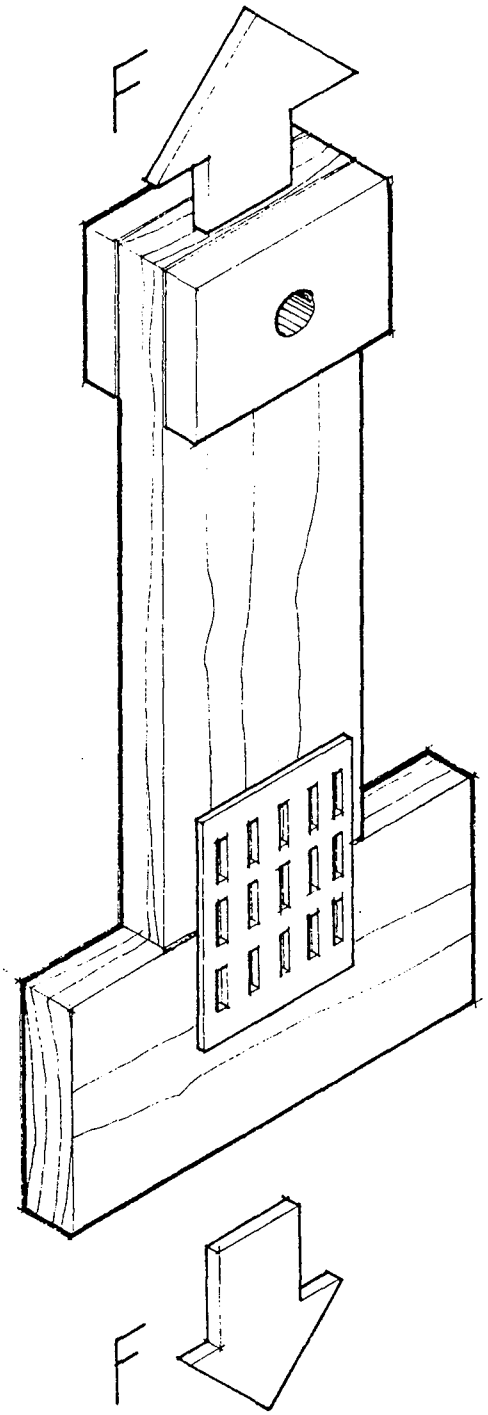
- l'utilisation des pièces en flexion par rapportaux sollicitations axiales (traction et compression pures), est celle que pénalise le moins le dimensionnement des structures en bois (dans le cas de l'hypothèse traitée) et cet effet est d'autant plus marqué que les densités du bois sont faibles.
- les modèles de prédiction des propriétés mécaniques à partir de la densité du bois utilisés pour baser notre raisonnement, donnent une précision assez faible ($0,3R^2<0,5$) ce qui montre que d'autres paramètres interviennent de façon importante sur les propriétés mécaniques du bois.
- un des facteurs les plus importants pour expliquer la variation des propriétés mécaniques est lié à la présence des singularités notamment les noeuds et la déviation du fil associée. Nous avons montré que le diamètre d'un noeud, à partir d'une certaine valeur, efface l'effet de la densité du bois en ce qui concerne la contrainte de rupture en traction. Nous avons tenté de déterminer sur des pièces à dimension d'emploi l'effet sur la contrainte de rupture de la prise en compte du diamètre du noeud à l'endroit de la rupture et la déviation locale du fil. Cependant, le modèle obtenu ne diminue pas sensiblement la dispersion des résultats.

Le tableau suivant donne l'effet de la densité (ici montré en rapport entre la densité de référence 0,45 et la limite inférieure 0,32) sur les propriétés mécaniques en flexion et les volumes nécessaires utilisés, pour les pièces en flexion et pour les fermettes.

Tableau 2.14 : Rapport entre la densité de référence et la limite inférieure des valeurs des propriétés mécaniques en flexion et les volumes pour les pièces en flexion et pour les fermettes (cas de compression pure)

densité	Module d'élasticité E	Contrainte de rupture σ_{rup}	Pièces en flexion (volume à "b" constant)	Fermettes (compression pure)
0,45	1	1	1	1
0,32	0,73	0,58	1,11	1,98

Remarque: Dans le but de d'avoir une idée sur l'influence de la densité sur le dimensionnement, nous avons considéré une forte variation de la densité du bois qui rarement arrive à des seuils aussi faibles



CHAPITRE 3

Chapitre 3

Influence de la densité du bois sur le comportement mécanique des assemblages par connecteurs métalliques soumis à des sollicitations statiques et cycliques

1. Introduction

Les assemblages sont, le plus souvent, les points de faiblesse des structures bois. Ils diminuent la rigidité, voire la résistance globale des ouvrages. A la différence des structures en acier (cas des liaisons soudées par exemple) ou des structures en béton, les assemblages bois/bois ne peuvent pas être considérés comme parfaitement rigides. Ils autorisent un déplacement relatif entre les pièces assemblées caractérisant ainsi le phénomène local de glissement, et provoquant des déformations totales plus importantes.
Le phénomène de glissement est pris en compte dans la plupart des règles de dimensionnementen en majorant les déformations élastiques du matériau. Dans la pratique, cette majoration, revient à diminuer le module d'élasticité du bois (de plus de moitié dans les cas les plus défavorables). Cette méthode pénalise encore plus l'utilisation du bois dans la construction, lui attribuant des propriétés mécaniques médiocres sans vraiment résoudre le problème.
Le dimensionnement des structures bois est donc étroitement lié au comportement des assemblages et l'étude des structures bois ne peut l'ignorer.

Parmi tous les types de liaisons, les connecteurs métalliques présentent un intérêt tout particulier. Introduits aux Etats Unis après la seconde guerre mondiale, les connecteurs métalliques sont de nos jours très répandus, de par leur mise en oeuvre très simple entraînant ainsi une réduction des frais de production. La tendance est encore aujourd'hui à l'augmentation de l'utilisation de ce type de liaison. McALLISTER et FAUST (1992) observent qu'actuellement aux Etats Unis, pratiquement tous les treillis sont assemblés par connecteurs métalliques.
L'étude expérimentale du comportement mécanique des assemblages se fait principalement de manière statique. Ce type d'essai reflète mal les sollicitations répétées et prolongées dues par exemple, aux charges climatiques (vent et neige) ou aux séismes. La durée de vie d'une structure est donc directement liée à l'endommagement causé par ce type de sollicitations dynamiques.
Les études visant à déterminer le comportement des assemblages et plus particulièrement des connecteurs métalliques à dents sous chargements cycliques restent peu nombreux.

Par ailleurs, le comportement mécanique des assemblages est lié aux propriétés physico-mécaniques des bois et bien sûr à la géométrie et aux caractéristiques des connecteurs (taille, épaisseur, longueur des dents, densité de la denture...).
Dans le cadre de notre travail, (effet de la densité du bois sur les structures) l'analyse des effets, liés à la baisse de densité du bois sur le comportement des assemblages est un point

de passage crucial et inévitable pour l'estimation globale du comportement mécanique des structures bois.

Nous allons étudier les effets induits par la variation de densité du bois sur le comportement mécanique des liaisons bois-bois utilisant des connecteurs métalliques sous des sollicitations statiques et cycliques (en traction pure).
Sur un exemple d'application (une fermette en bois), l'effet du glissement lié à la diminution de la densité du bois est abordé.

2. Analyse bibliographique

Nous allons tenter de cerner les paramètres ayant une influence sur le comportement mécanique des assemblages. Dans un premier temps, nous nous intéressons aux sollicitations statiques et, dans un deuxième temps, aux sollicitations cycliques.

2.1. Paramètres caractérisant les assemblages

Nous avons vu que le calcul d'une structure répond en général à deux types de critères : un critère en contrainte (ruine) et un critère en déformation. Ces critères sont liés respectivement aux propriétés mécaniques "contrainte de rupture" et "module d'élasticité". Dans le cas particulier des structures assemblées, une grande partie du comportement mécanique est, de plus, liée aux assemblages.

La seule connaissance des charges critiques des assemblages peut rendre possible le dimensionnement en contrainte d'une structure treillis. Ce dimensionnement n'est cependant pas suffisant puisque la structure doit de plus respecter les limites globales de déformation imposées par l'usage.

Une étude comparative des déformations des structures assemblées (CTBA, 1981) a montré que les déformations réelles dues au glissement au niveau des assemblages peuvent dans certains cas dépasser de 2 à 4 fois celles estimées par le calcul. La méthode de calcul basée sur la théorie des poutres considère le matériau linéaire élastique et assure la continuité parfaite des déplacements aux liaisons. Dans la réalité, l'assemblage doit être, au contraire, considéré comme une liaison "semi-rigide". En plus dans la majorité des cas, le glissement des assemblages présente un comportement non-linéaire, c'est-à-dire qu'il dépend de l'intensité du chargement (le glissement est d'autant plus important que le chargement est élevé).

C'est dans l'objectif de pouvoir intégrer la non linéarité du comportement des assemblages dans le calcul des structures en bois, que différents auteurs dont DUCHANOIS et al (1993) ont démontré que le glissement des assemblages peut être correctement caractérisé par une matrice des raideurs fictives facilement mesurables. La prise en compte de ces raideurs permet d'appréhender correctement le comportement mécanique des structures si l'on tient compte du glissement non linéaire mis en évidence dans la majorité des moyens d'assemblage bois/bois. Un algorithme qui, pour chaque incrément de charge, recalcule la raideur tangente des assemblages est en général utilisé. Le modèle permet d'estimer la ruine de la structure grâce à la connaissance de l'effort critique Fc atteint par un des assemblages, créant une instabilité interne dans le système. C'est ce modèle que nous allons utiliser pour

la prise en compte de la raideur des assemblages dans le dimensionnement de la structure présenté au chapitre 2 et que nous allons reprendre dans la 2e partie du présent chapitre 3.

2.2. Sollicitations statiques

Plusieurs paramètres peuvent influencer le comportement mécanique des assemblages: densité du bois, propriétés mécaniques, caractéristiques des matériaux dans l'assemblage, géométrie et orientation des connecteurs par rapport au fil du bois. Chacun de ces facteurs a été étudié dans la suite de ce travail.

2.2.1. La densité du bois

Bien que les connecteurs métalliques à dents estampées soient très largement utilisés en construction légère individuelle et en charpentes industrielles, on connaît très peu sur l'effet de la densité du bois sur le comportement global des assemblages. Sur d'autres assembleurs, une étude bibliographique effectuée par PALKA (1981) a montré que la résistance et la rigidité des liaisons en bois cloués et boulonnés, augmentaient avec la densité du bois utilisé dans la structure.
En poursuivant ses recherches, PALKA (1984) a modélisé l'effet de la densité du bois sur le comportement charge-déplacement ainsi que les charges admissibles pour des assemblages réalisés au moyen de connecteurs, soumis à des efforts de traction axiale statique, pour trois classements de bois et deux espèces commerciales (épicéa et pin), selon deux orientations de connecteur par rapport à l'angle du fil du bois (0° et 90°) dans chaque classement. Pour chacune des 12 combinaisons, 30 éprouvettes ont été préparées donnant un total de 360 pièces.

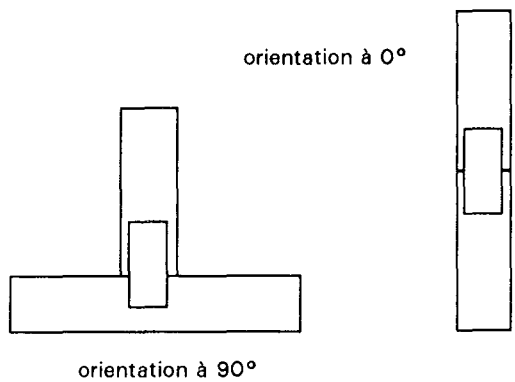


Fig 3.1 : Orientation des connecteurs par rapport au fil du bois des éprouvettes testées par PALKA (1984)

Il en adéduit un modèle à quatre paramètres permettant la description de la courbe charge-déplacement du type :

$$P = [A_0 + A_1 w + A_2 w^2] [1 - \exp(-A_3 w)]$$

où

P représente la charge.

w est le glissement de l'assemblage à la charge de rupture

A0, A1, A2 et A3 ***sont des paramètres d'ajustement de l'équation (régression multiple).***

PALKA a montré que les différences de classement, d'orientation du fil du bois et de densité du bois affectaient considérablement la résistance de la liaison.
L'auteur a déterminé un modèle de prédiction des charges admissibles pour connecteur en fonction du classement du bois et de la densité anhydre. Le modèle intègre également l'orientation du connecteur par rapport au fil (θ) à travers la relation à utiliser pour le bois à l'état "sec à l'air" :

$$P_{adm} = 0{,}333 \left(\frac{1650}{GS}\right)^{1,5} [(0{,}82GS - 780).SG].(1 - 0{,}15 \sin \theta)$$

avec:

P_{adm} charge admissible de l'assemblage qui correspond à 1/3 de la charge critique (en livres)

GS désignation de la classe de résistance

SG densité anhydre

θ angle d'orientation des connecteurs par rapport au fil du bois

Une des conclusions des plus intéressantes dans le contexte de notre travail, et à travers l'analyse de PALKA est liée au fait qu'un gain de 0,10 en densité, augmente la charge admissible de 25% en moyenne, dans chacune des classes étudiées de bois sec à l'air.

Par contre, d'autres études ont montré que la densité du bois n'a qu'une importance relative sur d'autres propriétés. Par exemple sur des assemblages cloués réalisés en bois de douglas avec des flasques en contreplaqué, ATHERTON et al (1980) ont montré que l'effet de la densité (ici masse volumique mesurée à 7,5% d'humidité) sur l'absortion d'énergie et sur la raideur de la liaison était **négligeable** (en comparaison des effets du niveau de charge appliquée et du coefficient de frottement entre les pièces assemblées).

En tout état de cause, les normes reconnaissent l'influence de la densité du bois sur les assemblages.
Dans le cas des assemblages par tiges, l'Eurocode 5 considère que la densité (ρ) influe sur la raideur (module de glissement instantané) K_{ser} de chaque organe d'assemblage (par plan de cisaillement), puisqu'il précise de la calculer à partir de l'expression suivante :

$$K_{ser} = \rho_k^{1,5} \cdot \frac{d}{20}$$

où :
d est le diamètre de l'organe d'assemblage sollicité (en mm)
Kser raideur de l'assemblage(N/mm)

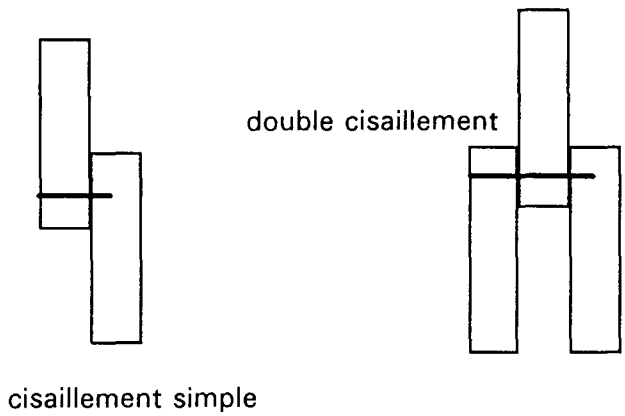


Figure 3.2 : Plans de cisaillement des organes d'assemblage par tige

Sur la charge de calcul, pour les assemblages du type tige, (pointes, boulons, agrafes), la densité du bois est toujours prise en compte en tant que facteur multiplicatif de la résistance de l'organe d'assemblage.
Pour les assemblages par connecteurs métalliques, la résistance doit être déduite d'essais mécaniques. Aucune indication sur l'influence de la densité du bois n'est alors donnée sur ce type d'assemblage.

2.2.2. Propriétés mécaniques du bois et propriétés des assemblages

SASAKI et FUMOTO (1993) ont réalisé une étude expérimentale sur 18 fermes réalisées en épicéa, pin et douglas assemblées par connecteurs métalliques à dents. L'objectif du travail était de déterminer comment les propriétés en flexion de ces structures changent en fonction de la variation de la rigidité du bois des barres et de la rigidité des liaisons.
Ils ont montré que la rigidité de la structure était corrélée linéairement avec les rigidités des membres et des liaisons.
Des deux paramètres étudiés, la rigidité des assemblages était celui qui affectait le plus les propriétés en flexion (charge de rupture et déformations globales).
Cela indique qu'une bonne performance mécanique de l'assemblage peut compenser une diminution des propriétés mécaniques du bois sans affecter de façon très importante le comportement global de la structure.

2.2.3. Orientation des connecteurs

La plupart des barres d'une structure sont assemblées suivant des directions différentes de 0° et 90°. Cela revient à dire que les assemblages sollicitent le bois en dehors des axes du repère classique d'anisotropie (R, T, L). Dans le but de vérifier l'effet de l'angle d'application du connecteur par rapport au fil du bois sur le comportement mécanique de l'assemblage, GEBREMEDHIN, JORGENSEN et WOELFEL (1992) ont effectué une étude sur un total de 36 éprouvettes sollicitées en traction et en cisaillement. Les configurations testées sont montrées sur la figure suivante :

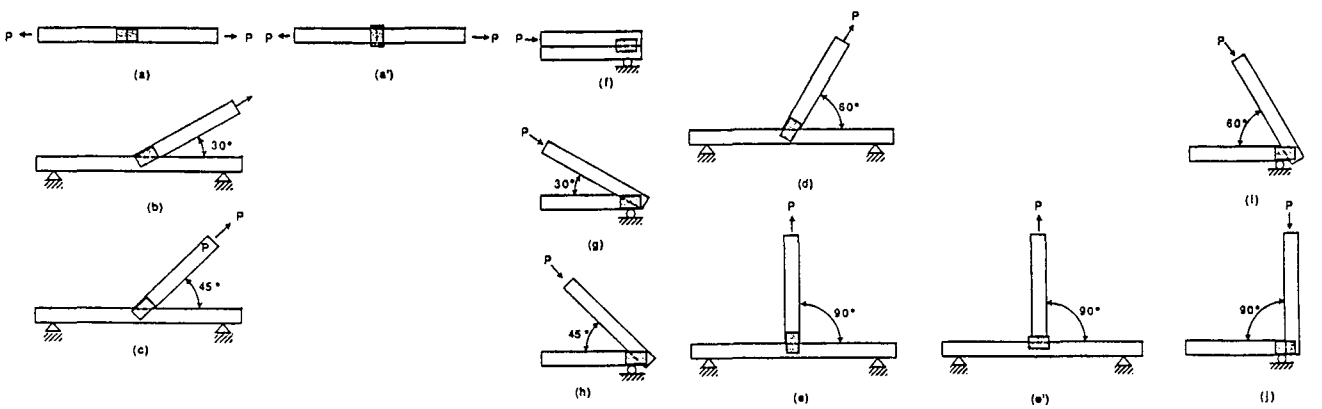


Figure 3.3 : Configuration des éprouvettes de (a) à (e') ont été testées en traction et de (f) à (j) en cisaillement. *Adapté de GEBREMEDHIN, JORGENSEN et WOELFEL (1992)*

Les principales conclusions tirées par ces auteurs sont récapitulées ci-dessous :

• l'arrachement des dents est le mode de rupture le plus courant pour les éprouvettes testées en traction. Pour l'angle égal à 0°, la rupture se fait par cisaillement du connecteur. La rupture ce produit par arrachement des dents pour les angles de 30° et 45°, pour les angles de 0° et 90° la rupture se produit de manière systématique dans le bois,

• toutes les courbes charge-déplacement présentent un comportement non-linéaire,

• la charge critique ainsi que la rigidité en cisaillement restent toujours inférieures aux résultats obtenus en traction. La rigidité décroît en fonction de l'augmentation de l'angle pour les éprouvettes en cisaillement.

• pour les assemblages testés en traction, les valeurs de résistance et de rigidité sont nettement plus faibles lorsque l'axe du connecteur est orienté perpendiculairement à la direction de la charge que lorsque son axe lui est parallèle,

• la rigidité des liaisons pour des orientations intermédiaires peut être déterminée en utilisant une équation du type Hankinson.

Cette relation est exprimée de la façon suivante:

$$K_\theta = \frac{K_{0°} * K_{90°}}{K_{0°} * \sin^n\theta + K_{90°} * \cos^n\theta}$$

où:

n = exposant d'ajustement

K_θ = rigidité prédite pour une orientation intermédiaire entre 0° et 90°.

θ = angle entre la charge appliquée et la direction des fibres.

$K_{0°}$ et $K_{90°}$ = raideur des orientations standards respectivement à 0° et 90°.

Suivant les auteurs, un exposant n (=1,5) donne une approximation raisonnable pour les éprouvettes testées en traction. Dans le cas du cisaillement, un exposant de 2,0 à 2,75 donne des valeurs de prédiction acceptables.

2.3. Sollicitations cycliques

La littérature présente de nombreux travaux sur le comportement aux sollicitations cycliques du bois ou des matériaux à base de bois : néanmoins les études traitant spécifiquement de ces sollicitations sur les assemblages sont assez rares. Les chercheurs japonais, naturellement préoccupés par les tremblements de terre dans leur pays, ont largement contribué à alimenter ce thème (PARK et MATAKI, 1990; KOHARA et OKUYAMA, 1993).

La Normalisation sur la conception et le calcul des charpentes en bois (CTBA, 1978; UEAtc, 1979; DTU, 1984,) ne concerne cependant en France que les propriétés statiques des joints. Les essais statiques ne sont pas adaptés à l'évaluation des charges climatiques cycliques liées aux effets du vent et même de la neige ou aux désastres naturels tels que les tornades et tremblements de terre (HAYASHI et al., 1979; TOKUDA, 1987; JANG et al., 1993) qui produisent des chargements particuliers à haute ou basse fréquences. Ces chargements sont de natures dynamiques et varient avec le temps, ce qui peut entraîner l'endommagement des structures par fatigue.

Il est probable que beaucoup de cas de ruine dont les causes sont inconnues, pourraient être attribués à la fatigue des liaisons.

L'effet des chargements cycliques est mis en évidence par plusieurs auteurs, dont TOKUDA (1987). En analysant le comportement des murs de contreventement sous chargements cycliques, il a montré que les effets dynamiques entraînés par ce type de sollicitation avaient une forte influence sur le comportement mécanique de ces murs légers et doivent être impérativement pris en compte dans le dimensionnement.

Les assemblages sont aussi une importante source de dissipation d'énergie dans une structure bois, lors d'un tremblement de terre par exemple. C'est une des raisons pour lesquelles les bâtiments en bois sont particulièrement adaptés aux zones à risques en matière de séismes.

Le nouveau texte de l'Eurocode 5 (1995) traite du sujet d'une façon assez générale en conseillant que les charges agissant sur les assemblages doivent être majorées de 50% pour prendre en compte les sollicitations cycliques alternées de traction et de compression.

Dans la pratique, cela revient à dire que l'assemblage perd 30% de sa capacité de résistance sous des chargements dynamiques.

Plusieurs travaux montrent que les effets des chargements cycliques peuvent être beaucoup plus sévères.

Ces travaux portent sur l'analyse de la limite d'endurance. La limite d'endurance ou limite de fatigue, est la charge pour laquelle une structure peut supporter un nombre infini de cycles.

ECKELMAN (1970) par exemple s'est intéressé au problème des assemblages par chevilles qui présentent l'inconvénient de souvent rompre en service. Ce problème est habituellement attribué à des efforts internes à la liaison générés par le retrait et le gonflement du bois. En étudiant en détail ces liaisons, il a démontré que le problème est en fait lié à l'endommagent mécanique causé par des sollicitations cycliques.
Les observations de l'auteur montrent que pour les assemblages à chevilles la limite de fatigue peut être inférieure au sixième (1/6) de la charge critique en sollicitation statique.

D'autres auteurs tels que HAYASHI et al (1980) montrent que la limite d'endurance pour des assemblages par connecteurs métalliques varie dans une plage de 20% à 25% (1/5 à 1/4) de la charge critique observée lors des essais statiques (pour les chargements en traction pure uniquement). Si les sollicitations sont alternées en traction et compression on vérifie encore une baisse de la limite d'endurance, qui selon les auteurs, peut arriver à 17% (1/6) de la charge de rupture en essai statique. Des résultats similaires sont observés par d'autres auteurs.

SOLTIS et MTENGA (1985) ont comparé la résistance latérale des clous en essais dynamiques selon deux configurations d'assemblages. Bien que l'objectif du travail n'ait pas été de déterminer la limite d'endurance de ces assemblages (le nombre de cycles maximun était de 160), ils ont pu montrer qu'à la fin des essais cycliques, la charge critique de rupture correspondait à 50% de la charge de rupture statique.
TOKUDA (1987) a étudié la fatigue de panneaux cloués de contreventement soumis à des chargements cycliques alternés symétriques de traction et de compression.
Il a montré que la durée de vie du panneau peut être estimée avec un bon niveau de précision à partir des propriétés en fatigue de petites éprouvettes d'assemblages cloués. Afin d'éviter l'endommagement des panneaux, la limite de fatigue déduite à partir des éprouvettes, doit rester inférieure à environ un 1/3 de la charge de rupture ***statique*** (à vérifier) des éprouvettes.
Ce travail présente un intérêt tout particulier du fait qu'il permet la prédiction du comportement de la structure en fatigue à partir de petites éprouvettes.
Les effets des chargements cycliques sont aussi importants en ce qui concerne la perte de rigidité et l'augmentation du glissement.
POLENSEK et BASTENDORF (1987) ont montré que les assemblages cloués dans les constructions légères en bois sont la cause principale des baisses de rigidité et aussi d'atténuation d'énergie causées par les chargements cycliques.
Les auteurs définissent une grandeur caractéristique de l'atténuation énergétique ou un rapport d'amortissement d'énergie ("damping ratio"- ce coefficient est le rapport entre

l'énergie dissipée est l'énergie totale fournie au système). Il semble que cette valeur soit indépendante du nombre de cycles. C'est ce qu'ont montré ATHERTON et al. (1980). Grâce à cette notion, POLENSEK et BASTENDORF (1987) ont pu réduire considérablement le nombre de cycles dans leurs essais (ils ont réalisé 4 cycles).

2.3.1. Effet des caractéristiques des matériaux sur le comportement de l'assemblage

POLENSEK et BASTENDORF (1987) ont étudié 21 types d'assemblages avec 15 éprouvettes par type. Les assemblages étaient testés en cycles alternés de traction et de compression afin de caractériser le rapport d'amortissement d'énergie "damping ratio" et la rigidité de ce genre de liaison. Pour éviter l'effet de la densité du bois sur les variables mesurées, les auteurs avaient réalisé un échantillonnge pour chaque essence de façon à ce que la densité était en moyenne identique pour l'ensemble des éprouvettes. Parmi les variables étudiées, l'espèce était celle qui affectait le plus ces propriétés. Le rapport d'amortissement des liaisons réalisées sur épicéa (épinette d'engelmann - *Picea engelmannii*) avec des flasques en contreplaqué, varie dans une plage de 10 à 15%, alors que les valeurs correspondantes pour les joints de Douglas et de Western Hemlock (tous les deux assemblés avec des flasques en contreplaqué) variaient entre 20% et 40%. Les assemblages réalisés à partir de Western Hemlock étaient ceux présentant les valeurs de glissement les plus faibles à un seuil de charge donné.

2.3.2. Caractéristiques des connecteurs

MEISTERMAN et OHNIMUS (1993) ont testé des assemblages à 90° en utilisant 2 tailles de connecteurs différentes (B24 à 64 dents et 50 x 100 mm² et B35 à 120 dents 75 x125 mm² de largeur) en sollicitations statiques et cycliques. Les tests étaient réalisés en cycles de traction pure. En essai statique, le connecteur B24 peut supporter un niveau de charge par dent 30% plus élevé que le B35 (160 N et 125 N respectivement).
En fatigue, le connecteur B35 présente des vitesses d'endommagement plus élevées que les B24 (mais à un niveau de charge plus élevé); en d'autres termes, les B35 avec des dimensions plus importantes "fatiguent" plus rapidement que les B24.
Des résultats similaires sont rapportés par HAYASHI et al. (1980). Les auteurs ont analysé les propriétés à la fatigue d'assemblages aboutés par connecteurs métalliques de deux tailles différentes : le type A à 20 dents et le type B à 60 dents. La limite de fatigue **par dent** était de 133 N et 103 N respectivement pour les types A et B. Deux explications sont avancées.

La première est basée sur l'effet de taille : en général, la résistance à la fatigue d'un matériau dépend de la taille de l'échantillon testé, la résistance à la fatigue est d'autant plus faible que la taille de l'échantillon est importante (TIMOSHENKO,1956).
La deuxième, repose sur la reprise des efforts dans le connecteur : avec l'augmentation du nombre de dents et la taille du connecteur, les efforts sont concentrés sur quelques dents et par conséquent, la résistance à la fatigue **par dent** d'un connecteur de moindres dimensions est plus élevée que celle d'un connecteur plus large.

2.3.3. Fréquence - Taux de chargement.

Un bâtiment soumis à des sollicitations aléatoires, vents ou tremblements de terre, vibre à sa fréquence naturelle. Dans les bâtiments de faible hauteur, les fréquences naturelles varient de 5 à 14 Hz (MEDEARIS, 1975). Cela revient à dire que les assemblages seront chargés à ces mêmes fréquences.
Les relations entre fréquence de chargement et les propriétés des liaisons ont été montrées par WILKINSON (1976). Il a démontré que la variation de la fréquence d'un chargement vibratoire a une influence directe sur l'évolution de la rigidité des joints boulonnés et cloués. La résistance de l'assemblage est aussi affectée : globalement elle diminue avec la diminution de la vitesse de chargement. Apparemment, une fréquence peu élevée modifie la durée d'application de la charge et par conséquent, le comportement mécanique de l'assemblage. D'autres auteurs relativisent l'effet "fréquence" sur le comportement général des liaisons.

SOLTIS et MTENGA (1985) qui ont travaillé sur des assemblages cloués à 2 niveaux de fréquence (1 et 10 Hz) montrent que l'effet de la fréquence de chargement n'est pas significative sur la résistance de l'assemblage. Cette différence entre les deux niveaux de fréquence est inférieure à 10%.
Cependant l'effet du niveau de fréquence sur la résistance d'un seul clou est significatif pendant le premier cycle. La résistance latérale d'un clou est liée négativement à la fréquence de chargement.
L'impact de la fréquence s'atténue toutefois au cours des cycles.
D'après ces auteurs, des facteurs autres que la fréquence, comme par exemple, la déformation plastique de la matrice de bois entourant le clou, deviennent apparemment plus importants avec l'augmentation du nombre de cycles, faisant diminuer de cette façon, l'effet de la fréquence de chargement sur la charge critique de la liaison.

Conclusions de la partie bibliographique

Le nombre de travaux concernant l'influence de la densité du bois sur le comportement mécanique des assemblages sous sollicitation statique est relativement réduit.
Dans le cas d'assemblages par connecteurs métalliques à dents, la densité semble influencer fortement la résistance. En effet, un gain de 0,1 en densité peut augmenter la charge de rupture de 25%.
D'autres facteurs comme l'essence de bois utilisé, la géométrie ou l'orientation des connecteurs semblent aussi agir sur le comportement mécanique de l'assemblage.
En ce qui concerne l'influence de la densité sur le comportement des assemblages sous sollicitations cycliques, aucune information n'a pu être recencée dans la littérature analysée.
D'une façon générale, les auteurs admettent que les essais statiques sont inadaptés pour prédire le comportement d'une liaison sous chargement cyclique. Des essais de fatigue sont donc nécessaires afin de déterminer le comportement mécanique d'un assemblage.
La limite d'endurance pour certains types de liaisons peut être aussi faible que le 1/6 de la charge à la rupture statique.
La fréquence des chargements n'est pas un facteur déterminant, contrairement à l'amplitude du cycle (cycles alternés de traction et compression ou de traction pure) capable de réduire la limite d'endurance de façon significative.

3. Méthodes expérimentales

3.1. Les assemblages testés

3.1.1. Le bois: tri et conditionnement

L'essence utilisée est de l'épicéa commun (*Picea abies* Karst).
Le matériel expérimental provient des deux peuplements l'un indentifié et suivi par l'INRA; **Heez d'Hargnies** et l'autre par l'AFOCEL; **Grandvillers** . Les caractéristiques de ces deux peuplements ont été données dans le chapitre 2 (tableau 2.2), partie "matériels et méthodes".
Deux lots, l'un de faible densité, l'autre de forte densité, ont été constitués à partir des avivés tirés de ces deux peuplements caractéristiques.
Nous en avons tiré 2 nouveaux lots d'éprouvettes choisies aux extrémités de chaque gamme de densité.
Les caractéristiques de ces deux lots sont données dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2 - Caractéristiques de densité des deux lots d'éprouvettes testées

	Lot de forte densité à 12%	Lot de faible densité à 12%
nombre	15	14
maximum	0,56	0,38
minimum	0,45	0,34
moyenne	0,48	0,36
écart type - σ	0,037	0,012
coeff. variation C.V.	7,7%	3,3%

3.1.2. Les éprouvettes.

Chaque éprouvette est de droit fil rabotée 4 faces, tronçonnée d'équerre (pour empêcher toute rotation du connecteur au moment de l'essai), exempte de noeud au niveau de l'assemblage bois-connecteur.
Le rabotage a été nécessaire pour permettre l'application parfaite du connecteur sur le bois (MEISTERMANN et OHNIMUS, 1993). Chaque éprouvette a été renforcée par des épaulements en bois de chêne de 10 mm afin de limiter le matage au niveau du point d'application de la charge.

Les caractéristiques géométriques des éprouvettes sont données sur la figure 3.4.

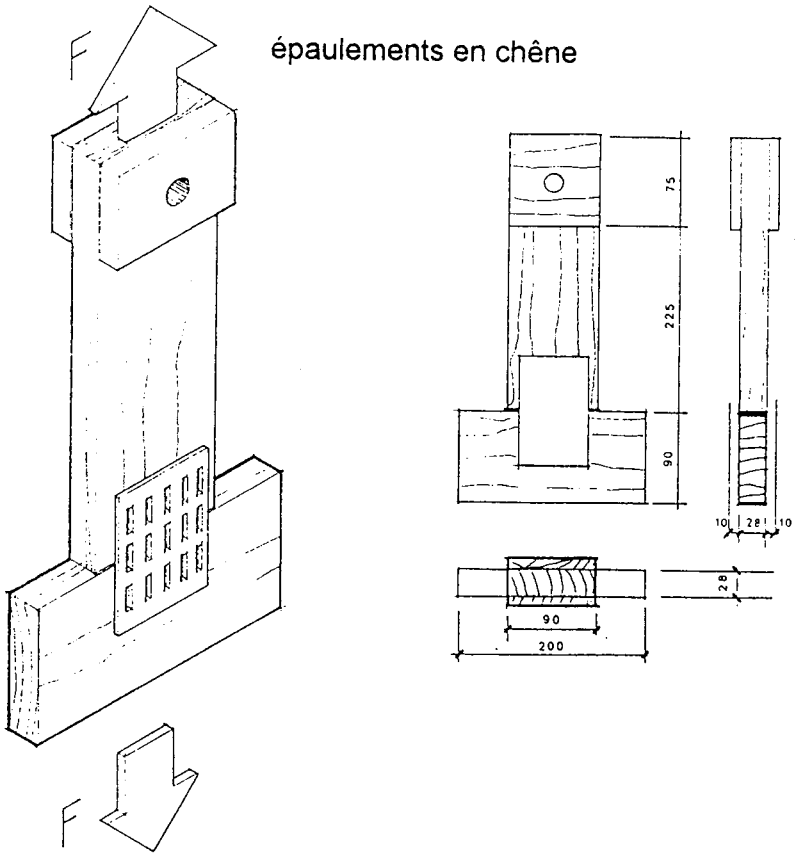


Figure 3.4 : Dimensions et géométrie des éprouvettes

3.1.3. Le connecteur

Les connecteurs utilisés sont du type B35 de chez Stanley-Bostitch. Il s'agit d'un connecteur très utilisé en charpente industrielle.

Caractéristiques:

- Dimensions : 75 x 125 mm², 120 dents.
- Matière : tôle galvanisée $FePO_2G$
- Résistance à la traction : Rm = 500 N/mm²
- Allongement à la rupture : A80 = 22 %

Industriellement, les connecteurs sont positionnés sur les fermettes puis pressés soit par rouleau, soit par presse. Nous avons cherché à respecter la directive UEAtc (1979) pour l'agrément des connecteurs métalliques pour charpentes en bois, dans la mise en place de nos connecteurs qui s'est faite, pour cette étude, à la presse (à la pression moyenne de 2,2 MPa toutes les éprouvettes confondues)

3.1.4. Le dispositif d'essai

Tous les essais (statiques et de fatigue) ont été effectués sur machine universelle d'essais (type Instron 4206). Cet équipément n'est pas spécifique aux essais de fatigue mais présente l'avantage de pouvoir fournir à chaque cycle, l'ensemble des informations nécessaires.

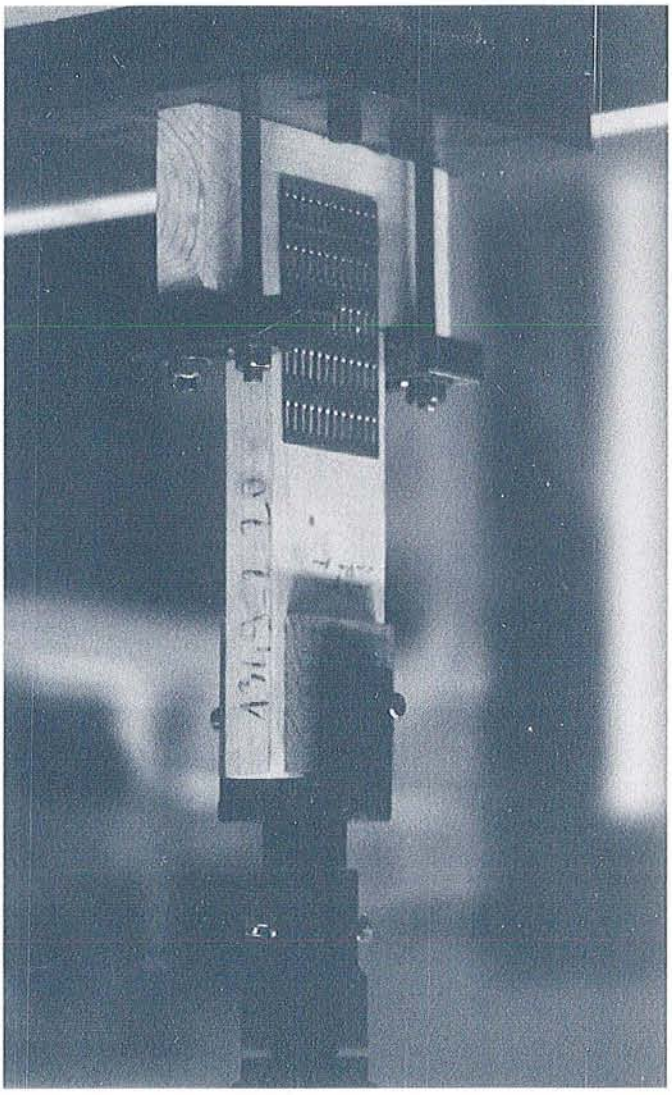


Figure 3.5 : Montage expérimental

Deux plaques d'acier ont été disposées de part et d'autre de la partie basse de l'éprouvette. Elles permettent de diminuer les effets d'écrasement locaux du bois dus aux brides reliées aux bâtis.

Un capteur de déplacement LVDT est placé au niveau du connecteur afin de suivre son déchaussement.

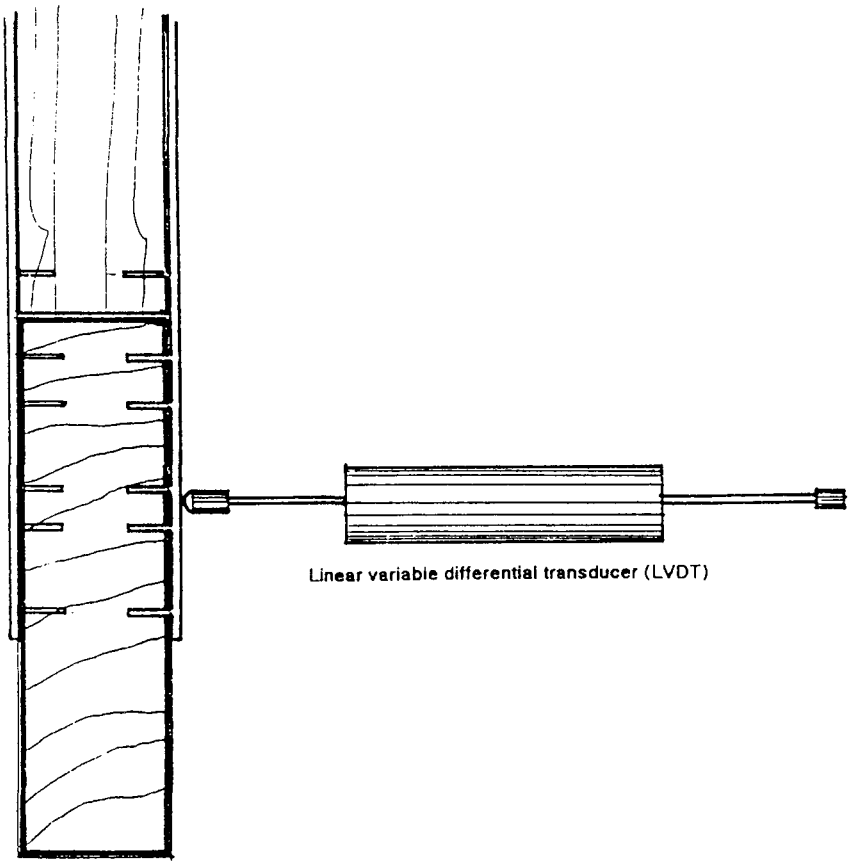


Figure 3.6 : Mesure du déplacement horizontal d (déchaussement) des connecteurs

Après chaque essai, l'humidité de l'éprouvette était contrôlée par prélèvement pour tenir compte d'éventuelles dérives d'hygrométrie et de température. Pour l'ensemble des éprouvettes testées, l'humidité du bois variait de 10,7% à 11,7%. Du fait de sa plage très étroite de variation au cours des essais, ce paramètre n'a pas été retenu comme cause de variation dans nos résultats.

3.1.5. Les essais Statiques

Le niveau de chargement à appliquer à l'assemblage pour les essais en fatigue, a été déterminé à partir d'essais statiques sur les deux familles d'éprouvettes correspondant chacune à une classe de densité du bois

Deux éprouvettes ont été choisies aux extrémités des valeurs de densité de chacun des lots et une 3ème au centre. Ces essais ont été menés en traction pure. Il s'agit d'un essai classique qui donne :

- la force maximun de rupture,
- la raideur (en KN/mm) de l'assemblage qui est la pente de la droite tangente à la courbe charge/déplacement :

L'allure générale de ces courbes est la suivante :

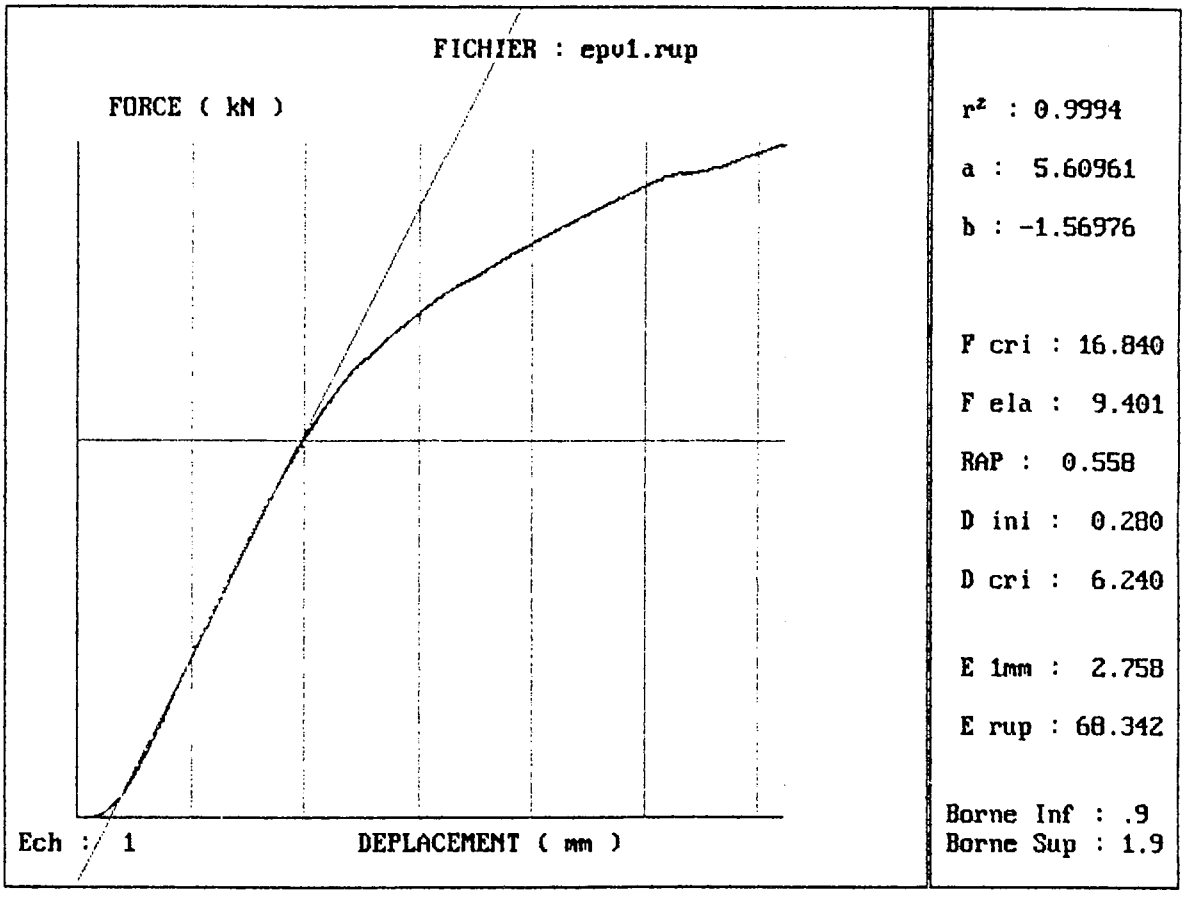


Figure 3.7 : Loi de comportement des assemblages. Courbe force-déplacement typique d'un essai statique

3.1.6. Les essais de fatigue. Description

Nous avons procédé à des cycles ondulés de traction. Un cycle de chargement est défini entre 2 niveaux de force imposés. Le niveau minimum a été pris voisin de 0; néanmoins, pour éviter des problèmes de jeux, nous avons fixé le seuil bas à 0,1 kN.
Le seuil haut est une fraction de la force critique statique qui n'est pas connue pour chaque éprouvette. Nous l'avons déduit des essais statiques (§ 3.1.5). Le type de chargement cyclique appliqué est présenté sur la figure 3.8

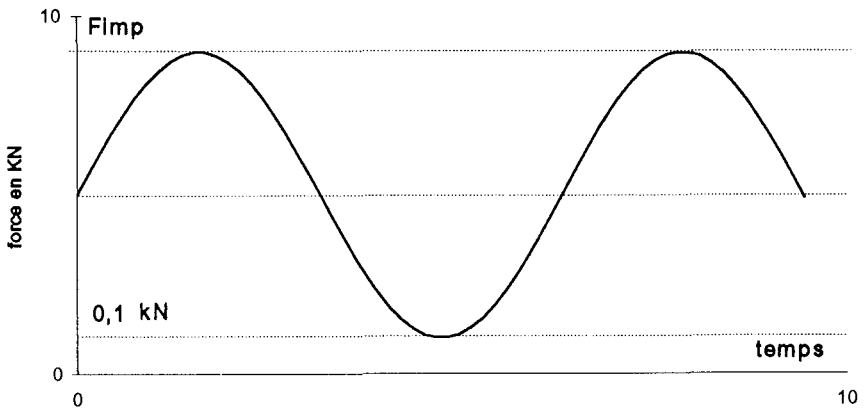


Figure 3.8 : Représentation graphique du chargement appliqué

La vitesse de déplacement de la traverse de la machine d'essais mécaniques a été ajustée en permanence de manière à respecter la consigne de chargement (F_{imp}) au plus juste.
Nous réalisons en moyenne 1000 cyles en une heure soit une fréquence de 0,28 Hz.

Par cycle nous obtenons les données suivantes:

- Le numéro du cycle **N**
- Le déplacement vertical résiduel qui est la déformation irreversible de l'éprouvette **g**
- La raideur de l'assemblage représentée par la tangente à la droite de la courbe charge-déplacement **K**
- L'énergie fournie pour atteindre le seuil haut qui est le produit de la force imposée par le déplacement vertical maxi correspondant $\mathbf{E_f}$
- L'énergie dissipée qui est la différence entre l'énergie totale fournie dans un cycle et l'énergie totale fournie dans le cycle immédiatement antérieur $\mathbf{E_d}$

Les courbes force-déplacement sont du type présenté dans la figure 3.9 :

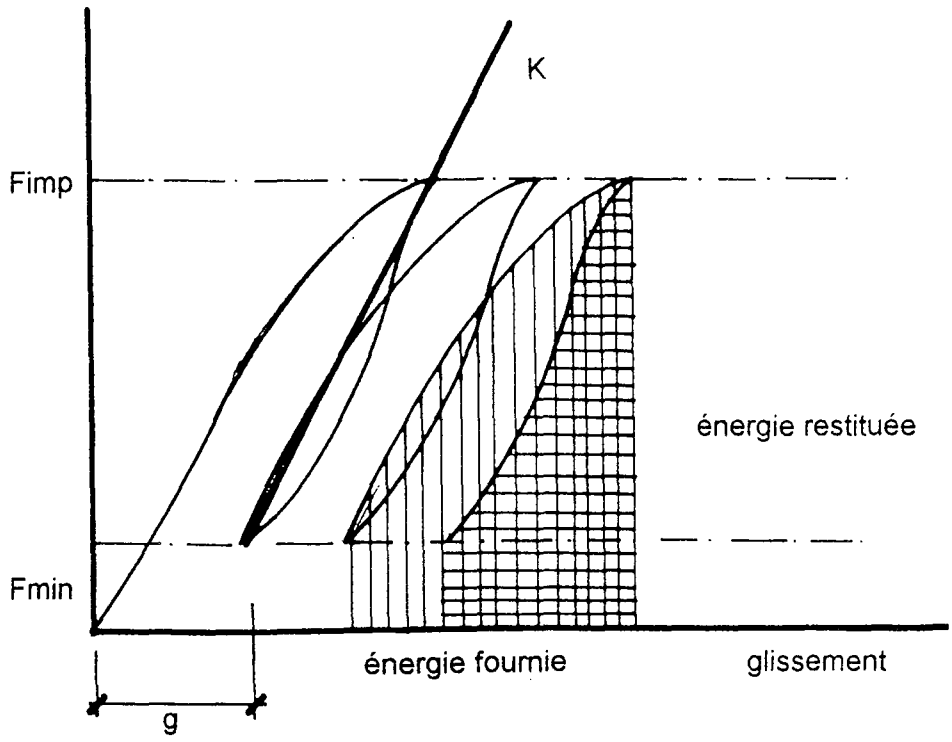


Figure 3.9 : Boucles de fatigue - Courbe force-déplacement caractéristique d'un essai à chargement cyclique. Paramètres enregistrés par cycle

4. Résultats

4.1. Evolution du déplacement résiduel et de la raideur de l'assemblage en fonction du nombre de cycles

Sur la figure 3.10 nous présentons l'évolution du déplacement résiduel de l'assemblage en fonction du nombre de cycles réalisé.

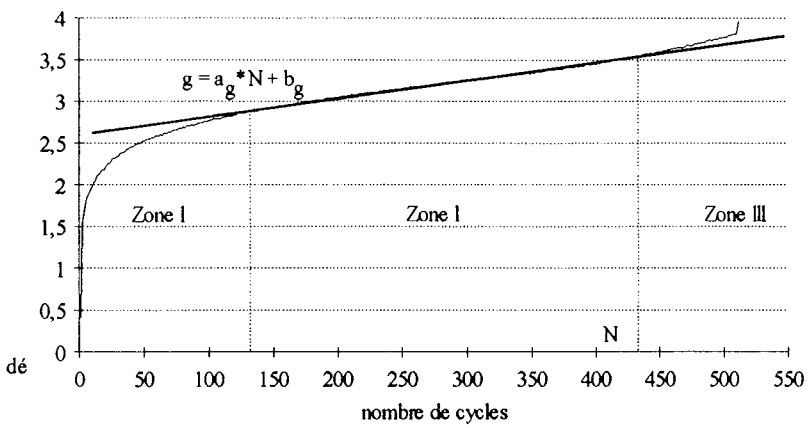


Figure 3.10 : Déplacement résiduel vertical g (glissement) de l'assemblage en fonction du nombre de cycles

On distingue 3 zones:

- **Zone I** : mise en place du connecteur qui se traduit par une augmentation rapide du glissement. Cette zone s'étend sur 20 à 30% du nombre de cycles total,

- **Zone II** : évolution linéaire et croissante de l'endommagement, stabilisation de la vitesse d'endommagement,

- **Zone III** : endommagement rapide de l'assemblage conduisant à la rupture. Cette zone débute à environ 80-90% du nombre de cycles total.

Une régression linéaire effectuée sur la Zone II nous donne la pente de l'évolution de l'endommagement qui est la vitesse d'évolution du déplacement : a_g.

La figure 3.11 présente l'évolution de la raideur de l'assemblage en fonction du nombre de cycles.

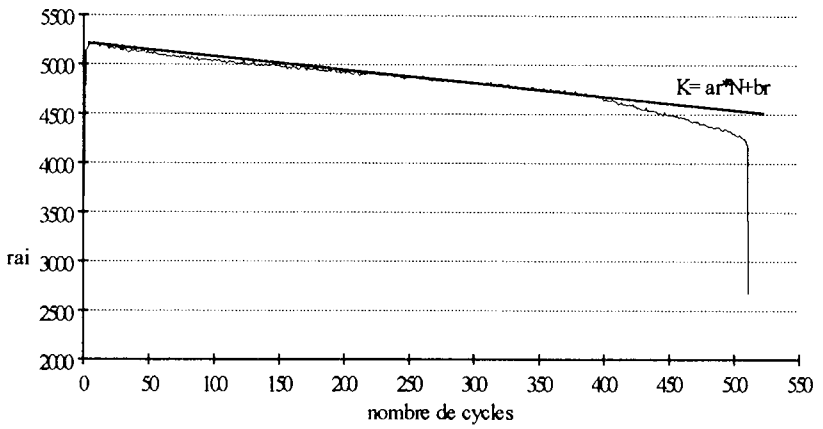


Figure 3.11 : Evolution de la raideur en fonction du nombre de cycles

Une forte augmentation de la raideur de l'assemblage se vérifie à la fin du premier cycle. Ceci représente la mise en place des dents du connecteur dans le bois. Ensuite, la raideur diminue linéairement. Cette zone peut être ajustée selon une droite du type **K = ar*N + br** où **ar** représente la vitesse d'endommagement de la raideur.
Les deux graphiques précédents sont caractéristiques de l'ensemble des essais de fatigue réalisés. Ils traduisent correctement l'évolution de l'endommagement.

4.2. Energie dissipée par cycle et énergie dissipée totale

La figure 3.12 donne le cumul de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles. On obtient ainsi une droite dont la pente représente l'énergie dissipée **par cycle**. Le dernier point de la droite est la valeur de l'energie dissipée totale par éprouvette testée.

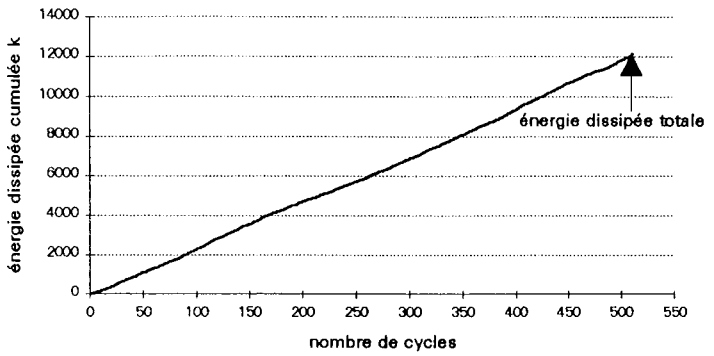


Figure 3.12 : Energie dissipée cumulée en fonction du nombre de cycles

Ces résultats montrent bien que l'énergie dissipée est constante par cycle, ce qui est cohérent avec les vitesses d'endommagement linéaires (augmentation du glissement et diminution de la raideur; figures 3.10 et 3.11).

Les valeurs d'énergie dissipée totale pour l'ensemble des essais réalisés, en relation avec le nombre de cycles atteints sur le lot d'éprouvettes testées, sont données sur la figure suivante.

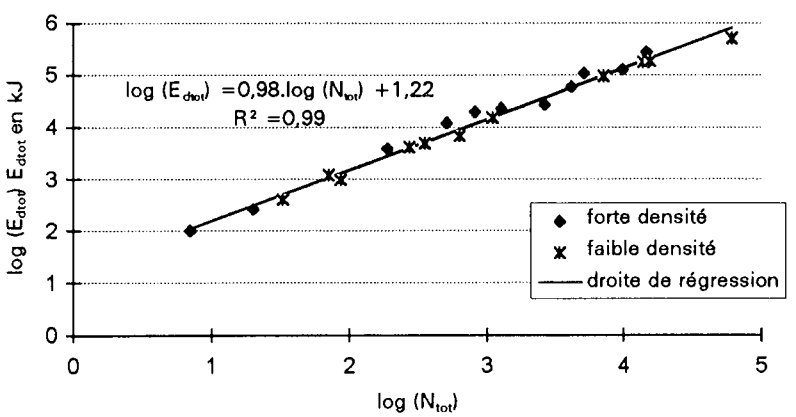


Figure 3.13 : Evolution de l'énergie totale par éprouvette en fonction du nombre de cycles

Cette figure montre que l'énergie dissipée totale pour l'ensemble des éprouvettes, est liée au nombre de cycles de façon linéaire. En outre, elle est indépendante de la densité du bois. Cette énergie est liée principalement au frottement dent acier/bois et ne peut pas être prise comme critère de rupture.

L'énergie dissipée totale pour l'ensemble des éprouvettes peut être exprimée en fonction du nombre de cycles par la relation suivante :

$$E_{dtot} = 16{,}6.Nt \text{ (en kJ)}$$

où :

E_{dtot} est l'énergie dissipée totale

Nt est le nombre total de cycles

Nous nous sommes également intéressé à la relation entre l'énergie dissipée et l'énergie totale fournie au système. Cette relation représente la capacité de l'assemblage à absorber de l'énergie. Pratiquement, la réponse vibratoire d'une structure est d'autant plus importante que ce rapport est faible.

Ce rapport, tel que défini par POLENSEK et BASTENDORF (1987) en terme de "damping ratio" dans les deux groupes d'éprouvettes augmente très légèrement avec la diminution de la densité du bois.

Pour les éprouvettes du groupe à forte densité, ce rapport varie dans une plage de 0,028 (2,8%) à 0,051 (5,1%) alors que dans le groupe à faible densité la variation est de 0,035 (3,5%) à 0,052 (5,2%), les moyennes étant quasiment identiques (0,042 et 0,043 pour les groupes à forte et faible densité respectivement).

Ceci montre une faible capacité d'absorption d'énergie de ce type de liaison par rapport à celles clouées par exemple pour lesquelles ce rapport varie entre 0,1 (10%) et 0,4 (40%) suivant le type de bois utilisé (POLENSEK et BASTENDORF, 1987).

4.3. Caractérisation de la rupture et prédiction de la durée de vie de l'assemblage.

4.3.1. Effet de la densité du bois sur la raideur de l'assemblage

La figure 3.14 donne la raideur maximale enregistrée au cours des essais en fonction de la densité du bois de la liaison. La raideur maximum est atteinte au cours des 30 premiers cycles de fatigue correspondant à la phase d'accommodation du connecteur.

On remarque que la raideur maximum des éprouvettes de forte densité est en moyenne de 1000 N/mm (20% en moyenne) plus élevée que celles de faible densité.

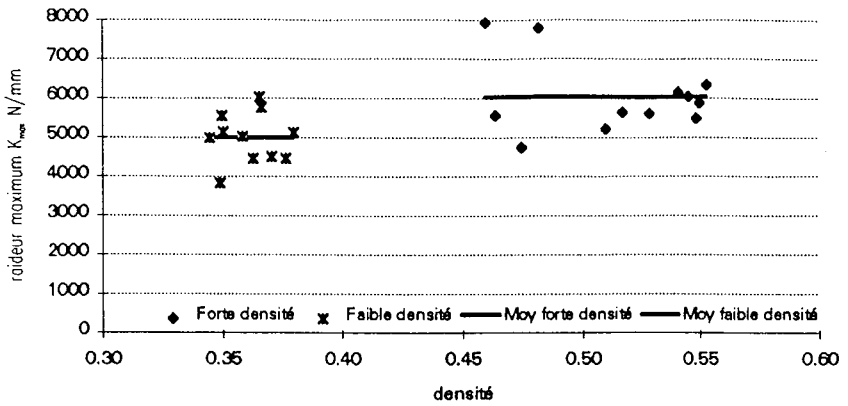


Figure 3.14 : Raideur maximum des assemblages en fonction de la densité du bois. pour les deux groupes d'éprouvettes

4.3.2. Effet du déchaussement du connecteur sur la raideur et le glissement

Sous l'effet du chargement, les dents du connecteur tendent à sortir du bois; lors du déchargement dans le cycle, ils retrouvent la position initiale, à la déformation résiduelle près. Ce déplacement résiduel, dans la direction horizontale, correspond au déchaussement. Il est lié positivement au nombre de cycles. Un exemple de suivi du déchaussement est présenté dans la figure 3.15.

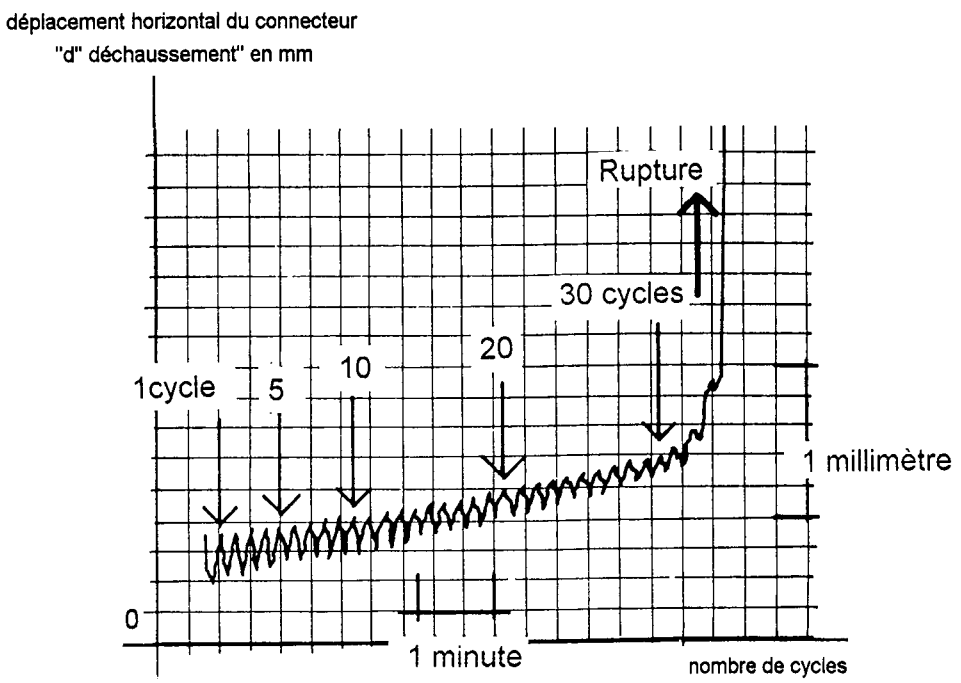


Figure 3.15 : Exemple de suivi d'enregistrement du déchaussement

La figure 3.16 présente la diminution de raideur de l'assemblage en fonction du déchaussement du connecteur. Cette figure montre clairement que la chute de raideur de l'assemblage est liée principalement au phénomène de déchaussement du connecteur.

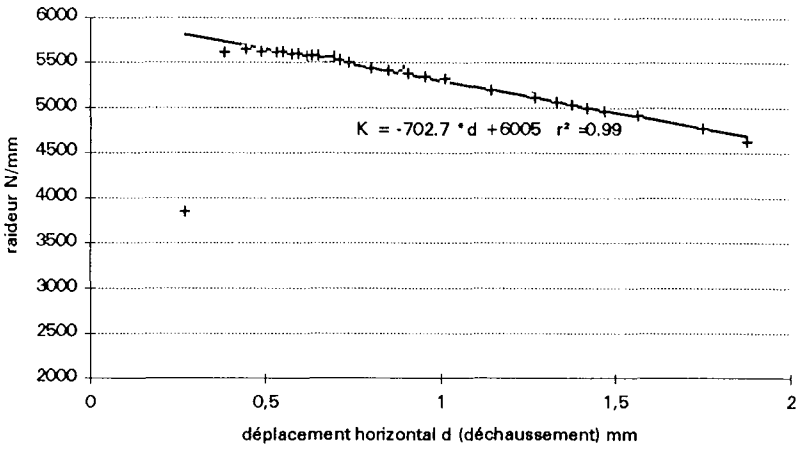


Figure 3.16 : Raideur de la liaison en fonction du déplacement horizontal "d" du connecteur (déchaussement). *Le premier point du graphique n'a pas été pris en compte dans le calcul de la régression car il correspond à la phase de mise en place du connecteur*

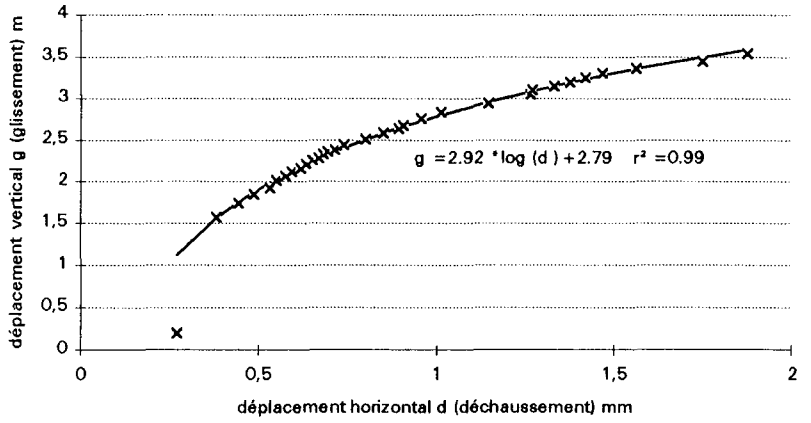


Figure 3.17 : Déplacement vertical "g" (glissement) de la liaison en fonction du déplacement horizontal "d" (déchaussement) de l'assemblage. *Le premier point du graphique n'a pas été pris en compte dans le calcul de la régression car il correspond à la phase de mise en place du connecteur*

De la même façon, on trouve une bonne corrélation entre les phénomènes de glissement et de déchaussement : là aussi, le déchaussement est le facteur explicatif majeur.

Pour ce type de connecteur, prolonger la durée de vie de l'assemblage revient à limiter son déchaussement.

4.3.3. Durée de vie. Analyse de la rupture - limite d'endurance

4.3.3.1. Diagramme de Wöhler

Le diagramme de Wöhler représente la durée de vie de l'assemblage (exprimée en nombre de cycles) pour un effort imposé. C'est un moyen simple et facile pour visualiser la tenue de l'assemblage (MEISTERMANN et OHNIMUS, 1993).
Les courbes de Wöhler pour chacune des deux classes de densité (fig. 3.18) ont été tracées.

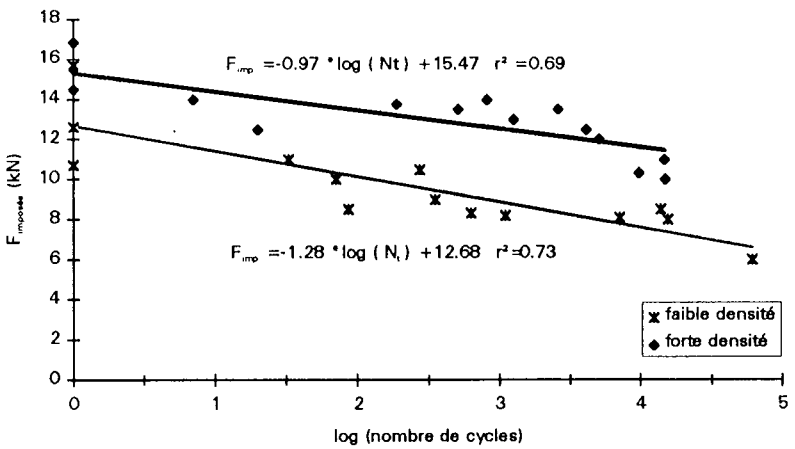


Figure 3.18 : Diagramme de WÖLHER : Force initiale imposée en fonction du log du nombre de cycles pour l'ensemble des éprouvettes

Sur les droites obtenues, les deux classes de densité étudiées sont largement différenciées et quasiment parallèles. Les éprouvettes de forte densité supportent un niveau de chargement supérieur aux éprouvettes de faible densité. Quelle que soit la densité, l'endommagement (la pente des droites) reste donc le même.

Pour nous affranchir de l'effet de la densité du bois, nous avons normalisé les valeurs de rupture par rapport à ce paramètre en divisant la force critique par la densité moyenne individuelle de chaque éprouvette (fig 3.19).

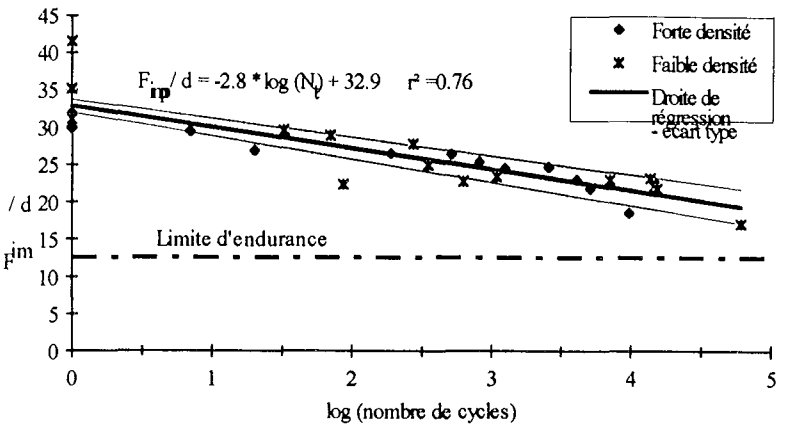


Figure 3.19 : Introduction de la correction de la force initiale imposée par les densités individuelles des éprouvettes dans le diagramme de WÖLHER. Limite d'endurance.

Cette courbe permet d'estimer un risque de rupture d'une liaison pour un bois de densité connue à partir d'un chargement imposé. Elle permet également, **par extrapolation**, d'estimer la limite d'endurance soit la valeur limite de charge sous laquelle l'assemblage peut endurer un nombre infini de cycles, considéré ici égal à 10^7 (LEWIS, 1951).

4.3.4. Les modes de rupture

Deux modes de rupture ont été observés:

- **Mode I** : les dents s'arrachent du bois, celui-ci est fortement endommagé. Aucune dent n'est cisaillée. Ce mode de rupture s'observe sur des éprouvettes ayant fait un nombre de cycles faible (inférieur à 2000). Les ruptures en essais statiques présentent les mêmes caractéristiques, ces observations sont confirmées par la littérature (HAYASHI et al., 1980; MEISTERMAN et OHNIMUS, 1993).

- **Mode II** : on observe le cisaillement des dents. La rupture par fatigue des premières dents provoque une augmentation du chargement sur les dents restantes (HAYASHI et al., 1979). Ce mode de rupture s'observe sur des éprouvettes ayant réalisé un nombre de cycles supérieur à 2500.

Le passage du **Mode I** au **Mode II** se fait de façon continue. La figure 3.20 qui suit présente les mécanismes de déchaussement observés.

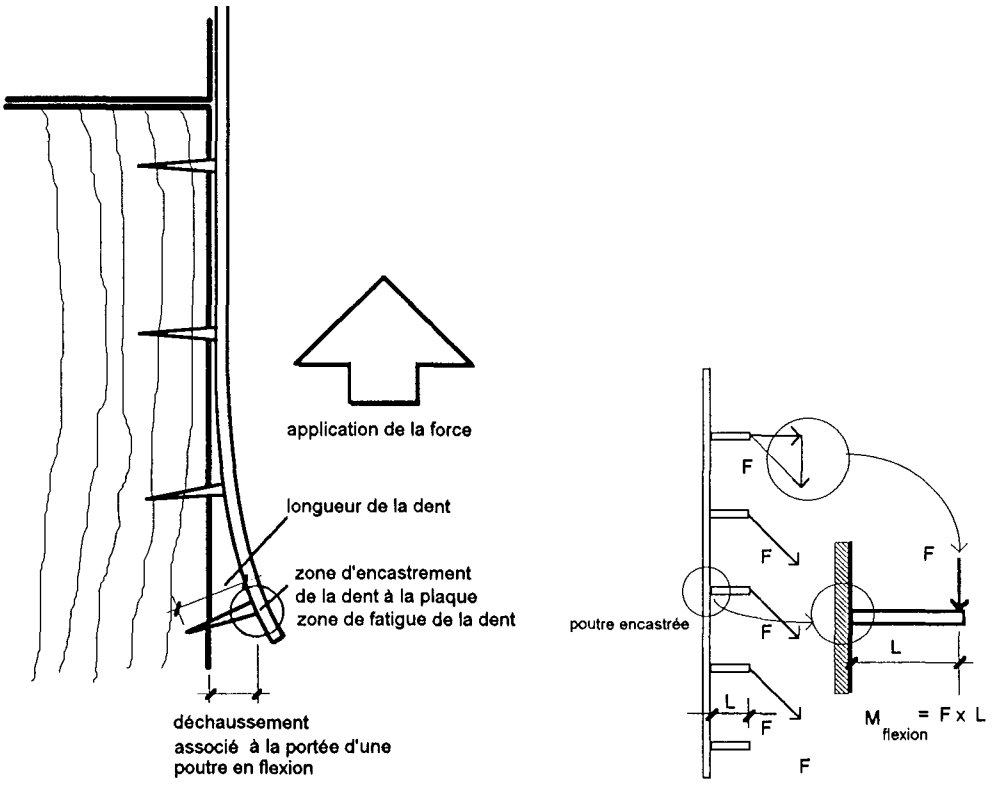


Figure 3.20 Intrerprétation des causes des rupture des modes I et II

C'est la relation entre le déchaussement réversible et la longueur des dents qui définit le mode de rupture I. La rupture selon ce mode sera d'autant plus retardée que la longueur de la dent est importante.

On peut comparer la dent à une poutre encastrée à la plaque de longueur "L" (fig. 3.20) égale au déchaussement. Cette poutre est soumise à un effort vertical (F) parallèle à la plaque. Le moment de flexion sur la dent est le produit de la force par le déchaussement. Pour une charge constante (celle que nous avons imposée), ce moment varie positivement avec l'augmentation du déchaussement.

C'est donc la valeur de ce moment sur une dent qui détermine le niveau de fatigue à l'encastrement de celle-ci sur la plaque. Ceci définit alors le mode de rupture II. On peut donc dire que la rupture selon ce mode sera d'autant plus retardé :

1. que la zone d'encastrement de la dent à la plaque est renforcée,
2. que le déchaussement est faible

Autrement dit, augmenter la durée de vie de ce type d'assemblage revient à contrôler le déchaussement.

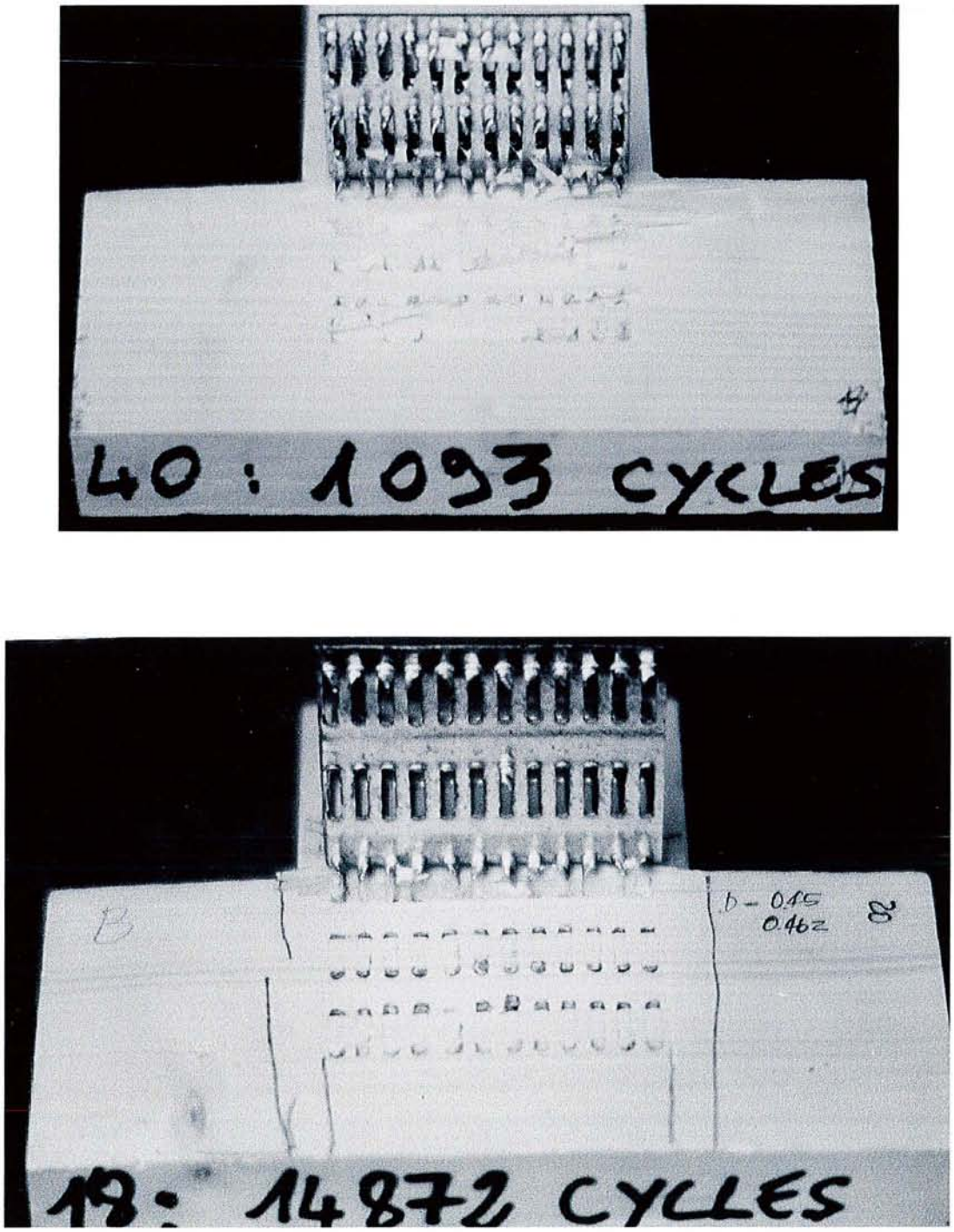


Figure 3.21 : Eprouvettes après essais. Détail du cisaillement des dents

4.3.4.1. Analyse du mode II de rupture

On a exprimé le nombre de dents cisaillées en fonction du nombre de cycles.
Une normalisation par rapport à la densité améliore les corrélations obtenues. (fig. 3.22).

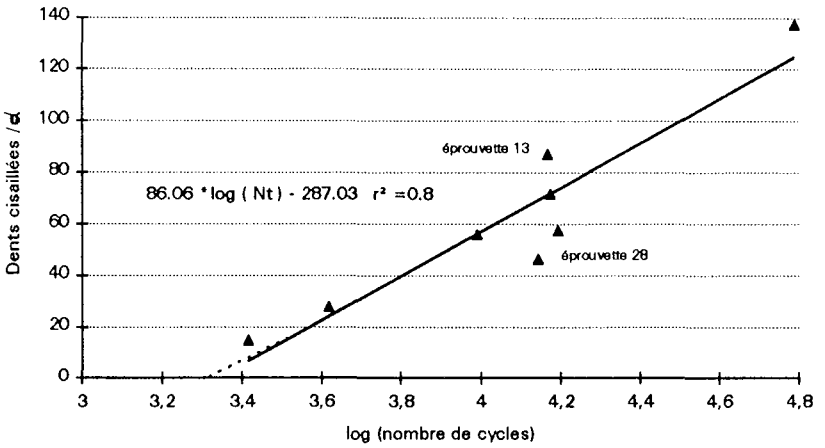


Figure 3.22 : Nombre de dents cisaillées normalisé par la densité du bois en fonction du nombre de cycles. *Le nombre de cycles est exprimé sous forme logarithmique*

On peut estimer que la première dent cisaillée apparaît aux alentours de 2100 cycles.
Nous avons essayer d'analyser l'effet de l'orientation des cernes des bois assemblés sur ce mode de rupture. Le tableau 3.3 suivant présente les résultats obtenus sur deux prélèvements très caractéristiques.

Tableau 3.3 - Caractéristiques des éprouvettes 13 and 28

éprouvette	13	28
densité moyenne	0.481	0.366
charge imposée (kN)	11	8.5
nombre de cycles à la rupture	14686	13869
mode de débit de la partie inférieure de l'éprouvette		
nombre de dents cisaillées	42	17

Le mode de débit de la partie inférieure de l'éprouvette semble avoir une influence sur le nombre de dents cisaillées. Il paraît que les dents en prise avec une pièce de bois débitée sur quartier soient cisaillées plus rapidement par rapport à celles en prise avec une pièce de bois débitée sur dosse. Il faut considérer cet effet avec prudence puisqu'il est basé, dans notre cas, sur l'analyse de seulement 2 éprouvettes.

Ayant volontairement négligé ce paramètre, d'autres essais resteraient à réaliser pour confirmer cette hypothèse.
On a montré ici qu'à partir d'un certain nombre de cycles (aux alentours de 2100 cycles en l'occurrence), le problème de fatigue de l'assemblage se résume à la fatigue des dents du connecteur.

5. Exemple d'application

Dans cet exemple, l'effet de la densité du bois sur le calcul de structures est pris en compte dans la rigidité des assemblages. Cette application porte sur la fermette et le chargement définis dans le chapitre 2. Nous utilisons l'outil spécifique de simulation décrit par DUCHANOIS et al. (1993). L'algorithme développé par les auteurs est conçu pour prendre en compte le comportement non linéaire des assemblages.

Trois types de liaisons sont pris en compte : le premier est un assemblage parfaitement rigide (purement théorique dans le cas du bois - noté **A**); ce cas a déjà été traité dans le chapitre 2; il est rappelé ici à titre de comparaison. Le deuxième cas traite d'un assemblage à forte rigidité (liaison par connecteurs ou boulons - noté **B**) et un troisième considère un assemblage de faible rigidité (liaison par simple clouage - noté **C**). La rigidité de l'assemblage est calculée en fonction de la densité du bois. Les valeurs de rigidité de la liaison C (par clouage) ont été calculées suivant les indications de l'Eurocode 5 et la liaison B (par connecteurs) selon les indications du fabricant (en l'occurrence SAGA dans ce cas). Les valeurs des propriétés retenues pour ce cas sont données dans le tableau 3.4.

Les hypothèses concernant l'influence des propriétés mécaniques du bois sur le dimensionnement de structures, ainsi que les valeurs de ces propriétés correspondant aux classes de densité étudiées sont celles du chapitre 2 (tableau 2.7).

La géométrie ainsi que les dimensions des pièces du treillis étudié sont rappelées dans la figure 3.23.

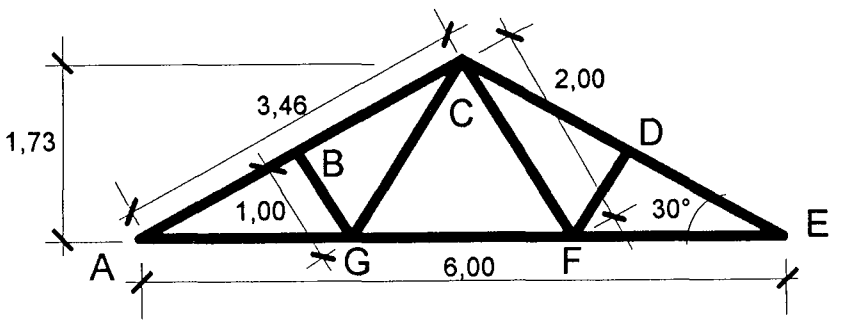


Figure 3.23 : Caractéristiques de géométrie de la ferme. portée et dimensions des barres

Tableau 3.4 : Valeurs des rigidités et des charges critiques des assemblages en fonction de la densité du bois utilisées dans le dimensionnement des barres de la ferme

Type de liaison	densité	$K_{i\text{-}norm}$ N/mm	$F_{crit\text{-}norm}$ N	$K_{i\text{-}t}$ N/mm	$F_{crit\text{-}t}$ N	$K_{i\text{-}M}$ N/rd	$M_{crit\text{-}flex}$ N.mm
A (rigide)	toutes	infini 10^{15}	infini 10^{15}	infini 10^{15}	infini 10^{15}	infini 10^{15}	infini 10^{15}
B (connecteur)	0,32	19000	10000	19000	10000	1000	400000
	0,37	23300	11730	24000	11730	1270	469200
	0,41	26750	13110	28000	13110	1480	524600
	0,45	30200	14500	32000	14500	1700	580000
C (clous)	0,32	3200	8500	3200	8500	1000	350000
	0,37	3970	10800	3970	10800	1270	394200
	0,41	4585	12650	4585	12650	1480	429600
	0,45	5200	14500	5200	14500	1700	465000

avec :

$K_{i\text{-}norm}$ rigidité à l'effort normal
$K_{i\text{-}t}$ rigidité à 'effort tangentielle
$K_{i\text{-}M}$ rigidité au moment de flexion
$F_{crit\text{-}t}$ charge critique tangentielle
$F_{crit\text{-}norm}$ charge critique normale
$M_{crit\text{-}flex}$ moment de flexion critique

Les différentes directions mentionnées sont présentées dans la figure 3.24 suivante.

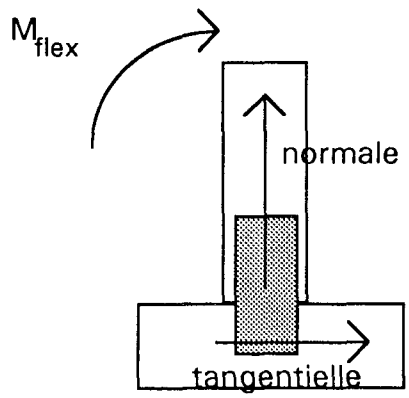


Figure 3.24 : Directions des efforts et raideurs considérées dans le dimensionnement de l'assemblage

La figure 3.25 illustre les paramètres introduits dans le dimensionnement de la structure. Les courbes des essais statiques peuvent être trouvées dans l'annexe 2

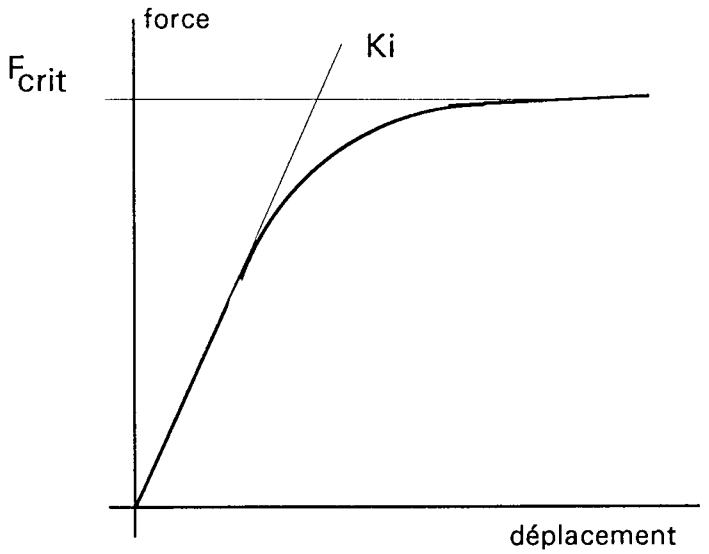


Figure 3.25 : Loi de comportement générale de l'assemblage. Paramètres introduits dans le dimensionnement de la fermette

5.1. Résultats de la raideur des assemblages sur la variation de volume et de masse de bois utilisé dans la réalisation de la fermette

Contrairement à ce que nous avons fait dans la chapitre 2, ici nous considérons seulement l'hypothèse où les barres en compression sont seulement sollicitées en compression pure.

5.1.1. Résultat pour une fermette

Les figures 3.26 et 3.27 donnent la variation des volumes de bois nécessaire à la construction d'une fermette.

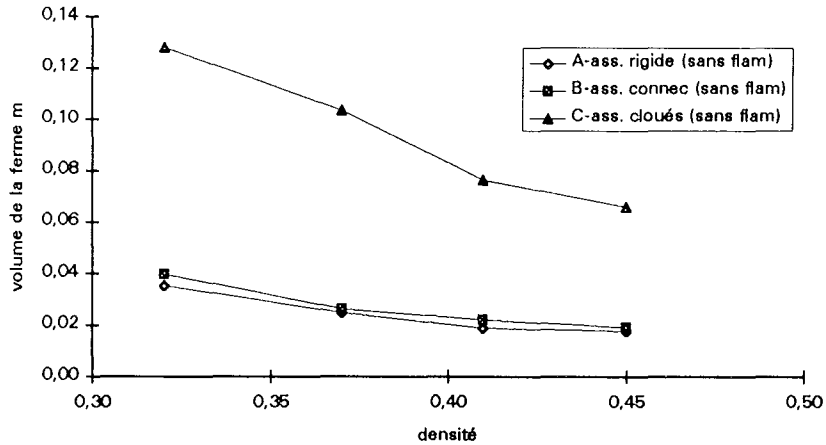


Figure 3.26 : Variation du volume total ***de la fermette*** en fonction de la densité du bois pour trois types de liaisons.

On observe l'importante différence volumique entre les volumes des fermettes assemblées par clouage et par connecteur. Le rapport entre ces deux configurations est approximativement de 3 pour toute la gamme de densité considérée. Ceci démontre l'impact de la rigidité de la liaison sur le dimensionnement de cette fermette. On en déduit qu'une fois assuré une bonne performance de l'assemblage, on peut diminuer le volume de bois utilisé en moyenne de 3 fois pour toute valeur de densité du bois.
On note aussi que la différence volumique est très faible entre les configurations A et B (parfaitement rigide et à forte rigidité). C'est dire qu'un assemblage de forte rigidité conduit à un comportement de la structure quasiment identique à une rigidité théorique parfaite.
Ces résultats confirment ceux de la littérature (SASAKI et FUMOTO, 1993). Ces auteurs ont souligné les avantages liés à l'utilisation d'assemblages à forte rigidité afin d'optimiser le dimensionnement des structures en bois.

Sur la figure 3.27 sont donnés les rapports entre les volumes à une densité du bois donnée et le volume à la densité de référence 0,45.
Ces rapports sont à peu près constants pour les trois types de liaisons. Ceci montre l'impact de la variation des propriétés mécaniques (en fonction de la variation de la densité) sur le dimensionnement de ce type de structure. Un baisse de densité de 0,45 à 0,32 peut augmenter le volume de bois de 2 fois pour les trois types de liaisons étudiées.

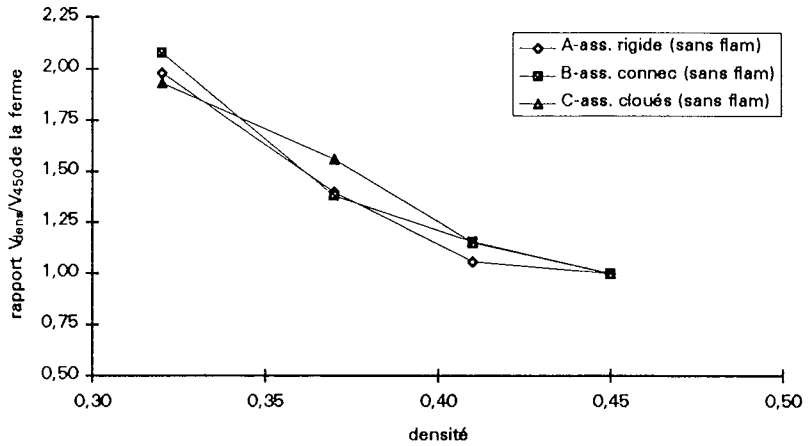


Figure 3.27 : Variation du rapport entre le volume total ***de la fermette*** à la densité considérée (Vdens) et celui à 0,45 (V450) en fonction de la densité du bois.

Pour les fermettes à assemblages rigides (A), c'est le critère en contrainte qui conditionne le dimensionnement : les barres atteignent les contraintes ultimes avant que la flèche admissible de l'ensemble ne soit atteinte, ce résultat est indépendant de la densité du bois. Il n'y a pas de rupture au niveau de l'assemblage.

En ce qui concerne les fermes à connecteurs (B), **la déformation (flèche admissible) de la structure** est le critère le plus important pour tous les cas de densité supérieure à 0,32. Dans ce cas, les caractéristiques de l'assemblage définissent le dimensionnement.

Pour les assemblages cloués, nous observons le changement de critère. Au-dessus d'une valeur de densité de 0,37, la flèche de la structure impose le dimensionnement.

En-dessous de ces valeurs, c'est le critère en contrainte qui limite le dimensionnement.

Par la suite, nous passons à l'analyse de la variation de la masse de la structure qui est présentée sur les deux figures suivantes.

Sur la figure 3.28, nous observons la variation de masse totale de structure.

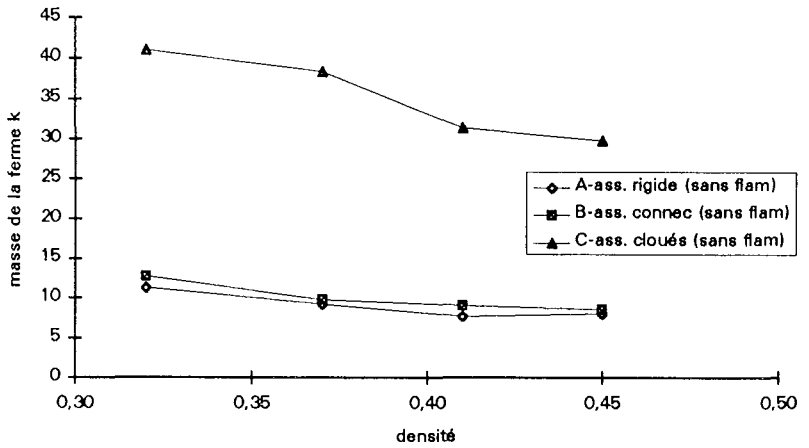


Figure 3.28 : Variation de la masse totale ***de la fermette*** en fonction de la variation de la densité du bois.

On observe une forte différence de masse entre les fermettes B et C (assemblages à forte et à faible rigidité respectivement). Ici, comme pour les volumes, ce rapport est approximativement de 3 pour toute gamme de densité. Peu de différence existe entre les types A et B. Le dimensionnement utilisant des assemblages à faible rigidité, signifie aussi surcharger la structure en terme de poids propre.

Sur la figure 3.29, de façon analogue à l'analyse des volumes, nous observons l'effet de la densité du bois sur la variation de masse. Les évolutions des rapports sont similaires pour les trois types d'assemblages utilisés. Cela montre que l'utilisation du bois à faible densité provoque aussi une augmentation des chargements en poids propre (rapport variant de 1,4 à 1,5 entre les deux bornes de densité suivant le type de joint considéré).

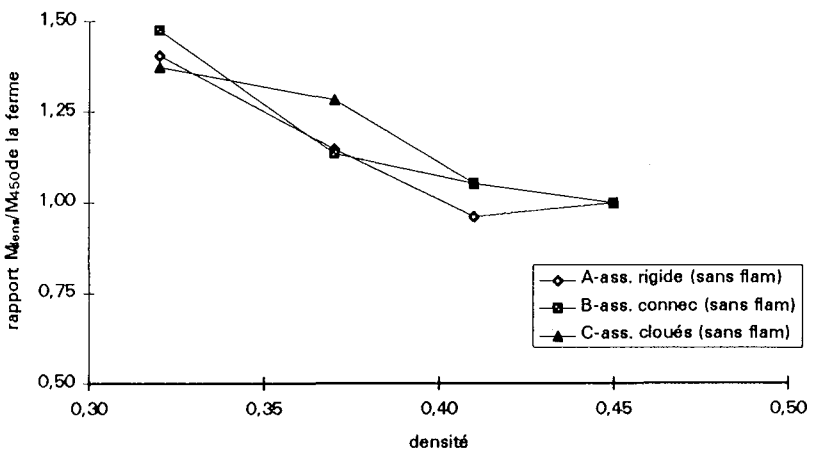


Figure 3.29 : Variation du rapport entre le masse totale ***de la fermette*** à la densité considérée (Vdens) et celle à 0,45 (V450) en fonction de la densité du bois

5.1.2. Pour l'ensemble de la structure (6 fermes + grille extérieure)

Les volumes et les masses qui suivent sont obtenus à partir de la somme des volumes et des masses de la grille de la structure du chapitre 2 (tableaux 2.11 et 2.12) et des volumes (et masses) de du total de fermettes utilisées (6 en l'occurrence).

Sur la figure 3.30, nous observons encore l'effet de la rigidité des assemblages sur les volumes totaux dans la structure. Une augmentation importante des volumes est provoquée par l'utilisation d'assemblages à faible rigidité. De plus, cet écart augmente avec la baisse de densité du bois.

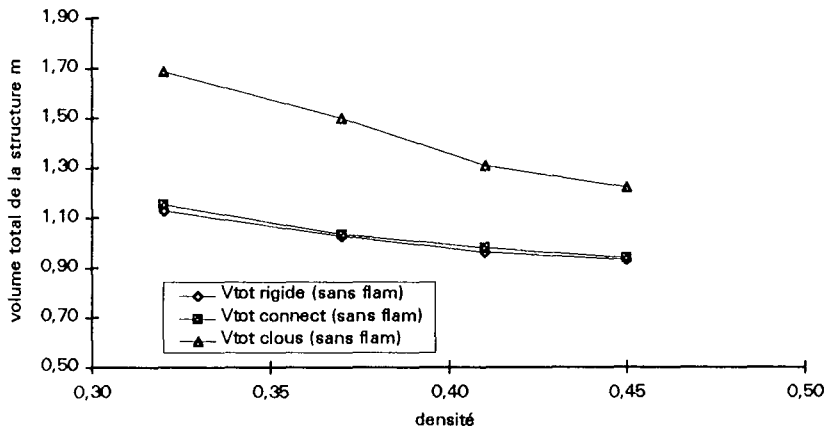


Figure 3.30 : Variation du volume total ***de la structure*** en fonction de la densité du bois pour trois types de liaisons.

Le commentaire fait dans le chapitre 2 est aussi valable ici, à savoir, que le volume des fermettes représente une portion relativement réduite du volume total (importance relative des pièces travaillant en flexion), ce qui fait que les variations de volume et de masse sont plus influencées par la variation des pièces en flexion de la grille. Pour cette raison, les rapports des volumes (fig.3.31) sont bien moins importants entre la densité de référence et la limite inférieure que dans le cas des fermettes : une moyenne de 1,22 pour les structures à fermettes avec des assemblages de types A et B et une moyenne de 1,38 pour les assemblages cloués. L'effet de la densité du bois est donc moins marqué si on prend en compte la structure globalement.

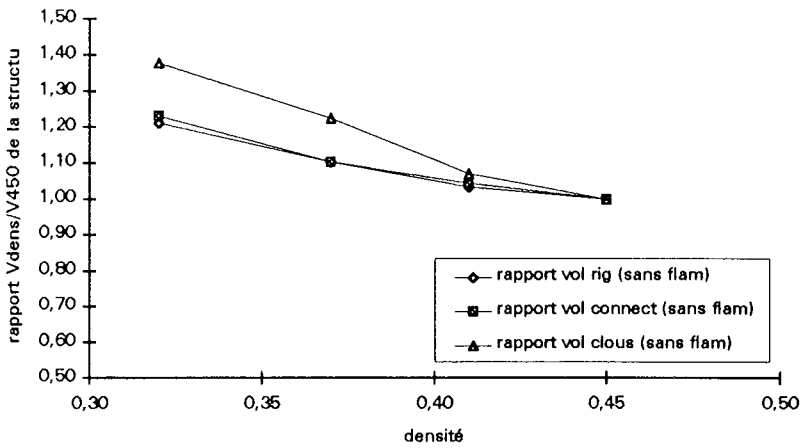


Figure 3.31 : Variation du rapport entre le volume total ***de la structure*** à la densité considérée (Vdens) et celui à 0,45 (V450) en fonction de la densité du bois pour trois types de liaison

Sur la figure 3.32 sont présentés les évolutions des masses totales en fonction de la densité du bois. Seule une légère diminution de la masse est observée. Dans le cas des assemblages cloués, la masse est quasi-constante. L'effet de la rigidité des assemblages est bien présent. On note une différence entre les évolutions des masses des structures à assemblages de type A et B et celle à liaison clouée de plus de 30% (380 kg et 540 kg en moyenne respectivement).

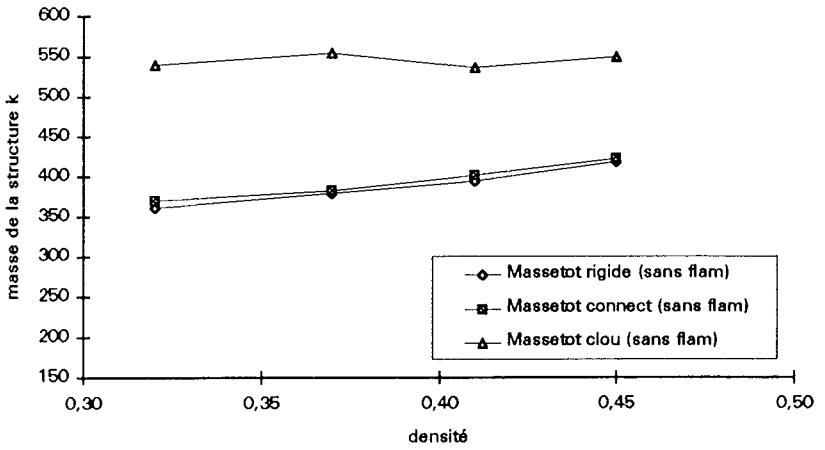


Figure 3.32 : Variation de la masse totale ***de la structure*** en fonction de la densité du bois pour trois types de liaisons

Les rapports entre les masses à une densité donnée et la densité de référence sont aussi assez stable (fig. 3.33). La densité du bois a donc une influence mineure sur la variation de ces rapports.

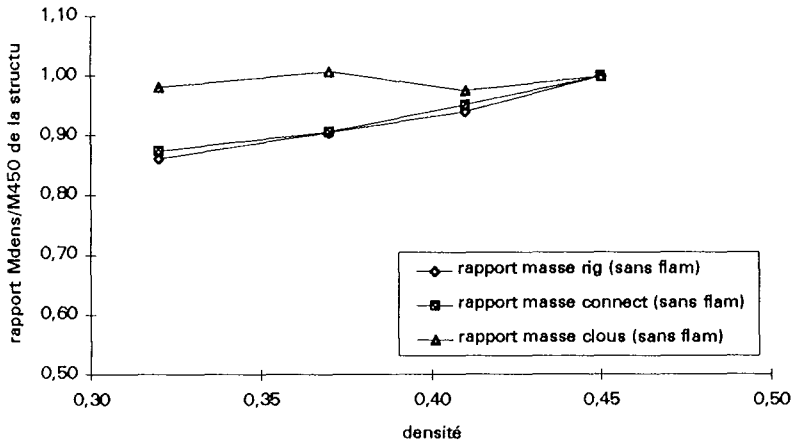


Figure 3.33 : Variation du rapport entre le masse totale ***de la structure*** à la densité considérée (Vdens) et celle à 0,45 (V450) en fonction de la densité du bois pour trois types de liaison

6. Conclusions

L'étude de l'influence de la densité du bois sur le comportement mécanique des assemblages amène aux conclusions suivantes :

- En sollicitations statiques, la densité a une forte influence sur la résistance de l'assemblage. La charge de rupture est, en moyenne, supérieure dans le groupe à forte densité (moyenne = 0,48) de 25% par rapport au groupe de faible densité (moyenne =0,36).
- En sollicitations cycliques, nous n'avons pas observé d'effet de la densité sur la durée de vie des assemblages (la pente des droites dans le diagramme de WÖHLER).
- L'évolution de la force imposée, normalisée par rapport à la densité respective de chacune des éprouvettes, définit une courbe unique dans le diagramme de WÖHLER. Cette relation ne permet pas encore de prévoir la durée de vie de l'assemblage de façon très précise. Elle permet cependant d'estimer un risque de rupture. A partir de cette relation il est néanmoins possible, par extrapolation, de calculer avec une certaine précision la limite d'endurance qui reste, pour ce type d'assemblage par connecteur, aux environs de 40% de la charge de rupture statique (normalisée par rapport aux densités individuelles). Cela revient à affecter les charges de rupture d'un coefficient de minoration de 2,5.
- Au niveau de la raideur, nous avons constaté que les éprouvettes de forte densité sont en général plus rigides. La raideur maxi (atteinte dans les premiers 30 cycles) est en moyenne de 20% supérieure dans le groupe des éprouvettes à forte densité par rapport au groupe à faible densité.
- En ce qui concerne le comportement des assemblages par rapport à **l'énergie dissipée** (qui représente aussi la capacité de l'assemblage à absorber de l'énergie), on remarque que ce paramètre dépend du nombre de cycles; il traduit donc le frottement bois-métal et non l'endommagement de l'assemblage. Ce paramètre ne peut donc pas être considéré comme critère de rupture. Cette énergie représente en moyenne 4% de l'énergie totale fournie au système jusqu'à la rupture. Ce paramètre reflète une faible capacité de ce type d'assemblage à dissiper de l'énergie.
- Le suivi du déchaussement des connecteurs montre que ce paramètre suffit à lui seul pour expliquer à la fois la chute de raideur de l'assemblage et l'augmentation du glissement.Pour ce type de connecteur, le cisaillement des dents est le phénomène prépondérant qui détermine la durée de vie de l'assemblage. Il est d'autant plus important que le déchaussement augmente. Pour cette liaison, augmenter la durée de

vie signifie diminuer le déchaussement soit par l'augmentation de la longueur des dents soit en renforçant la zone d'accrochage des dents à la plaque ou les deux à la fois.

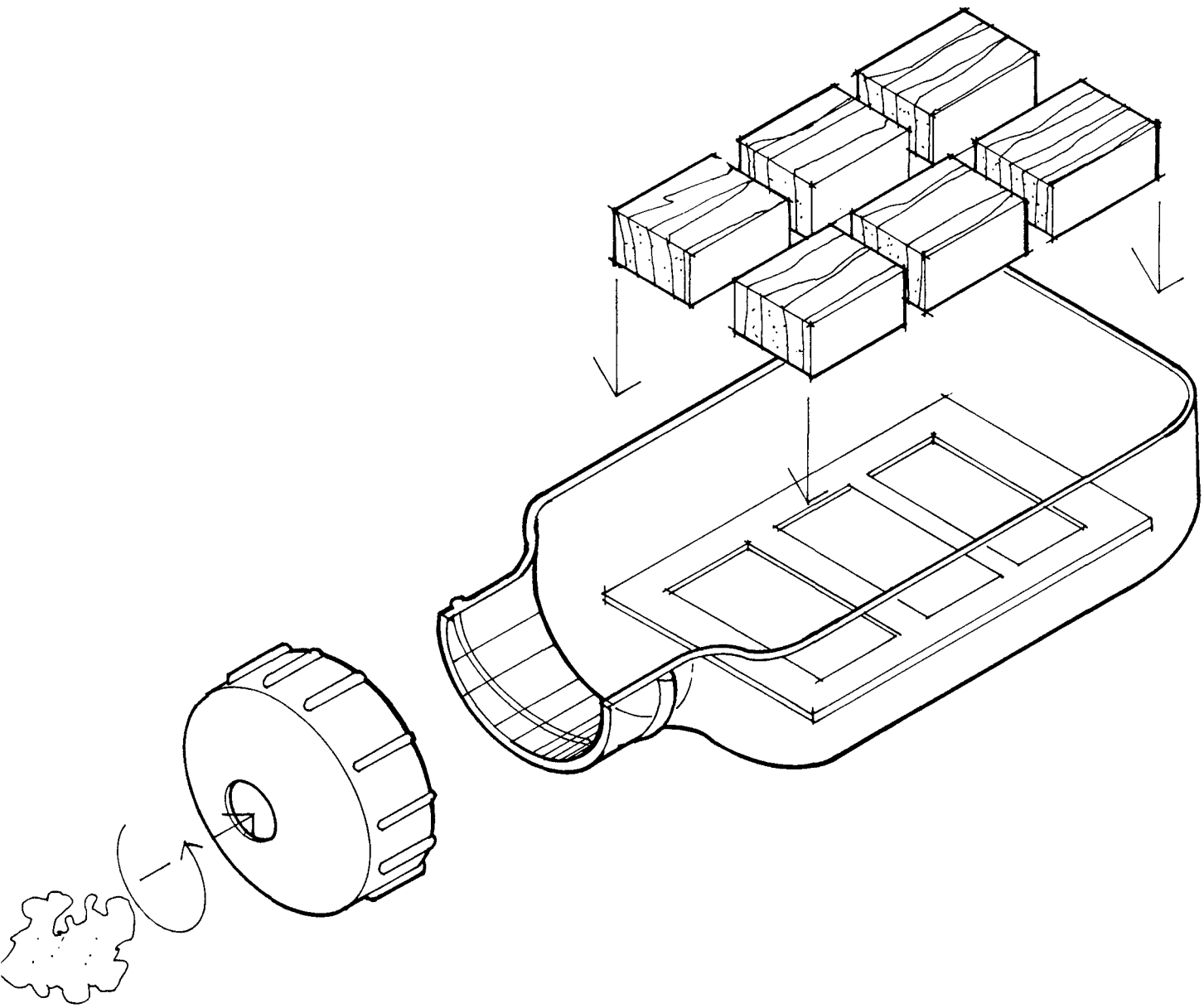
En ce qui concerne les dimensionnement des structures nous constatons que :

- Pour la fermette étudiée, la densité du bois a une forte influence sur le dimensionnement prenant en compte le glissement de l'assemblage. Le rapport entre les volumes à la limite inférieure de densité (0,32) et à la densité de référence (0,45) est d'environ 2 pour les trois types d'assemblages analysés, les rapports de masse étant moins importants (maximum = 1,5 pour la même variation de densité).

Le tableau suivant donne l'effet de la densité et de la rigidité des assemblages (ici montré en rapport entre la limite inférieure 0,32 et la densité de référence 0,45) sur les volumes et les masses de la fermette et de la structure totale (fermettes + grille extérieure).

Tableau 3.5 : Rapport entre les valeurs des volumes et des masses des fermettes et de la structure à la densité de référence (0,45) et à la limite inférieure de densité (0,32) considérée

densité	0,45 (densité de référence)	0,32 (limite inférieure)
Volume fermette assemblage rigide	1	1,98
Volume fermette assemblage par connecteur	1	2,07
Volume fermette assemblage par clou	1	1,93
Volume structure assemblage rigide	1	1,21
Volume structure assemblage par connecteur	1	1,23
Volume structure assemblage par clou	1	1,38
Masse fermette assemblage rigidet	1	1,37
Masse fermette assemblage par connecteur	1	1,47
Masse fermette assemblage par clou	1	1,38
Masse structure assemblage rigidet	1	0,86
Masse structure assemblage connecteur	1	0,87
Masse structure assemblage par clou	1	0,98



CHAPITRE 4

Chapitre 4

Influence de la densité du bois sur ses propriétés physico-chimiques

1. Introduction

Outre les aspects liés au calcul des structures évoqués plus haut, la mise en oeuvre du bois pour des usages en structure impose qu'il ait (1) une bonne durabilité dans le temps, (2) qu'en cas d'incendie, le concepteur ait prévu une tenue au feu suffisante pour permettre l'évacuation de la structure et finalement (3) que les variations dimensionnelles occasionnées par son séchage *in situ* n'affecte pas les propriétés de la structure.

Si la durabilité naturelle de certaines essences comme l'acacia ou le chêne est importante, d'autres comme l'épicéa commun le sont beaucoup moins (AFNOR, 1994), notamment en présence d'humidité qui favorise le développement d'attaques de champignons ou bien en présence d'insectes xylophages. De plus, le bois d'épicéa est très difficilement imprégnable ce qui pose problème pour sa mise en oeuvre en construction.

Le calcul au feu prévoit un surdimensionnement des sections de façon à créer un volume de bois supplémentaire qui alimente la combustion sans préjudice pour la sécurité de la structure pendant la période requise pour l'évacuation du bâtiment. En outre, cette dimension de "carbonisation" (Eurocode 5, 1993) varie inversement avec la densité du bois.

Le retrait du bois entraîne des diminutions des sections des sciages après séchage par rapport aux dimensions du bois "vert" (au-dessus du point de saturation des fibres). De plus et conjointement aux variations dimensionnelles, les processus de séchage s'accompagnent de déformations telles que le gauchissement ou le vrillage qui conduisent éventuellement à l'élimination des pièces défectueuses.

Il s'agit donc ici d'analyser les conséquences de la diminution de densité du bois sur la durabilité naturelle, le dimensionnement au feu des structures et les conséquences des retraits. L'effet "densité du bois" sur l'imprégnabilité sera traité en fin de chapitre.

Le schéma suivant illustre notre démarche :

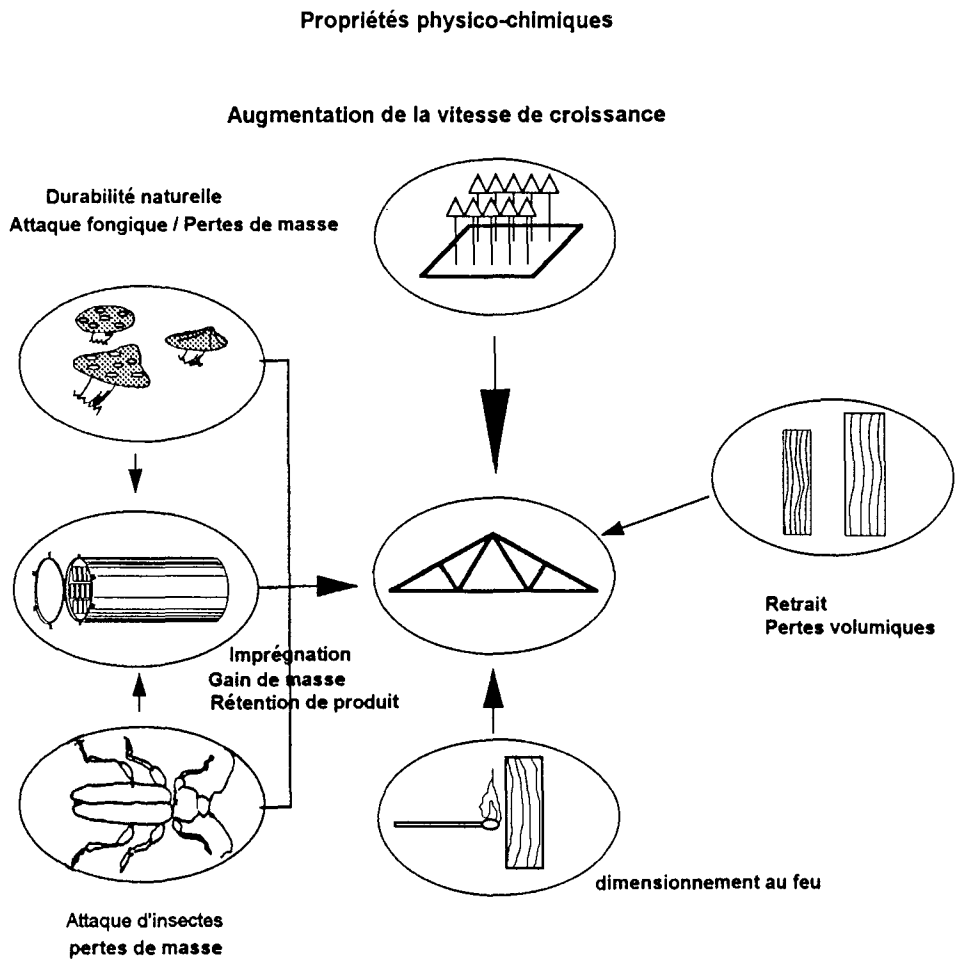


Figure 4.1: Schéma général du chapitre 4

2. Aperçu bibliographique

2.1. Durabilité naturelle

2.1.1. Résistance du bois à l'attaque fongique

2.1.1.1 L'influence de la densité du bois sur sa durabilité naturelle

Peu de travaux ont pu être trouvés sur l'influence de la densité du bois sur sa résistance à la dégradation naturelle. SUOLAHTI (1948) a étudié la résistance d'échantillons de pin sylvestre aux attaques de *C. cerebella*, *L. lepideus* et *G. lacrimans* (les largeurs de cerne et les masses volumiques étaient prises en compte). Il a observé de faibles différences entre les classes d'échantillons, l'intensité de l'attaque variant dans le sens inverse de la masse volumique et proportionnellement à la largeur des accroissements. Les différences qu'il a trouvées ne sont cependant pas constantes, ce qui suggère une faible influence de ces paramètres sur la dégradation de cette espèce à ces trois types de souches.

L'un des travaux les plus intéressants sur l'évaluation de la dégradation par champignons des bois de pin (*Pinus sylvestris*) et de hêtre (*Fagus sylvatica*) a été réalisé par BUCUR et al. (1995). Les souches de champignons utilisées étaient *Gloeophyllum trabeum* (Pers. : Fr) Murrill induisant une pourriture brune de la cellulose chez le pin sylvestre et *Trametes versicolor* (L.: Fr) Lloyd provoquant une pourriture blanche de la lignine chez le hêtre. L'évaluation de la dégradationa été réalisée à l'aide de la microdensitométrie par rayons X (POLGE, 1963). L'avantage de cette méthode est la possibilité d'examiner à un niveau très fin (à l'intérieur du cerne) la diminution de la densité du bois initial et final provoquée par l'attaque fongique.
Les échantillons de bois avaient été exposés à l'attaque pendant 20 semaines et les mesures de densité réalisées à 4, 8, 12, 16 et 20 semaines d'exposition. Les paramètres mesurés étaient les principales composantes microdensitométriques du cerne annuel à savoir : la densité du bois initial, la densité du bois final, la densité moyenne du cerne, ainsi que les densités minimale et maximale du cerne. L'originalité de l'approche vient du fait que les comparaisons des résultats ont été réalisées par l'évaluation de la perte de chaque composante de la densité du bois mentionnée plus haut ainsi que par la perte de masse

globale par la méthode gravimétrique. Après 20 semaines d'infection, les pertes de valeurs de chaque composante de la densité chez le hêtre étaient à peu près stabilisées et restaient aux alentours de 25%. Chez le pin, la diminution de la densité du bois initial était de 10% en moyenne et de 22% dans le bois final (figure 4.2). L'observation des figures 4.3a 4.3b permet la comparaison entre les profils microdensitométriques des échantillons témoins et celui des échantillons testés.

Rappelons que le bois de résineux à croissance rapide, possédant des cernes larges, se caractérise par une proportion plus importante de bois initial que le bois à croissance lente. Ainsi, d'après les observations de BUCUR et al (1995) on peut imaginer qu'au sein d'une même espèce résineuse, le bois à cernes larges et à faible densité serait en principe moins attaqué par ce genre de pourriture (dégradation des composants cellulosiques) que le bois à cernes fins et à forte densité.

Les pertes de masse volumique (chez le pin sylvestre) affectent principalement le bois final à partir du quatrième mois d'exposition aux champignons. Une plus grande proportion de bois final (c'est-à-dire des cernes fins) induira une plus grande perte en masse volumique moyenne (figure 4.2).

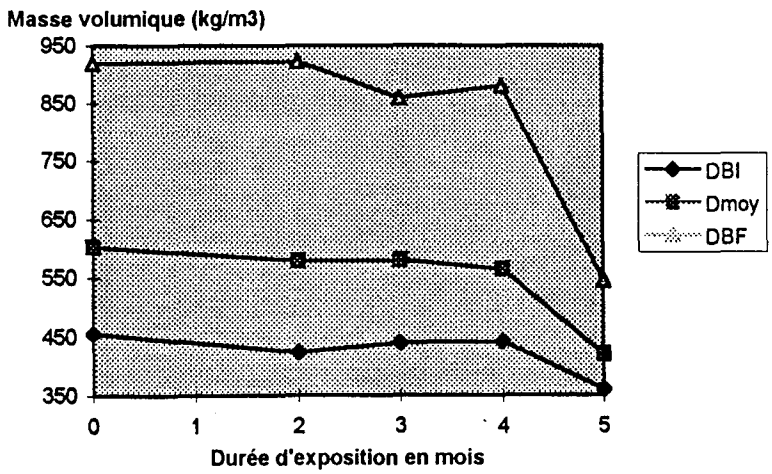


Figure 4.2 : Pertes de masse volumique moyenne, du bois initial et final chez le pin sylvestre, d'après les résultats de BUCUR et al (1995)

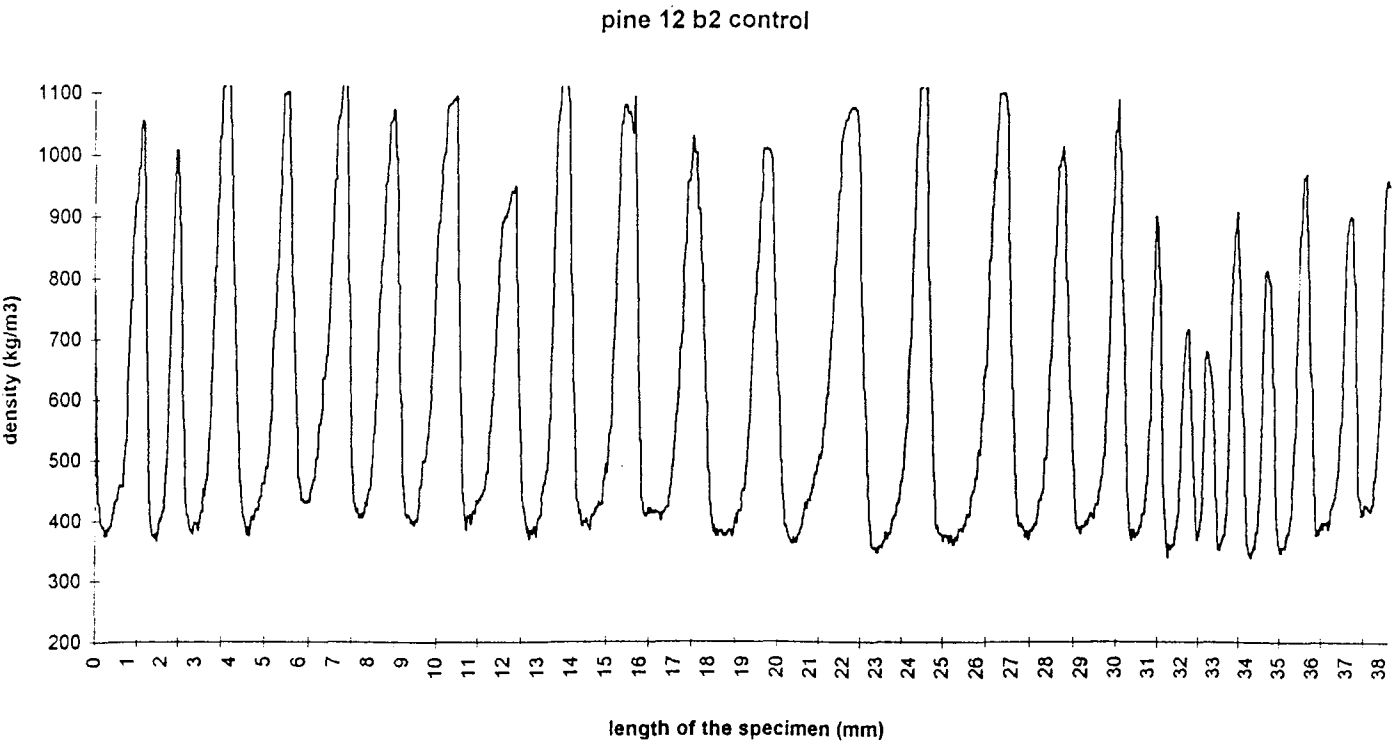


Figure 4.3a : Profil microdensitométrique des éprouvettes témoins non attaquées *d'après BUCUR et al (1995)*

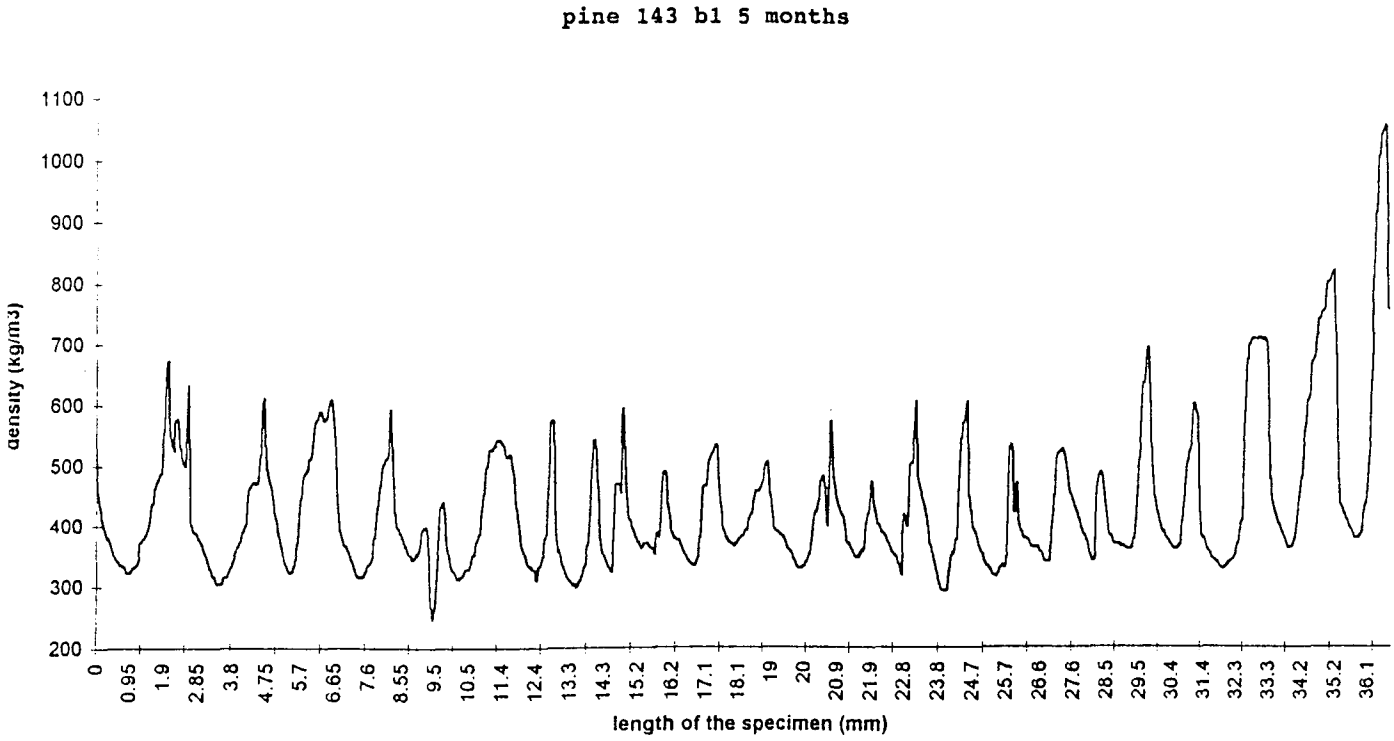


Figure 4.3b : Profil microdensitomètrique des éprouvettes exposées à l'attaque de *Coniophora cerebella. D'après BUCUR et al. (1995)*

Ces résultats sont surprenants si nous les comparons à ceux de BJORKMAN (1944). Cet auteur a décrit ses études comparatives réalisées sur entre le *Larix decidua*, *Larix leptolepis* et *Larix sibirica* et le Pinus *sylvestris* (pin sylvestre), *Picea abies* (épicéa commun) et *Betula verrucosa* (bouleau). Les échantillons avaient été exposés pendant 4 mois sous une température de 22°C, à l'attaque des 17 souches des champignons les plus courantes en Suède. Il rapportait que sur les variétés de *Larix* étudiées le bois à cernes fins et à forte densité, était beaucoup plus résistant à la dégradation que le bois à croissance rapide. Cette différence de résistance biologique, était l'attribuée par l'auteur à la difficulté physique que le champignon aurait de coloniser le bois plus dense.

L'effet de la densité du bois a été observé par ailleurs indirectement par l'analyse de la texture. JACQUIOT et LAPETITE (1960) ont réalisé une étude sur l'attaque de 4 souches de champignons sur 14 essences exotiques de résineux (le pin laricio, le pin weymouth, le douglas entre autres) introduites en France. Les auteurs ont montré ue parmi les propriétés technologiques pouvant permettre de pressentir la durabilité naturelle d'un échantillon d'une essence donnée, la texture (paramètre lié à la densité) semblait plus intéressante, variant positivement avec la perte relative de masse. Cette remarque corrobore les résultats obtenus par BUCUR et al. (1995).

D'autres auteurs ne sont pas parvenus aux mêmes conclusions. Le travail de RENNERFELDT (1956) sur le pin sylvestre en est un exemple. Ses résultats ont montré pour cette espèce, que la résistance aux champignons n'était pas liée à la largeur des accroissements.

2.1.1.2. L'intensité de l'attaque fongique sur le bois juvénile

On peut rappeler brièvement ici que la définition du bois juvénile recouvre principalement les cernes larges proches de la moelle. La faible résistance à l'attaque fongique du bois juvénile a été mise en évidence par plusieurs auteurs.
Par exemple, RENNERFELDT (1947) a travaillé sur du pin sylvestre suédois soumis aux attaques de différents souches de champignons. L'auteur a observé des différences très sensibles entre la résistance des couches externes et internes du duramen, le bois le plus récemment formé étant plus résistant que celui de la région centrale de la tige. Le même fait a été constaté par CARTWRIGHT (1941) sur du bois de *Thuya plicata* (D. DON) de provenance anglaise attaqué par *Polystictus versicolor* (LINN.) et *Poria incrassata* (B. et C.) Burt. ainsi que sur du bois de *Larix decidua* MILL soumis à l'attaque de *Polyporus* (Phaeolus) *Schweinitzii* FR., de *Poria xanta* LIND. et de *Fomes annosus* FR.

SCHULTZE-DEWITZ (1960) a comparé la résistance du bois de pin sylvestre provenant de Finlande et d'Allemagne aux attaques de *Lenzites abietina*, *Poria vaporaria*, *Lentinus lepideus*, *Coniophora cerebella* et *Merilius lacrymans* (mesurée la perte de masse après 16 semaines d'exposition). Comme les auteurs cités ci-dessus, il observe que la résistance des couches centrales du duramen était toujours significativement inférieure à celles des couches moyennes et externes.

Des résultats relativement semblables ont été également obtenus par JACQUIOT et LAPETITE (1960). Dans leur étude sur l'attaque des 4 souches de champignons sur 14 essences exotiques de résineux (pin laricio, pin weymouth, le douglas entre autres) importées en France, ils sont parvenus aux mêmes conclusions que les autres auteurs, à savoir que pour une essence donnée, le bois juvénile de l'arbre est beaucoup moins résistant que les couches externes du duramen.

2.1.1.3. Relation entre la dégradation fongique et les propriétés mécaniques

La dégradation du bois a un effet important sur ses propriétés mécaniques.
WINANDY et MORRELL (1993) ont montré que le bois de coeur de douglas exposé à deux types de champignons (*Postia placenta* et *Gloeophyllum trabeum*) provoquant des pourritures brunes voit sa résistance mécanique diminuée. Cette perte de résistance a été évaluée par des méthodes destructives et non destructives. La diminution des propriétés mécaniques en flexion (MOE et contrainte de rupture) était liée positivement et linéairement à la perte de masse.
La diminution des propriétés mécaniques a également été mise en évidence par d'autres auteurs suivant d'autres méthodes d'analyse. Ainsi BAUER et al. (1991) ont-ils analysé la dégradation du bois par pourritures blanche et brune chez le hêtre et chez le pin sylvestre. Ils ont mis en évidence une diminution de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores avec l'augmentation de la dégradation du bois.
Ces résultats sont corroborés par les études de BUCUR et al (1993) sur les mêmes espèces que BAUER avec les mêmes types de champignons.

Au niveau de la grume, le bois juvénile apparaît donc pour plusieurs espèces le plus sensible à l'attaque fongique et ceci pour plusieurs souches de champignons.

2.1.2. Résistance du bois à l'attaque d'insectes

Ici nous allons nous attacher à quantifier les pertes de masse de bois occasionnées par les attaques d'insectes.

GRAF, MANSER et SCHMITTER (1966), ont étudié la résistance des sciages destinés à la construction, à l'attaque de larves d'*Hylotrupes bajulus*. Deux espèces ont été étudiées; l'épicéa commun (*Picea abies*) et le sapin pectiné (*Abies alba*). *Ils montrent que l'épicéa est plus résistant que le sapin.* D'après eux, il est possible de réduire le risque d'attaque, par l'utilisation préférentielle de l'épicéa, ainsi que par l'enlèvement de la partie d'aubier riche en composés nutritifs lors des opérations de sciage.

SCHULTZE-DEWITZ (1960) a étudié l'attaque des termites en fonction de la densité du bois pour deux espèces de résineux et une espèce de feuillu : le pin sylvestre, l'épicéa et le chêne. L'expérimentation consistait à évaluer la perte relative de masse des échantillons après 16 semaines d'exposition aux termites.

Les éprouvettes d'épicéa et de sapin étaient découpées aux dimensions 30mm x 10mm x 30mm (9 cm3) alors que celles de chêne étaient de 30mm x 8mm x 30mm (directions longitudinale, radiale et tangentielle respectivement).

La droite de régression moyenne (calculée par l'auteur) que l'on observe sur les points expérimentaux prend la forme suivante :

$$\text{Pertes\%} = -26{,}876.d + 23{,}738 \quad -R^2=0{,}72 \qquad \textbf{(1)}$$

Cette relation est exprimée dans la figure 4.4 :

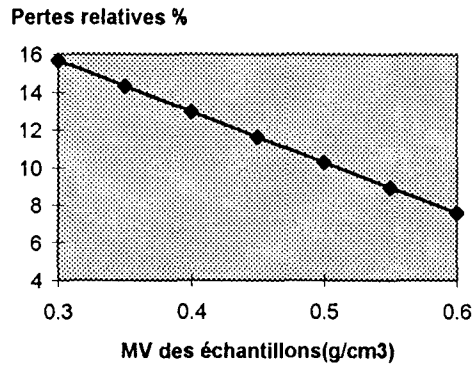


Figure 4.4 : Pertes de masse relatives (différence des masses initiale et finale divisée par la masse initiale) en fonction de la densité du bois après exposition de 4 semaines d'attaque de termites pour l'épicéa commun. *D'après SCHULTZE-DEWITZ (1960)*

Ses résultats montrent que la perte en masse relative est fortement liée à la densité du bois.

En ce qui concerne les pertes absolues, il n'en va pas de même. Connaissant le volume des échantillons (9 cm3) et leur masse volumique, nous avons calculé la perte de masse absolue pour des échantillons se situant sur la droite de régression présentée ci-dessus.
On voit sur la figure 4.5 suivante que la perte en masse absolue est presque constante quelle que soit la masse des échantillons (et donc la densité du bois puisque le volume est constant).

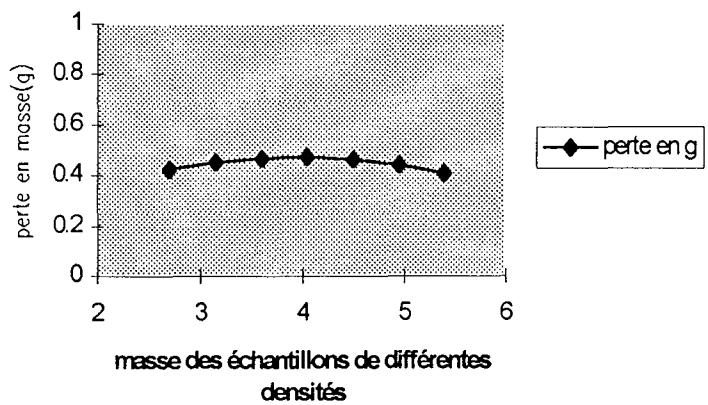


Figure 4.5 : Pertes de masse absolues d'épicéa commun en fonction de la masse des différentes éprouvettes. *D'après SCHULTZE-DEWITZ (1960)*

Nous constatons donc que la quantité de matière effectivement dégradée est pratiquement identique pour toutes les valeurs de densité du bois.

2.2. Retrait

Le phénomène de retrait se manifeste au-dessous du point de saturation des fibres. Après l'évacuation de l'eau libre, il est engendré par l'assèchement progressif des parois cellulaires.

La norme NFB 51-006 (AFNOR, 1985) définit le retrait du bois comme la variation d'une dimension ou du volume d'une éprouvette ayant une humidité égale ou supérieure au point de saturation des parois cellulaires et ramenée à l'état anhydre. On définit également le coefficient de retrait comme la variation dimensionnelle relative observée lorsque l'humidité du bois décroît de 1%. Le retrait, présente des valeurs plus importantes dans les directions perpendiculaires aux fibres (tangentielle et radiale) que dans la direction longitudianle, c'est à dire parallèle aux fibres.

La valeur du retrait dans la direction tangentielle est environ le double de celle que l'on mesure dans la direction radiale (Rt>Rr>Rl). Par approximation, on peut dire que le retrait volumique est la somme des retraits dans les trois directions (en fait [$R_v = 1 - (1-R_l) \cdot (1-R_r) \cdot (1-R_t) \sim R_l + R_r + R_t$])
Pour le bois normal, le retrait dans la direction longitudinale est peu élevé (variant entre 0,1% et 0,6%); il peut néanmoins atteindre des valeurs plus importantes, quand la structure anatomique du bois est particulière (bois de compression, bois juvénile, etc.). Cette valeur faible ne signifie pas qu'il est sans conséquence pour les déformations. Rappelons que les pièces de bois mises en oeuvre pour la structure sont grandes dans la direction longitudinale.

2.2.1. Facteurs responsables du retrait

L'examen des particularités anatomiques doit conduire à une explication du mécanisme de retrait. C'est pour illustrer ces mécanismes que nous évoquons dans une première partie ces relations avec l'anatomie.
Dans une seconde partie, nous nous attacherons plus prosaïquement à rechercher un bon prédicteur des retraits : ce sera l'inévitable masse volumique, qui présente l'avantage d'être

un bon prédicteur (au sens statistique), facilement mesurable et relativement simple à simuler.

2.2.1.1. Facteurs anatomiques

Les principaux éléments anatomiques invoqués dans la littérature pour expliquer les retraits sont : la longueur des trachéides ou des fibres, les dimensions et la proportion des rayons ligneux et l'angle des microfibrilles.

- **La structure anatomique et le retrait longitudinal**

Le coefficient de retrait longitudinal est l'un des paramètres qui a été le plus étudié en liaison avec la structure fine de la paroi cellulaire, notamment l'orientation des microfibrilles. Les connaissances actuelles sur l'orientation des microfibrilles dans la paroi reposent sur de multiples observations obtenues grâce, d'une part, à la technique de la microscopie en lumière polarisée ou de la microscopie électronique, et d'autre part, à la technique de diffraction des rayons X. L'organisation de la paroi cellulaire en couches, couramment acceptée, est celle proposée par WARD et al. (1964) dans la figure 4.6. Selon la théorie de BARBER et MEYLAN (1964), la paroi cellulaire peut être assimilée d'un point de vue hygroscopique à une matrice amorphe isotrope renforcée par une armature constituée de microfibrilles de cellulose cristalline. Les microfibrilles sont enroulées de façon spiralée autour de la cavité cellulaire de la trachéide. En présence d'eau, le gonflement de la matrice serait uniforme s'il n'était pas contrarié par les microfibrilles dont la longueur est supposée invariable. L'orientation quasiment longitudinale (angle < 10%) des microfibrilles par rapport à l'axe de la trachéide dans la couche S2 de la paroi cellulaire (la plus importante par son épaisseur), explique ainsi l'anisotropie entre les retraits transverses et le retrait longitudinal. De la même façon, les variations locales du retrait longitudinal, peuvent être attribuées à des différences d'inclinaison moyenne des microfibrilles de la couche S2. A l'intérieur d'un cerne, l'angle des microfibrilles décroît rapidement dans les premières trachéides du bois final. On observe un écart de plus de 10° entre l'angle des microfibrilles du bois initial et celui du bois final. Le fort retrait longitudinal du bois de compression s'explique également par un angle des microfibrilles anormalement élevé.

YING, KRETSHMANN et BENDTSEN (1994), en analysant le retrait longitudinal du *Pinus taeda* à croissance rapide, ont observé que celui-ci était le facteur le plus contraignant pour l'utilisation du bois de coeur de cette espèce étant donné que c'est le type de bois pour lequel le retrait longitudinal est le plus élevé. Ils concluaint globalement que le

retrait longitudinal était négativement corrélé à l'infradensité et positivement avec le pourcentage de bois initial (à faible densité). Aussi, d'après les auteurs, ***plus le matériau est jeune, plus la variation du retrait longitudinal est élevée***. La procédure de régression multiple qu'ils ont mis en oeuvre, indiquait que l'infradensité et l'angle des microfibrilles étaient les plus aptes à expliquer le retrait longitudinal.

MEYLAN (1968) a analysé les paramètres responsables du retrait longitudinal chez *Pinus jeffreyi*. Il constate que le retrait longitudinal augmente fortement lorsque l'angle des microfibrilles dépasse les 30°. La figure 4.7 indique clairement cette relation. Cette figure montre d'autre part la variation, proportionnellement plus modérée, du retrait tangentiel en fonction de l'angle des microfibrilles.
Les courbes de retraits longitudinal et tangentiel se croisent à la valeur de l'angle de 49°. Ce comportement du bois vis à vis du retrait peut probablement être considéré, selon cet auteur, comme le phénomène général caractérisant toutes les espèces de conifères. Le retrait longitudinal est négligeable pour des valeurs de l'angle des microfibrilles inférieures à 30°. Au-delà de ce seuil, le retrait longitudinal augmente rapidement et une diminution correspondante du retrait tangentiel est vérifiée.
A des valeurs très importantes de l'angle des microfibrilles, comme il peut se produire dans le bois juvénile de quelques conifères, le retrait longitudinal peut être très élevé et même dépasser le retrait tangentiel.

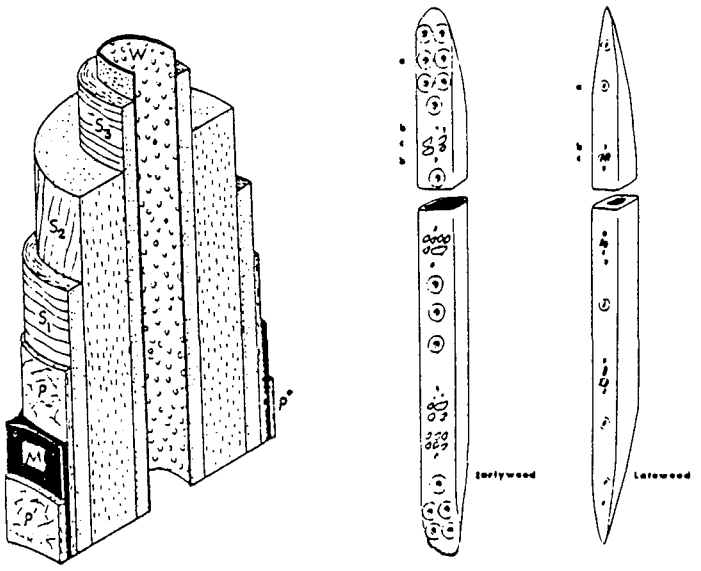


Figure 4.6 : Vue schématique de la paroi cellulaire d'un résineux. *D'après Ward et al. (1964)*

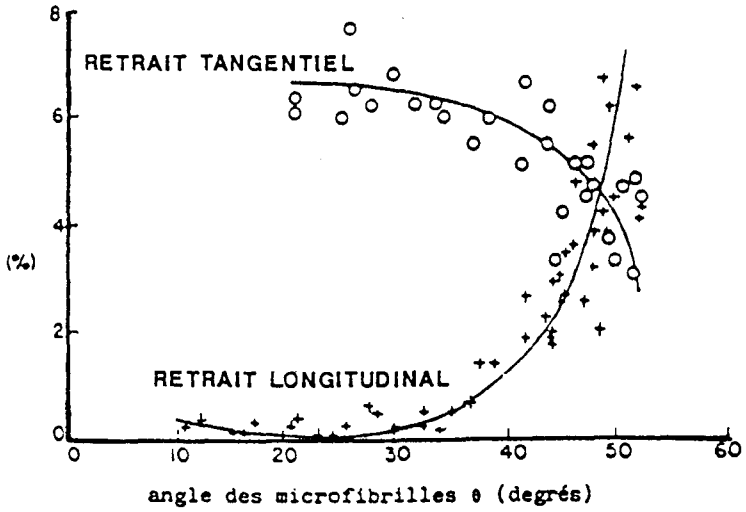


Figure 4.7 : Le retrait longitudinal et le retrait tangentiel en fonction de l'angle des microfibrilles chez *Pinus jeffreyi. D'après MEYLAN, 1968*

• Longueur des fibres

Des angles des microfibrilles élevés sont toujours associés à de faibles longueurs de fibres. C'est ce qu'ont constaté DINWOODIE (1963) sur l'Epicéa de Sitka et SOBOUE, HIRAI et ASANO (1970) sur le *Cryptomeria japonica.*
La croissance accélérée est caractérisée par de faibles dimensions longitudinales des trachéides et s'accompagne d'un fort angle des microfibrilles.

On peut donc logiquement concevoir que la longueur des fibres a le même effet sur le retrait longitudinal que l'angle des microfibrilles.

• Rayons ligneux

Quelques auteurs ont montré que les rayons ligneux jouaint un rôle important sur le retrait radial, surtout chez les feuillus à gros rayons ligneux. Chez l'épicéa commun, cependant, on observe une forte homogénéité de ces éléments dont le volume est faible par rapport aux autres éléments anatomiques (environ 2% d'après BOUTELJE, 1962). Pour cette essence, il est improbable que les rayons ligneux soient d'une importance cruciale vis-à-vis de l'anisotropie du retrait.

2.2.1.2. Influence de la densité du bois sur le retrait

L'étude du retrait en fonction de la densité a été réalisée à plusieurs niveaux : interespèces, intra-espèce, au niveau de l'individu (arbre), au niveau du cerne annuel.

- **Liaison entre le retrait et la densité du bois pour différentes espèces**

Des études sur la relation entre la densité et le retrait volumique entre les espèces ont été réalisées notamment par NEWLIN et WILSON (1919) et KELSEY (1956).
En étudiant 131 espèces australiennes, KELSEY a trouvé une corrélation positive entre ces deux paramètres (R=0,76) (figure 4.8). La relation trouvé est la suivante :

$$CRV\% = 0{,}465\ \rho + 0{,}238\ (\rho = \text{infradensité})$$

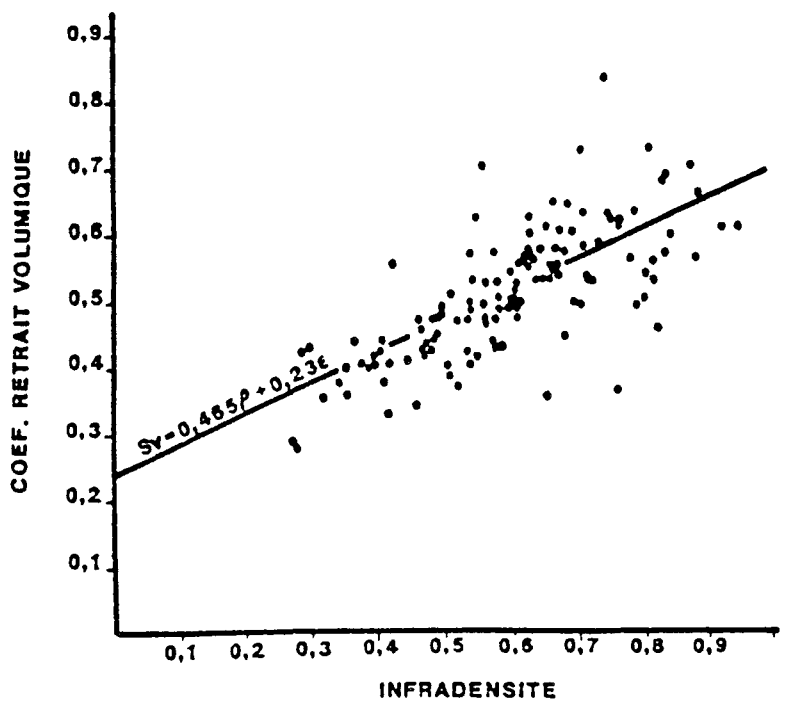


Figure 4.8 : Relation entre le retrait volumique total et l'infradensité du bois au niveau interspecifique d'après KELSEY (1956)

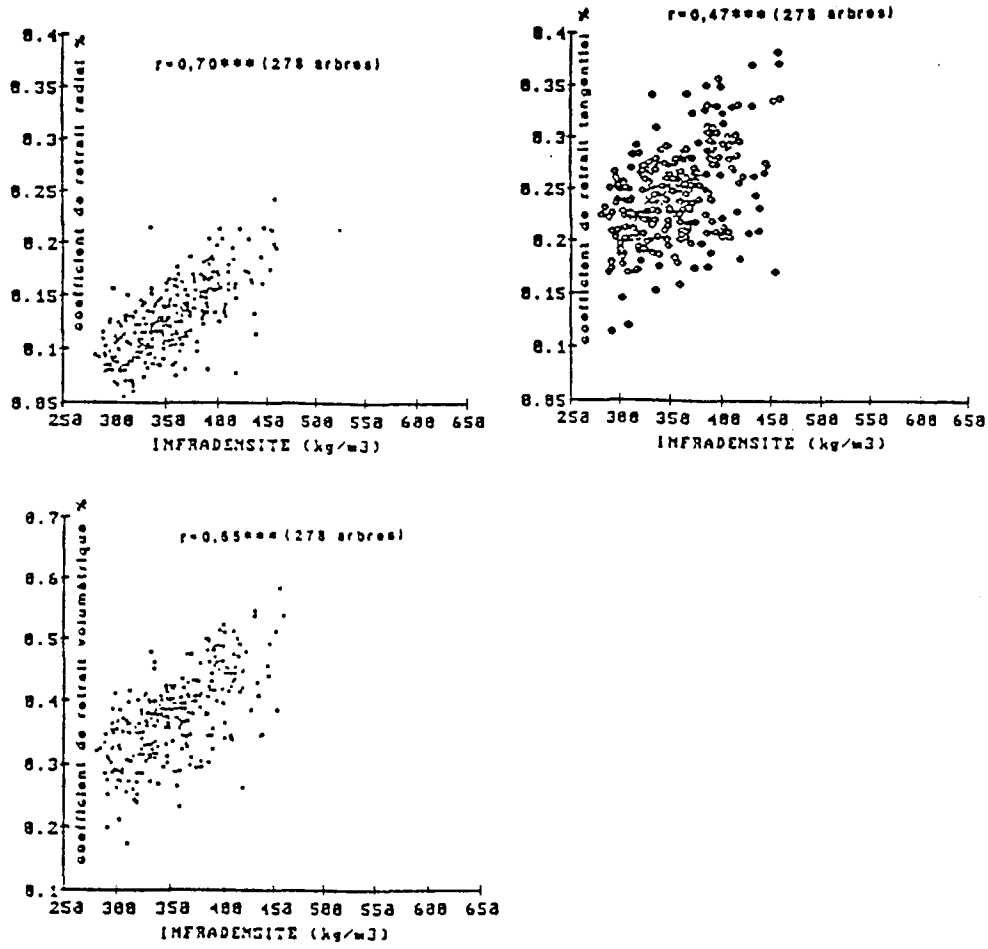


Figure 4.9 : Relations entre les coefficients de retrait (radial, tangentiel et volumique) et l'infradensité déduites pour l'Epicéa commun d'après MAZET et NEPVEU (1991).

- **Liaison entre le retrait et la densité du bois entre arbres de la même espèce**

MAZET et NEPVEU (1991) ont étudié le retrait sur des carottes de sondage pour 278 arbres d'épicéa commun. Ils ont établi une bonne corrélation entre l'infradensité et le retrait volumique pour cette espèce (R = 0,65). Le retrait radial présente une liaison plus importante avec l'infradensité (R = 0,70) que le retrait tangentiel (r = 0,47).
La figure 4.9 montre la relation de ces deux retraits avec l'infradensité.

- **Liaison entre le retrait et la densité du bois à l'intérieur de l'arbre**

CHOONG et FOGG (1989) ont étudié la relation entre retrait du bois de coeur et de l'aubier chez *Pinus echinata* Mill. Les variations du retrait volumique dans le bois de coeur étaient moindres. Ce retrait n'était pas corrélé à l'infradensité. Deux hypothèses ont été avancées pour expliquer cette absence de corrélation : soit elle est due à l'effet des extraits présents dans le bois de coeur, soit au retrait longitudinal élevé qui est une caractéristique du bois juvénile.
BEAUCHÊNE (1990) dans son étude des retraits sur de l'epicéa commun a trouvé des corrélations importantes entre l'infradensité et les retraits volumique, tangentiel, radial et longitudinal.

Dans les tous premiers cernes depuis la moelle, la densité présente des valeurs assez élevées, puis elle diminue aux environs du 10e cerne. Ce comportement du bois par rapport à sa densité a été observé par POLGE (1964) sur l'epicéa commun.
BEAUCHÊNE (1990) a trouvé que l'âge médullaire était un facteur qui expliquait bien la variabilité des retraits. Ses résultats montrent que les retraits tangentiel radial et volumique sont toujours moins élevés dans le bois juvénile que dans le bois adulte.
La figure 4.10 montre l'évolution des retraits en fonction de l'âge.

- **Relations entre le retrait du bois juvénile et du bois adulte**

Le retrait longitudinal, en particulier, est plus faible dans le bois adulte que dans le bois juvénile d'après ce qu'ont observé McALISTER et CLARK (1992) sur *Pinus elliottii*. D'après ce travail, le retrait longitudinal du bois adulte était en moyenne égal au tiers de celui du bois juvénile.

- **Variation du retrait avec la hauteur dans l'arbre**

Le retrait varie négativement avec la hauteur dans l'arbre; ce résultat nous semble cohérent puisque la proportion de bois juvénile augmente avec la hauteur dans l'arbre. Or, nous avons vu que les retraits volumique et transverses du bois juvénile étaient plus faibles que ceux du bois adulte : ce comportement est analogue à celui de la masse volumique qui dépend elle-même des distributions de largeurs de cerne dans l'arbre.
De plus, le retrait diminue également avec la hauteur pour un cerne de même âge cambial ce qui semble logique puisque sa largeur augmente et donc sa masse volumique diminue (cf chapitre 1).

En revanche, pour les cernes de même âge depuis la moelle l'effet de la hauteur est peu marqué si l'on en croit les observations de BEAUCHENE (1990) et de CHOONG et FOGG (1989), ces derniers trouvant une meilleure corrélation entre la hauteur et le retrait dans l'aubier que dans le bois de coeur.

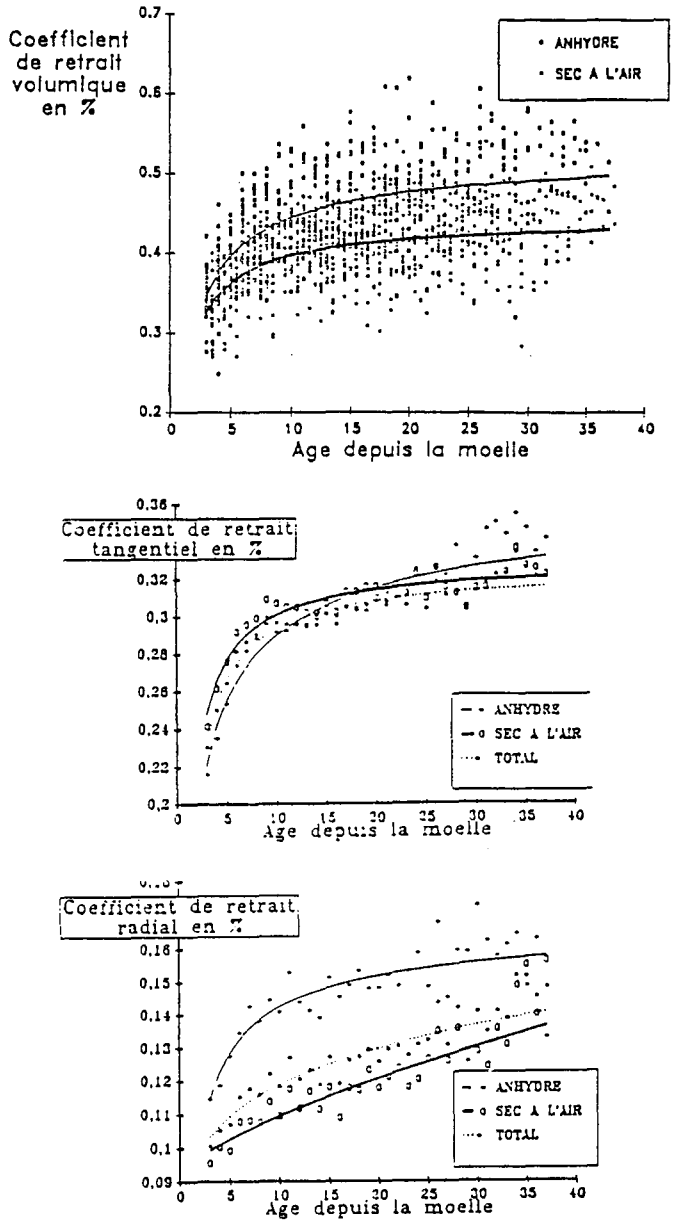


Figure 4.10 : Relations entre les retraits volumique, tangentiel et radial et l'âge depuis la moelle. *D'après BEAUCHENE (1990)*

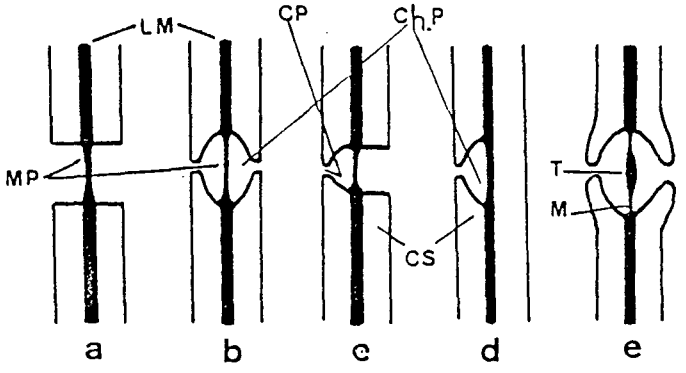
2.3.Imprégnation

2.3.1. Perméabilité

Le bois d'épicéa communest peu perméable à la pénétration des liquides.
BANKS (1970) a comparé les flux de liquide dans le bois d'épicéa commun et de pin sylvestre, fraîchement abattus ou séchés à l'air. Il observe une perméabilité voisine dans les deux espèces pour les bois fraîchement abbatus; mais après séchage, le bois d'épicéa devient de 5 à 12 fois moins perméable que celui du pin. Cette perte de perméabilité serait liée à des modifications anatomiques, probablement un blocage des ponctuations des trachéides. On note que la perméabilité diffère au sein d'une grume; elle est plus importante à la périphérie (aubier). La nature de la technique d'imprégnation et du produit de préservation sont également des facteurs à considérer.

2.3.1.1. Eléments anatomiques ayant une influence sur la perméabilité

Il est évident que les caractéristiques du plan ligneux du bois jouent un rôle important sur sa perméabilité et particulièrement dans le cas des essences peu imprégnables comme l'épicéa commun. Les éléments essentiels qui influent sur cette perméabilité sont les trachéides, les ponctuations et les rayons ligneux. La pénétration axiale dans le bois dépend de la structure des trachéides longitudinales et du nombre de ses ponctuations (COURTOIS, 1966). L'auteur rapporte que la largeur moyenne des trachéides des bois ayant une bonne perméabilité est de 27% supérieure à celle de trachéides ayant une perméabilité faible. La perméabilité dépend principalement de la structure des ponctuations. Il existe une différence de structure des chambres des ponctuations selon les essences (fig 4.11).
LIESE et al. (1953) ont montré lors d'une étude en microscopie, que la structure des membranes des ponctuations (margo et torus) était identique pour les genrs de conifères suivants : *Picea*, *Pinus*, *Larix* et *Pseudotsuga*. Ils avancent l'hypothèse que l'étanchéité lors de la fermeture des ponctuations serait plus forte chez l'épicéa que chez le pin. Ceci explique le fait que le pin est beaucoup plus facile à traiter que l'épicéa. Les différences de perméabilité seraient dues au plus ou moins grand nombre de ponctuations bloquées, chez *Picea* sp notamment. Bien que les différences puissent à elles seules expliquer une perméabilité moins importante des espèces réfractaires, les ponctuations aréolées jouent également un rôle déterminant. Ceci est démontré par les observations récentes des ponctuations bloquées, encore appelées "aspirées" (NORDMAN, EDBERG et JOHANSON, 1987) phénomène provoqué par le séchage. (fig 4.12).



Types des ponctuations

a) Ponctuation simple
b) Ponctuation aréolée
c) Ponctuation semi-aérolée
d) Ponctuation aérolée chez les résineux

PS : Parois Secondaires
LM : Lamelle Moyenne
Mp : Membrane de ponctuation
CP : Chambre de Ponctuation
T : Torus
M : Margo

Figure 4.11 : Types de ponctuations. *D'après BUTTERFIELD et REYLAN (1980)*

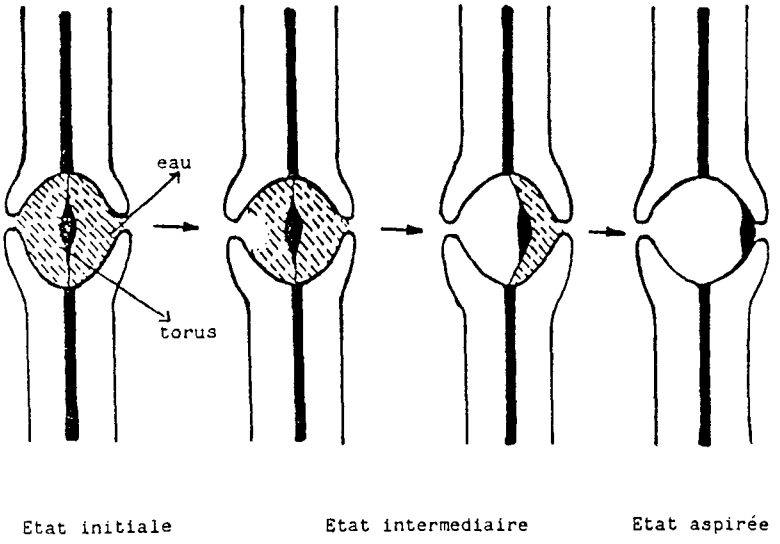


Figure 4.12 : Ponctuations aspirées. Evolution du phénomène. *D'après EFRANSJAH (1988)*

Chez l'épicéa, 45% des ponctuations sont totalement aspirées quand l'humidité du bois atteint 21% (NORDMAN, EDBERG et JOHANSON, 1987). Ce blocage irréversible est encore peu expliqué.
Il existe également une corrélation entre le nombre de rayons ligneux et l'imprégnabilité du bois, ainsi que l'a observé SCHULZE-DEWITZ, (1960). Un bois très imprégnable présente un nombre de rayons ligneux plus important qu'un bois non imprégnable. Le rôle des rayons est particulièrement évident lorsque l'on compare les structures des bois de pin et d'épicéa (LIESE et BAUCH, 1967). Les cellules des rayons ligneux communiquent entre elles et avec les trachéides longitudinales par les ponctuations des champs de croisement.
Dans le cas de l'épicéa, les échanges entre les cellules des rayons ligneux se font par l'intermédiaire de petits canaux de quelques microns de diamètre. Les ponctuations aréolées les reliant aux trachéides sont, par ailleurs, beaucoup plus petites que chez le pin.
Considérant que les liquides et les gaz se déplacent difficilement dans un système capillaire, il semble logique d'affirmer que ces caractéristiques expliquent la faible circulation des produits dans le bois de l'épicéa.

2.3.1.2. Amélioration de l'imprégnabilité du bois d'épicéa commun

Plusieurs méthodes rapportées dans la littérature ont eu pour but d'augmenter l'imprégnabilité de l'épicéa. La plupart proposent des incisions mécaniques qui, d'une part sont capables de conduire le liquide de préservation à des profondeurs plus importantes dans la pièce traitée, mais d'autre part entraînent des pertes de propriétés mécaniques.
PAUTROT et RZADKIWICS (1994) ont étudié l'effet des incisions (réalisées à l'aide d'une mâchoire dentée) sur des poteaux d'épicéa pour lignes électriques. Les auteurs ont montré que la méthode peut apporter une nette amélioration de l'imprégnation sous pression. Par ailleurs, ils ont observé un affaiblissement de la contrainte de rupture en flexion de 23%, qui selon les auteurs, peut être compensé par un surdimensionnement en diamètre. Cependant, une fraction des pertes (7% environ) est due, d'après la bibliographie consultée, uniquement à l'effet de l'injection.
Des résultats semblables ont été trouvés par la WESTERN WOOD PRESERVERS (1985) dans son résumé des ouvrages traitant des pertes mécaniques entraînées par l'incision du bois. Globalement , un affaiblissement de 18,8% pour l'épicéa et 23,2% pour le douglas en ce qui concerne la rupture est attendu. Néanmoins, il semble que sur le module d'élasticité longitudinal les effets de l'incision ne soient pas significatifs.
Fin d'augmenter la perméabilité du bois d'épicéa commun, EFRANSJAH (1988) propose , une technique de pré-traitement bactérien dont le principe actif est celui de la destruction des composés pecto-cellulosique du torus des ponctuations. Il constate l'augmentation de la

perméabilité sans modification sensible des propriétés mécaniques selon l'axe longitudinal. Cependant une réduction de 30% du module de rigidité selon les axes tangentiel et radial a été observée, phénomène lié, d'après l'auteur, à la dégradation par les bactéries des torus dans les ponctuations des trachéides.

2.4. Conclusions de la partie bibliographique

La bibliographie consultée ne donne pas d'informations directes sur l'influence de la densité sur la durabilité naturelle du bois. En revanche, la texture du bois (indirectement liée à sa densité) apparaît comme un paramètre ayant une liaison avec la dégradation biologique. A l'échelle du cerne, chez les résineux, le bois initial semble plus résistant que le bois final après une attaque des pourritures brunes. Pour l'attaque fongique, pour plusieurs espèces, dont l'épicéa, il n'y a pas de différence de dégradation entre le bois de coeur et l'aubier. Le bois juvénile néanmoins, semble être plus sensible à l'attaque des champignons que le bois adulte.

L'analyse de la littérature nous permet de conclure globalement que le retrait volumique varie positivement avec la densité du bois, c'est à dire que le retrait est d'autant plus important que le bois est dense.

Cette relation retrait-densité du bois est vérifiée aux niveaux interspécifique, intraspécifique, intrarbre. La difficulté d'estimer et de mesurer tous les paramètres liés au retrait, rend difficile l'application pratique des résultats des recherches fondamentales. ***En définitive, la densité du bois s'avère être l'un des meilleurs prédicteurs du retrait, et certainement le plus économique. Pour cette raison, dans ce qui suit nous garderons la densité du bois comme paramètre principal pour le calcul des pertes volumiques dues au retrait.***

La densité du bois ne semble pas avoir d'effet sur l'imprégnation de l'épicéa commun, celle-ci apparaissant plutôt comme un paramètre lié à l'anatomie du bois.

3. Résultats expérimentaux

3.1. Durabilité naturelle - Attaques fongiques

Dans cette partie nous analysons l'impact de la densité du bois sur sa durabilité naturelle. Ces informations seront utiles d'une part, pour établir éventuellement les limites de l'utilisation du bois à faible densité et d'autre part, pour servir comme aide pour le choix de la méthode de traitement à prescrire.

3.1.1. Matériels et méthodes

Les essais d'exposition du bois aux champignons, depuis la préparation des éprouvettes jusqu'à la saisie des résultats, sont basés sur les recommandations de la norme EN113 (AFNOR, 1986) que nous décrivons ci-dessous.
Les éprouvettes étaient prélevées dans des lattes de droit fil, rabotées sur leurs quatre faces. Les dimensions nominales des éprouvettes à 12% d'humidité sont les suivantes :

50 mm x 25 mm x 15 mm

La densité qui a été retenue est celle du bois à 12% d'humidité.
Nous avons établi deux groupes d'éprouvettes de densités différentes. Ces deux classes de densité sont comprises dans les intervalles de 0,28 à 0,34 et de 0,44 à 0,56 pour les bois à faible et forte densités respectivement.
Le tableau 4.2 montre les caractéristiques générales des deux familles :

Tableau 4.2 - Densités moyennes et écarts types des deux groupes d'éprouvettes pour les essais d'attaque fongique.

groupe	nombre n d'éprouvettes	moyenne	écart type	minimum	maximum
faible densité	30	0,31	0,17	0,28	0,34
forte densité	30	0,48	0,34	0,44	0,56

La souche de champignon utilisée fait partie de la famille des basidyomicètes et a pour nom *Coniophora puteana* (Schum. ex Fr.) Karst. Souche BAM Ebw. 15. Champignon provoquant une pourriture cubique sur les bois feuillus et résineux, sa culture est aisée en laboratoire. Il croît rapidement sur un milieu nutritif malt-agar ou agar-peptone.

D'action très efficace, il est réputé produire en 16 semaines d'infection, jusqu'à 60% de pertes de masse. C'est la raison pour laquelle il est recommandé par la norme que, pour les bois utilisés en construction, les essais de durabilité naturelle soient réalisés avec ce type de souche.

Nous avons placé 6 éprouvettes par flacon et l'orifice du bouchon a été fermé avec du coton afin de permettre l'évacuation du CO2 dégagé par les champignons.
La stérilisation des flacons a été effectuée à la vapeur d'eau pendant 20 minutes sous une pression de 1 bar.
Les éprouvettes ont également subi le même processus de stérilisation. De plus, nous les avons emballées dans du papier ordinaire jusqu'à ce qu'elles atteignent le point de saturation de façon à éviter la contamination.
Le milieu nutritif était composé d'extrait de malt et d'agar-agar qui est un extrait d'algues marines dissout dans l'eau déminéralisée. Sa composition est la suivante:

Extrait de malt	40 g
Agar-agar	20 g
Eau déminéralisée	1000 ml

Le produit est versé dans les flacons et devient après refroidissement de consistance gélatineuse. L'inoculation du milieu se fait comme suit :
Le champignon développé est extrait de la boîte de Pétri à l'aide d'un scalpel stérilisé, et découpé en petits morceaux carrés qui sont placés dans les flacons de culture à raison de deux par flacon.
La température d'exposition doit osciller entre 21°C et 27°C, la température optimale se situant entre 23 et 25°C.
Les masses anhydres avant et après attaque ont été mesurées, et la différence en pourcentage se calcule par la formule :

$$\mathbf{D\% = (M_0 - M_{at}) / M_0 \times 100\%} \qquad \mathbf{(2)}$$

Avec :

- **D%** différence de poids en pourcentage
- $\mathbf{M_0}$ masse anhydre avant attaque
- $\mathbf{M_{at}}$ masse anhydre après attaque

Un deuxième calcul a été effectué pour déterminer la perte de masse absolue. La formule suivante exprime cette perte :

$$D_a = (M_0 - M_{at}) \qquad (3)$$

Avec les deux grandeurs ainsi obtenues pour chaque éprouvette, nous avons tracé des diagrammes en fonction de leurs densités individuelles.

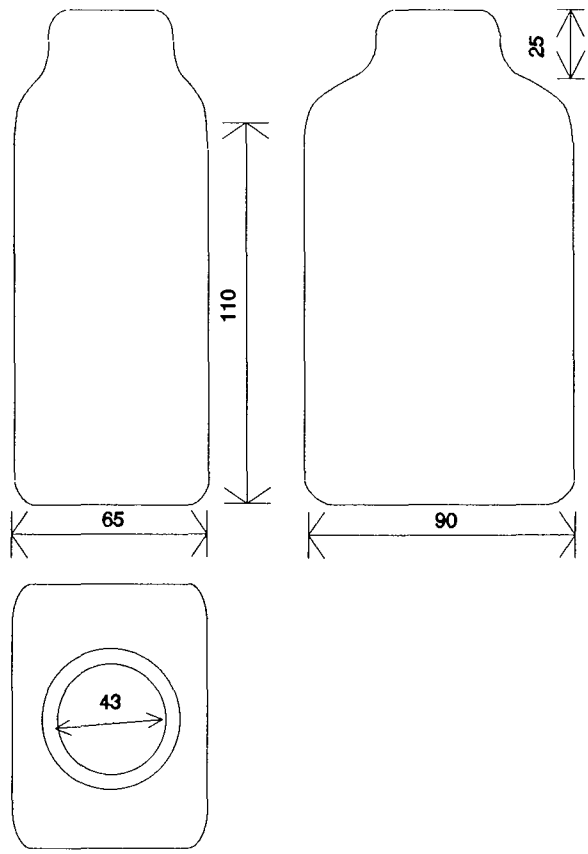


Figure 4.13 : Flacons utilisés dans les essais d'attaque fongique

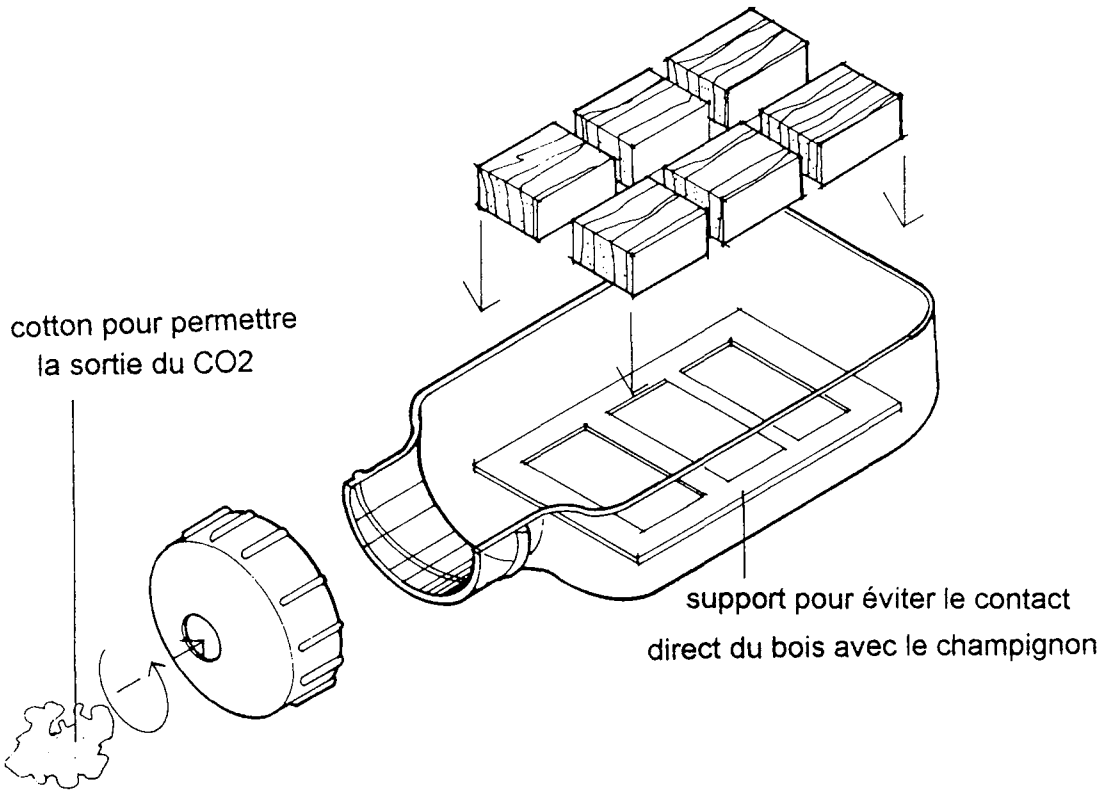


Figure 4.14 : Mise en contact des éprouvettes avec la souche de champignon

3.1.2. Résultats expérimentaux

Dans la figure 4.14 nous montrons la perte de masse relative, calculée selon l'équation (1), en fonction de la densité du bois.

Les deux groupes d'éprouvettes peuvent être distingués.

Les droites horizontales matérialisent la moyenne de chaque groupe.

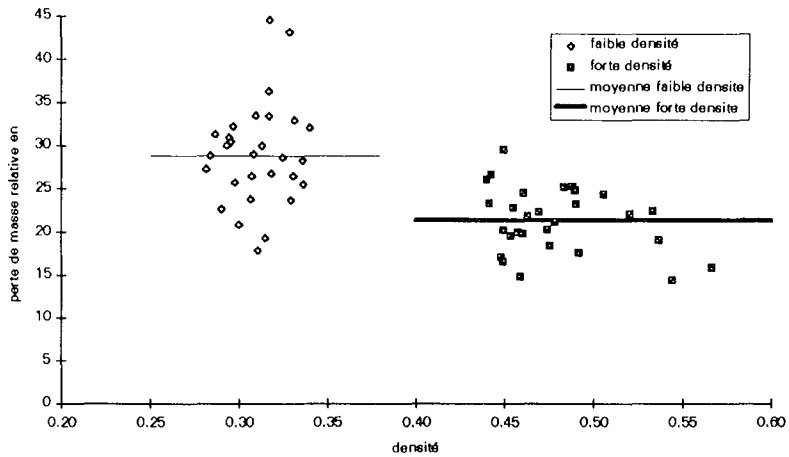


Figure 4.14 : Pertes de masse relatives (différence des masses initiale et finale divisée par la masse initiale) por les deux groupes d'éprouvettes

Les moyennes des pertes sont de 28,89% et 21,41% pour les faibles et fortes densités respectivement (tableau 4.2). Cette différence de moyenne, est significative au seuil de 5% suivant le test de comparaison de moyennes de Student.

Si néanmoins, nous traçons le graphique des pertes absolues en fonction de la densité suivant la formule (3), la différence des moyennes n'est plus significative (figure 4.15).

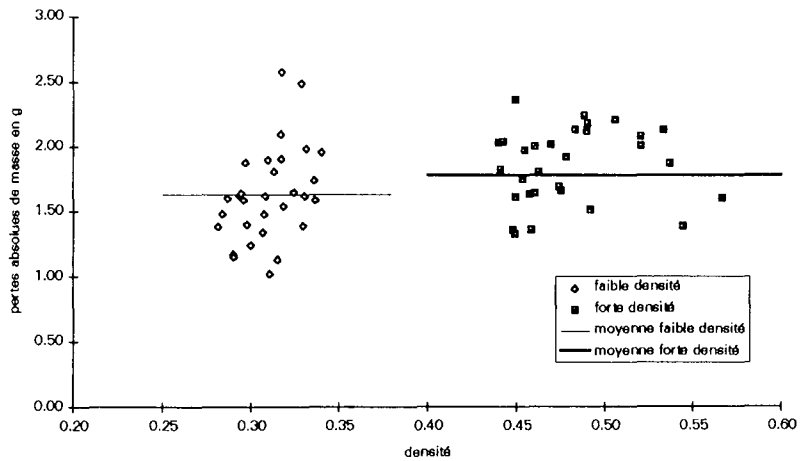


Figure 4.15 : Pertes de masse absolues en fonction de la densité du bois pour les deux groupes d'éprouvettes

Dans le tableau 4.3 se trouvent les valeurs des pertes relatives et absolues.

Tableau 4.3 - Pertes de masse relatives et absolues moyennes et écarts types respectifs pour les deux groupes d'éprouvettes

	moyenne	écart type	minimum	maximum
pertes relatives de masse faible dens	28,9%	6,00%	18%	45%
pertes relatives de masse forte dens	21,4%	3,69%	14%	30%
pertes absolues de masse faible dens	1,63 g	0,37 g	1,02 g	2,58 g
pertes absolues de masse forte dens	1,85 g	0,29 g	1,32 g	2,36 g

Des éprouvettes de densités différentes ont, pour le même volume, des masses différentes. Ainsi, d'après la figure 4.16, la quantité de matière effectivement dégradée dans la même période de temps, est statistiquement identique pour les deux groupes d'éprouvettes.
Autrement dit, la vitesse de perte de masse **est constante** pour une même surface d'échange initiale. Le bois à faible densité est donc défavorisé, en ce qui concerne la résistance à l'attaque aux champignons, si l'on compare **à volume constant** avec le bois à forte densité.
Ce résultat est en accord avec ceux que nous avons présentés dans l'analyse bibliographique faite plus haut.

3.2. Calcul des augmentations de volumes vis-à-vis de la protection contre le feu

Nous allons seulement considérer dans cette partie les mesures de protection passive notamment le dimensionnement (prévision d'une surcôte de carbonisation) au feu des pièces composantes de la structure, l'objectif étant d'observer l'évolution des sections en fonction de la densité du bois et du temps d'exposition au feu.
Nous n'avons pas réalisé des essais de résistance du bois au feu en fonction de sa densité; aussi pour ce calcul, nous sommes-nous basé sur les prescriptions normatives. Nous utilisons pour cette analyse la méthode simplifiée donnée par l'Eurocode 5 (1993).
La méthode utilisée est applicable à l'exposition au feu standard (basée sur des essais au feu standard) qui est représentée dans la norme citée par la profondeur de carbonisation, la résistance des éléments et la résistance des assemblages.
Cette méthode dénommée "**méthode simplifiée de la section efficace**" prend comme hypothèse que les propriétés de résistance et de raideur ne sont pas affectées par le feu. Dans ce cas, la perte de résistance et de raideur est compensée par l'augmentation de la profondeur carbonisée.
Ainsi, nous allons calculer des sections qui seront majorées pour une résistance au feu standard variant de 5 à 30 minutes. Nous considérons aussi que la pièce calculée est exposée directement au feu sans aucune protection.
Ce calcul prend en compte trois paramètres :

1. La section de la pièce considérée, puisque la vitesse de combustion est d'autant plus élevée que la pièce est mince. La limite de 35 mm de dimension minimale est donnée pour l'utilisation du bois massif.

2. Le type de matériau : Bois résineux, bois feuillu, lamellé-collé ou panneaux à base de bois, les bois massifs ayant des vitesses de combustion moins élevées que les panneaux.

3. La masse volumique du bois. La vitesse de combustion est d'autant plus faible que le bois est dense. La vitesse de combustion pour des masses volumiques inférieures à 350 kg/m3 doit être majorée d'un coefficient $\mathbf{k_\rho}$

3.2.1. Equations de dimensionnement

La profondeur de carbonisation efficace est calculée ainsi :

$$d_{ef} = d_{carb} + k_1 * d_1 \qquad \textbf{(4)}$$

avec :

$k_1 = 1{,}0$ (temps d'exposition ≥ 20 minutes)

$k_1 = t_{exposition}/20$ (temps d'exposition <20 minutes)

$d_1 = 7$ mm et

$$d_{carb} = \beta_1 * t \qquad \textbf{(5)}$$

β_1 = 0,7 mm/minute (bois résineux densité supérieure à 350 kg/m3* et dimension minimale 35 mm)

= 0,9 mm/minute (dimension minimale inférieure à 35 mm)

*Pour des masses volumiques moyennes inférieures à 350 kg/m3 la valeur de β_1 doit être multipliée par le coefficient $\mathbf{k_\rho}$ calculé d'après :

$$k_\rho = \sqrt{\frac{350}{\rho}} \qquad \textbf{(6)}$$

La section dimensionnée au feu est décrite par la figure 4.17

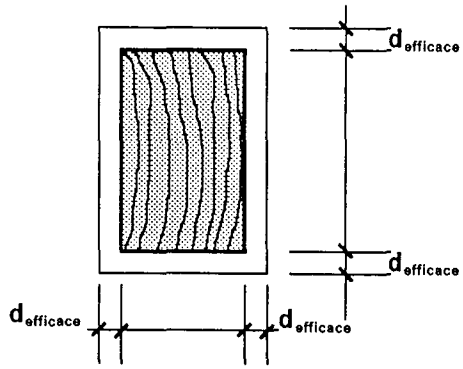


Figure 4.17 : Profondeur de carbonisation selon l'EUROCODE 5 (1993)

3.2.2. Calcul de la profondeur efficace de carbonisation d_{ef} d'une section

Pour traiter l'application du calcul au feu nous avons choisi l'exemple d'une pièce de section carrée "**a**" soumise à un effort de compression-flambement de 50000 N, possédant une longueur de 3,0 m.

Nous calculons donc la section de la pièce avec les propriétés mécaniques pour quatre classes de densité que nous avons considérées tout au long de cette étude (0,32, 0,37, 0,41 et 0,45) (tableau 2.8, chapitre 2). La contrainte admissible de la colonne doit être égale à la contrainte critique d'Euler (chapitre 2 équation (4) en 4.3.1). Les sections correspondant à chaque valeur de densité se trouvent sur l'axe des ordonnées.

Le calcul au feu cependant permet que les pièces soient effectuées non pas en contrainte admissible mais en ruine. Cela revient à dire que la contrainte d'Euler peut être majorée par un coefficient qui est fixé, dans le cas des colonnes, comme égal à 2,2 (sollicitation au feu sur les 4 côtés). Pour cette raison, la section calculée au départ (en contrainte admissible) présente une capacité de résistance initiale au feu de quelques minutes (représenté par les parties horizontales des droites dans la figure 4.18). Cette résistance, augmente légèrement avec la diminution de la densité et est en moyenne de 8 minutes pour toutes les valeurs de densité. Si on souhaite une résistance supérieure à ce seuil, la section doit être augmentée (effet représenté par les pentes des droites).

Dans la figure 4.18 sont présentées les évolutions avec le temps d'exposition au feu, de la dimension "a" de la section transversale de la pièce pour les quatre classes de densité considérées.

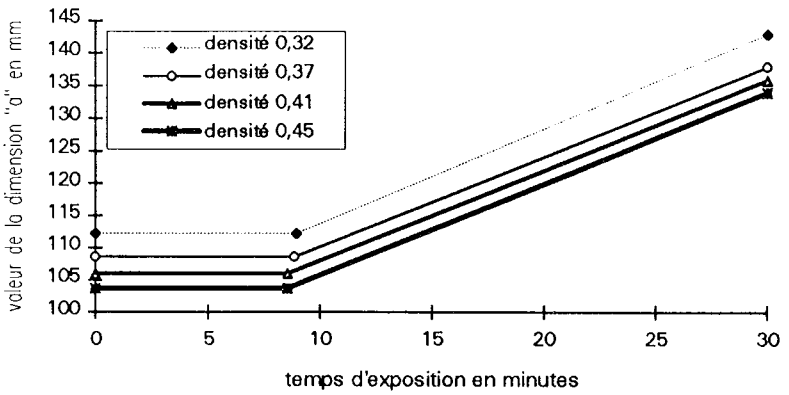


Figure 4.18 : Evolution de la section transversale d'une pièce soumise à un effort de compression (avec flambement) en fonction du temps d'exposition au feu pour quatre classes de densité du bois.

Dans la figure ci-dessus, on peut voir que la diminution de densité du bois a un effet positif faible sur la résistance au feu initiale de la pièce. Par rapport à l'évolution des sections, la densité du bois ne joue pas sur le dimensionnement au feu. Pour les densités inférieures à 0,32, le coefficient de correction de la dimension de carbonisation (équation 6) fait que la courbe de dimensionnement se détache des autres.

3.3. Retrait

Il s'agit ici de déterminer l'influence du retrait sur le dimensionnement des structures en bois en fonction de la variation de la densité du bois.
Nous faisons l'hypothèse que les bois sont commercialisés à l'état vert d'où l'importance de cette étude. Il est nécessaire d'une part d'estimer les pertes volumiques globales et d'autre part, les retraits dans les dimensions des sections qui exercent un impact sur le comportement mécanique des pièces d'une structure.
Nous nous limitons à l'évaluation des pertes volumiques et du retrait transversal.

Compte tenu de l'ampleur du sujet, nous n'avons pas pu réaliser d'essais pour quantifier les déformations au séchage ou la stabilité dimensionnelle des pièces mises en oeuvre, ni évaluer les défauts entraînés par les différences de retrait en fonction de la variation de la densité du bois (hétérogénéité du retrait dans une même pièce). Nous nous limitons donc à des estimations basées sur les coefficients de retrait que nous avons pu trouver dans la littérature.

3.3.1. Relations utilisées entre le retrait volumique et la densité du bois

Nous avons adopté les relations entre les coefficients de retrait et la densité du bois établies par MAZET et NEPVEU (1991) sur 278 épicéas communs. Ces coefficients représentent le retrait du bois en % lors d'une baisse de son taux d'humidité de 1%, dans l'hypothèse où la déformation du bois au séchage suit une loi linéaire dans la zone hygroscopique (0-30%). Dans le graphique 4.19, nous présentons les évolutions des coefficients de retrait tangentiel, radial et volumique.

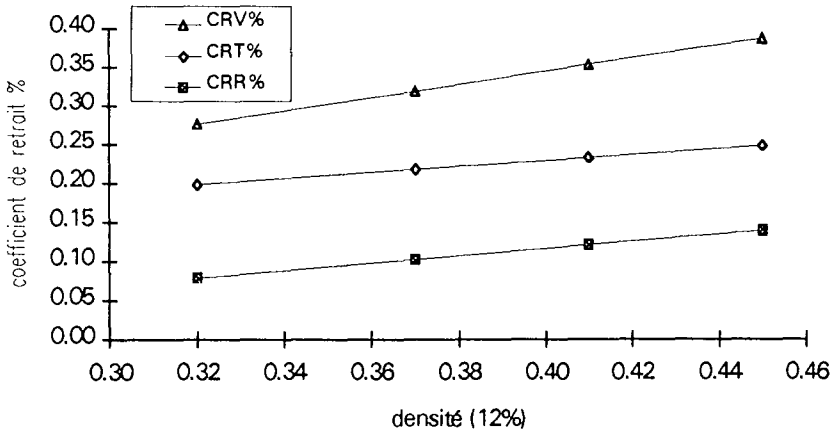


Figure 4.19 : Evolution des coefficients de retrait volumique CRV, tangentiel CRT et radial CRR en fonction de la densité du bois chez l'épicéa commun. Représentation graphique des équation obtenues par MAZET et NEPVEU (1991)

Les équations de MAZET et NEPVEU représentées graphiquement dans la figure ci-dessus sont les suivantes :

Coefficient de retrait radial CRR% = 0,0006.ID - 0,083

Coefficient de retrait tangentiel CRT% = 0,0005.ID + 0,063

Coefficient de retrait volumique CRV% = 0,0011.ID - 0,0208

*ID Infradensité

Les valeurs obtenues par MAZET et NEPVEU ont été déduites de l'analyse des carottes de sondage. Celles-ci étaient à l'origine exprimées en fonction de l'infradensité. La transformation de l'équation de régression en fonction de la densité à l'état sec à l'air (12%) a été réalisée à partir de la formule ci-dessous; le point de saturation des fibres étant considéré égal à 30% :

$$D_{12} = \frac{ID(1+H\%)}{[1-CRV\%.(PSF-H\%)]} \qquad (7)$$

CRV% coefficient de retrait (volumique),
D_{12} densité à 12%,
ID infradensité,
PSF point de saturation des fibres pris égal à 30% d'humidité,
H% humidité du bois,

Les coefficients de retrait calculés pour une variation d'humidité de 1% sont donnés par (AFNOR, 1985) :

$$CR\% = \frac{D_{PSF} - D_H}{D_{PSF}(PSF - H\%)} * 100 \qquad \textbf{(8)}$$

D_{psf} dimension au point de saturation des fibres
D_H dimension à l'humidité H%

La figure 4.19 représente les relations de proportionnalité entre retraits et densité. On distingue une différence de pente entre les retraits radial et tangentiel.
Le rapport entre les retraits radial et tangentiel est une caractéristique appelée anisotropie des retraits. Cela va traduire une aptitude plus ou moins grande à se déformer au séchage. C'est la variation de ce rapport en fonction de la masse volumique qui est représentée sur la figure 4.20.

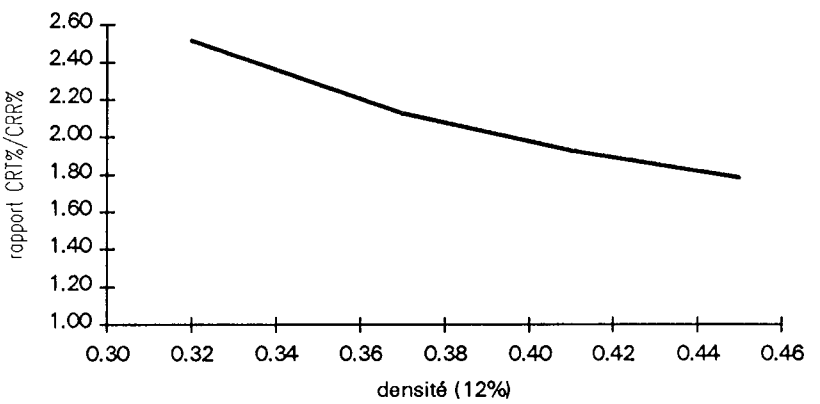


Figure 4.20 : Variation avec la densité du bois du rapport entre les coefficients de retrait tangentiel et radial

Ce rapport varie entre 1,78 et 2,54. Il traduit un risque de déformation transversale plus important pour les densités du bois faibles.

Cette observation tempère le fait que les valeurs de retraits sont dans l'absolu plus faibles pour les masses volumiques faibles.

3.3.2. Impact sur le volume

Pour l'analyse de la variation volumique due au retrait, nous avons considéré l'exemple traité dans le chapitre 3 pour la ferme assemblée par connecteurs métalliques et par clous avec des barres travaillant en compression simple (sans flambement). La figure 4.21 montre les évolutions des volumes avec la variation de la densité du bois.

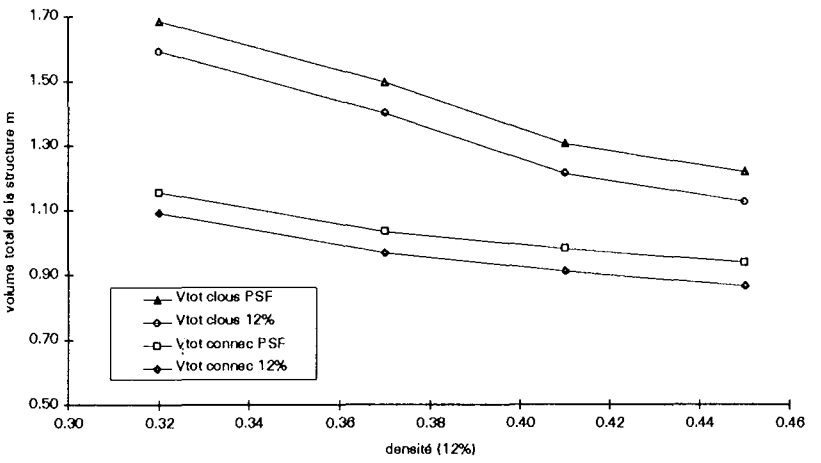


Figure 4.21 : Variation du volume total de la charpente calculée dans le chapitre 3 pour les cas de la ferme assemblée par connecteurs métalliques (Vtotconnec) et par clous sans flambement

On constate que, pour chaque type d'assemblage, les différences de volumes entre l'état saturé et l'état sec à l'air (fig. 4.22) sont presque constantes quelle que soit la densité. On note que les valeurs absolues des différences varient entre 5 et 10% du volume total, ce qui n'est pas très important.

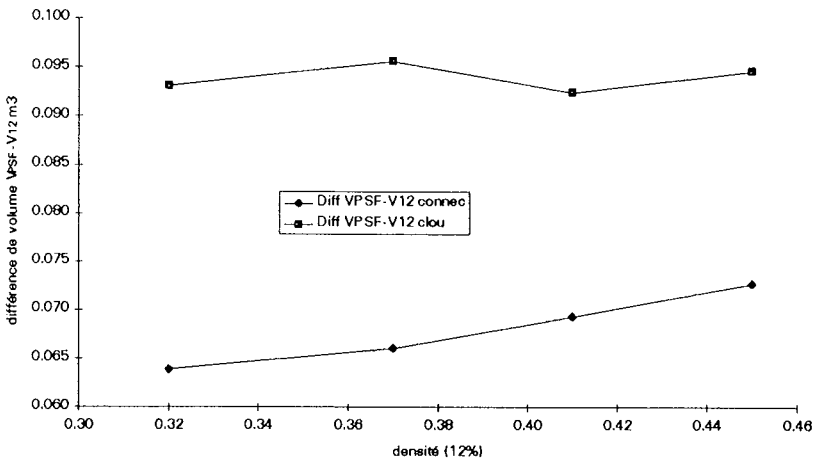


Figure 4.22 : Evolution de la différence entre le volume à l'humidité d'équilibre et le volume au PSF pour les diverses classes de densité

3.3.3. Impact sur les sections

Nous avons vu que pour les pièces de structure en flexion, la déformation (flèche) dépend directement de l'inertie de la section qui varie avec le cube de sa hauteur ($I=b.h^3/12$). L'importance de la hauteur (puissance 3) est évidente, d'où l'importance de la connaissance du retrait du bois selon cette dimension et par voie de conséquence, du mode de débit.

Etant donné la relation entre les coefficients de retrait tangentiel et radial (fig. 4.20), le cas le plus critique au niveau du dimensionnement d'une section est celui d'un avivé dont la hauteur est débitée tangentiellement. Pour cette vérification, nous avons considéré l'exemple de la panne de toiture calculée dans le chapitre 2 (tableau 2.10). La figure 4.23 montre la variation de hauteur avec le retrait pour les pièces de la grille extérieure

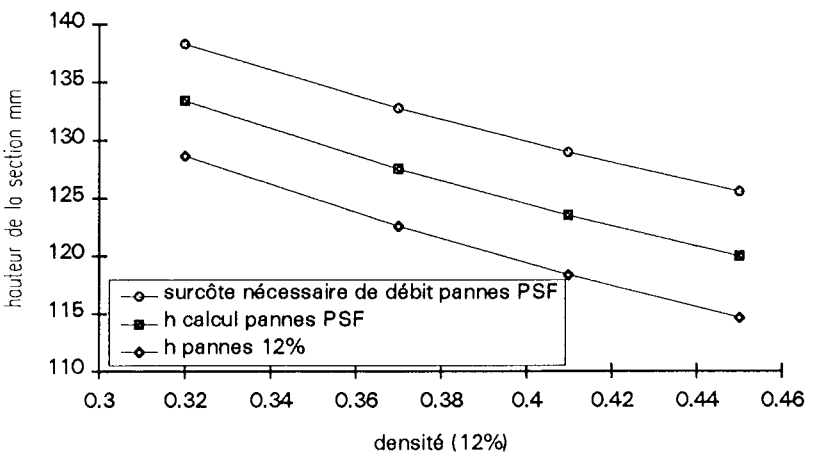


Figure 4.23 : Evolution de la hauteur de la panne en fonction de la densité du bois

La courbe du milieu représente la hauteur calculée au PSF, la courbe d'en bas représente la hauteur à l'humidité d'équilibre (12%) et la courbe supérieure représente la hauteur de débit nécessaire pour que la section sèche (12%) ait la hauteur requise par le calcul. Ici comme dans le cas des volumes, nous observons une légère diminution des écarts entre les dimensions (pour une même densité du bois) avec la diminution de la densité.

Les conséquences des variations dimensionnelles des pièces pendant le séchage peuvent se résumer à trois aspects :

- une perte de matière qui doit être compensée par une surcôte de débit. Nous avons montré ici que cette perte est légèrement moins importante pour les bois à faible densité (fig. 4.22 et 4.23),

- une modification des sections des pièces, due à l'anisotropie radiale/tangentielle du retrait qui, elle, tend à s'aggraver lorsque la densité décroît. En pratique, ces changements dimensionnels ont peu de conséquences sur les pièces de structure,

- des déformations du type gauchissement et vrillage dépendant de l'hétérogénéité des retraits (anisotropie des retraits tranverses) dans la pièce. Economiquement cet aspect ne doit pas être négligé puisque ces déformations peuvent rendre les pièces impropres à l'usage en structure. L'étude de ce problème complexe déborde de notre sujet. Nous pouvons néanmoins noter que la forte proportion de bois juvénile (réputé pour son fort retrait longitudinal) dans le bois à croissance rapide est probablement un facteur aggravant de ce caractère.

3.4. Imprégnation et rétention des produits de préservation

L'objectif de cette partie est d'étudier l'influence qu'exerce la densité du bois sur sa capacité d'imprégnation et d'évaluer la quantité de produit de préservation retenu dans le bois après un traitement par vide-pression (impact sur les coûts de traitement).
Tout d'abord nous allons imprégner le bois, et dans un premier temps, calculer les gains de masse des éprouvettes après traitement afin de connaître la quantité de solution qui a été imprégnée.
Ensuite, une analyse chromatographique nous permettra de déterminer la quantité de sel qui a été effectivement retenue dans le bois. Nous calculerons ainsi la consommation de sel de

préservation par unité de volume de bois et nous vérifierons que le produit ne reste pas en surface mais qu'il a pénétré en profondeur.

3.4.1. Matériels et méthodes

Deux familles d'échantillons de densité distinctes ont été préparées représentant un total de 52 éprouvettes.
Pour les essais d'imprégnation, les éprouvettes étaient prélevées sur des baguettes de 22x22mm² de section transversale.
Chaque pièce était composée de bois de droit fil et sans défaut.
Les dimensions des éprouvettes étaient les suivantes :

22 x 22 x 250 mm3

Les éprouvettes étaient pesées et leurs masses enregistrées. Pour chaque pièce un cube était prélevé afin d'évaluer l'humidité du bois qui variait de 10,9% à 11,7%. Les caractéristiques des deux lots d'éprouvettes mesurées sont rapportées dans le tableau 4.4 :

Tableau 4.4 - Densités moyennes et écarts types des deux groupes d'éprouvettes pour les essais d'imprégnation.

groupe	nombre n d'éprouvette	moyenne	écart type	coef variation%	minimum	maximum
faible densité	28	0,372	0,020	5,37	0,333	0,404
forte densité	24	0,478	0,024	5,02	0,444	0,530

L'imprégnation a été réalisée par vide-pression en autoclave.
Le produit d'imprégnation était du pentachlorophénol (PCP) et le solvant de l'acétone. Les éprouvettes étaient placées dans l'autoclave et subissaient un vide pendant 30 minutes après quoi le produit était introduit à une pression d'environ 8 bars pendant 30 minutes. Les éprouvettes imprégnées subissaient une deuxième pesée. Les différences des masses relatives et absolues entre la première et la deuxième pesée était calculée suivant les formules (2) et (3) en 3.1.1.
Ensuite, 4 éprouvettes, deux de chaque familles choisies dans les valeurs extrêmes de densité, ont été collectées pour l'analyse de rétention.
Ces pièces ont été rabotées jusqu'à la moitié de la section transversale et les copeaux (10 grammes en moyenne par éprouvettes) ont subi un lessivage dynamique par acetate-méthyl pendant 8 heures, temps durant lequel les extraits sont supposés sortir du bois y compris le produit d'imprégnation, le PCP en l'occurrence.

La solution ainsi obtenue a été analysée selon la méthode de la chromatographie par phase gazeuse dont le principe de fonctionnement se trouve dans la figure suivante.

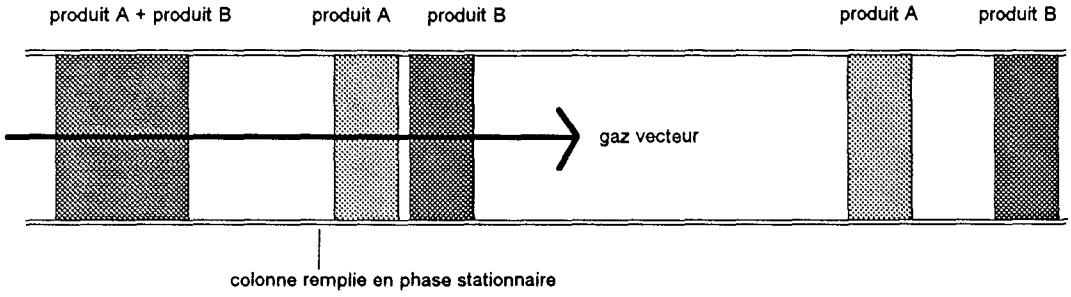


Figure 4.24 : Principe de fonctionnement d'un chromatographe par phase gazeuse (CPG)

Un mélange de deux constituants, A et B, porté à l'état gazeux est injecté à l'entrée de la colonne et entraîné dans celle-ci par un gaz vecteur. Selon leur nature chimique, les composés A et B sont plus ou moins retenus dans la colonne et mettent chacun des temps différents (temps de rétention) pour parcourir celle-ci. En fin de colonne, ils sont séparés et un détecteur permet de les mettre en évidence. Ce phénomène est matérialisé par un chromatogramme où chaque pic est proportionnel à la quantité de composé introduit (ROUESSAC, 1992).

3.4.2. Analyse expérimentale

3.4.2.1. Imprégnation

La figure 4.25 représente les gains de masse relatifs (différence de masse initiale avant imprégnation et finale après imprégnation rapportée à la masse initiale) en fonction de la densité du bois. Dans cette figure, il est possible d'observer qu'en moyenne les éprouvettes à faible densité sont légèrement moins imprégnables que celles à forte densité. Cette tendance bien qu'elle ne soit pas significative, est surprenante. En principe le bois à faible densité devrait être plus perméable, ses cellules ayant des diamètres plus importants (quantité de bois initial plus élevée).

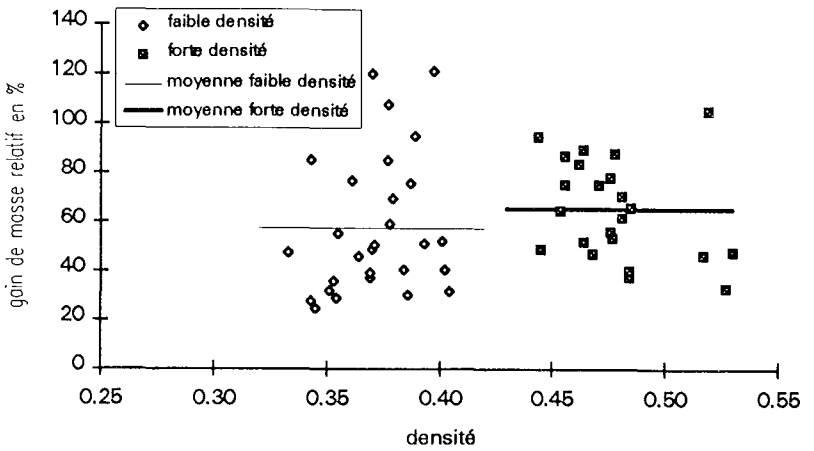


figure 4.25 : Gains de masse relatifs après imprégnation du bois pour les deux groupes d'éprouvettes

Si l'on considère les gains de masse absolus, cette tendance s'accentue et la différence devient alors significative selon les test de comparaison de moyennes de Student. La figure 4.26 montre cet effet.

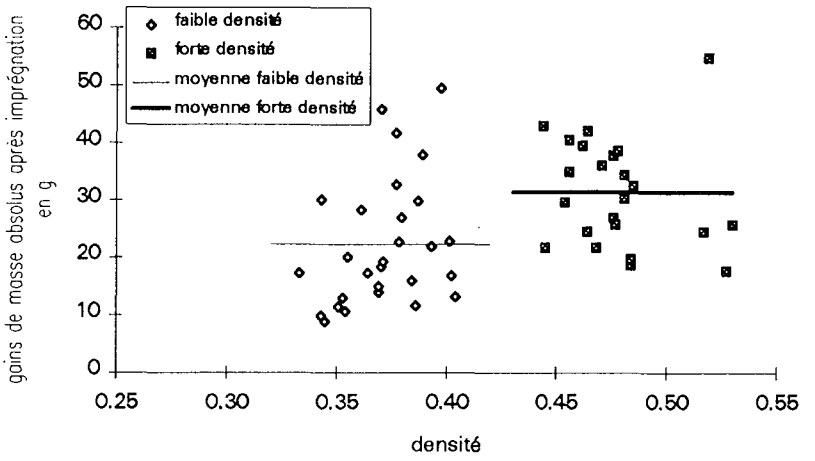


Figure 4.26 : Gains de masse absolus après imprégnation du bois pour les deux groupes d'éprouvettes

Tableau 4.5 - Gains de masse relatifs et absolus après imprégnation

	moyenne	écart type	min.	max.
gains relatifs de masse faible densité%	58	28	25	121
gains relatifs de masse forte densité%	65	20	33	105
gains absolus de masse faible densité (g)	22,28	11,16	8,8	49,5
gains absolus de masse forte densité (g)	31,39	9,42	17,67	54,91

Ces résultats peuvent être expliqués par le fait que la perméabilité dans le cas des résineux et notamment celui de l'épicéa, est un paramètre lié plutôt à l'anatomie du bois qu'à sa densité, comme le laissait déjà présager les indications de la littérature. Il est donc possible que le bois à faible densité ait moins d'éléments anatomiques d'échange que le bois plus dense ou que ces éléments soient plus étanches dans un cas que dans l'autre. Aucune information sur ce sujet n'a été trouvée dans la bibliographie. Des analyses microscopiques sur des coupes anatomiques de bois à forte et faible densité pourraient apporter des informations sur ce point. Par ailleurs, des essais sur des pièces à dimension d'emploi seraient souhaitables pour vérifier si les résultats, obtenus sur de petites éprouvettes, sont confirmés sur des pièces de structure.

3.4.2.2. Rétention

Pour confirmer les résultats d'imprégnation, nous avons procédé à l'analyse de la rétention du produit dans le bois. Cet essai a été réalisé sur 4 éprouvettes, 2 à faible densité et 2 à forte densité.

La quantification de la rétention du produit de préservation après évaporation du solvant a été réalisée par chromatographie. Le calcul de la rétention du produit de préservation s'est fait au moyen de la formule :

$$\textit{Rétention} = \frac{\text{masse de produit retenue}}{\text{masse de bois (copeaux)}} * \text{densité du bois}$$

Le tableau 4.6 donne les valeurs des rétentions pour chaque éprouvette :

Tableau 4.6 : Caractéristiques des éprouvettes analysées et leurs rétention de produit individuelle

référence de l'éprouvette	densité 10% en kg/m3	masse copeaux analysé en g	masse de produit (PCP) en mg	rétention en kg de produit par m3 de bois
1	0,330	9,26	277,4	9,88
2	0,343	10,04	439,6	14,99
63	0,517	10,87	168,9	8,03
66	0,530	10,62	265,4	13,24

Ces résultats nous montrent que la quantité de produit retenue est indépendante de la densité du bois. Par conséquent, les bois à forte et faible densités, qui subirait un traitement par vide-pression seront protégés de façon identique. Ceci sur un plan statistique car de grosses différences apparaissent au niveau individuel comme l'a montré le tableau 4.6.

La rétention de produit peut cependant être améliorée par incisions mécaniques (PAUTROT et RZADKIEWICS, 1994) ou par pré-traitement bactérien (EFRANSJAH, 1988) sans gros préjudices sur les propriétés mécaniques.

3.5. Impact de la densité du bois sur le traitement

Nous allons considérer ici le traitement préconisé pour des charpentes de la classe de risque 2 donnée par le CTBA (1985). Cette classe de risque est décrite de la façon suivante :
"Bois d'ossature normalement ventilé (Classe de risque 2) :
Risques très accidentels de réhumidification localisée de courte durée et non répétitive. Le risque d'attaque fongique ne peut être totalement éliminé. Bois maintenu à moins de 20% d'humidité".

Bien que le risque normal encouru par des charpentes normalement ventilées soit exclusivement lié aux insectes xylophages, les produits de préservation présentent en général une composante fongicide (c'est une obligation pour les produits homologués à la marque CTBF et destinés à cet emploi). Celle-ci protège le bois contre les risques, éventuels mais non certains, limités et superficiels (période d'attente sur chantier ; une fois le bois mis en oeuvre, infiltrations d'eau accidentelles de très courte durée, etc) correspondant à la classe 2.
Dans ces conditions, la charpente doit subir un traitement par trempage (consommation moyenne 15 l/m3) pour une durée de 3 à 5 minutes avec un produit hydrodispersable. Il s'agit d'un traitement superficiel qui garantit la protection des premiers 3 mm. Considérant que le coût des opérations de traitement est identique pour le bois, indépendamment de sa densité, **la différence concernera seulement la consommation de solution lors du traitement**.
Dans tous les cas de dimensionnement traités (c.f. chapitre 3), le volume de bois mis en oeuvre pour la réalisation de notre charpente augmente avec la diminution de la densité du bois. Suivant le cas, le volume peut doubler pour une variation de densité de 0,32 à 0,45 (cas des assemblages cloués). En considérant l'ensemble de la structure, la différence volumique, dans le cas le plus défavorable (grille extérieure + fermes sans flambement), peut atteindre à 40% pour cette même plage de variation de densité. En conséquence, le prix du traitement sera proportionnel à la variation de volume et bien sûr toujours supérieur au prix du traitement de la charpente à la densité de référence (0,45).

4. Conclusions

Des essais normalisés d'attaque fongique réalisés sur deux familles de bois à faible et forte densités, il résulte que :

- La perte de masse **relative**, est négativement liée à la densité du bois. Lorsque les comparaisons sont exprimées en pertes de masse absolues, les moyennes des deux groupes sont statistiquement identiques, avec une valeur légèrement inférieure pour le bois à faible densité. Des résultats similaires concernant l'attaque des insectes (termites) sont donnés par la littérature.
Le bois à faible densité est donc autant attaqué, **à masse constante,** que les bois à forte densité (pour le type de souche de champignon utilisée).
Les structures réalisées en bois de faible densité peuvent présenter une durabilité naturelle plus faible (comparaison à volume constant). Cependant les exemples de dimensionnement de charpentes réalisés montrent que les volumes de bois nécessaires à faible densité compensent cet effet (chapitre 3).

- Nous avons également analysé l'influence de la densité du bois sur le dimensionnement des pièces de structures au feu, basé sur les prescriptions normatives. Nous observons que la densité ne joue pas de façon significative sur le temps de résistance de la pièce exposée.

- Les variations de dimensions et de volume de bois liées au retrait ont été estimées sur la structure choisie; nous avons adopté pour ce faire, les équations expérimentales données dans la littérature pour estimer la variation du retrait avec la densité du bois.
L'effet "densité" sur les variations des volumes entre les états humide et sec à l'air pour une variation de densité de 0,45 à 0,32 est faible. Les pertes volumiques dues au retrait sont d'autant plus faibles que la densité du bois est faible.
Cependant, les rapports entre les coefficients de retrait radial et tangentiel augmentent avec la diminution de densité, ce qui se traduit par une augmentation des déformations différentielles (et donc des défauts).
Il serait souhaitable, dans le cadre d'une prochaine étude, de procéder à la quantification des pertes engendrées par le séchage provoquant des déclassements des pièces de structure pouvant être estimées en fonction de la vigueur de croissance, de la proportion de bois juvénile présente dans les pièces, de la conduite de séchage, des angles du fil du bois "géométrique" et "biologique" dans les arbres et dans les pièces, etc.

Le retrait peut influer de façon importante sur le comportement des pièces de structure (surtout pour les pièces en flexion) et notamment lorsque la hauteur de la pièce est débitée tangentiellement.

- Les essais d'imprégnation réalisés sur des éprouvettes de petites dimensions ont montré qu'en moyenne, les bois à faible densité étant moins perméables que ceux à forte densité. Il est probable que le bois à faible densité possède moins d'éléments anatomiques capables de conduire le flux du produit de préservation, ou bien que les ponctuations sont plus étanches que dans le bois à forte densité. Afin de vérifier ces hypothèses, la réalisation de coupes anatomiques sur les deux types de bois serait souhaitable.

- La rétention du produit d'imprégnation a été quantifiée par la méthode chromatographique à phase gazeuse. D'après ces analyses, nous concluons que la quantité de produit retenu dans le bois en masse de produit par m3 de bois ne dépend pas de sa densité. A taux d'efficacité égal du produit de préservation et à procédé de traitement identique, le bois à faible densité est autant protégé que celui à forte densité.

- D'une façon générale, la densité n'est pas un paramètre qui joue sur la protection du bois. **A volume constant,** le traitement d'un lot de bois à faible densité n'est pas plus onéreux que celui à forte densité.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Conclusion générale

Conclusions

L'analyse globale de la 'chaîne de production du bois' que nous avons réalisée dans ce travail représente une **originalité** en soi. L'approche pluridisciplinaire mise en oeuvre s'est traduite ici par une collaboration entre l'Equipe de Recherches sur la Qualité des Bois de l'INRA et l'ENSTIB. L'analyse mécanique des structures en bois proposées prend en compte d'une part la variabilité des propriétés du bois et d'autre part la rigidité des assemblages qui ont une importance déterminante.

Dans cette conclusion, nous allons d'abord brièvement résumer les principaux résultats obtenus puis, nous illustrerons par un tableau de synthèse les résultats quantifiés obtenus par notre démarche. Enfin nous discuterons des limitations actuelles de notre approche afin de proposer des perspectives ultérieures de développement.

Le premier chapitre a été motivé par le besoin de relier les conditions de production du bois à ses propriétés technologiques au travers notammemnt de l'indicateur "masse volumique" qui sera utilisée pour évaluer les propriétés mécaniques. Celles-ci ont été utilisées dans les chapitres 2 et 3.
L'utilisation du modèle de croissance CEP a montré que dans la plage des situations sylvicoles envisagées, il n'y a pas ou peu d'effet de la densité de plantation sur les volumes totaux de bois produits. Ce résultat connu mérite d'être rappelé car il aura toute son importance dans l'analyse globale. Par contre, l'utilisation de ce modèle de croissance indique la disponibilité dans le temps des arbres sciables (à partir de 19 ans pour la croissance rapide et à partir de 37 ans pour la croissance lente).
Puisque le logiciel CEP permet de simuler la forme des troncs, il a été possible d'analyser le rendement au sciage en prenant en compte les effets du défilement et de la longueur des billons.
Une estimation simplifiée des coûts de production a montré que le scénario à croissance rapide produit plus de revenus à l'hectare que le scénario à croissance lente, ce qui résulte d'une meilleure valorisation du diamètre plus important des arbres à croissance rapide. Cependant, ramenés au kilogramme de bois produit, on s'aperçoit que les coûts de production sont similaires pour les deux scénarios de croissance, ce qui est un résultat original.

L'augmentation de la vitesse de croissance entraîne la diminution statistique de la densité du bois provoquant la diminution des propriétés mécaniques. Cette baisse des propriétés mécaniques exerce un impact très important sur le dimensionnement des structures.

Dans le deuxième chapitre ,nous avons montré qu'il était nécessaire d'utiliser 20% de volume de bois supplémentaire lorsque la masse volumique diminuait de 450 à 320 kg/m3. Ceci s'entend à conception de structure identique, la seule variation de dimension prise en compte étant la hauteur de la section de chaque pièce constitutive de l'ensemble de la charpente calculée (fermettes et grille).

Dans le chapitre 3, nous avons établi que pour les fermettes seules, une baisse de densité de 0,45 à 0,32 peut doubler le volume nécessaire de bois dans leur dimensionnement. Ceci indépendemment du type d'assemblage utilisé.
Cependant, la qualité des assemblages joue un rôle important sur le dimensionnement des structures. L'utilisation des assemblages à faible rigidité (par clou) induit un triplement du volume de bois nécessaire par comparaison à l'utilisation d'assemblages plus préformants tels que les connecteurs. Ce résultat est également indépendant des variations de densité.

Dans le quatrième chapitre nous n'avons pas constaté d'effet de la masse volumique sur les propriétés de durabilité naturelle, sur la tenue au feu ainsi que sur l'imprégnabilité. Les pertes de volume provoquées par le retrait du bois varient peu sur la gamme de variation de la masse volumique prise en compte. On doit cependant rappeler que la mesure des déformations des sciages n'a pas été réalisée.

Afin d'illustrer les résultats que permet l'approche développée par ce travail de recherche, nous allons proposer une synthèse basée sur l'exemple de la fermette traitée dans le chapitre 2. Il s'agit en fait de deux fermettes, assemblées par connecteurs et clous. Ces fermettes sont calculées avec du bois dont la densité varie de 0,41 à 0,45. Il s'agit des valeurs moyennes de masse volumique pour les billons de 5 mètres de l'arbre moyen de chaque peuplement.
A partir de ces billons, nous réalisons une nouvelle optimisation de débits qui donne un nombre de fermettes par billon. Le nombre des fermettes par hectare est donc déduit du nombre de fermettes par arbre en le multipliant par le nombre d'arbres sur pied. Dans un deuxième temps, nous réalisons le cumul du nombre de fermettes produit sur pied avec le nombre de fermettes sorties en éclaircies jusqu'à l'âge final (57 ans, figure c1).

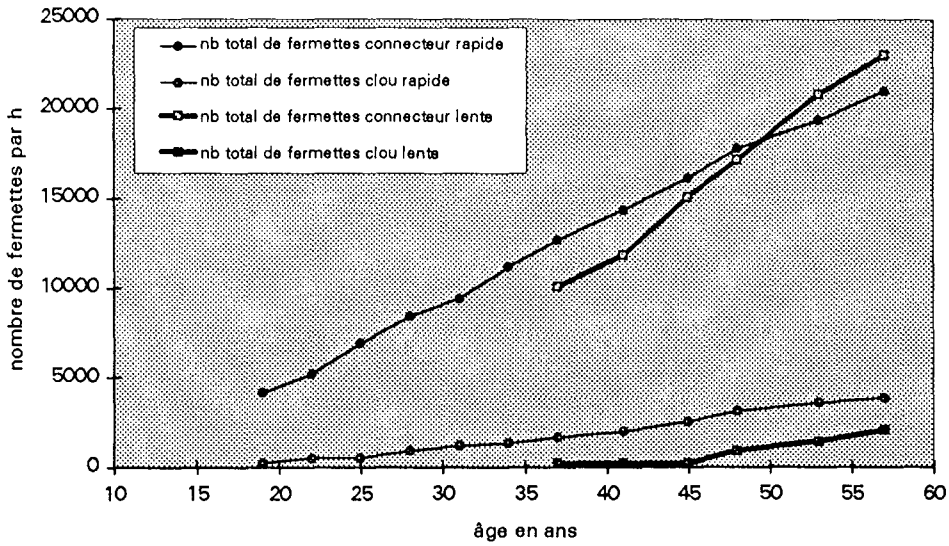


Figure c1 : Nombre cumulé de fermettes par ha pour les fermettes assemblées par connecteurs et par clouage

L'examen de cette figure nous montre bien la grande importance de la nature du mode d'assemblage utilisé et par conséquent l'importance relative de la diminution de la masse volumique.

Des résultats différents auraient probablement été obtenus si nous n'avions pas fixé comme contrainte de dimensionnement, une valeur constante pour l'épaisseur des sciages constitutifs des fermettes (b=constante).

En effet cela aboutit à des valeurs de "h" qui sont importantes, c'est-à-dire supérieures à 20cm. Cela induit des contraintes sur le diamètre des billons sciables, contraintes qui se traduisent par une faible disponibilité de ces dimensions pour le scénario à croissance lente.

Ceci ne signifie pas que ce scénario est défavorable aux fermettes clouées mais plutôt que les hypothèses que nous avons adoptées sont visiblement pénalisantes pour les diamètres faibles d'une façon générale.

Nous allons à présent représenter de façon quantifiée les résultats des trois scénarios à l'âge final. Ces résultats présentés dans le tableau c1.

Tableau c1 : Récapitulation des caractéristiques des trois peuplements à l'âge final, 56 ans. *(sauf dans le cas des frais, les comparaisons sont réalisées **par hectare**)*

	croissance lente	croissance rapide	rapide 2 révolutions
Volumes bois vert			
Volume sciable (m3)	887	820	810
Volume scié (m3)	519	426	351
rendement sciage (%)	58	52	43
Classement			
Largeurs de cernes (en % du volume total)			
C22	29	65	100
C30	71	35	0
Masse volumique (en % du volume total)			
410-420	0	67	100
420-430	29	30	0
430-440	33	3	0
>450	38	0	0
Frais en francs			
ha	38325	31220	43040
arbre	36,12	13,43	29
m3	21,32	20,18	32,9
kg	0,043	0,045	0,077
nombre de fermettes produites			
nb fermettes connecteur	23000	21000	16800
volume total des fermettes connecteur	464	456	368
nb fermettes connecteur/m3 bois	49,5	46	45,7
nb fermettes clous	2052	3866	1842
Imprégnation de fermettes par connecteur (en litres solution de produit)	6960	6840	5520
Pertes au séchage en % entre les états "vert" et "sec à l'air"	6,76	6,46	6,42

En croissance lente, nous observons une production plus élevée en bois sciable, bois sciés et nombre de fermettes réalisées. Ce scénario présente une performance nettement supérieure en terme de classement par rapport aux deux autres alors que les frais par hectare sont de l'ordre de 20% plus élevés. Grâce à la qualité plus élevée des bois issus ce scénario, il est possible de réaliser un nombre global plus important de fermes par m3 de bois. En ce qui concerne le traitement (la consommation de produit d'imprégnation des fermettes), les scénarios sont très proches; ceci est aussi vrai pour les pertes volumiques au séchage.

Nous rappelons maintenant les résultats par hectare que nous avons obtenus lors des calculs économiques dans le chapitre 1. Les chiffres sont beaucoup plus élevés pour le peuplement

à croissance rapide (138500 FF/ha et 226000 FF/ha pour les scénarios à croissance lente et rapide respectivement). Ces résultats semblent surprenants. Le forestier fait plus de recettes en produisant moins de bois et de qualité inférieure. Rappelons que ce résultat s'explique d'une part par un grand nombre de plants mis en place puis d'arbres éclaircis et d'autre part par une pénalisation forte due aux faibles diamètres produits. Pour ce dernier point , l'usage d'un modèle de croissance délivrant uniquement un arbre moyen pénalise plus encore le scénario à croissance lente (puisque la part des diamètres importants n'est pas prise en compte).

En résumé, nous pouvons conclure que :

Les principaux résultats pour le forestier portent sur la méthodologie de simulation pour analyser sa production. Ces résultats se présentent comme un tableau de bord sur les impacts qualitatifs et quantitatifs sur les bois issus des choix sylvicoles. Bien que globaux, les résultats obtenus peuvent servir de support à des réflexions sur les effets économiques des différents scénarios étudiés.

En ce qui concerne la première transformation, les principaux résultats de ce travail sont liés à l'impact des conditions de croissance sur la géométrie des arbres, (longueur et diamètres des billons) et par conséquent sur le rendement au sciage. Ils contribuent aussi à l'analyse de l'impact des conditions de croissance sur le classement.

Pour l'utilisateur, l'emploi des bois à faible densité signifie principalement une augmentation de volume nécessaire lors du dimensionnement des structures. Cette augmentation de volume a pu être chiffrée.
Il est compréhensible que l'utilisateur préférera employer du bois possédant les meilleures caractéristiques possibles. L'utilisation d'un matériau de qualité inférieure doit forcément passer par une décote de prix.
Le constructeur contraint par l'évolution normative d'utiliser en structures des bois à qualités mécaniques plus élevées, se tournera vers son fournisseur (c'est le principe de base d'une politique de qualité dans l'entreprise).
En ce qui concerne les aspects "durabilité du bois", l'utilisateur doit retenir que l'emploi du bois à faible densité ne pose pas de problème particulier. En ce qui concerne les pertes en volume par le retrait, la masse volumique ne présente pas d'inconvénients d'utilisation. Néanmoins sur les déformations au séchage nous n'avons pas suffisamment d'éléments pour juger correctement de l'influence de la variation de masse volumique du bois.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Références bibliographiques

Références bibliographiques

Normes et règles de calcul

AFNOR. 1985. Conditions générales d'essais. Réf. NF B 51-003, Essais physiques et mécaniques. AFNOR, Paris La Défense, 5p.

AFNOR. 1985. Détermination de l'humidité. Réf. NF B 51-004, Paris, La Défense. 6p.
AFNOR. 1985. Détermination du retrait. Réf. NF B 51-006, Paris, La Défense. 6p.

AFNOR. 1985. Bois. Essais de compression axiale. Réf. NF B 51-007. Paris , La défense, 3p.

AFNOR. 1985. Bois. Essais de flexion statique. Détermination de la résistance à la flexion de petites éprouvettes sans défaut. Réf. NF B 51-008. Paris , La défense, 5p.

AFNOR. 1985. Bois. Essais de flexion statique. Détermination du module d'élasticité en flexion de petites éprouvettes sans défaut. Réf. NF B 51-016. Paris , La défense, 6p.

AFNOR. 1986. Détermination du seuil d'efficacité contre les champignons basidiomycètes lignivores cultivés sur milieu gélosé. Réf. NF EN 113, Paris, La Défenses, 23p.

AFNOR. 1992a. Normes d'utilisation du bois dans les constructions. Partie 4 : Classement visuel pour l'emploi en structures des principales essences résineuses et feuillues. Réf. NF B 52-001-4. Paris La Défense.

AFNOR. 1992b. Normes d'utilisation du bois dans les constructions. Partie 5 : Caractéristiques mécaniques conventionnelles associées au classement visuel des principales essences résineuses et feuillues utilisées en structure. Réf. NF B 52-001-4. Paris La Défense.

AFNOR. 1994. Durabilité naturelle du bois massif du bois. Partie II : Guide de la durabilité naturelle du bois et de l'imprégnabilité d'essences de bois choisies pour leur importance en Europe. Réf. NF EN 350-2, Paris, La défense, 40p.

EUROCODE 5 - COMITE EUROPEEN DE NORMALISATION. 1993. Partie 1-2. Règles de calcul au feu. Bruxelles 32p.

EUROCODE 5 - COMITE EUROPEEN DE NORMALISATION. 1995. Calcul des ouvrages en bois. Première partie : Régles générales et Règles applicables au bâtiment. Bruxelles 132p.

CTBA - Centre Technique du bois et de l'Ameublement. Cahier 111. 1978. Recommandations pour le calcul des charpentes industrialisées assemblées par connecteurs et par goussets. CTBA Paris, 79p.

CTBA. 1985. Guide pour l'utilisation pratique de la durabilité naturelle des bois, 15p.

CTBA. 1994. Les résineux français. Paris, 52p.

DTU. 1983. Règles définissant les effets de la neige et du vent sur les constructions et anexes. Ed. Eyrolles. Règles N.V.65 et Annexes, 338 p.

DTU. Régles C.B. 71. 1984. Régles de calcul et de conception des charpentes en bois. Ed. Eyrolles. , 181p.

UEAtc. 1979. UNION EUROPEENNE pour l'AGREMENT TECHNIQUE dans la CONSTRUCTION. Directives pour l'Agrément des Connecteurs Métalliques pour Charpentes en Bois. Paris 19p.

Articles Scientifiques

ABENDROTH, R. E. and T. J. WIPF. 1989. Cyclic load behavior of bolted timber joints. Journal of Structural Engineering 115 (10):2496-2510.

ALBRECHT, P., A.H. SAHLI, and F. WATTER. 1987. Fatigue strength of bolted joints. Journal of Structural Engineering 113(8):1834-1849.

ARMSTRONG, J.P., C. SKAAR et C. de ZEEUW. 1984. Effect of specific gravity on mechanical properties. Wood Sc. Tech. (18):137-146

ARNEY, J. 1972. Computer simulation of douglas-fir tree and stand growth. Ph D thesis, Oregon State University, 79p.

ARNEY, J. 1974. An individual tree model for stand simulation in dougals-fir. in :J. Fries (Ed.) Growth models for tree and stand simulation. Research note 30, Royal college of Forestry, Stocholm, 38-46.

ATHERTON, G.H., K.E. ROWE, and K.M. BASTENDORF. 1980. Damping and slip of nailed joints. Wood Science 12(4):218-226.

BANKS, W.B. 1970. Some factors affecting the permeability of scots pine and norway spruce. Journal of the Institute of Wood Science 25 (5):1-6.

BARBER, N.F. et B.A. MEYLAN. 1964. The anisotropic shrinkage of wood . A theoretical model. Holzforschung 18 (5):146-156.

BAUER, C., G. KILBERTUS et V. BUCUR. 1991. Technique ultrasonore de caractérisation du degré d'altération des bois de hêtre et de pin soumis à l'attaque de différents champignons. Holzforschung, 45 (1):41-46.

BEAUCHENE, J. 1990. Etude fine des retraits dans l'arbre chez l'Epicéa commun (*Picea abies* Karst). DEA Sciences du bois, INPL/INRA. Equipe de Recherches sur la Qualité des Bois. Nancy, 57p.

BENDTSEN, B.A. 1978. Properties of wood from improved and intensively managed trees. Forest Prod. J. 28(10):61-71.

BENDTSEN, B.A. et J. SENFT. 1986. Mechanical and anatomical properties in individual growth rings of plantation-grown eastern cottonwood and loblolly pine. Wood and Fiber Sci. 18(1):23-38.

BERNHART, A. 1964. Über die rohdichte von fichtenholz. Holz als Roh-und Werkstoff (22):215-228.

BJORKMAN, E. 1944. Om rothardigheten hos larkvirke (The rot resistance of Larch wood). Norrlands SkogsvForb. Tidskr. (1):18-45.

BODIG, J. and J.R. GOODMAN. 1973. Prediction of elastic parameters for wood. Wood Sc. 5 (4) :249-264.

BODIG, J. & B.A. JAYNE. 1982. Mechanics of wood and wood composites. Van Nostrand Reinhold Company Inc. New York, 712p.

BOONE R.S. et M. CHUDNOFF. 1972. Compression wood formation and other characteristics of plantation-grown *Pinus caribaea*. Forest Service Research Paper ITF-13p.

BORGIN, K., G. TSOUMIS et C. PASSIALIS. 1979. Density and shrinkage of old wood. Wood Sci. Tech. 13: 49-57.

BOSSUAT, D.G. 1990. Ebauche d'un modèle de croissance des peuplements équiennes d'épicéa commun à partir de données expérimentales (de l'INRA). D.E.A Biologie Forestière, Université Nancy I et ENGREF, Nancy, 64p.

BÖSTROM, L. 1995. Machine Strength Grading. Comparison of four different systems. Swedish National Testing and Research Institute. 57p

BOUTELJE, J.B. 1962. The relationship of structure to transverse anisotropy in wood with reference to shrinkage and elasticity. Holzforschung 16 (2):33-46.

BOUTELJE, J. B. 1966. On the anatomical structure, moisture content, density, shrinkage and resin content of the wood around knots in swedish pine (*Pinus sylvestris* L.) and swedish spruce (Picea abies Karst). Svensk Papperstidning 69:1-10.

BOUTELJE, J. B. 1968. Juvenile wood, with particular reference to northern spruce. 71 :17, pp 581-585. Svensk Papperstidning.

BRAZIER, J.D. 1977. The effect of forest practices on quality of the harvested crop. Forestry 50(1):49-4.

BRIGGS, D.G. 1992. Models linking silviculture, wood quality and product value : a review and example for US coastal douglas-fir. in: IUFRO All Division 5 Conference Forest products, Nancy, 23-28 Août 1992, ARBOLOR éd. ,Nancy, 285-294.

BUCUR, V., S. GARROS, A. NAVERRETE, M.T. TROYA, E. SANCHEZ, R. DIEZ. 1993. Fungi decay in wood by combined nondestructive techniques. In: "Ultrasonics International" 93, 6-8 July 1993. Technical University of Vienna, Austria. 6p

BUCUR, V., S.GARROS, A. NAVERRETE, M.T. TROYA et R. GUYONNET. 1995. Kynectics of wood dégradation by fungi with X-ray microdensitometric technique. Article soumis à la publication dans la revue Wood Science and Technology.

BUTTERFIELD M et W. REYLAN. 1980. Three dimensional structure of wood (2e edition), Chapman and Hall, London, New-York.

CARTWRIGHT, K. St G. 1941. The variability in resistance to decay of the heartwood of home-grown western red cedar (*Thuya plicata* D. DON.) and its relation to position in the log. Forestry G.B., 15, 65-75.

CAVE, I.D. 1972. A theory of shrinkage of wood. Wood Sci. Tech. 6: 284-292.

CAVE, I.D. et J.C.F. WALKER. 1994. Stiffness of wood in fast-grown plantation softwoods : the influence of microfibril angle. Forest Prod J. 44(5):43-48.

CHAZELAS, J. L. 1987. Etude de la variation des propriétés physico-mécaniques locales autour des noeuds. In : Les noeuds du bois et leur comportement mécanique - Journée d'étude du Groupement Scientifique Rhéologie du bois, 16 décembre 1987. Paris, 26p.

CHOONG, E.T. et P.J. FOGG. 1989. Differences in moisture content and shrinkage between innerwood and outerwood of two shortleaf pine trees. Forest Prod. J. 39 (3):13-18.

CLARCK, J.W. 1957. Comparative decay resistance of some common Pines, Hemlock, Spruce and true Fir. Forest Science 3, (1):314-320.

CLARCK III, A. et J.R. SAUCIER. 1989. Influence of initial planting density, geographic location and species on juvenile wood formation in southern pine. Forest Prod. J. 39(7/8):42-48.

CLEMENT, J.P. 1991. Etude des paramètres influant sur les caractéristiques mécaniques de résineux d'Auvergne en vue d'un classement en structure. Mémoire présenté pour obtention de diplôme d'ingénieur Option Génie Civil. CUST - Université Blaise Pascal - Clermont Ferrand. 103p.

CLUTTER, J.L., J.C., FORSTON, L.V. PIENNAR, G.H. BRITER, et R.L. BAYLEY. 1983. Timber management, a quantitative approach. John Wiley, N. York, 333p.

COLIN, F. 1992. Analyse et modélisation de la branchaison de l'épicéa commun en vue de prédire la qualité de la ressource. Thèse de doctorat ENGREF.

COLIN, F, P.MONCHAUX, F. HOULLIER ET J.M. LEBAN. 1991. Croissance, branchaison et qualité de l'épicéa commun. Ann. Rech. Sylv. AFOCEL. p 251-296.

COLIN, F. et F. HOULLIER. 1991. Branchiness of Norway spruce in north-eastern France : modelling vertical trends in maximum nodal branch size. Ann. Sci. For. 48(6):679-693.

COLIN, F. et F. HOULLIER. 1992. Branchiness of norway spruce in northeastern France: Predicting the mainb crown characteristics from usual tree measurements. Ann Sci For 49: 511-538.

COST - C1. 1994. Semi rigid behavior of civil engineering structure connections. Proceedings of the Second State of the Art Workshop - Prague 26-28 / October, 1994.

COURTOIS, H. 1966. On the decomposition of th cell wall by bacteria in coniferous wood. Holzforschung, 20 (5):148-153.

COWN, D.J. 1973. Effects of severe thinning and prunning treatments on intrinsic wood properties of young Radiata pine. New Zealand Journal of Forestry 3(3):379-389.

COWN, D. 1992. Modelling the impacts of site and silviculture : the New Zealand experience. In : IUFRO All Division 5 conference Forest Products, 23-28 Août 1992, ARBOLOR éd., Nancy, 297-298.

CRAMER, S. M. et J. R. GOODMAN. 1983. Model for stress analysis and strength prediction of lumber. Wood and Fiber Sci. 15 (4):338-349.

CTBA. 1981. Charpentes industrialisées, étude comparative des prévisions de calcul et des résultats d'essais, étude générale R117. Paris.28p

DADSWELL, H.E. 1958. Wood structure variations occurring during tree growth and their influence on properties. Journal of The Institute of Wood Science vol. 1:1-24.

DAQUITAINE, R. 1995. Contribution à l'évaluation de la qualité du bois d'une ressource forestière existante : Application à l'épicéa commun. DEA Analyse et modélisation des systèmes biologiques. CRA-CNRS. INRA, Equipe de Recherches sur la Qualité des bois Nancy, France. 36p et annexes.

DAWE, P.S. 1964. The effect of knot size on the tensile strength of european redwood. Wood Science 29(11):49-51.

DECOURT, N. 1971. Tables de production provisoires pour l'épicéa commun dans le Nord-Est de la France.Ann. Sci. For., 29(1):49-65.

DEDEKEL, A. 1994. La densité du bois de douglas (*Pseudotsuga menziessii*). DEA Sciences du Bois. INRA ENGREF. France.

DE REBOUL, L. 1988. Influence des paramètres de structure et de position sur le module de rigidité en flexion statique (El) dans le cas de l'Epicea commun (Picea *abies* Karst). DEA Sciences des Bois INRA / AFOCEL. 73p et annexes

DINWOODIE, J.M. 1963. Variation in tracheid length in Picea sitchensis Carr. Forest Products Research, special report n°16, Her Majesty's Stationary Offioce, London.

DINWOODIE, J.M. 1981. Timber its nature and behavior. Van Nostrand Reinhold Company, 190p.

DUCHANOIS, G., J.M. LEBAN et P. TRIBOULOT. 1988. Concentration de contraintes au voisinage d'un noeud sous une sollicitation simple. In; Actes du colloque " Comportement mécanique du bois ", G.S. Rhéologie du bois, Bordeaux, 8-9 juin 1988, 363-364.

DUCHANOIS, G., P. TRIBOULOT et J.M. LEBAN, 1993. Modélisation numérique du glissement des assemblages utilisés dans les structures en treillis. ENSTIB. 5p.

ECKELMAN, C. A. 1970. The fatigue strength of two-pin moment-resisting dowel joints. Forest Products Journal 20(5):42-45.

EFRANSJAH, M. 1988. Contribution à l'étude de la préservation du bois : Amélioration de l'imprégnabilité de l'Epicéa par un pré-traitement bactérien et caractérisation du comportement du bois par l'utilisation des ultrasons. Université de Nancy I / Ecole Supérieure des Sciences et des Techniques des Industries du Bois, 165p.

ERIKSON, H.D. et HARRISON A.D. 1974. Douglas-fir wood quality studies. I. Effects of age and stimulated growth on wood density and anatomy. Wood Science Technology, 8, 207-226.

FELIX, B. 1987. Etude expérimentale et simulation numérique du comportement mécanique d'un noeud dans une éprouvette de traction simple. In : Les noeuds du bois et leur comportement mécanique - Journée d'étude du groupement Scientifique Rhéologie du bois, 16 décembre 1987. Paris, 26p.

GEBREMEDHIN, K. G., M.C. JORGENSEN, and C.B. WOELFEL. 1992. Load-slip characteristics of metal plate connected wood joints tested in tension and shear. Wood and Fiber Science.24(2):118-132.

GERHARDS, C. C. 1987. Effect of slope of grain on tensile strength. Forest Prod. J. 38 (7/8):39-40.

GOODMAN, R.M. et J.H. COOLEY. 1970. Effect of initial spacing on jack pine growth and yield. Michigan Acad. 2(4): 107-111.

GOODMAN, R.M. et J. BODIG. 1980. Tension behaviour of wood - An anisotropic, inhomogeneous material. Final report to the National Science Foundation. Colorado State University, Fort Collins, Co.

GRAF, E, P. MANSER et M. SCHIMITTER. 1989. Influence of the vitality of norway spruce (*Picea abies*) and silver fir (*Abies alba*) on the resistance of construction timber to larvae of the house longhorn (Hylotrupes bajulus). Material und Organismen 24(2):93-105.

GREENE, J.T. 1966. Selection of tracheid length in loblolly pine (*Pinus taeda*). Report n°18. Georgia Forest Research Council.

GUITARD, D. et F. EL AMRI. 1987. Modèles prévisionnels du comportement élastique tridimensionnel pour les feuillis et résineux. Ann. Sci. For. 44(3): 335-358.

HAYASHI, T., M. MASUDA, and H. SASAKI. 1979. Rotating bending fatigue properties of timber butt joints with metal plate connectors. Journal of the Society Material Science, Japan. 28(7):623-628.

HAYASHI, T., H. SASAKI, and M. MASUDA. 1980. Fatigue properties of wood butt joints with metal plate connectors. Forest Products Journal 30(2) : 49-54.

HOULLIER, F. 1992. Analyse et modélisation de la dynamique des peuplements forestiers: application à la gestion des ressources forestières. Mémoire d'habilitation à diriger des recherches, Université Claude Bernard, Lyon I, 67p.

HOULLIER, F. et J.M. LEBAN, 1991. Modèle théorique de croissance des arbres en peuplement équienne et monospécifique. Note interne, ENGREF et INRA Nancy, 13p.

HOULLIER, F., J. BOUCHON et Y. BIROT. 1991. Modélisation de la dynamique des peuplements forestiers : états et perspectives. Rev. For Franç. XLIII: 87-108.

HOULLIER, F., F. COLIN, et J.M. LEBAN. 1993. Modélisation de la croissance et de la qualité du bois de l'épicéa commun (Picea abies) : implications pour l'observation et l'expérimentation, applications à la sylviculture et aux inventaires. In: Chhung Huor Ung (Ed), Les modèles de croissance forestière et leurs utilisations. Québec, 18-19 Novembre 1993. Natural resources, Canada, Sainte Foy, pp. 69-82.

HOULLIER, F., F. COLIN, et J.M. LEBAN. 1995. Linking growth modelling to timber quality assessment for norway spruce. Forest Ecology and Management 74: 91-102.

JACQUIOT, C. et D. LAPETITE. 1960. Sur la résistance naturelle du bois de quelques conifères exotiques introduits en France aux attaques de champignons. Revue de Pathologie Végétale 39, (1):19-33.

JANG, S.S., Y. FUJIMOTO, et Y. MATAKI. 1993. Fatigue Behavior of Framing-to-sheating Nailed Joints. Forest Products Journal 43(4):63-69.

KELLER, R., P. AZOEUF. R. HOSLIN. 1974. Détermination de l'angle de la fibre torse d'arbres sur pied à l'aide d'un traceur radioactif. Ann. Sci. For. 31: 161-169.

KELSEY, K. 1956. The shrinkage intersection point - Its significance and the method of its determination. Comm. Sci. and Industrial Research Organization. 10, 411-417.

KOHARA, M. et T. OKUYAMA. 1993. Mechanical responses of wood to repeated loading VI. Energy-loss partitioning scheme to predict tensile fatigue lifetime. Journal of Japan Wood Research Society 39 (11):1226-1230.

KOLLMAN, F.F.P. et COTE, W.A. 1968. Principles of wod science and technology; I Solid Wood, Springer Verlag, 592p.

KRETSCHMAN, D. E. et BENDTSEN, B. A. 1992. Ultimate tensile stress and modulus of elasticity of fast-grown plantation Loblolly pine lumber. Wood and Fiber Science, 24(2) : 189-203.

KUCERA, B. 1994. A hypothesis relating current annual height increment to juvenile wood formation in Norway Spruce. Wood and Fiber Sci. 26(1):152-167.

KUNESH, R. H. et J. W. JOHNSON. Effect of single knots on tensile strength of 2 - by 8 - inch douglas-fir dimension lumber. Forest Prod. J. 22 (1): 32-36.

LARSON, P.R. 1969. Wood formation and the concept of wood quality. Yale University Sch. For. Bull. 74.

LARSON, P.R. 1972. Evaluating the quality of fast-grown coniferous wood. USDA Forest Service. Wisconsin.

LEBAN J.M. 1994. Forest EC contract contract n° MA2B-0024. Silvicultural and non desctructive assessment of timber quality in plantation grown spruces and Douglas fir . Final sub task report of Task 1. Modeling wood density in relation to Silvicultural Treatment for Norway spruce. April 1994. 21 p

LEBAN J.M. 1995. Modélisation de la croissance et de la qualité des bois . Estimations des propriétés des sciages d'une ressource forestière : application à l'épicéa commun (*Picea abies* Karst). Revue Forestière Française (sous presse).

LEBAN, J.M et G. DUCHANOIS. 1990. SIMQUA: un logiciel de simulation de la qualité du bois. Ann. Sci. For. 47,483-493.

LEBAN, J.M., F. HOULLIER, B. GOY et F. COLIN. 1991. La qualité du bois d'épicéa commun en liaison avec les conditions de croissance. Forêt entreprise, 80:13-27.

LEBAN, J.M. et F. HOULLIER. 1992. Modelling densitometric curves in Norway Spruce taking into account intra and inter tree variability. Volontary paper for IUFRO AII-Division 5 Conference. Nancy France August 23-28, Arbolor éd.(Nancy), p.309-310.

LEBAN J.M., A. DEDECKEL, P. GELHAYE, C. HERBE et M. PIERRE. 1995. Wood density of Douglas fir. Final task report of task 5 . Forest Planning and Management Tools (EC contract CT92-0715), 18 pages .

LEMOINE, B. 1991. Growth and yield of maritime pine (Pinus pinaster Ait.): Th average dominant tree of the stand. Ann. Sci. For., 48 : 593-611.

LEWIS, W.C. 1951. Fatigue of wood and glued joints used in laminating construction. Journal of The Forest Products Research Society; 221-229.

LIESE, W.et J. BAUCH. 1967. On the closure of bordered pits in conifers. Wood Sci. and Techn. 1 (1):1-3.

LIESE, W. 1970. Ultrastructural aspects of woody tissue disintegration. Ann. Rev. Phytopat.,8.

MACPEAK, M.D., L.F. BUKART et DEWAYNE WELDON. 1987. A mill study of quality, yeld, and mechanical properties of plywood produced from fast-grown loblolly pine. Forest Prod. J. 37(2):51-56.

MACPEAK, M.D., L.F. BUKART et D. WELDON. 1990. Comparison of grade, yield and mechanical properties of lumber produced from young fast-grown and older slow-grown planted slash pine. Forest Prod. J. 40(1):11-14.

MARION, O. et S. TRAU. 1994. Intégration des moyens de contrôle non-destructifs pour des emplois en structure des sciages résineux lorrains. Rapport de projet de fin d'études. ENSTIB-Epinal. 32p et annexes

MAZET, J.F. G. NEPVEU. et P. VELLING. 1989. Etude des effets de quelques paramètres environnementaux sur la densité du bois de l'épicéa commun, du sapin pectiné et du pin sylvestre dans le nord-est de la France. INRA, Station de Recherches sur la qualité des bois, Nancy, document 1989/3, 96pp.

MAZET, J.F. et G. NEPVEU. 1991. Relations entre caractéristiques de retrait et densité du bois chez le Pin sylvestre, le Sapin pectiné et l'Epicéa commun. Ann Sci. For.48: 87-100.

McALISTER, R.H. et T.D. FAUST. 1992. Load-deflection parameters for metal-plate connectors in yellow poplar and sweetgum structural lumber. Forest Prod. J. 42(3):60-64.

McALISTER, R.H. et A. CLARK III. 1992. Shrinkage of juvenile and mature wood of loblolly pine from three locations. Forest Prod. J. 42 (7/8):25-28.

McGOWAN, W. M. 1968. Parallel-to-grain tensile properties of visually graded 2 x 6-inch Douglas-fir. Information Report VP-X-46.Forest Products Laboratory, Vancouver, BC.

MEDEARIS, K. 1975. Response of a wood residence to nuclear-induced seismic excitation. Wood Science. 8(2):105-111.

MEISTERMAANN, C. and S. OHNIMUS. 1993. La fatigue des assemblages. Rapport de projet ENSTIB 3e année (Ecole Supérieure des Sciences et des Technologies des Industries du Bois). Epinal - France. 61p.

MEYLAN, B.A. 1968. Cause of high longitudinal shrinkage in wood. Forest Prod. J. 18 (4):75-78.

MEYLAN, B.A. 1972. The influence of microfibril angle on the longitudinal shrinkage-moisture content relationship. Wood Sci. Tech. 6:293-301.

MITCHELL, K.J. 1969. Simulation of growth of even-aged stands of white spruce. Yale Univ. Scool For. Bull. 75,48.

MITCHELL, K.J. 1975. Dynamics and simulated yield of douglas-fir. For.Sci. Monogr. 17, 39 pp.

MITCHELL, K.J., R.M. KELLOG and K.R. POLSON. 1989. SYLVER : The link between silvicultural practices and financial return. Canadian Pulp and Paper Associatio, Woodlands Section annual meeting, March 1989, 4p.

MORLIER, P. et L. BENDAHMANE. 1987. Influence des noeuds sur les caractéristiques mécaniques du pin maritime. In : Les noeuds du bois et leur comportement mécanique - Journée d'étude du groupement Scientifique Rhéologie du bois, 16 décembre 1987. Paris.

NEWLIN, J.A. et T.R.C. WILSON. 1919. The relation of the shrinkage and strength properties of wood to its specific gravity. Bull. U.S. Depart. Agric. n° 676. 35p.

NEWNHAM, R.M. 1992. Variable-form taper functions for four Alberta species. Can. J For. Res. ,22:210223.

NICHOLS, J.W.P. ET H.E. DADSWELL. 1965. Assessment of wood qualities of tree breeding. Tech. Paper n°37. C. Division of Forest Products.

NORDMAN, K. et S. EDBERG, I. JOHANSON. 1987. Studies on the permeability of norway Spruce (Picea abies). Doc n° IRG/WP/2295.

OLESEN, P.O. 1976. The interelation between basic density and ring width of norway spruce. Forst. Forskogsv. Danemark, 34:341-359.

OLESEN, P.O. 1977. The variation of the basic density level and tracheid width within the juvenile and mature wood of Norway spruce. Forest Tree improvement.

OTTORRINI, J.M. 1991. Growth and development of individual dougla-fir in stands for applications in silviculture. Ann. Sci. For. 48 : 651-666.

PAGE, D.H., F. EL-HOSSEINY, K. WINKLER et R. BAIN. 1972. the mechanical properties of single wood pulp fibers. Part I : A new approach. Pulp and Paper Mag. Can. 73(8)

PALKA, L.C.1981. Effect of load duration upon timber Fasteners : A selective Literature Review. Report submitted by Forintek Canada Corp. Western Laboratory, To Canadian Forestry Service, Ottawa, Ont. ,58p.

PALKA, L.C. 1984. Effect of wood density on truss-plate joint strength. Forintek Canada Corporation. Western Laboratory.Vancouver, B.C. Prepared for Science Council of British Columbia. Contract n° : 50-69-569. 23p.

PANSHIN A.J. et C. DEZEEUW. 1980. Textbook of Wood Technology. Vol. 1,4 : Ed McGraw Hill Book Company. N.York.

PARK, J. Y. et Y. MATAKI. 1990. Beavior of hysteresis energy in bending fatigue for particle board. Journal of Japan Wood Research Society 36(11):916-968.

PARK, J. Y. et Y. MATAKI. 1990. Bending fatigue characteristics of particleboard under controlled deflection. Journal of Japan Wood Research Society 36(11):952-960.

PAUTROT, V. et M. RZADKIEWICS. 1994. Amélioration de l'absortion de produits de préservation par incision mécanique sur système Picvert. Rapport de 3e année. ENSTIB, 38p et annexes.

PEARSON, R.G. 1974 Application of fracture mechanics to the study of tensile strength of structural lumber. Holzforschung 28(1):11-19.

PEARSON, R. G. 1988. Compressive properties of clear and knotty wood loblolly pine juvenile wood. Forest Prod. J. 28(7/8):15-22.

PEARSON R.G. et R.C. GILMORE. 1971. Characterization of the strength of juvenile wood of loblolly pine (Pinus taeda L.). Forest Prod. J. 21(1):23-30.

PEARSON R.G. et R.C. GILMORE. 1980. Effect of fast growth rate on the mechanical properties of loblolly pine. Forest Prod. J. 30(5):47-54.

PEARSON, R. et B.E. ROSS. 1984. Growth rate and bending properties of selected loblolly Pines. Wood and Fiber Sci. 16(1):37-47.

PLUVINAGE, P. et G. DUCHANOIS. 1987. Approche par la mécanique de la rupture de l'influence d'un noeud sur le comportement mécanique d'une pièce de bois. Analyse probabiliste de la résistance d'une structure en bois avec défauts. In : Les noeuds du bois et leur comportement mécanique - Journée d'étude du groupement Scientifique Rhéologie du bois, 16 décembre 1987. Paris.28p.

POLENSEK, A. and K.M. BASTENDORF. 1987. Damping in nailed joints of light-frame wood buildings. Wood and Fiber Science. 19(2):110-125.

POLGE, H. 1963. Une nouvelle méthode de détermination de la texture du bois : l'analyse microdensitométrique de clichés radiographiques. Ann. Sci For. 20 (4):531-581.

POLGE, H. 1964. Le bois juvénile des conifères. Revue Forestière Française, n°6, 474-505.

POLGE, H. 1969. Densité de plantation et élagage de branches vivantes ou pourquoi, quand et comment élaguer. Revue Forestière Française, 21:451-465

POLGE, H. 1992. Aptitudes des bois à croissance rapide. ONF- Bulletin Technique n°23 pp 89 - 99.

PRESSLER, R. 1865. Das gesetz der stammbildung. Arnoldische Buchhandlung. Leipzig, 153p.

RENNERFELDT, E. 1947. Nagra undersökninger över olika rötswampar förmaga att angripa splint och Kärnved hos tall. Bull. Institut de Recherhes forestières. de Suède, 36p.

RENNERFELDT, E. 1956. The natural resistance to decay of certain conifers. Friesia, 5 (3/5):361-365.

RIOU-NIVERT, P et TOURET, V. 1989. Les calculs économiques en forêt : s'en servir, s'en méfier. Forêt Entreprise 61(7-8):11-66.

ROCHESTER, G.H. 1938. The strength of eastern Canadian spruce timbers in sizes shipped to the United Kingdom. Canada Forest Service. Circ. 54.

ROUESSAC, F. 1992. Analyse chimique. Masson, Paris 295p.

SASAKI, Y. et H. FUMOTO. 1993. Influences of element and joint qualities on the bending properties of metal-plate wood-trusses. Journal of the Japan Wood Research Society 39(6):636-641.

SAVILL, P.S et A.J.SANDELLS. 1983. The influence of early spacing on the wood density of sitka spruce. Forestry 56(2):109-120.

SCHULTZE-DEWITZ, G. 1960. Form und intensität des termitenangriffes an hölzern verschiedner struktur un rohdichte - Dritte mitteilung : Einfluß der rohdichte des holzes auf den termitenangriffe (Form and intensity of termite attack on wood of different structures and density-part III : Influence of density of wood on termite attack). Holz Als Roh- Und Werkstoff. 18 (12):34-36.

SOBOUE, N., N. HIRAI ET I. ASANO. 1970. Studies on the structure of wood by X-ray variation of crystalline state in the stem of Sugi (*Cryptomeria japonica*). Journal of the the Japan Wood Research Society. 16 (6): 262-267.

SOLTIS, L.A. and P.V.A. MTENGA. 1985. Strength of nailed joints subjected to dynamic load. Forest Products Journal 35(11/12):14-18.

SUOLAHTI, O. 1948. Inverkan av tallens kvalitet pa dess Röthärdignet. Sartzyk ur Pappers och Travarutidskrift foe Finnland, 23.

TANG, R. C. 1981. Stress concentration around knots in laminated beams. Wood and Fiber Sci. 16(1):57-71.

THÖRNQVIST, T. 1993. Juvenile wood in coniferous trees. Swedish Council for building Research, Stockholm.110p.

TIMOSHENKO, S. 1956. Strength of materials. Part 2. D; Van Nostrand Company, Inc., New York.

TOKUDA, M. 1987. Prediction of the number of cycles to failure of nailed shearwall panels under reversed cyclic-loading. Journal of the Japan Wood Research. Society 33(7):558-563.

ULMET, CAPERAA et VERGNE. 1987. Approche de l'influence mécanique des noeuds par simulation numérique. In : Les noeuds du bois et leur comportement mécanique - Journée d'étude du groupement Scientifique Rhéologie du bois, 16 décembre 1987. Paris, 26p.

VÄISÄNEN, H., S. KELLOMAKI, P. OKER-BLOM et E. VALTONEN. 1989. Structural development of *Pinus sylvestris* with varying initial density : a preliminary model of sawn timber as affected by silvicultural measures. Scand. J. For. Res. 4: 223-238.

VANNIERE, B. 1984. Tables de production pour les forêts françaises. ENGREF, Nancy, 159p.

VOORHIES, G. et D.A. JAMESON. 1969. Fiber length in southwestern young-growth ponderosa pine lumber. Forest Prod. J.19:(5):52-55.

WARD, R.J., W.A. COTE et A.C. DAY. 1964. The wood substrate coating interface. Official Digest 36 (477):1091-1098.

WARDROP, A.B. 1951. Cell wall organization and the properties of the xylem. I. Cell wall organization and the variation of breaking load in tension of the xylem in conifers stems. Aust. J. Sci. Res. Series B 4:391-414.

WESTERN WOOD PRESERVERS. 1985. Journal of the Institute of Wood Science.

WILKINSON, T.L. 1976. Vibrational loading of mechanically fastened wood joints. USDA Forest Serv. Res. Pap. FPL. 274. Forest Prod. Lab., Madison, Wisc

WINANDY, J. E. et J. J MORRELL. 1993. Relationship between incipient decay, strength, and chemical composition of douglas-fir heartwood.Wood and Fiber Sci. 25(3):278-288.

YANG, K.C. 1994. Impact of spacing on width and basal ,area of juvenile and mature wood in Picea glauca and Picea mariana. Wood F. Sci. 26(4): 479-498.

YING, L., D.E. KRETSHMANN et B.A. BENDTSEN. 1994. Logitudinal Shrinkage in fast-grown loblolly pine plantation wood. Forest Prod. J. 44(1):58-62.

ZHOU, H. et I. SMITH. 1991. Factors influencing bending properties of white spruce lumber. Wood and Fiber Sci. 23 (4):483-500.

ZOBEL, B. 1976. Wood properties as affected by changes in wood supply of southern pines. Tappi 59 (4): 126-128.

ZOBEL, B. 1981. Wood quality from fast-grown plantations. Tappi 64 (1):71-74.

ZOBEL, B., C. WEBB ET F. HENSON. 1959. Core or juvenile wood of loblolly and slash pine trees. 42:5, pp345-356. Tappi.

ZOBEL, B., J. RALSTON et J.H. ROBERDS. 1965. Wood yields from loblolly pine stands of different age, site and stand density. School of Forestry North Carolina State University Raleigh. Technical report n°26.

ZOBEL, B., R.C. KELLISON, et D.G. KIRK. 1972. Wood properties of young loblolly and slash pine. Proccedings of the symposium on the effect of growth acceleration on the properties of wood. November 1971. Madison.

ZOBEL, B., R.C. KELLISON, M.F. MATHOAS et A.V. HATCHER. 1972. Wood Density of southern pines. North Carolina Agri. Exp0t. Sta. Tech. Bull. n° 208. Raleigh, N.C.

ZOBEL, B., R.C. KELLISON. 1972. Short rotation forestry in the South-east. Tappi. 55(8):1205-1208.

ZOBEL, B. et J. TALBERT. 1984. Applied forest tree improvement. N.York..

UNIVERSITÉ NANCY 1 BIBLIOTHÈQUE SCIENCES

ANNEXES

Annexe 1

Tableau A.1 : Volumes sciables par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance lente

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v sciable par arbre	v sciable sur pied	v sciable éclaircie	v sciable total
37	1870	570	**0,220**	407	124	407
41	1300		0,298	387	124	511
45	1300		0,401	521	124	645
48	1300	300	**0,460**	598	262	722
53	1000		0,529	529	262	791
57	1000		0,625	625	262	887

Tableau A.2 : Volumes sciables par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance rapide

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v sciable par arbre	v sciable sur pied	v sciable éclaircie	v sciable total
19	1500	600	**0,133**	201	80	201
22	900		0,179	161	80	241
25	900		0,266	239	80	320
28	900	300	**0,340**	306	80	386
31	600		0,401	241	182	423
34	600		0,512	307	182	489
37	600	170	**0,618**	372	182	554
41	430		0,736	316	287	604
45	430		0,886	381	287	668
48	430	130	**1,038**	447	287	734
53	300		1,163	349	422	771
57	300		1,327	398	422	820

Tableau A.3 : Volumes sciables par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance rapide en 2 révolutions

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v sciable par arbre	v sciable sur pied	v sciable éclaircie	v sciable tot
1ère révolution						
19	1500	600	**0,13**	201	80	201
22	900		0,179	161	80	241
25	900		0,266	239	80	320
28	900		**0,34**	306	80	386
2ème révolution						
47	1500	600	**0,13**	507	160	667
50	900		0,179	467	160	627
53	900		0,266	545	160	705
57	900		0,350	650	160	810

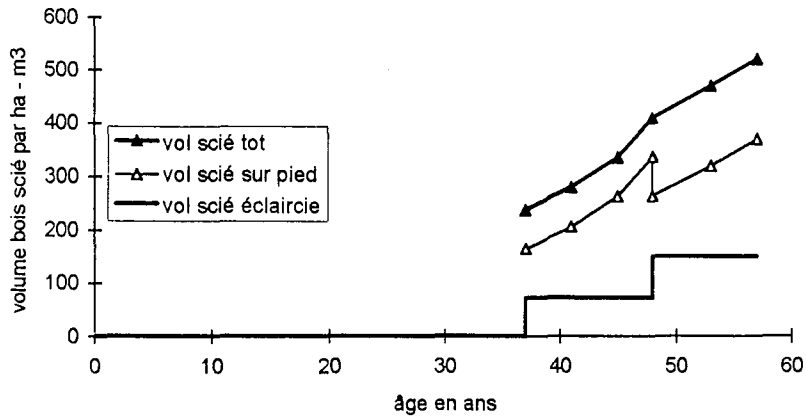


Figure A.1: Evolution du volume total, volume sur pied et volume d'éclaircies de bois scié en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance lente

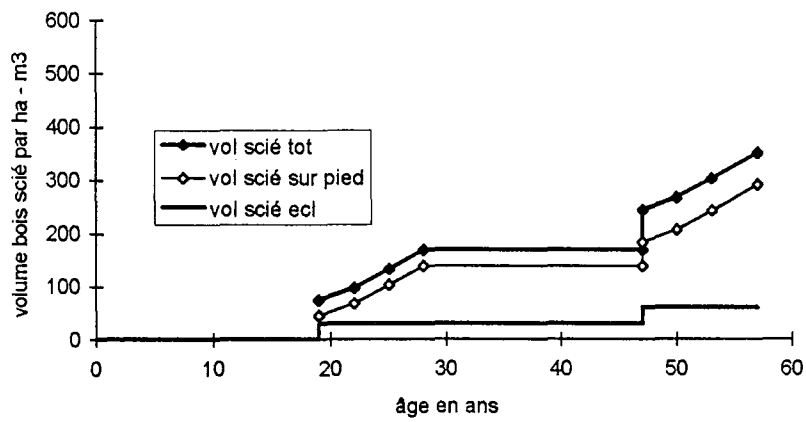


Figure A.2 : Evolution du volume total, volume sur pied et volume d'éclaircies de bois scié en fonction de l'âge pour le peuplement à croissance rapide en 2 révolutions

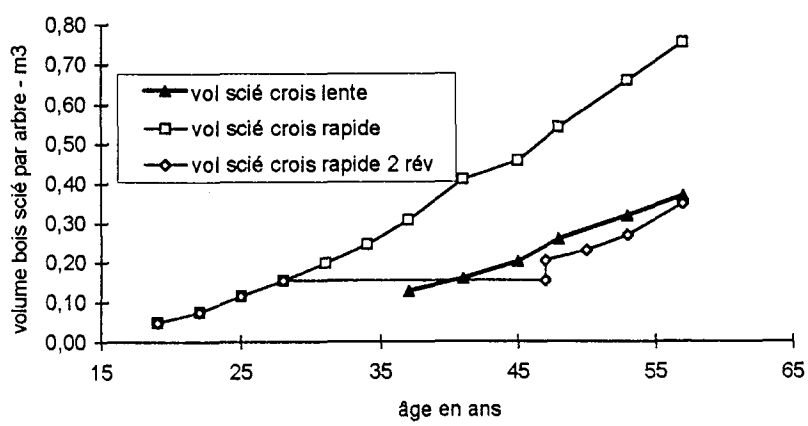


Figure A.3 : Evolution des volume totaux de bois scié **par arbre** en fonction de l'âge pour les trois scénarios

Tableau A.4 : Volumes sciés par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance lente

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v scié par arbre	v scié sur pied	v scié éclaircie	vol scié total
37	1870	570	0,130	165	72	238
41	1300		0,159	207	72	280
45	1300		0,202	263	72	336
48	1300	300	0,258	336	150	409
53	1000		0,319	319	150	469
57	1000		0,369	369	150	519

Tableau A.5 : Volumes sciés par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance rapide

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v scié par arbre	v scié sur pied	v scié éclaircie	v scié total
19	1500	600	0,050	45	30	75
22	900		0,076	68	30	98
25	900		0,115	104	30	134
28	900	300	0,155	139	77	170
31	600		0,199	119	77	196
34	600		0,247	148	77	224
37	600	170	0,307	184	129	261
41	430		0,411	177	129	306
45	430		0,458	197	129	326
48	430	130	0,543	233	199	362
53	300		0,660	198	199	397
57	300		0,755	226	199	426

Tableau A.6 : Volumes sciés par arbre, sur pied, par éclaircie et total pour le peuplement à croissance rapide

âge	nombre de tiges sur pied	nombre de tiges sorties en éclaircie	v scié par arbre	v scié sur pied	v scié eclaircie	v scié total
1ère	**révolution**					
19	1500	600	0,050	45	30	75
22	900		0,076	68	30	98
25	900		0,115	104	30	134
28	900		0,155	139	30	169
2ème	**révolution**					
47	1500	600	0,050	185	60	245
50	900		0,076	208	60	268
53	900		0,115	243	60	303
57	900		0,169	291	60	351

Annexe 2

THE INFLUENCE OF WOOD DENSITY ON METAL-PLATE CONNECTOR MECHANICAL BEHAVIOR UNDER CYCLIC LOADING

JORGE DANIEL DE MELO MOURA
CÉDRIC BASTIAN
GILLES DUCHANOIS
JEAN MICHEL LEBAN
PASCAL TRIBOULOT

ABSTRACT

Design criteria of wood joints connected with metal plates have been determined by static tests, whereas wind or earthquakes produce dynamic loads on structures. Allowable stresses are deduced from these tests, hence stress reduction coefficients are often inadequate for predicting joint life and safety design loads. Furthermore, many factors influence wood joint performance, such as wood density and mechanical properties, grain angle, connector orientation and its features, etc. This study dealt with the influence of wood density on static and fatigue properties of such joints. Static and cyclic load tensile tests were carried out on joints assembled at a 90-degree angle and connected with metal plates for two categories of density ranging from 0.34 to 0.38 and from 0.45 to 0.56 (12% moisture content) of Norway spruce (*Picea abies* Karst). High-density wood joints were not much more rigid but could bear an average of 30 percent greater load than low-density joints. Apart from the initial imposed load level, wood density did not influence mechanical behavior of this type of joint. The results do not allow an accurate estimation of joint life. Nevertheless, the endurance limit can be relatively easy to estimate and lies at around 40 percent of ultimate static tensile strength corrected by individual densities. The first sheared teeth occurred by 2,100 cycles. Beyond that threshold, shearing of teeth is the main parameter determining joint life.

Introduced in the United States after World War II, metal-plate connectors are widely used today, especially because of their simplicity of application and consequent reduction of costs in comparison to traditionally made joints. Evaluations of mechanical performance are made mainly by means of static loadings. Fatigue of joints must be considered in determining allowable design loads and for predicting their service lives.

The mechanical behavior of such joints is affected by wood properties such as density, mechanical properties, moisture content (MC), and grain angle, and connector features such as its dimensions and tooth length. Unfortunately, few studies could be found on the fatigue of joints; most of them focused on nailed joints (2,4,23,24) and just two deal with metal plate connector joints (10,15). Since the trend in forestry is to produce more fast-grown plantation conifers, mostly of wide ring widths and consequent low density (5), it seems very opportune to study the influence of low density on the mechanical behavior of joints.

The main purpose of this investigation was to study the mechanical behavior of a metal-plate joint during its overall life as a function of wood density, under static and fatigue tensile stresses.

LITERATURE REVIEW

Until recently, research on the performance of joints has been limited to tests on their static properties (2,9,10,24). Even specifications for wood construction mostly concern the static properties of joints (6,20,25). These tests are inadequate for evaluating continued repeating loads due to climatic changes such as snow and wind, or natural disasters such as earthquakes and typhoons (10,11,24). Also, vibrations due to engines working on a floor, for instance, could produce fatigue stresses. These loads are dynamic and vary with time, which results in fatigue damage of structures.

Polensek and Bastendorf (19) found that nailed joints in light-frame wood buildings are the main sources of damping and stiffness reduction caused by dynamic or cyclic loads.

Tokuda (24) studied fatigue behavior of shearwalls and concluded that dynamic effects accompanying cyclic loads should be considered when designing

The authors are, respectively, Ph.D. student, undergraduate student, and Assistant Professor, Ecole Nationale Supérieure des Technologies des Industries du Bois (ENSTIB), 27, rue du Merle Blance, BP 1041, 88051 Epinal, France; Senior Researcher, Institut National de la Recherche Agronomique (INRA), Centre de Rescherches Forestières de Nancy, 54280 Champenoux, France; and Assistant Professor, ENSTIB. This research work was supported by The European Community and the EC Research project entitled "Northern conifers in fast growing conditions. A step towards an adequate wood supply for industry," EC Research contract AIR PL 920 143. This paper was received for publication in December 1994. Reprint No. 8299.
© Forest Products Society 1995.
Forest Prod. J. 45(11/12):74-82.

light-frame shearwall structures. Many failure cases, the causes of which are unknown, could be attributed to fatigue.

Eckelman (7) observes that dowel joints often loosen in service. Such loosening is usually attributed to internal joint stresses that are thought to develop because of shrinkage and swelling of the wood. Consequently, he studied fatigue behavior of joints. Results clearly demonstrated that his specimens were subject to fatigue damage.

Many parameters can influence mechanical behavior of such joints such as wood density, wood quality, species, rate of loading, connector features, and orientation with respect to the grain angle.

Density

Palka (16) studied the influence of wood density on load/slip behavior and allowable design load of truss-plate joints for three machine grades of two commercial species (spruce and pine), with two orientations (0 and 90 degrees), with a total of 360 specimens. He developed an empirical four-parameter function to describe the complete load/slip behavior of such joints. This equation applied for any lumber grade, specific gravity (SG), and plate orientation tested in static tension. He found that a gain of 0.10 in SG increased the allowable design load by approximately 25 percent within each grade of air-dried spruce and pine lumber. On the other hand, the truss-plate tested exhibited little difference in joint strength for various lumber grades, although differences in lumber grade strength were well established.

Wood quality

Sasaki and Fumoto (21) determined how bending properties of metal-plate wood trusses are influenced by changes in the qualities of their member-elements and joints. Load deflection relationships of trusses were much affected by member-element stiffnesses and the joint stiffness. Flexural rigidity was found to be linearly correlated to the member stiffness and joint stiffness: trusses that were constructed with members of small stiffnesses and joints of small stiffnesses were superior in maximum loads to those that were constructed with members of large stiffnesses and joints of small stiffnesses.

Species

Polensek and Bastendorf (19) studied 21 joint types with 15 specimens each, that were tested under fully reversed cycle loading to characterize the damping and stiffness of typical construction joints. Among construction variables, they found that lumber species affected these properties the most; damping ratios of joints between Engelman spruce and plywood are from 10 to 15 percent, while the corresponding values for Douglas-fir and western hemlock are from 20 to 40 percent.

Soltis and Mtenga (23) compared lateral nail resistance determined by static and cyclic loading to determine whether static load design criteria apply to dynamically loaded structures and found that there are almost no differences in joint resistance whether the side member was 1/2-inch-thick plywood or 1-1/2 inch-thick Douglas-fir.

Frequency – rate of loading

A building subjected to random forces such as wind or earthquakes vibrates at its natural frequency. For low-rise timber buildings, natural frequencies range from 5 to 14 Hz (14). This means that joints will be loaded at a frequency corresponding to these natural frequencies. Wilkinson (26) found that changing the frequency of the vibrational loading changed the stiffness behavior of nailed and bolted joints.

Soltis and Mtenga (23) found that the effect of the higher frequency on nail strength was significant, however, as more cycles were applied, other factors like the extent of permanent deformation in the wood matrix surrounding the nail became more significant, thus offsetting the rate of load effect.

Hayashi et al. (10) studied wood butt joints and reported that specimens subjected to 10 cycles per minute (cpm) (0.167 Hz) rate of load schedules yielded fatigue strengths slightly lower than those subjected to 100 cpm (1.67 Hz) and 1,000 cpm (16.7 Hz), and there were almost no differences of strengths between the 100 cpm and 1,000 cpm schedules. They suggest that a low rate of loading may affect the duration of load and consequently creep properties of the joints and concluded that, concerning design for loads occurring in earthquakes and typhoons, it may not be necessary to take these low rates of loading into account.

Connector features

Meistermann and Ohnimus (15) tested two sizes of connectors (B24, 64 teeth, 50 mm wide; and B35, 120 teeth, 75 mm wide) in static tensile and fatigue tests. They found that size had a slight influence on the fatigue life of joints. In fatigue tests, the B35 connector was weaker than the B24 (but at a much higher load level), whereas in static tests, the B35 could bear a lower load level per tooth and the same load level by surface unit, but could absorb 2.3 times more energy at failure than the B24 connector.

Hayashi et al. (10) found that the fatigue limit (fatigue strength at 10^7 cycles) was 27.4 percent (type A connector, 20 teeth) and 20.8 percent (type B connector, 60 teeth) of the static tensile strength and that the fatigue strengths per tooth were 13.3 kgf and 10.3 kgf, respectively, for type A and type B. They suggest two explanations for the phenomenon: the first one is based on a size effect, that is, the larger the specimen, the lower the fatigue strength, and the other is related to the stress distribution in the connector, not only in the plate itself but also in the teeth depending on their location in the connector. With an increase in the number of teeth and plate size, stress becomes concentrated on some teeth; as a result, the fatigue strength per tooth of a small-size connector is higher compared to a large-size connector.

Connector orientation

Gebremedhin et al. (8) tested 36 metal-plate-connected wood joints in tension and shear. Tests included the four Canadian standard orientations and intermediate orientations of 30, 45, and 60 degrees. For joints tested in tension, the strength and stiffness values were lower when the major axis of the connector plate was oriented perpendicularly to the applied load compared to parallel orientation. The stiffness values at the critical joint slip were also lower for the perpendicular orientations.

In what follows, we analyze the decrease in maximum load and life prediction under cyclic loading. Hayashi et al. (10) found a linear relationship between load levels and number of cycles to failure up to 5 million cycles and then to a definite fatigue limit. The fatigue limit lies at around 20 to 25 percent of the static tensile strength for non-reversed loading and 17 to 20 percent for reversed loading.

Eckelman (7) observes that for dowel joints, the fatigue limit may be as low as one-sixth of its ultimate static strength.

TABLE 1. — Characteristics of the two wood density families (MC = 12%).

	High density	Low density
Number	15	14
Density		
Maximum	0.56	0.38
Minimum	0.45	0.34
Average	0.48	0.36
Standard deviation	0.037	0.012

Atherton et al. (4) subjected nailed joints to cyclic loading with reversal of loading at different load levels. Results indicate an increase in deformation after cycling with regard to the initial slip. The increase was more pronounced at higher load levels. These results suggest a drop in load resistance at a given slip.

Mack (13) subjected nailed joints to 10,000 cycles (no load reversals) and found that the final joint slip increased with increase in load level and number of cycles. Like previously mentioned results, an increase of slip at constant load suggests a decrease in resistance at a given slip.

Soltis and Mtenga (23) compared lateral nail resistanee determined by static and cyclic loading to determine if static load design criteria apply to dynamically loaded structures. Two joint configurations were tested dynamically at 1 and 10 Hz cyclic frequency and compared to static tests. Comparisons indicate that at small deformations the increase in joint capacity due to a higher rate of loading is offset by decreased joint capacity due to load cycling. At large deformations and numbers of load cycles, joint resistance decreases.

Tokuda (24) studied fatigue of nailed shear-wall panels under fully reversed cyclic loading. They found that fatigue life could be successfully predicted from the fatigue properties of small nailed joints. To prevent damage, the endurance load limit of wall panels under reversed cyclic loading, as predicted from joints, should be about a 30 to 35 percent load ratio.

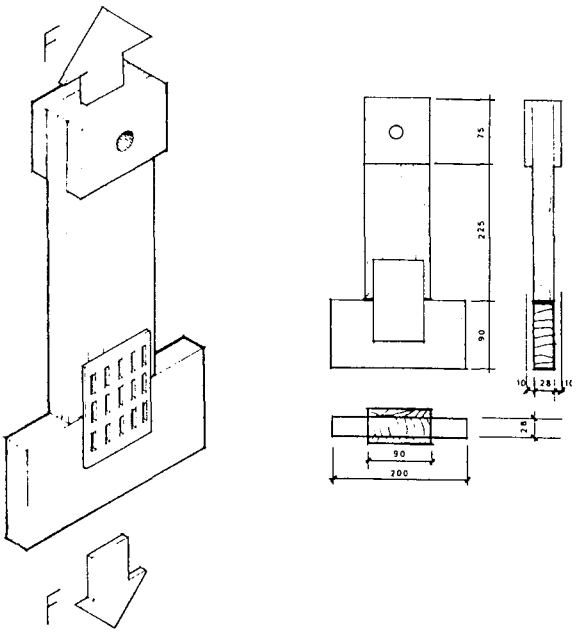


Figure 1. — General shape of samples.

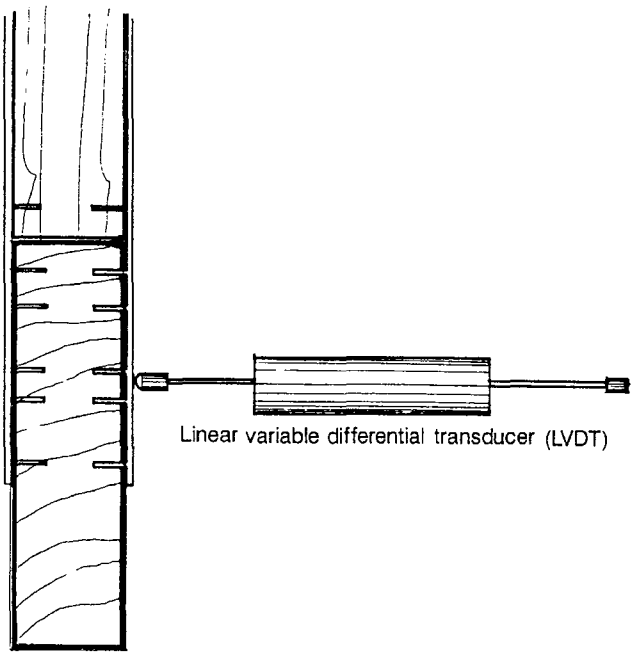


Figure 2. — Apparatus for measuring horizontal displacement of connectors.

MATERIALS AND METHODS

Two Norway spruce (*Picea abies* Karst) stands, identified as Grandvillers located in Vosges Department and Heez d'Hargnies located in Ardennes Department, were used in this study. In 1986, 31 and 34 trees were sampled, respectively. The Grandvillers trees were fast grown and were sampled at age 25. The diameter at breast height (DBH) averaged 225 mm. The stand's mean height was 16.8 m. The Heez d'Hargnies trees were slow grown and were sampled at age 55. The DBH averaged 273 mm. The stand's mean height was 21.4 m. The trees from both stands were processed into lum- ber. Pieces measuring 30 mm by 100 mm were sampled from these two groups of lumber. The specimens were separated into two matched families of density at average 12 percent MC (**Table 1**).

Every sample was made from straight-grained clear wood, four faces planed (with finished dimensions 28 mm by 90 mm), square cut, and assembled at a 90-degree angle. Planing was necessary to allow perfect fastening between mem-

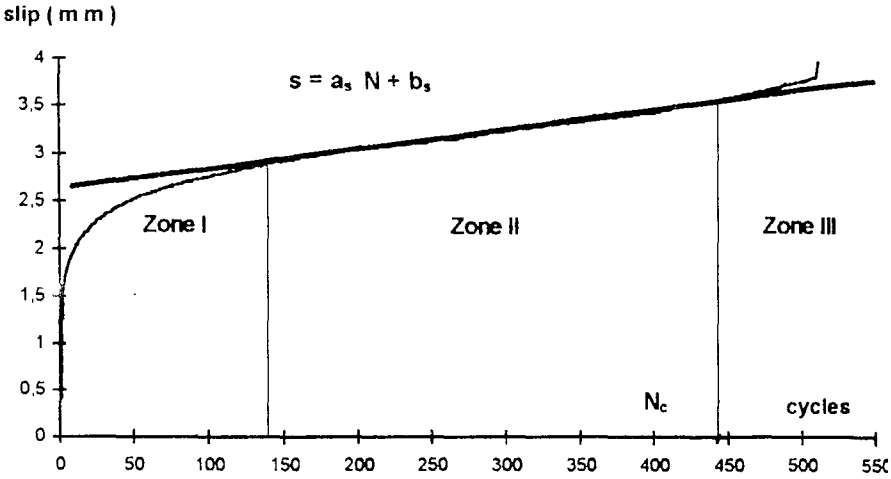


Figure 3. — Residual joint slip versus number of cycles.

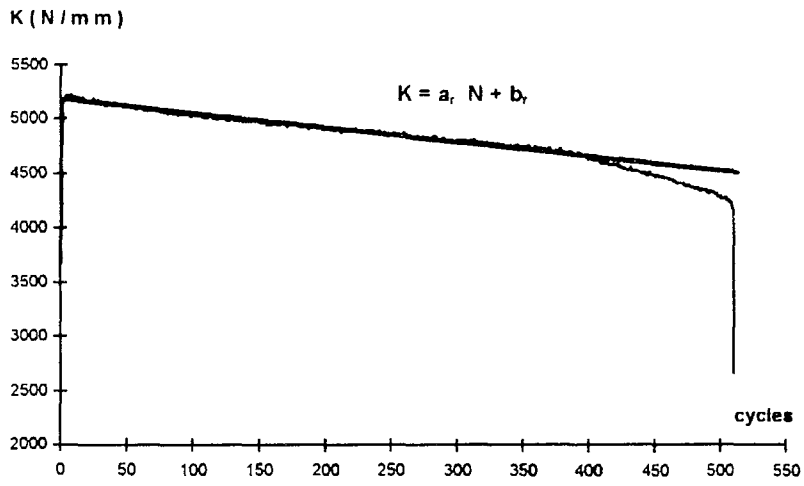


Figure 4. — Stiffness variation versus number of cycles.

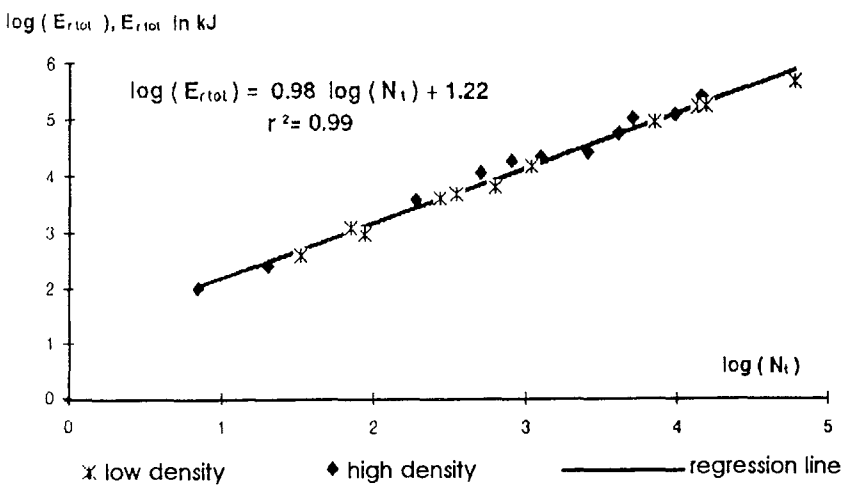


Figure 5. — Variation of residual energy versus number of cycles for every sample.

bers, as suggested by previous studies (15). Each sample was shouldered by 10-mm-thick glued oak plates on both sides to limit crushing at the point of load application. No knots were accepted in the connector application area. Joint geometry is illustrated in **Figure 1**.

The galvanized "gang-nail type" (punched-out tooth) steel metal-plate connectors were 75 mm by 125 mm and 1 mm thick, the standard B-35 model from Stanley-Bostitch (6 rows and 20 columns of teeth (1.28 teeth/cm^2 or 8.25 teeth/in.^{2}), 8 mm long by 3 mm wide by 1 mm thick). They are in general use to fasten wood structures in France. The joints were prepared by pressing two connectors into the opposite sides of each connection. The assembling of wood members followed the UEAtc (25) Guidelines for Agreement of Metal Plate Connectors. The pressure of driving was 2.2×10^6 Pa.

Testing apparatus

All tests were made with an Instron test machine model 4206. One should remark that this device is not especially conceived for fatigue tests but the advantage of utilizing it is that each cycle could be followed in detail. For some tests, a linear variable differential transducer (LVDT) was placed perpendicularly to the connector plane, so as to follow the loosening of teeth as displayed in **Figure 2**.

After testing, the MC was determined by means of little cubes cut from samples weighed in air-dry and ovendry conditions according to AFNOR (1). MC ranged from 10.7 to 11.7 percent, so it can be eliminated as the cause of any variation.

Mechanical tests

Static tests. — Static tensile tests were performed on three specimens of each density category in order to define a loading threshold for fatigue tests. Two samples had boundary values of density in each lot and one had a center value. These values of rupture were averaged and were used to determine the number of cycles for the fatigue tests.

There were six static tests performed overall, three for each wood density category.

Fatigue tests. — Tests by cyclic loading were only made in a non-reversed load schedule (varying tension) following a sinusoidal function (10). The rate

of displacement of loads was rigorously controlled at 50 mm/m, which gives a frequency of 0.28 Hz or approximately 1,000 cycles an hour. The lowest load level was fixed at 0.1 kN for every specimen. The highest level varied from specimen to specimen depending on wood density and number of cycles required. This value will be called F_{imp}, the imposed load, which was obtained by the combination of two procedures. First, we compared the level of load reported by Ohnimus and Meistermann (15), who worked on the same type of joint, and established a relation between imposed load and number of cycles to failure. Their results provided some information about the imposed load necessary for a given number of cycles. Since they did not consider wood density, we had no indication of low-density sample behavior. Therefore, we used an empirical procedure, that is, we applied a fraction of the characteristic average rupture load in static tests within each density family as imposed load, for the first fatigue test, and then recorded the number of cycles to failure. For a longer test, the threshold of load was increased and vice-versa.

The total number of cycles was thus limited and ranged from 10^2 to 10^4. In each cycle, joint slip, stiffness, supplied energy, and damaging residual energy were calculated and recorded. The test ends by a slip of 10 mm in comparison to the starting point.

There were 23 fatigue tests performed: 11 for the low-density category and 12 for the high-density category.

Results and Discussion

Three aspects will be considered in the analysis of the results:

1) stiffness variation; 2) energy analysis; and 3) analysis of rupture.

Residual Slip and Stiffness as a Function of the Number of Cycles

In **Figure 3**, one can recognize three pattern zones:

Zone I: Setting of connector teeth. It is characterized by a fast increase of slip. This zone can be as wide as 30 percent of the total number of cycles.

Zone II: Linear increase of damage and stabilization of damage rate.

Zone III: A sudden increase of damage and following rupture. The beginning of this zone ranges from 80 to 90 percent of total cycle number. **Figure 4** depicts the joint stiffness variation

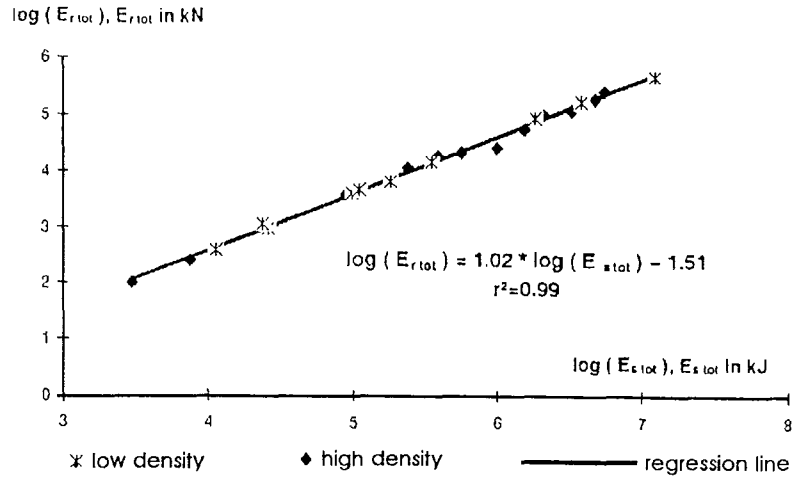


Figure 6. — Variation of residual energy versus total supplied energy.

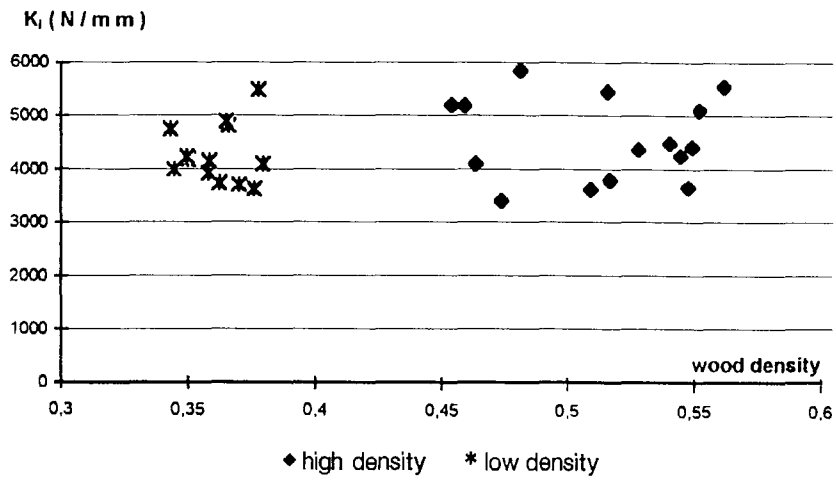


Figure 7. — Initial joint stiffness versus wood density.

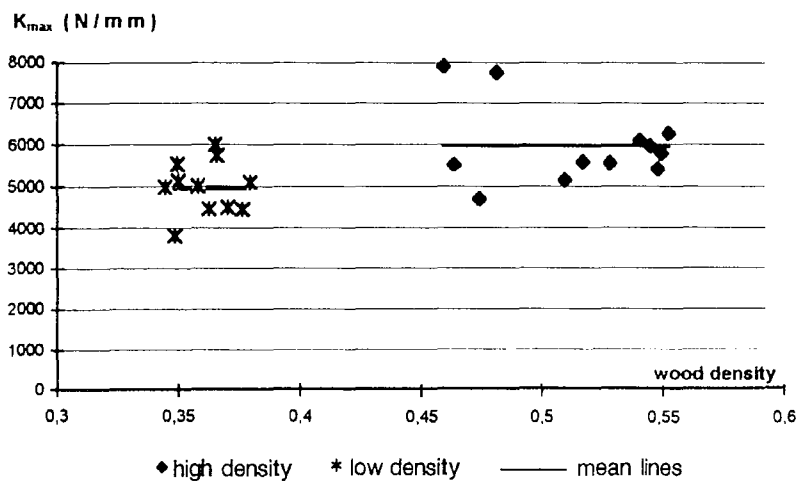


Figure 8. — Maximum joint stiffness versus wood density.

against the number of cycles. One can observe the same three zones. These results are consistent with previous studies (11).

ENERGETIC APPROACH

For each sample, total residual energy was measured (E_r is the lost energy in each cycle). The main objective was to determine whether there was a value of residual energy independent of the number of cycles beyond which rupture occurs.

Figure 5 shows the total residual energy as a function of the number of cycles. From the regression equation, it seems that the E_r does not depend on wood density. The E_r equation is expressed as follows:

$$E_r = 16.6\ N_{t0.98} \qquad [1]$$

Since E_r depends on the number of cycles, it does not characterize the joint damage, but the energy lost in friction between wood and metal, during a cycle of loading/unloading. Relations between E_r and E_s can be written in two different ways:

$$E_r = 0.03\ E_{s1.02} \qquad [2]$$

$$E_r/E_s = 0.03\ E_{s0.02} \qquad [3]$$

Figure 6 represents the amount of the total residual energy E_r against total supplied energy E_s, both in logarithmic functions. It appears that the amount of this energy ranges from 3.5 to 4.1 percent of overall supplied energy regardless of wood density (**Fig. 6** and Eq. [2]).

EFFECT OF WOOD DENSITY ON JOINT STIFFNESS

Figure 7 shows the relationship between initial stiffness, the one measured in the first cycle, and wood density. From that figure, the two populations of specimens can be recognized and no correlation could be established between stiffness and wood density. This means that stiffness was clearly a function of parameters other than density, such as cutting mode or embedment of teeth. Average values are very close to each other (4600 N/mm and 4200 N/mm for high and low density, respectively (~ 9.5% of difference). Maximum stiffnesses were recorded as well (**Fig. 8**). An average difference of 1000 N/mm was observed between specimens of low- and high-density categories (~20%). Maximum stiffness occurred within the first 30 cycles, which fits with zone 1 of connector setting. The general statistics on stiffnesses for the two density families are shown in **Table 2**.

TABLE 2. — General statistics of initial stiffness and maximum stiffnesses for two categories of wood density.

Stiffnesses[b]	No. of measurements	Mean	Confid. −95%	Confid. +95%	Minimum	Maximum	SD[a]
Kmax_hi	11	6,086	5,419	6,753	4,745	7,955	993
Kmax_lo	11	4,995	4,562	5,428	3,830	6,035	645
Kini_hi	15	4,613	4,183	5,043	3,456	5,890	776
Kini_lo	14	4,214	3,865	4,563	3,209	5,506	604

[a] SD = standard deviation.
[b] Kmax_hi = maximum stiffness of high-density category; Kmax_lo = maximum stiffness of low-density category; Kini_hi = initial stiffness of high-density category; Kini_lo = initial stiffness of low-density category.

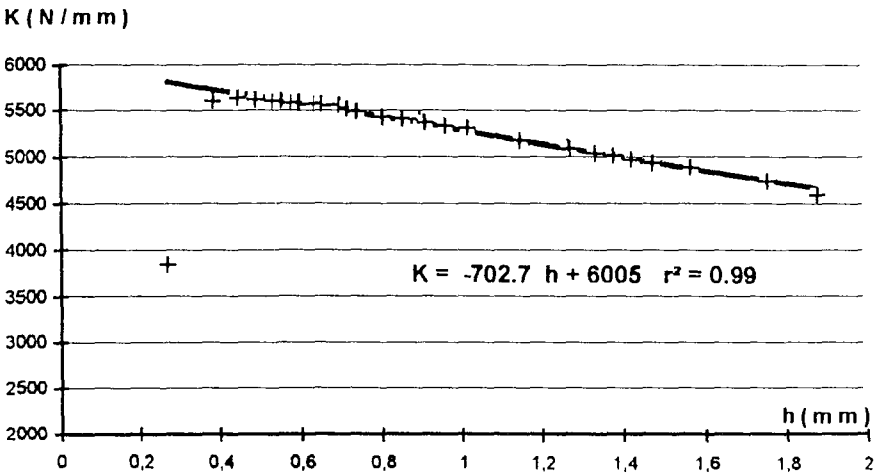


Figure 9. — Stiffness decrease versus connector horizontal displacement.

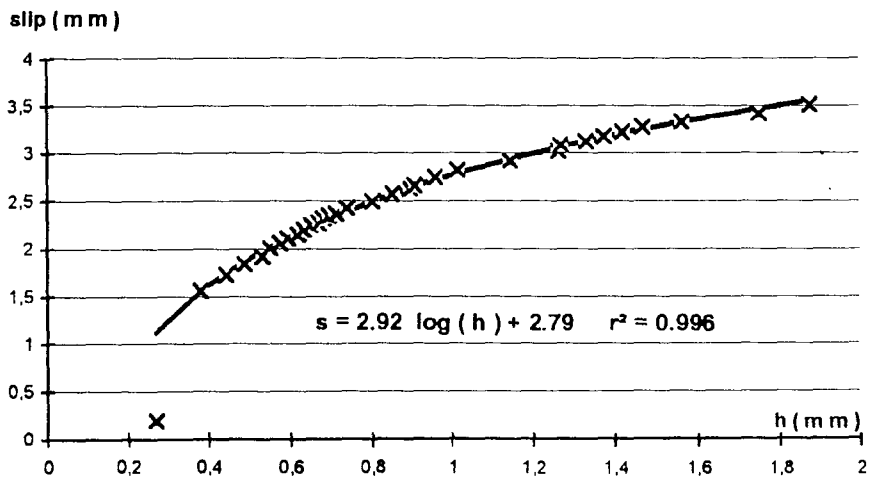


Figure 10. — Variation of slip versus connector horizontal displacement.

EFFECT OF THE CONNECTOR HORIZONTAL DISPLACEMENT ON STIFFNESS AND SLIP

To get more information about stiffness and slip of joints, an LVDT was placed perpendicularly to the sample face as shown previously (**Fig. 2**), to measure horizontal displacement of the connector. Values were recorded by means of a plotter during the test.

Figure 9 shows plainly that the stiffness decrease was fully affected by connector loosening, and that the slip followed the same pattern (**Fig. 10**). The first point was not taken into account in the regression because it corresponded to the tooth setting zone.

RUPTURE ANALYSIS - WÖHLER DIAGRAM

The Wöhler diagram relates imposed load and overall number of cycles. This is the only means of getting full informa-

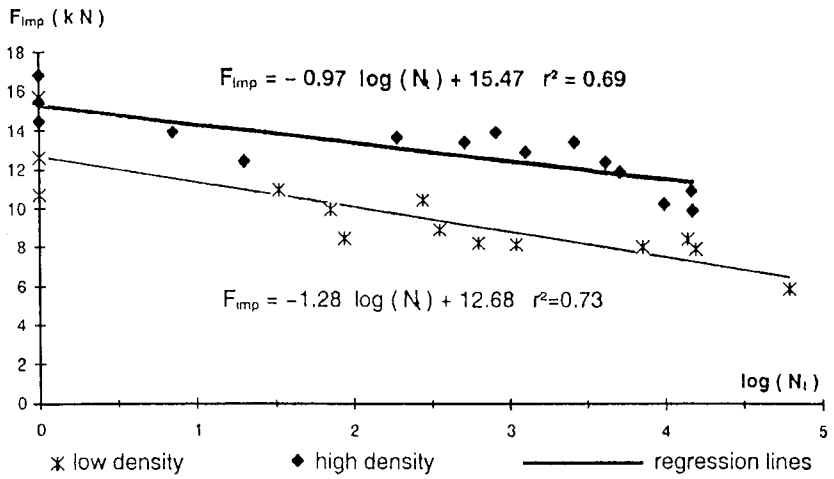


Figure 11. — Imposed load versus number of cycles.

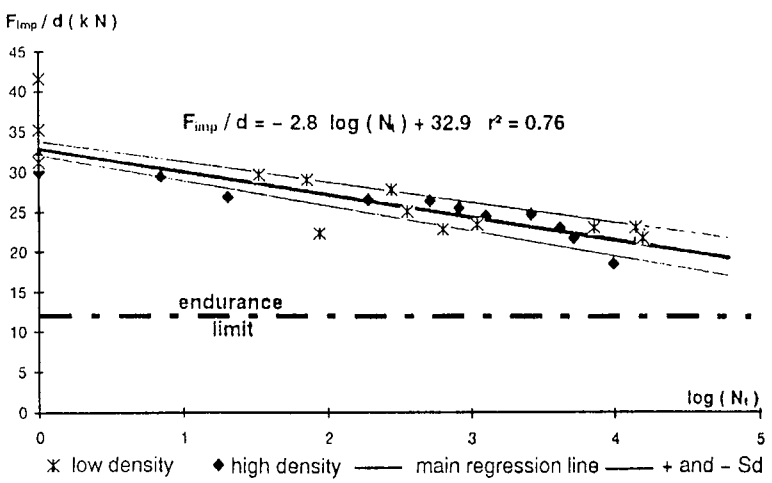


Figure 12. — Coefficient of imposed load divided by wood density versus number of cycles.

tion about the joint life in fatigue tests (15). The two categories of sample characterized by low and high density were plotted, as shown in **Figures 11 and 12**:

High-density specimens withstood higher loads than low-density specimens. In static tests (points on *y*-axis in **Fig. 11**), average ultimate tensile strength was 30 percent greater for high-density samples than for low-density samples, which is consistent with previous studies (16). Fatigue tests followed the same pattern, showing the two regression lines with practically identical slopes, which means that whatever density was, damage was the same for different load levels. In order to eliminate density influence on the connector behavior, a coefficient defined as F_{imp}/density was introduced and is shown in **Figure 12**. It becomes clear that all points tend toward a central regression line. The two regression lines plotted on both sides of the main line were deduced from standard deviations of the coefficients of the main line. The main capacities of that diagram are to assess the risk of rupture of a joint for a given load and its endurance limit, the limiting load value, below which a material can presumably endure an infinite number of stress cycles, 10 million according to Lewis (12). From the graph in **Figure 12**, the endurance limit of this joint can be deduced. It might be situated, by extrapolation, around 40 percent of the ultimate tensile static strength corrected by individual densities, which is a little higher than reported in other studies where it ranged from 20 to 35 percent of the static strength for three systems of joining (dowel, nailed, and metal-plate joints) (7,10,24).

Failure analysis

During tests, two different types of failure were observed.

Type I. — All nails were pulled out and wood fiber around the nails was deeply damaged. This kind of rupture occurred on samples that performed a low number of cycles (< 2,000). This is similar to static tests and is in accordance with previous studies (10,15).

Type II. — Some teeth were sheared and the rest pulled out. It seemed that some teeth failed under fatigue first, increasing the load on the remaining ones sufficiently to pull them out before fatigue could set in (10). This kind of failure was observed for the samples that performed a number of cycles higher than 2,500. In our study, there were no specimens for which all teeth were sheared, as reported by Hayashi et al. (10). This was probably because 1) the number of our imposed load limits was much higher than theirs and, consequently, specimens performed many fewer cycles (maximum 10^4 for just one specimen); and 2) they just tested butt joints, whereas in our experiment, the main study was on 90-degree-angle joints, which yield lower strength (8). Jang et al. (11) reported that most fatigue failures of nailed joints were caused by nail fatigue fracture. However, at 70 kgf load (their highest load level applied), the failures were caused by nail withdrawal as well as nail fatigue fracture.

Tooth shear failure analysis

The number of sheared teeth was plotted against number of cycles in order to determine when the first sheared teeth occurred. To eliminate wood density influence, a correction of sheared teeth number by individual sample density was made as shown in **Figure 13**. According to the regression line, it appears that the first sheared teeth occurred around 2,100 cycles. Samples 13 and 28 performed almost the same number of cycles under different loads, although cut and density differed. Sample lower parts were radial cut and tangential cut, respectively, to specimens 13 and 28. **Table 3** shows the overall characteristics of those samples.

Teeth embedded on a radially cut wood member anchored better than on a

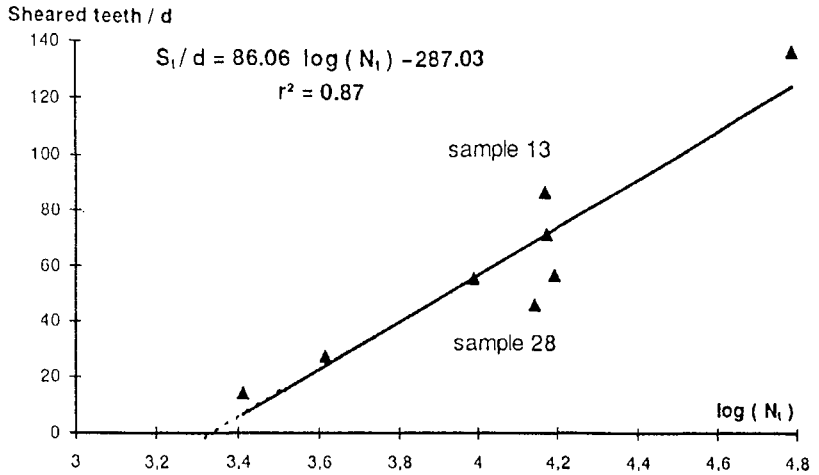
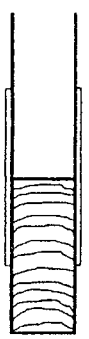
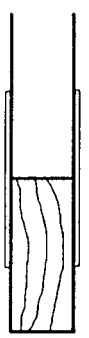


Figure 13. — The number of sheared teeth corrected by wood density versus number of cycles.

TABLE 3. — Characteristics of specimens 13 and 28.

Specimen	13	28
Mean density	0.481	0.366
Load (kN)	11	8.5
No. of cycles to failure	14,686	13,869
Lower part cutting mode		
No. of sheared teeth	42	17

tangentially cut member. It seemed that the orientation of ring curves strengthened tooth embedment into wood and delayed connector pull-out, making shearing of teeth more common. Furthermore, teeth embedded in softwood tended to crush the wood matrix around them and thus were less stressed in fatigue. This influence could also be related to the disposition of anatomical elements and to the mechanical properties of the two wood members. Further tests should be performed to study this influence.

Conclusions

The influence of wood density on the mechanical behavior of metal-plate connector joints under cyclic loading was analyzed and the following conclusions can be drawn.

Damage residual energy depends on the number of cycles, and so expresses the friction between wood and metal. It represents an amount ranging from 3 to 4 percent of overall supplied energy for any wood density. High-density wood joints are in general more rigid and can bear an average of 30 percent greater load than low-density joints. Apart from the initial imposed load level, wood density does not influence mechanical behavior of this type of joint.

Corrections of imposed load (F_{imp}) by density bring experimental points closer to a regression line in the Wöhler diagram. That equation does not allow an accurate estimation of joint life. Nevertheless, the endurance limit can be relatively easy to estimate and is situated at around 40 percent of the ultimate static tensile strength corrected by individual densities. Current specifications for allowable stresses are not adequate for designing metal-plate wood joints, regardless of wood density, and do not take into account fatigue effects due to cyclic loads.

For any wood density, the connector horizontal displacement is responsible for the decrease in stiffness and increase in vertical slip of the joint.

In this study, the first sheared tooth occurred by 2,100 cycles. Beyond that threshold, shearing of teeth is the main parameter determining joint life.

In order to improve the structural utilization of low-quality wood from fast-grown conifers, it is necessary to measure parameters other than density, such as mechanical properties, quantification of defects, etc.

Further studies should be conducted for a better understanding of the mechanical behavior of metal-plate connector joints.

Literature Cited

1. Association Française de Normalisation - NF B 51-003, 1985. Conditions générales d'essais. Essais physiques et m caniques. AFNOR,Paris La Défense (in French). (French Assoc. of standards. General conditions for physical and mechanical testing of wood.)
2. Abendroth, R.E. and T.J. Wipf. 1989. Cyclic load behavior of bolted timber joints. J. of Structural Engineering 115(10):2496-2510.
3. Albrecht, P., A.H. Sahli, and F. Watter. 1987. Fatigue strength of bolted joints. J. of Structural Engineering 113(8):1834-1849.
4. Atherton, G.H., K.E. Rowe, and K.M. Bastedorf. 1980. Damping and slip of nailed joints. Wood Sci. 12(4):218-226.
5. Carino, H.F. and E. Biblis. 1993. Economic impact of plantation timber inputs on dimension lumber production – a case study. Forest Prod. J. 43(5):37-43.
6. Centre Technique du bois et de l'Ameublement. Cahier 111. 1978. Recommendations pour le calcul des charpentes industrialisées assemblées par connecteurs et par goussets. CTBA Paris, 79 pp. (in French). (Recommendations for the design of industrialized wood trusses assembled with metal-plate connectors and side members.)
7. Eckelman, C.A. 1970. The fatigue strength of two-pin moment-resisting dowel joints. Forest Prod. J. 20(5):42-45.
8. Gebremedhin, K.G., M.C. Jorgensen, and C.B. Woelfel. 1992. Load-slip characteristics of metal plate connected wood joints tested in tension and shear. Wood and Fiber Sci. 24(2):118-132.
9. Hayashi, T., M. Masuda, and H. Sasaki. 1979. Rotating bending fatigue properties of timber butt joints with metal plate connectors. J. of the Society Material Sci., Japan. 28(7):623-628.

Nom : DE MELO MOURA

Prénom : Jorge Daniel

DOCTORAT de l'UNIVERSITE HENRI POINCARE, NANCY-I

en SCIENCES DU BOIS

VU, APPROUVÉ ET PERMIS D'IMPRIMER

Nancy, le - 6 MAI 1996 UHP 22

Le Président de l'Université

J.P. FINANCE

3C-F9

UNIVERSITÉ HENRI POINCARÉ · NANCY 1
24-30, rue Lionnois B.P.3069 54013 Nancy cedex
Tél : 83 32 81 81 Fax : 83 32 95 90
Adresse électronique : _____ @presn1.u-nancy.fr